doi:10.3969/j.issn.1001-4837.2025.01.005

设计计算

新型双钢板-混凝土LNG外罐静力性能分析

袁朝庆[1,2],房宽光[1],张证柱[1],张　浩[1],李　月[1]
(1.东北石油大学 土木建筑工程学院,黑龙江大庆 163318;
2.黑龙江省高校防灾减灾及防护工程重点实验室,黑龙江大庆 163318)

摘　要:为了研究新型双钢板-混凝土LNG外罐在重力、预应力、液体压力、活荷载和内部气压等不同荷载组合下的力学性能,以16万 m^3 新型双钢板-混凝土LNG外罐为研究对象,利用Abaqus建立新型外罐模型,施加11种荷载组合,分析新型外罐在多种静力荷载下的性能。结果表明,罐顶活荷载对罐壁的影响较小;在相同荷载下,新型双钢板-混凝土LNG外罐比传统预应力混凝土LNG外罐具有更高的承载能力和更好的性能;低温环境使混凝土的承载能力有所提升,罐壁的位移有所减小;由于预应力的控制,随着泄漏液面高度的增加,罐壁的位移逐渐减小。研究的新型双钢板-混凝土LNG储罐具有良好的安全性,并有利于提高施工速度。

关键词:双钢板-混凝土组合结构;LNG储罐;热固耦合;力学性能
中图分类号:TH49;TE972;TB115　　**文献标志码:**A

Static performance analysis of new double steel plate-concrete LNG outer tank

YUAN Zhaoqing[1,2],FANG Kuanguang[1],ZHANG Zhengzhu[1],ZHANG Hao[1],LI Yue[1]
(1.School of Civil Engineering and Architecture,Northeast Petroleum University,Daqing 163318,China;
2.Heilongjiang Provincial Key Laboratory of Thermal Utilization and Disaster Reduction of New Energy in Cold Regions,Daqing 163318,China)

Abstract: To investigate the mechanical performance of a novel double steel plate-concrete composite LNG outer tank under various load combinations including gravity,prestressing,liquid pressure,live load,and internal gas pressure,a 160 000 m^3 LNG outer tank was modeled using Abaqus.Eleven load combinations were applied to analyze the tank's behavior under static loads. Results indicate that the live load on the tank roof has minimal impact on the tank wall.Compared to traditional prestressed concrete LNG outer tanks,the novel double steel plate-concrete composite structure exhibits higher load-bearing capacity and superior performance under identical loads.The low-temperature environment enhances the concrete's load-bearing capacity and reduces wall displacement.Additionally,due to prestressing control,wall displacement gradually decreases as the leaked liquid level rises.The proposed double steel plate-concrete LNG tank demonstrates excellent safety and improves construction efficiency.

Key words: double steel plate-concrete composite structure; LNG storage tank; thermo-mechanical coupling; mechanical properties

0　引言

液化天然气(LNG)储罐是存储和运输液化天然气的重要设施,LNG储罐需要具备良好的安全性和耐久性。以16万 m^3 的全容式储罐(由内罐和外罐组成)为例,内罐通常采用9%Ni钢等,用来储存LNG,外罐一般为预应力混凝土结构,起到包容和保护内罐的作用。

收稿日期:2024-09-23　**修回日期:**2024-12-26
基金项目:国家自然科学基金面上项目(52478237);黑龙江省自然科学基金联合引导项目(LH2020E018)

LNG储罐一旦泄漏不仅威胁着人类的生命和财产安全，还会对生态环境造成严重的破坏。LNG是超低温液体，内罐泄漏情况下的温度荷载和其他荷载对于储罐外罐性能势必产生影响[1-2]。国内外学者对于LNG储罐泄漏进行了大量的试验和仿真研究。高嵩等[3-4]建立了罐壁、穹顶、环梁、扶壁柱及罐底桩位约束的混凝土外罐模型，对其进行了不同静力荷载（重力、罐顶压力、罐内气压、罐内液压）工况组合下的结构响应分析，得出LNG储罐外罐水平截面和竖直截面的内力沿着高度的变化规律，并进行了对比分析。RÖTZER等[5-6]深入探究了在流体对流传热因素的影响下，LNG储罐罐壁内筒和外筒的温度变化规律。DAHMANI等[7]对LNG储罐泄漏条件下的混凝土外罐温度分布情况进行了研究，在热应力的影响作用下，混凝土外罐大概率会产生变形收缩现象，使罐内低温LNG液体沿着裂缝流出，严重威胁储罐的安全性能。传统的LNG外罐施工难度较大，预应力混凝土外罐壁厚度一般为800 mm，其建造过程相对复杂，需要较高的技术水平和施工经验；在使用过程中，容易出现裂缝。

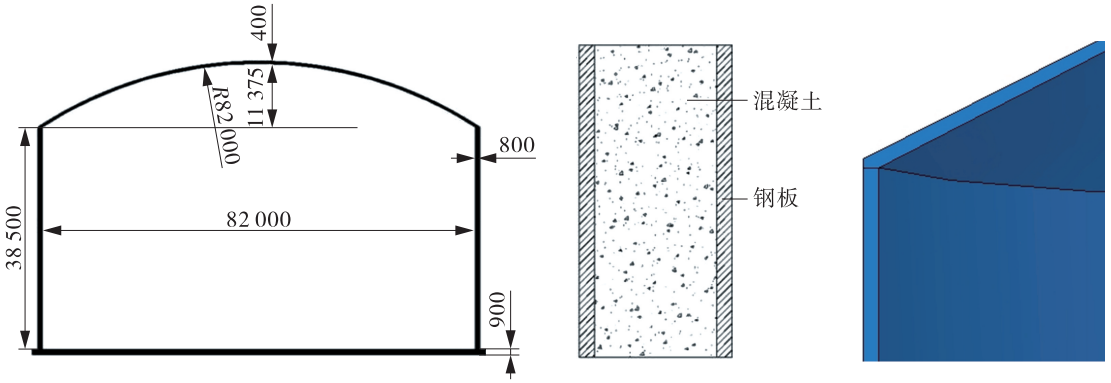
双钢板-混凝土组合结构具有良好的承载力和抗震性能，能够承受较大的垂直荷载，而且在水平力作用下，表现出良好的稳定性和延展性。聂建国等[8-13]试验研究评估了多个双钢板组合剪力墙试件的抗震性能，试验结果表明，低剪跨比的双钢板-混凝土组合剪力墙在剪切承载能力上有显著提升，表现出良好的延性和能量耗散能力，具备较优的抗震特性。陈丽华等[14-15]试验研究了两块钢板之间不同连接形式对试件相应性能的影响。王涛等[16]重点阐述在不同工况下，基于新型槽钢连接件双钢板-混凝土组合结构的破坏机理与性能分析，并发展了相关理论及数值分析模型。董宏英等[17]为提升钢板混凝土组合剪力墙在地震作用下的性能，提出了一种在端部配置无粘结钢筋的创新设计方案。

由上述分析可知，双钢板-混凝土组合结构形式具有良好的抗震性能，混凝土外侧的钢板代替模板，可以减少支模和拆模时间，提高施工速度。因此，将抗震性能更好和施工速度更快的双钢板-混凝土组合结构应用在LNG储罐外罐壁，利用双钢板-混凝土组合结构代替LNG预应力钢筋混凝土外罐，形成新型双钢板-混凝土LNG外罐，研究其空罐和满罐时静力力学性能。储罐在运行过程中会有各种荷载作用在混凝土外罐上，因此，需要对双钢板-混凝土在各种静力荷载作用下的力学性能进行分析。

1 新型双钢板-混凝土LNG外罐有限元模型建立

1.1 模型参数

以某16万 m^3 的LNG储罐为研究对象，储罐结构如图1所示，利用Abaqus软件，根据其尺寸建立新型双钢板-混凝土LNG外罐模型。LNG储罐结构形式为全容罐，罐内存储-162 ℃的LNG，结构承受各种运行过程中的荷载。新型双钢板-混凝土LNG外罐采用C50混凝土，钢板材料采用Q345，结构如图1（b）所示，穹顶和罐壁混凝土建模时采用一体化建模。外罐内直径82 m，罐壁高度38.50 m，穹顶的半径82 m，穹顶的高度11.375 m，罐壁厚度800 mm，混凝土厚度780 mm，钢板厚度10 mm，底板厚度900 mm。



（a）整体剖面图 （b）LNG储罐外罐壁剖面图 （c）罐壁和穹顶连接示意

图1 储罐结构示意

Fig.1 Storage tank structure schematic

1.2 混凝土和钢材本构模型

刘威[18]对约束混凝土本构进行了大量算例的试算分析，修正了混凝土单轴应力–应变关系的峰值应变和下降段，采用与约束效应系数ξ有关的函数表达式，最终提取可应用于有限元分析的核心混凝土等效应力–应变关系模型如下：

$$\sigma/\sigma_0=\begin{cases}2x-x^2 & (x\leqslant 1)\\ \dfrac{x}{\beta_0(x-1)^{\eta}+x} & (x>1)\end{cases} \tag{1}$$

其中：

$$x=\varepsilon/\varepsilon_0$$

$$\beta_0=\begin{cases}(2.36\times10^{-5})^{[0.25+(\xi-0.5)^7]}f_c^{0.5}\times0.5\geqslant0.12 & \text{(圆钢管混凝土)}\\ \dfrac{f_c^{0.1}}{1.2\sqrt{1+\xi}} & \text{(方钢管混凝土)}\end{cases}$$

$$\eta=\begin{cases}2 & \text{(圆钢管混凝土)}\\ 1.6+1.5/x & \text{(方钢管混凝土)}\end{cases}$$

式中，σ为应力；σ_0为混凝土峰值应力，$\sigma_0=f_c$；f_c为混凝土抗压强度；ε为应变；ε_0为对应于峰值应力的应变，$\varepsilon_0=\varepsilon_c+800\xi^{0.2}\times10^{-6}$；$\varepsilon_c$为混凝土抗压强度对应的应变，$\varepsilon_c=(1\,300+12.5f_c)\times10^{-6}$；$\xi$为约束效应系数，$\xi=A_sf_y/(A_cf_{ck})$；$A_s$，$A_c$分别为钢材和混凝土的截面积；$f_{ck}$为混凝土轴心抗压强度标准值。

根据von Mises塑性屈服准则和流动准则，文中采用简化后的理想三折线模型作为钢材的弹塑性本构模型。

（1）当$\varepsilon_s\leqslant\varepsilon_y$时，$\sigma_s=E_s\varepsilon_s$；

（2）当$\varepsilon_s<\varepsilon_y\leqslant\varepsilon_{s,h}$时，$\sigma_s=f_y$；

（3）当$\varepsilon_{s,h}<\varepsilon_s$时，$\sigma_s=f_y+E_{s,h}(\varepsilon_s-\varepsilon_{s,h})$。

其中，ε_s为钢材应变；ε_y为钢材屈服应变；σ_s为钢材应力；f_y为钢材的屈服强度；$\varepsilon_{s,h}$为应力强化起点对应的应变，取$\varepsilon_{s,h}=10\varepsilon_y$；$E_{s,h}$为钢材强化模量。

1.3 预应力施加

LNG预应力钢筋混凝土外罐壁的竖向、环向配筋率均约为1%；混凝土罐顶径向、环向配筋率均约为1.5%。通过等效荷载法将环向预应力转化成相应的均布荷载。预应力钢筋采用后张法有粘结力结合的形式，预应力钢筋的抗拉强度标准值$f_{pu}=1.86\times10^3$ MPa，弹性模量$E_s=1.95\times10^5$ MPa，泊松比取$\nu=3.0$，线膨胀系数为1.2×10^{-5} K^{-1}，密度为7 850 kg/m^3。

根据等效原则，环向预应力等效成的均布荷载q_0为[19]：

$$q_0=\frac{\sigma_p\delta A_{ps}}{RA_{p0}} \tag{2}$$

式中，q_0为环向预应力等效成的环向均布荷载；σ_p为预应力钢筋的应力，$\sigma_p=\sigma_{con}-\sum\sigma_{li}$；$\sigma_{con}$为预应力钢筋的张拉控制应力；$\sum\sigma_{li}$为预应力损失值总和；$\delta$为混凝土外罐厚度；$A_{ps}$为单股环向预应力钢筋截面面积；$R$为储罐半径；$A_{p0}$为单股环向预应力钢筋有效作用面积。

经计算，沿罐壁高度方向的环向等效均布荷载如表1所示。

表1 预应力等效环向均布荷载

Tab.1 Prestressed equivalent circumferential uniform load size distribution

施加区域	等效环向均布荷载/(kN·m^{-2})
0~3.375 m	127.6
3.375~6.75 m	170.2
6.75~10.55 m	151.2
10.55~14.35 m	113.4
14.35~21.95 m	94.4
21.95~29.55 m	56.6
29.55~37.125 m	56.8
37.125~38.55 m	127.6

1.4 温度相关设置

对温度场传热分析时热力学边界采用稳态对流换热，参照文献[20–21]，取空气对混凝土的对流换热系数为32.55 W/(m^2·K)，封闭LNG气体对钢板的对流换热系数取139 W/(m^2·K)，LNG对钢材的对流换热系数为1 000 W/(m^2·K)。混凝土的热力学材料参数如表2所示。钢材的导热系数为44 W/(m·K)，线膨胀系数1.3×10^{-5} K^{-1}，比热460 J/(kg·K)。

表2 混凝土热力学材料参数

Tab.2 Thermodynamic material parameters of concrete

温度/℃	导热系数/(W·m^{-1}·K^{-1})	线膨胀系数/K^{-1}	比热/(J·kg^{-1}·K^{-1})
20	2.0	8.43×10^{-6}	930
−40	2.2	8.43×10^{-6}	800
−100	2.4	8.43×10^{-6}	600
−200	2.4	8.43×10^{-6}	430

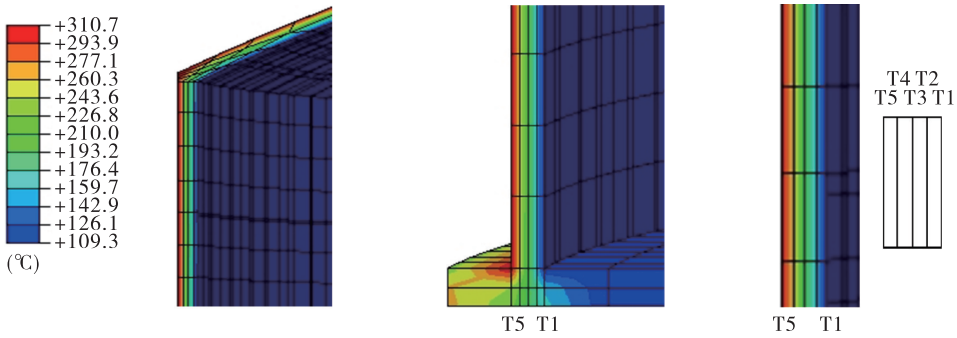
1.5 温度场有限元计算

利用Abaqus进行热力学分析，设置热传递参数，选择稳态分析计算泄漏情况下罐壁和穹顶的温度分布。钢板和混凝土之间采用表面-表面接触，设定热传导接触属性。钢板和LNG，钢板和封闭气体、空气采用表面热交换条件。环境温度设为38 ℃，LNG液体温度设为-162 ℃。将计算的温度场作为预定义场，进行下一步力学分析。沿罐壁和穹顶厚度划分4层，提取5个截面的温度值，从内到外依次为T1~T5，各截面温度值见表3。

表3 各层温度分布数值

Tab.3 Temperature distribution values of each layer

截面	罐壁温度/℃	穹顶底部温度/℃
T1	-157.95	-157.45
T2	-111.65	-113.65
T3	-65.35	-71.95
T4	-15.85	-14.35
T5	37.25	37.15



（a）罐壁和穹顶连接处 （b）底部温度场 （c）罐壁中部温度场

图2 LNG储罐罐壁及穹顶温度场分布

Fig.2 Temperature field distribution of LNG storage tank wall and dome

1.6 边界条件及约束

由于主要研究外罐壁在不同荷载组合下各部件的受力情况，因此，将储罐底部静力情况下设置为完全固定。将预应力荷载、罐顶活荷载及罐内气压等荷载通过压强的方式施加在储罐的罐壁和穹顶的内外两侧，液体压力通过解析场施加在储罐的内壁。荷载施加位置如图3所示。

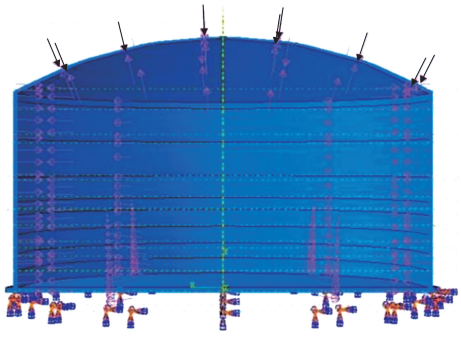


图3 荷载施加示意

Fig.3 Schematic diagram of load application

2 新型双钢板-混凝土LNG外罐静力分析

根据低温储罐的欧洲标准BS EN 14620规定：LNG储罐外罐设计荷载为重力、活荷载，以及气压、液体的压力、预应力等荷载。本文对储罐在重力、预应力、罐顶活荷载、液体压力（泄漏高度按照全泄漏和泄漏3/4，1/2，1/4进行设置）、罐内气压及温度荷载下的性能展开研究。内罐满液位设计高度为34 m，LNG发生泄漏，，LNG在外罐所达到的最大液位为32.4 m。

储罐不同荷载组合如下。

（1）荷载组合1：重力+预应力。

（2）荷载组合2：重力+预应力+罐顶活荷载。

（3）荷载组合3：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度32.4 m）。

（4）荷载组合4：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度32.4 m）+罐内气压。

（5）荷载组合5：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度25.5 m）+罐内气压。

（6）荷载组合6：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度17 m）+罐内气压。

（7）荷载组合7：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度8.55 m）+罐内气压。

（8）荷载组合8：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度32.4 m）+罐内气压+温度应力。

（9）荷载组合9：重力+预应力+罐顶活荷载+

罐内液压（液位高度25.5 m）+罐内气压+温度应力。

（10）荷载组合10：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度17 m）+罐内气压+温度应力。

（11）荷载组合11：重力+预应力+罐顶活荷载+罐内液压（液位高度8.55 m）+罐内气压+温度应力。

2.1 与常规预应力钢筋混凝土外罐对比分析

为了探究LNG双钢板-混凝土外罐在静力下的力学性能，将其与常规预应力钢筋混凝土储罐在其相同荷载下性能进行对比，在不考虑温度作用前提下，前7种荷载组合下的最大位移如表4所示。不同液体高度下的罐壁位移对比如图4所示。

表4 罐壁位移最大值比较

Tab.4 Comparison of maximum displacement of tank wall

荷载组合	普通预应力混凝土储罐/mm	新型双钢板-混凝土储罐/mm	位移差/mm
组合1	9.66	8.13	1.53
组合2	9.65	8.15	1.50
组合3	2.50	2.19	0.31
组合4	2.17	3.07	−0.90
组合5	3.45	3.16	0.29
组合6	6.43	4.95	1.48
组合7	8.26	6.68	1.58

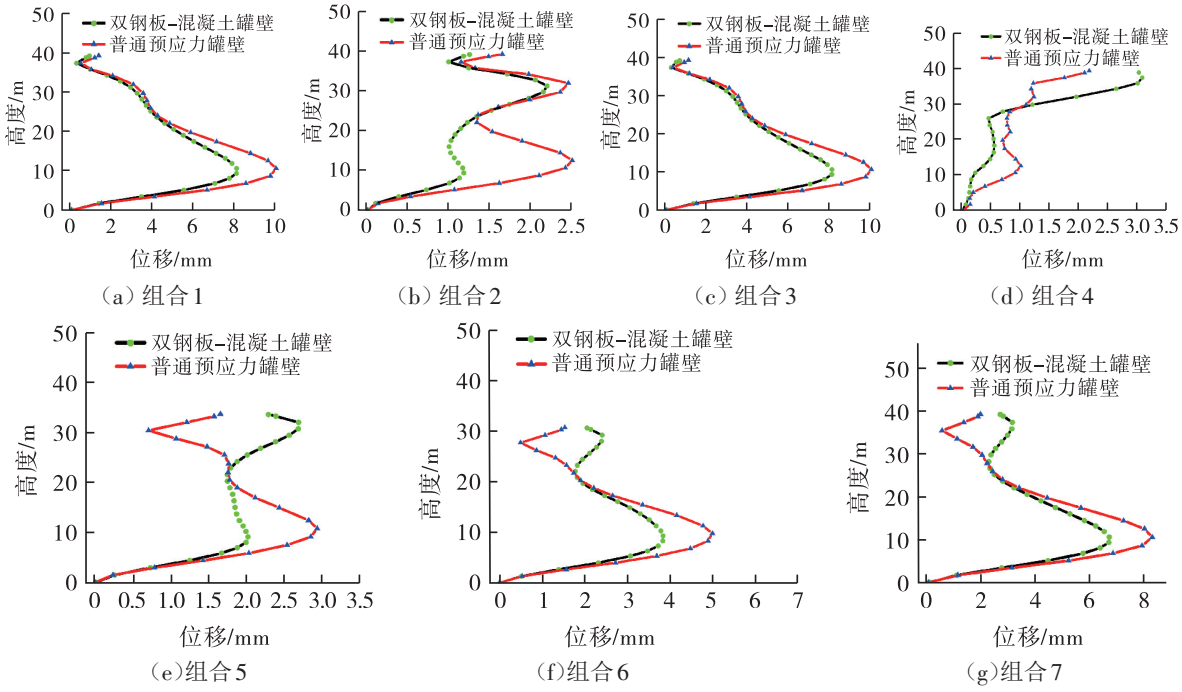


图4 7种荷载组合位移对比

Fig.4 7 groups of load combination displacement comparison diagram

由表4可知，除了组合4，其他6种荷载组合下，预应力钢筋混凝土LNG储罐的罐壁位移最大值均大于新型双钢板-混凝土LNG储罐的位移最大值。二者都是在组合1和组合2位移峰值（离地10.55 m高度处）最大。最大层间位移角为0.000 92<0.000 1，符合GB 50011—2010《建筑抗震设计规范》中剪力墙结构层间位移角1/1 000限值的要求。预应力钢筋混凝土LNG储罐与新型双钢板-混凝土LNG储罐位移极值在荷载组合7相差最大（相差1.58 mm），在荷载组合4相差最小（相差0.29 mm）。

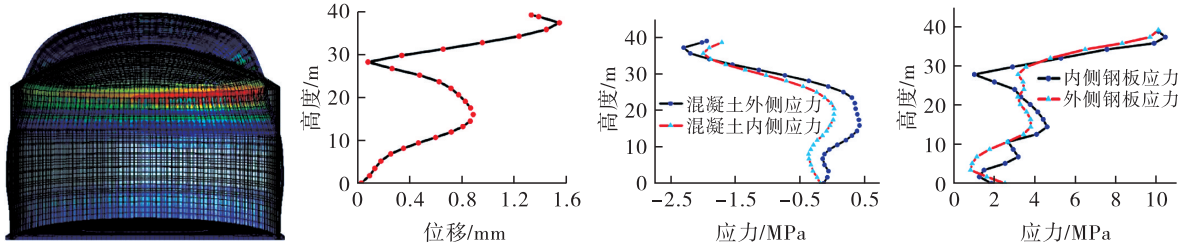
由图4可以看出，预应力钢筋混凝土储罐（以下简称普通储罐）与双钢板-混凝土LNG储罐的位移变化趋势相同，最大位移出现的高度也基本相同。组合1~3情况下，普通储罐不同高度的位移，基本都大于新型双钢板-混凝土LNG储罐；组合4情况下，在高度30 m以上，新型双钢板-混凝土LNG储罐位移较大，在高度30 m以下，普通储罐位移较大；组合5~7情况下，在高度25 m以上，新型双钢板-混凝土LNG储罐位移较大，在高度25 m以下，普通储罐位移较大。可以看出，相同静力荷载作用下，新型双钢板-混凝土LNG储罐位移更小，具有更高的承载能力和更好的性能。

2.2 考虑温度影响新型双钢板-混凝土LNG外罐静力分析

通过上面有限元分析结果对比，可以发现，在前7种荷载组合（不考虑温度）情况下，LNG双钢板-混凝土外罐的力学性能优于传统普通外罐。以下研究新型双钢板-混凝土LNG外罐在内罐泄漏时考虑温度作用下的力学性能。

（1）荷载组合8。

图5示出新型双钢板-混凝土LNG外罐在组合8情况下的有限元模拟结果。



（a）罐壁变形对比图 （b）罐壁位移曲线 （c）混凝土环向应力曲线 （d）钢板等效应力曲线

图5 新型双钢板-混凝土LNG外罐组合8有限元模拟结果

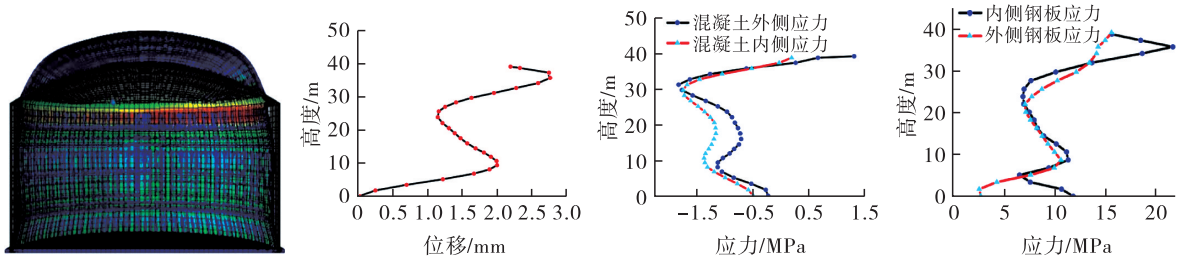
Fig.5 The finite element simulation results of the new double steel plate-concrete LNG outer tank group 8

由图5（a）（b）可以看出，最大位移为1.54 mm。在储罐底部，位移向着内部方向，中部位移向着外部方向，顶部有向内缩的现象。主要原因在于，在底部位置由于罐底的约束作用，再加上预应力的作用，使得底部的变形向着储罐内部。高度逐渐增加，底部约束作也逐渐减小，预应力较小，罐中的液体压力荷载较大，因此在中部位置，存在向外鼓出的现象。随着高度增加，液体压力荷载也逐渐减小，此时预应力荷载起到主要作用，逐渐向内部缩进。

由图5（c）（d）可以看出，混凝土内侧和外侧都是顶部的压应力最大，底部和中部的应力变化不大。混凝土外侧约在10~25 m的位置，混凝土受拉；混凝土内侧应力在高于25 m时，压应力随着高度逐渐增加。混凝土外侧的最大压应力为2.31 MPa，最大拉应力0.4 MPa；混凝土内侧的最大压应力2.02 MPa。内侧钢板应力在罐壁顶部的位置最大，为10.42 MPa；外侧钢板最大应力为10.08 MPa。

（2）荷载组合9。

图6示出新型双钢板-混凝土LNG外罐在组合9情况下的有限元模拟结果。



（a）罐壁变形对比图 （b）罐壁位移曲线 （c）混凝土环向应力曲线 （d）钢板等效应力曲线

图6 新型双钢板-混凝土LNG外罐组合9有限元模拟结果

Fig.6 The finite element simulation results of the new double steel plate-concrete LNG outer tank group 9

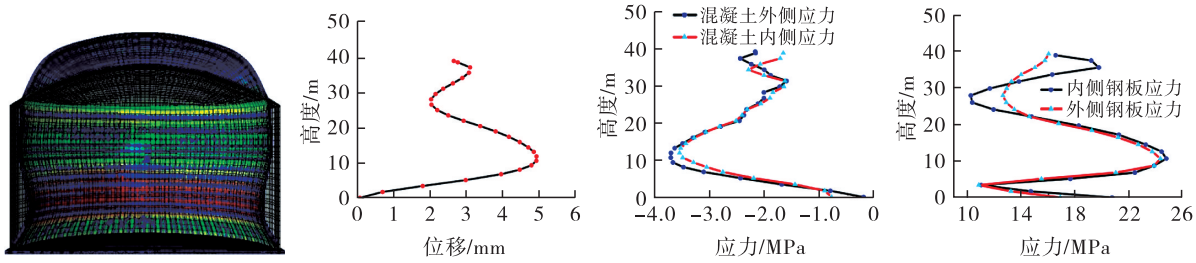
由图6（a）（b）可以看出，储罐罐壁向着内部发生位移，顶部位移最大，中部位置的位移也比较大。在高度10 m以下的位置，位移逐渐变大，达到1.98 mm；在高度10~25.5 m范围，位移逐渐减小；高度25.5 m以上，位移又逐渐增加，最大为2.75 mm。

由图6（c）（d）可以看出，混凝土内侧和外侧底部的应力比较小，整体来看，混凝土内侧压应力沿着高度逐渐增加，在高度30 m位置达到最大，为1.75 MPa；混凝土外侧在罐壁顶部是受拉的，最大拉应力1.30 MPa，最大压应力1.82 MPa。内侧钢板的应力较为曲折，最大为21.58MPa；外侧钢板的最大应力在穹顶的最高位置处，最大为15.54 MPa。

（3）荷载组合10。

图7示出新型双钢板-混凝土LNG外罐在组合10情况下的有限元模拟结果。由图7（a）（b）可以看出，最大位移为4.90 mm，位置在高度10 m

处。位移曲线的变化趋势是，在高度0~11 m范围内位移逐渐增大；在高度11~28 m范围内，位移逐渐减小；在高度28 m以上，位移又有增大的趋势。



（a）罐壁变形对比图 （b）罐壁位移曲线 （c）混凝土环向应力曲线 （d）钢板等效应力曲线

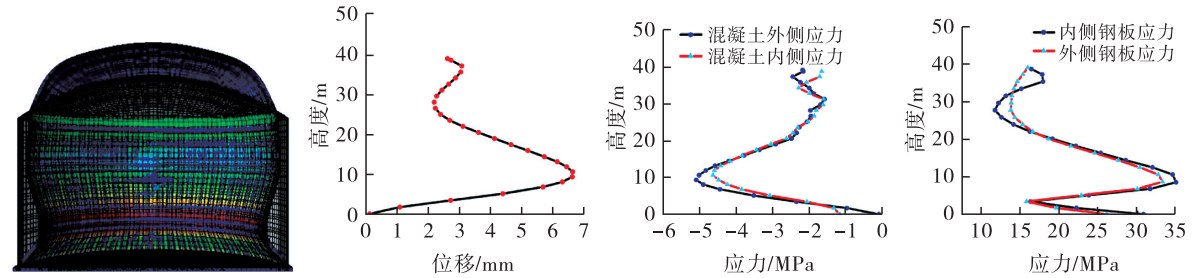
图7 新型双钢板-混凝土LNG外罐组合10有限元模拟结果

Fig.7 The finite element simulation results of the new double steel plate-concrete LNG outer tank group 10

由图7(c)(d)可以看出，混凝土内外侧曲线较为曲折，但是在高度0~10.55 m，内外侧压应力逐渐增加。这一高度范围内，预应力荷载比较大，液体压力随着高度逐渐减小，因此，混凝土受到的荷载在这一段逐渐增加。在高度12 m时，混凝土内侧的最大压应力为3.56 MPa，外侧的最大压应力为3.78 MPa；在高度20 m以上，应力曲线变化趋势是不同的，内侧的变化趋势为先减小、再增大。内侧钢板和外侧钢板最大应力出现的位置基本相同，均出现在高度10.55 m左右的位置，内侧钢板的最大应力为24.76 MPa，外侧钢板的最大应力为24.31 MPa。

(4)荷载组合11。

图8示出新型双钢板-混凝土LNG外罐在组合11情况下的有限元模拟结果。



（a）罐壁变形对比图 （b）罐壁位移曲线 （c）混凝土环向应力曲线 （d）钢板等效应力曲线

图8 新型双钢板-混凝土LNG外罐荷载组合11有限元模拟结果

Fig.8 The finite element simulation results of the new double steel plate-concrete LNG outer tank group 11

由图8(a)(b)可以看出，外罐罐壁向着内侧发生位移，穹顶的位移是向着外侧进行的。荷载组合11最大位移出现在高度10.55 m左右位置处，为6.60 mm。

由图8(c)(d)可以看出，混凝土内外两侧均为受压，混凝土外侧的最大压应力5.10 MPa，混凝土内侧的最大压应力4.64 MPa。混凝土外侧和内侧的应力曲线和荷载组合3的变化趋势也比较相似，整体区别不大。内侧钢板和外侧钢板应力曲线变化趋势几乎相同，都是在高度10.55 m左右位置处，应力达到最大值，分别为34.93 MPa和33.20 MPa。

上述组合中，混凝土最大压应力5.1 MPa<$0.6f_{ck}$=19.44 MPa（f_{ck}为混凝土抗压强度标准值，C50混凝土其值为32.4 MPa），符合JGJ 369—2016《预应力混凝土结构设计规范》中关于有裂缝要求的构件混凝土压应力要求。钢板最大压应力34.93 MPa<345 MPa，说明钢板处于弹性阶段。

新型双钢板-混凝土LNG外罐在不同荷载组合位移对比如图9所示。可以看出，组合1和组合2的位移较大，且组合1和组合2位移相差不大，基本重合，因此可以说明罐顶活荷载的影响很小。组合3是罐壁全泄漏情况，但是未考虑到温度应力，与组合8进行对比发现，在温度作用下，罐壁位移减小了，因为混凝土强度在低温环境有所提高。由荷载组合1~11的钢板和混凝土的应力曲线可以发现，新型双钢板-混凝土LNG外罐的混凝土和钢板均未达到屈服强度，说明其可以很好地承受各种荷载。

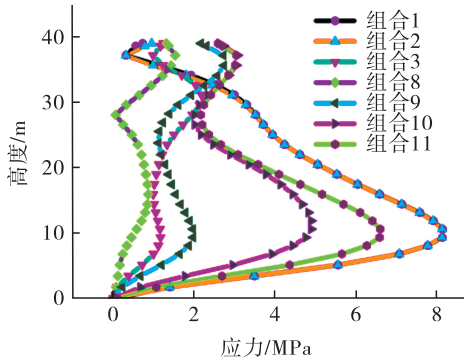


图9 新型双钢板-混凝土LNG外罐不同组合位移对比

Fig.9 Displacement comparison of different combinations of new double steel plate-concrete LNG outer tank

3 结论

（1）在不考虑温度情况下，对比荷载组合1和组合2可以发现，罐顶活荷载对罐壁的影响较小。通过组合1~组合7共7种荷载组合的对比，除了组合4，其他6种荷载组合情况下，预应力钢筋混凝土储罐的罐壁位移最大值都比新型双钢板-混凝土LNG储罐大。随着液体高度的降低，罐壁的最大位移逐渐增加。

（2）考虑温度作用影响下，通过组合3和组合8对比发现，泄漏产生的低温使外罐存在向内收缩现象。低温环境使得混凝土的承载能力有所提升，罐壁的位移有所减小。由于预应力的控制，泄漏液位越高对储罐的影响越小。

（3）考虑温度作用影响下，液面高度为8.55 m的位移最大，液面高度32.4 m的位移最小，最大位移为6.60 mm。低温环境下，组合11比组合8、组合9、组合10的最大位移分别大328.57%，140.00%和34.69%

新型双钢板-混凝土LNG储罐能够承受各种荷载组合，说明其具有良好的静力学性能。新型储罐结构利用两侧钢板组成筒体，代替原来非预应力钢筋。新型结构和传统结构配钢率相差不大，即碳消耗基本相同。传统的LNG混凝土外罐需要较复杂的模板支撑系统，而新型LNG外罐结构的两侧外钢板可代替施工用模板，可以省去模板安装和拆除工序，简化施工程序、降低施工费用，有利于缩短工期。下一步将开展地震作用下新型双钢板-混凝土LNG储罐动力响应研究。

参考文献：

[1] 房务农，蒋军，郭广飞，等.大型LNG储罐三种高效自动化焊接工艺对比研究[J].压力容器，2024，41(1)：25-32.
FANG W N，JIANG J，GUO G F，et al. Comparative study on three efficient automatic welding processes for large LNG storage tanks [J]. Pressure Vessel Technology，2024，41(1)：25-32.

[2] 冯伟，于庭祥，陈波，等.LNG储罐用低温高锰钢埋弧焊材料组织和性能研究[J].压力容器，2023，40(5)：1-7.
FENG W，YU T X，CHEN B，et al. Study on the microstructure and properties of low temperature high manganese steel submerged arc welding materials for LNG storage tanks [J]. Pressure Vessel Technology，2023，40(5)：1-7.

[3] 高嵩.静力及风荷载作用下LNG储罐混凝土外罐受力性能分析[D].哈尔滨：哈尔滨工业大学，2014.
GAO S. Analysis of mechanical properties of LNG storage tank concrete outer tank under static and wind loads [D]. Harbin：Harbin Institute of Technology，2014.

[4] 周波.大型LNG储罐在静力及动力工况下的有限元分析[D].天津：天津大学，2012.
ZHOU B.Finite element analysis of large LNG storage tank under static and dynamic conditions[D].Tianjin：Tianjin University，2012.

[5] RÖTZER J，DOUGLAS H，MAURER H. Liquid spill hazard investigated for LNG tanks [J]. LNG Journal，2006(10)：32-33.

[6] CHO H，KARDOMATEAS G A. Thermal shock stresses due to heat convection at a bounding surface in a thick orthotropic cylindrical shell [J]. International Journal of Solids and Structures，2001，38(16)：2769-2788.

[7] DAHMANI L，MEHADDENE R. Thermomecanical response of LNG concrete tank to cryogenic temperatures [J]. Defect and Diffusion Forum，2011，312-315：1021-1026.

[8] 聂建国，陶慕轩，樊健生，等. 双钢板-混凝土组合剪力墙研究新进展[J].建筑结构，2011，41(12)：52-60.
NIE J G，TAO M X，FAN J S，et al.Research advances of composite shear walls with double steel plates and filled concrete[J].Building Structure，2011，41(12)：52-60.

[9] 聂建国，卜凡民，樊健生.低剪跨比双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J].建筑结构学报，2011，32(11)：74-81.
NIE J G，BU F M，FAN J S.Experimental research on seismic behavior of low shear-span ratio composite

shear wall with double steel plates and infill concrete [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(11): 74-81.

[10] 卜凡民,聂建国,樊健生.高轴压比下中高剪跨比双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2013,34(4):91-98.
BU F M, NIE J G, FAN J S. Experimental study on seismic behavior of medium and high shear-span ratio composite shear wall with double steel plates and infill concrete under high axial compression ratio[J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(4): 91-98.

[11] NIE J G, BU F M, FAN J S. Quasi-static test on low shear-span ratio composite shear wall with double steel plates and infill concrete under high axial compression ratio[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(6): 60-66.

[12] NIE J G, MA X W, TAO M X, et al. Effective stiffness of composite shear wall with double plates and filled concrete[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 99(8): 140-148.

[13] 马晓伟,聂建国,陶慕轩,等. 双钢板-混凝土组合剪力墙压弯承载力数值模型及简化计算公式[J].建筑结构学报,2013,34(4):99-106.
MA X W, NIE J G, TAO M X, et al. Numerical model and simplified formula of axial force-moment capacity of composite shear wall with double steel plates and infill concrete [J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(4): 99-106.

[14] 陈丽华,夏登荣,刘文武,等.双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J].土木工程学报,2017,50(8):10-19.
CHEN L H, XIA R D, LIU W W, et al. Experimental study on behavior of double steel plates and concrete composite shear wall [J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(8): 10-19.

[15] 黄圣恩,陈丽华,夏登荣,等.设置C形连接件的双钢板混凝土组合剪力墙抗震性能研究[J].工业建筑,2019,49(5):139-145.
HUANG S E, CHEN L H, XIA D R, et al. Experimental research on double steel plates and concrete composite shear walls with C-shaped connectors[J]. Industrial Construction, 2019, 49(5): 139-145.

[16] 王涛,严加宝.新型双钢板-混凝土组合结构创新、实践与理论[M].北京:科学出版社,2022.
WANG T, YAN J B. Innovation, practice and theory of new double-steel plate-concrete composite structures [M]. Beijing: Science Press, 2022.

[17] 董宏英,孙亮,曹万林,等.端部配置无黏结钢筋的钢板混凝土组合剪力墙抗震性能[J].建筑结构学报,2022,43(10):214-224.
DONG H Y, SUN L, CAO W L, et al. Seismic behavior of steel plate-concrete composite shear walls with unbonded steel bars at the ends [J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(10): 214-224.

[18] 刘威.钢管混凝土局部受压时的工作机理研究[D].福州:福州大学,2005.
LIU W. Research on mechanism of concrete-filled steel tubes subjected to local compression [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2005.

[19] 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 X D, ZHU X J, HU J J. Stress analysis and structure optimization for pre-stressed concrete exterior wall of large-scale LNG storage tank [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2011, 30(11): 819-823.

[20] 刘文燕,黄鼎业,华毅杰.混凝土表面对流换热系数测试方法探讨[J].四川建筑科学研究,2004,30(4): 87-89.
LIU W Y, HUANG D Y, HUA Y J. Probe into test method of heat convection coefficient of concrete[J]. Sichuan Building Science, 2004, 30(4): 87-89.

[21] 严平,曹伟武,钱尚源,等.新型LNG加热气化装置的结构设计及试验研究[J].天然气工业,2011,31(6):98-102.
YAN P, CAO W W, QIAN S Y, et al. Structural design and experimental research of a new plant for heating and vaporizing LNG[J]. Natural Gas Industry, 2011, 31(6): 98-102.

作者简介:袁朝庆(1970),男,教授,硕士生导师,主要从事土木工程结构抗震方面的研究,通信地址:163318 黑龙江省大庆市东北石油大学土木建筑工程学院,E-mail:646231773@qq.com。

通信作者:房宽光(1997),男,主要从事土木工程结构和施工技术方面的研究,通信地址:265100 山东省烟台市中国核工业二四建设有限公司海阳核电项目部,E-mail:1224106109@qq.com。

本文引用格式:
袁朝庆,房宽光,张证柱,等.新型双钢板-混凝土LNG外罐静力性能分析[J].压力容器,2025,42(1):34-42.
YUAN Zhaoqing, FANG Kuanguang, ZHANG Zhengzhu, et al. Static performance analysis of new double steel plate-concrete LNG outer tank[J]. Pressure Vessel Technology, 2025, 42(1): 34-42.