

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20230706004

全容式LNG储罐抗震性能的振动台试验及有限元研究*

刘威^{1,2}, 肖畅¹

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 全容式液化天然气(LNG)储罐是燃气系统的重要组成部分,其抗震性能对城市天然气供应至关重要。本研究以 $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ 的超大型全容式LNG储罐为原型,开展了1:14缩尺全容式LNG储罐模型的振动台试验,并分析了其加速度响应分布和应变响应分布。同时基于有限元软件ABAQUS建立了考虑流固耦合的全容式LNG原型储罐有限元模型。再通过相同的有限元建模方法对缩尺模型进行建模,对比振动台试验中响应较大位置处的加速度和应变时程,从而验证了有限元建模方法的合理性。随后选取II类场地的3条地震波作为地震激励,得到了全容式LNG储罐原型结构在0.2g地震动下的剪力分布和0.4g地震动下的结构响应,其中包括加速度响应分布,位移响应分布和应力响应分布,从而对结构的抗震性能和失效机制进行评估。研究表明:①在主要频段覆盖结构一阶固有频率的地震动和长周期速度脉冲型地震动激励下,结构的加速度响应和最大层间剪力均被明显放大;②混凝土外罐的薄弱位置是穹顶与侧壁的连接部位;③在长周期速度脉冲型地震动激励下,钢内罐除了发生“象足”屈曲外,还可能发生由液体大幅晃动所产生的“菱形”屈曲模式。

关键词: 全容式LNG储罐; 失效机制; 振动台试验; 流固耦合; 抗震性能

中图分类号: TU352 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2025)05-1174-13

Shaking Table Tests and Finite Element Study of Seismic Performance of Full-containment LNG Storage Tanks

LIU Wei^{1,2}, XIAO Chang¹

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Full-containment liquefied natural gas (LNG) storage tanks are a critical part of gas supply systems, and their seismic performance is essential for ensuring urban natural gas supply. This study used an ultra-large full-containment LNG storage tank with a capacity of $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ as the prototype to conduct shaking table tests on a 1 : 14 scaled model of the full-containment LNG tank, and analyze its acceleration and strain response distributions. Meanwhile, a finite element model of the prototype tank, considering fluid-structure interaction, was established using finite element software ABAQUS. Then, the scaled model was modeled using the same finite element modeling approach. The acceleration and strain time histories at high-response locations in the shaking table tests were compared, thereby validating the reliability of the finite element modeling method. Subsequently, using three seis-

* 收稿日期:2023-07-06;修回日期:2023-08-27

基金项目:国家重点研发计划(2022YFC3803003)资助

作者简介:刘威(1976—),男,副教授,博导,博士。主要从事生命线工程抗震研究。E-mail: liuw@tongji.edu.cn

mic waves from Site Class II as seismic excitations, the shear force distribution under 0.2g ground motion and structural responses—including acceleration, displacement, and stress distributions under 0.4g ground motion—of the full-containment LNG prototype tank were obtained to evaluate the tank's seismic performance and failure mechanisms. The results showed that: (1) under seismic excitations with dominant frequency bands covering the first-order natural frequency of the structure and long-period velocity pulse-type ground motions, both the structural acceleration response and maximum inter-story shear force were significantly amplified. (2) The weak points of the concrete outer tank were at the connections between the dome and lateral wall. (3) Under excitations of long-period pulse-type ground motions, the steel inner tank may experience not only "elephant-foot" buckling but also "diamond-shaped" buckling modes caused by substantial liquid sloshing.

Keywords: full-containment LNG storage tank; failure mechanism; shaking table test; fluid-structure interaction; seismic performance

0 引言

随着我国天然气需求的迅速增长,液化天然气(LNG)进口量不断增加,为储存并集散LNG,各地建造了多座大型LNG储罐。由于LNG需低温储存和易燃特性,这些储罐采用了全容式储罐结构,即双薄壁结构(包括钢制内罐、包围和保护内罐的混凝土外罐)。地震作用下LNG储罐可能发生屈曲、倒塌等破坏模式,极易引发火灾和爆炸等次生灾害^[1-3],进而造成巨大的经济损失。因此,大型全容式LNG储罐的安全性能近年来备受关注,对其抗震性能进行研究十分必要。

振动台试验是研究结构在地震下的结构响应和破坏模式重要手段之一^[4,5]。D. P. Clough^[6]对单薄壁储液罐的地震反应进行了大量的振动台试验,并提出了一系列优化设计方案。此外,国内外研究者还通过振动台试验研究了输入激励的不确定性对单薄壁储液罐的地震响应和破坏模式的影响^[7-10]。总结已有研究,地震作用下单薄壁储液罐的典型屈曲模式主要分为“象足”屈曲和“菱形”屈曲两种。“象足”屈曲是指靠近罐底的罐壁处向外凸起的现象,通常认为是由于倾覆弯矩过大所致^[11]。“菱形”屈曲是指在罐壁顶部发生菱形凸起的现象,一般由高轴向压应力引起^[11]。需要指出的是,现有的振动台试验基本都是以单薄壁储液罐为试验对象,缺少针对全容式储罐这类双薄壁结构的振动台试验研究。

针对储液罐结构的流固耦合效应和失效机制,

S. S. Babu等^[12]、G. X. Wu等^[13]、W. Chen等^[14]、罗东雨等^[15]通过有限元方法,对储罐因液体晃动而产生的流固耦合效应进行了研究。此外,附加质量法、耦合欧拉拉格朗日算法、耦合声固法等方法被用来模拟储液罐中的液体和罐体的相互作用^[16-21]。J. Y. Li等^[22]、W. Wunderlich等^[23]、O. S. Bursi等^[24]、刘帅等^[25]则通过有限元模拟研究了储液罐的失效机制,罗诒红等^[26]分析了考虑穹顶对结构体系动力响应的影 响。尽管如此,有限元模拟结果尚需要进行试验的验证。

目前国内外研究人员大多都是针对单薄壁储罐的抗震性能开展的,关于全容式LNG储罐的抗震性能研究非常有限。为此,本研究以容积 $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ 的全容式LNG储罐为原型结构,设计制作1:14的缩尺模型进行振动台试验,再通过有限元软件ABAQUS对大型全容式LNG储罐结构进行建模并通过试验验证有限元模拟的合理性,最后通过有限元模拟分析了原型结构的失效机制和屈曲模式。

1 振动台试验

1.1 原型结构几何参数

本文研究的原型结构为 $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ 净工作能力的大型全容式LNG储罐,高51 m,最大直径87.1 m,是一个密封的双薄壁结构。内罐为钢制罐,直径80 m,壁厚35.65 m,壁厚沿高度变化12.00~28.59 mm,最大工作设计液位为34.73 m。外罐为混凝土罐,直径(内径)为82 m,壁厚0.55~1.00 m,壁厚38.5 m,罐顶半径为82 m。

1.2 试验设计

试验缩尺模型如图1所示,根据近似的量纲分析法,将长度相似常数 S_l 、弹性模量 S_E 和密度 S_ρ 列为主控相似常数,试验根据实际条件和缩尺比例选择合适的材料,模型与原型结构的相似关系见表1。表1模型外罐采用C50混凝土和HRB400钢筋,内罐采用Q345钢。由于LNG必须在 $-162\text{ }^\circ\text{C}$ 下才能保持液体状态,并且为了防止储罐内部液体发生泄漏和燃烧,储液采用1.2 m深的水进行替代。为了采集罐壁的加速度和应变数据,传感器在主振方向沿内、外罐的罐壁高度布设,外罐加速度传感器和应变片各6个测点,内罐的加速度传感器和应变片各5个测点,布置位置和测点编号如图2所示。

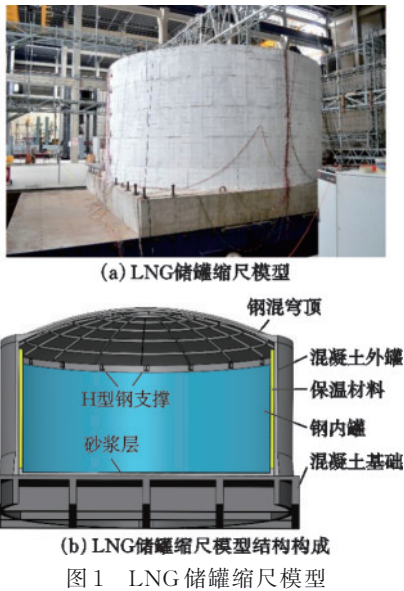


图1 LNG 储罐缩尺模型

Fig.1 Scaled model of LNG storage tank

表1 模型相似关系

Table 1 Model similitude ratios

物理参数	相似关系	相似比	物理参数	相似关系	相似比
长度/m	S_l	0.07	时间/s	$S_t = S_l(S_\rho/S_E)^{1/2}$	0.19
弹性模量/GPa	S_E	1	位移/m	$S_a = S_l$	0.07
密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	S_ρ	7	加速度/($\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$)	$S_a = S_E/(S_l S_\rho)$	2
应力/($\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$)	$S_\sigma = S_E$	1	频率/Hz	$S_f = S_E^{1/2}/(S_l S_\rho^{1/2})$	5.29

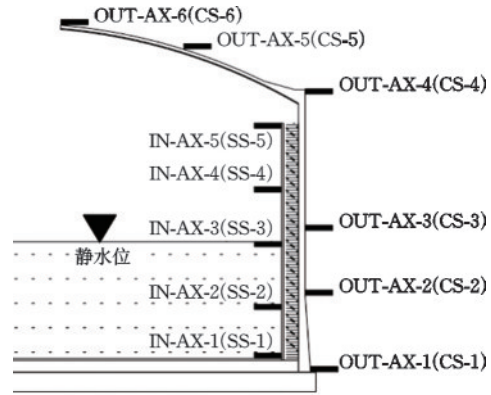


图2 传感器布设图

Fig.2 Sensor arrangement

试验选用阪神地震动(简记为Kobe)和集集地震动(简记为Chi-Chi)作为振动台的输入激励。按时间相似关系调整后的两条地震动的加速度时程和傅里叶幅值谱如图3所示。两条地震动分别按峰值加速度 $0.1g$ 、 $0.2g$ 、 $0.3g$ 和 $0.4g$ 进行四个阶段加载。

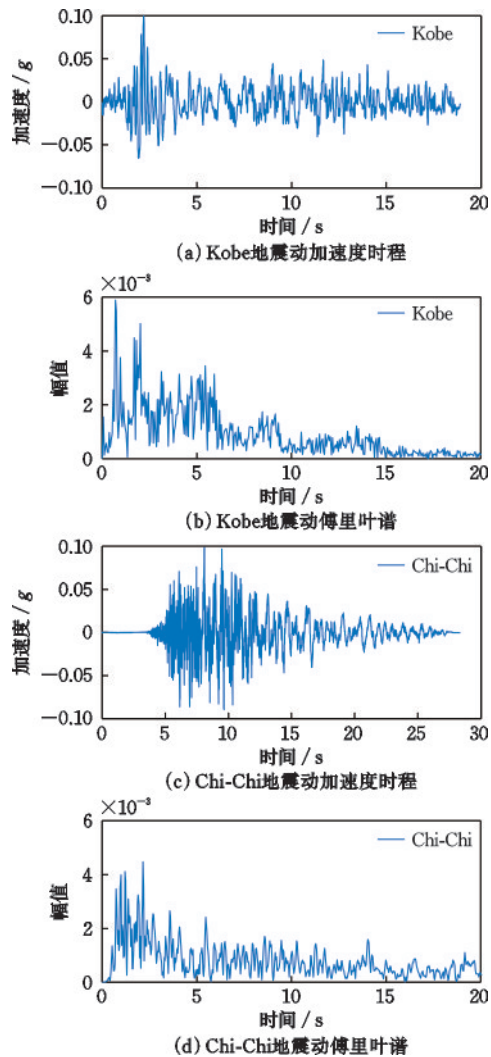


图3 振动台试验所用的地震动

Fig.3 Ground motions used in shaking table test

1.3 试验结果与分析

采用式(1)计算加速度放大系数描述结构动力响应特征:

$$\beta_i = \frac{\max(|\ddot{x}_i(t)|)}{\max(|\ddot{x}_g(t)|)} \quad (1)$$

式中, $\ddot{x}_g(t)$ 是基底的加速度时程; $\ddot{x}_i(t)$ 是位置 i 的加速度时程; $\max(|\cdot|)$ 是该时变参数的最大绝对值。

图4给出了8个工况下试验模型的混凝土外罐和钢内罐在不同高度位置的加速度放大系数。

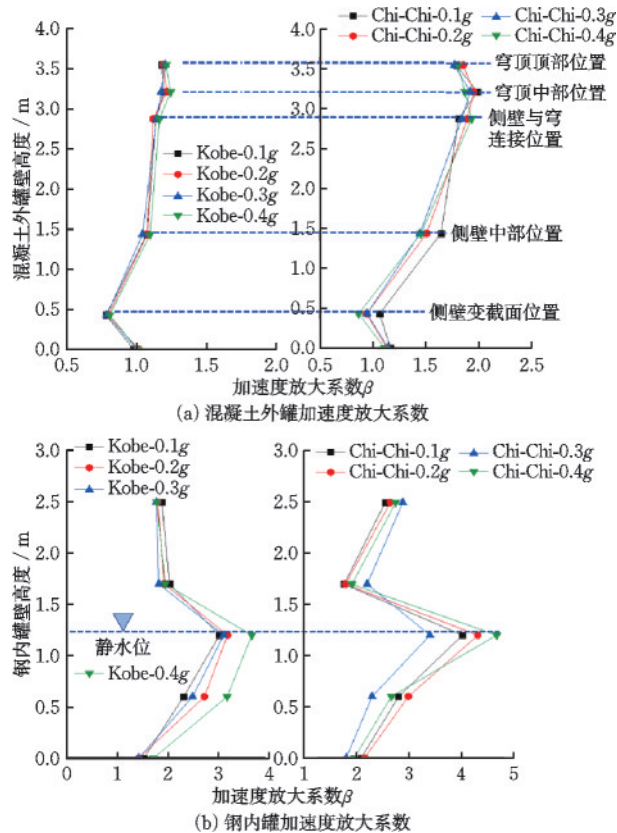


图4 储罐模型的加速度放大系数

Fig.4 Acceleration amplification factors of tank model

从图4(a)中可以看出,混凝土外罐壁顶和穹顶的加速度响应远大于其他位置。在混凝土外罐顶部,加速度放大系数的变化非常小,接近于刚体的特性。在混凝土外罐的底部侧壁变截面位置,加速度响应通常低于输入地震的峰值加速度。这说明变截面设计为混凝土外罐底部提供了更高的侧向刚度,底部薄弱部位的加速度响应得到有效控制。

从图4(b)中可以看出,靠近液面附近的钢内罐壁的加速度响应最大。这是因为液体晃动随着输入地震动的峰值加速度增加而增加,在水位以下的

罐壁上引起了更大的动水力压力变化,导致该位置出现最大的加速度反应。

对模型结构各测量点的应变反应进行分析,由于模型始终处于弹性阶段,采用相同地震动的模型应变反应十分类似,所以这里仅给出当地震的峰值加速度为0.4g时,混凝土外罐和钢内罐在不同高度位置的峰值应变分布,如图5所示。

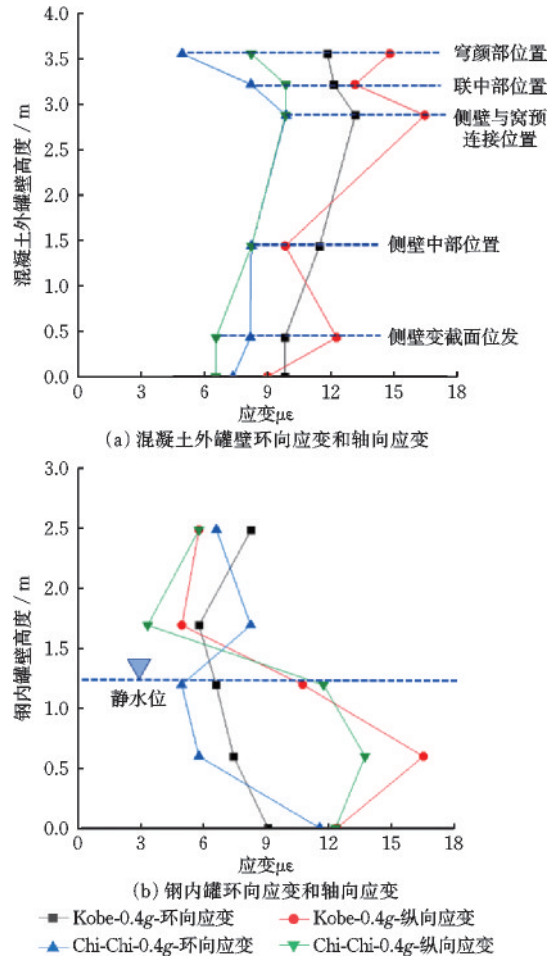


图5 储罐模型的应变

Fig.5 Strain of tank model

从图5(a)中可以看出,混凝土外罐侧壁穹顶连接位置的应变峰值明显大于其他位置的应变峰值。因此,侧壁与穹顶的连接部位是混凝土外罐中最薄弱的位置,在混凝土外罐的设计中应该得到重视。

从图5(b)中可以看出,钢内罐的纵向应变一般大于环向应变,并且最大应变出现在不同的位置。其中,钢内罐侧壁距液面0.6 m的位置出现了最大的纵向应变。而最大的环向应变发生在钢内罐的底部位置。综合应变峰值数据,说明钢内罐靠近底部位置是钢内罐中最薄弱的位置。

综上所述,混凝土外罐的薄弱位置为穹顶和侧壁连接位置,这是由于穹顶和外罐侧壁的质量和刚度差异较大。钢内罐的最有可能发生屈曲形式为发生在钢内罐底部的“象足”屈曲和发生在水位附近的“菱形”屈曲,这还需要进一步开展研究。

由于考虑到振动台试验设备的安全,试验只将有水情况的LNG储罐模型从0.1g加载到0.4g,而在这过程中LNG储罐模型一直处于弹性阶段。因此,本文后续通过数值模拟对大型全容式LNG储罐结构的失效和破坏机制展开研究,建模方法的有限性首先由试验结果进行检验。

2 有限元模型的建立和验证

由于原型结构和振动台试验模型之间的几何相似比较小,所以并不能满足全部相似条件做到模型与原型完全相似^[27]。为了建立大型全容式LNG储罐有效可靠的有限元计算模型,本文与试验结果进行对比,验证有限元模型可靠性。

2.1 耦合欧拉拉格朗日算法

本研究采用有限元软件ABAQUS中的耦合欧拉拉格朗日(CEL)算法解决储罐的流固耦合效应模拟问题。利用CEL算法中网格不变形且材料可以在网格中流动这一特性来模拟流体流动问题。这可以很好解决在拉格朗日单元在模拟流体流动问题时,由于网格变形严重而存在的不收敛问题。在CEL方法中,罐壁使用拉格朗日单元建模,液体使用欧拉单元建模,并且定义了考虑切向的无摩擦界面和法向的硬接触相互作用来模拟液体和罐壁之间的相互作用。需指出,CEL方法是一种单一的分析方法,不需要额外的求解器来单独分析液体区域。罐壁内壁面和液体之间的接触是在拉格朗日的罐体网格表面和欧拉的液体表面之间产生的,这些表面由软件自动计算和跟踪。

在CEL算法中,当液体流经网格时,使用每个欧拉单元中的体积分数工具来跟踪液体的自由表面。欧拉体积分数(EVF),指定为零($f=0$)和($f=1$)之间的小数。这里, $f=1$ 意味着单元完全是空的, $f=1$ 意味着单元完全被液体材料填充。如果一个单元中的液体体积分数在0和1之间,意味着该单元部分充满了液体。如图6所示,液体的自由表

面是通过对其一特定单元及其相邻单元的欧拉体积分数的近似从而确定的。CEL方法是采用EOS方程(Equation of State)来描述流体,流体材料需定义的材料参数包括流体密度,流体中声波传播速度以及流体的粘滞系数,其余可取默认值。

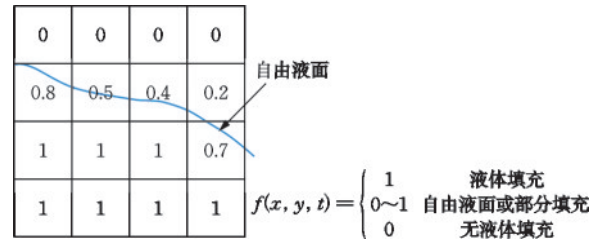


图6 各欧拉单元中的体积分数 f

Fig.6 Volume fractions f in each Eulerian element

2.2 单元的选取

混凝土承台和外罐均使用C50混凝土,其单元均采用C3D8R实体单元。混凝土承台和外罐的几何模型和底部约束,如图7(a)所示。钢内罐使用9% Ni钢,其单元采用S4R壳单元。钢内罐底部通过“绑定约束(tie)”的方法与混凝土外罐连接。

钢筋使用HRB400钢筋,其单元采用T3D2桁架单元。钢筋通过“埋入(Embedded)”的方法与混凝土内部单元共同工作,如图7(b)所示。

罐内LNG液体采用CEL算法EC3D8R欧拉单元进行模拟。EC3D8R是CEL算法中常用的单元,它适用于模拟结构大变形以及流体的动力行为,如图7(c)所示。

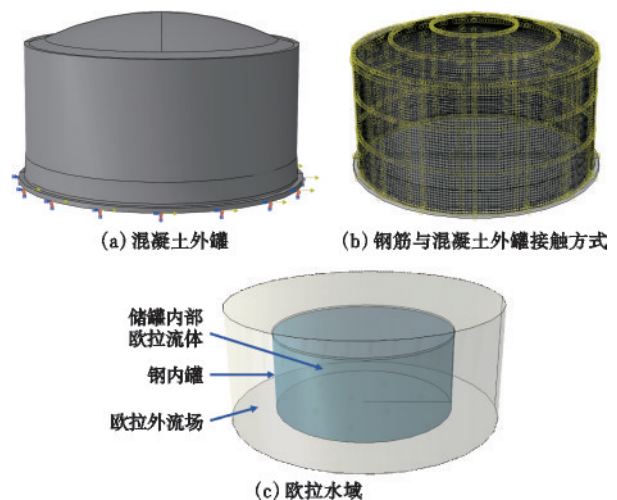


图7 有限元模型各部件

Fig.7 Components of finite element model

2.3 试验结构的有限元模型

为了验证本文有限元分析方法的合理,用ABAQUS软件对试验LNG储罐模型进行了模拟分析,模型如图8所示。有限元模型主要由混凝土外罐、穹顶、基础、钢内罐与1.2 m深水组成。试验储罐的有限元模型采用与本节描述一致的建模方式。

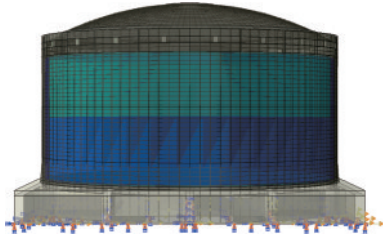


图8 试验模型储罐有限元模型

Fig.8 Finite element model of experimental tank model

由于试验过程中结构处于弹性阶段,有限元模型预分析结果也印证了结构在试验工况下仍处于弹性阶段,因此模型结构混凝土及钢材的本构模型选用线弹性模型。根据材性试验的结果定义罐体模型结构各部分材料属性,见表2。

表2 试验模型罐体的材料属性

Table 2 Material properties of experimental tank model

结构构成	材料	参数	数值
混凝土 外罐	C50混凝土	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 420
		弹性模量/GPa	32.5
		泊松比	0.2
	钢筋	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7 850
		弹性模量/GPa	211
		泊松比	0.3
钢内罐	钢	抗压屈服强度/MPa	413.2
		密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7 850
		弹性模量/GPa	179.9
		泊松比	0.3
储存 液体	水	抗压屈服强度/MPa	394.5
		密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	1 000
		黏滞系数/($\text{Pa}\cdot\text{s}$)	0.3
		介质中声速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	1 500

2.4 建模方法的有效性检验

将ABAQUS软件计算的试验模型的地震反应与试验结果进行对比分析。由于试验中混凝土外

罐和钢内罐的最大加速度发生的位置分别为外罐侧壁穹顶连接位置(传感器编号为OUT-AX-4)和内罐液面附近位置(传感器编号为IN-AX-3),因此主要对比这两个测点的加速度响应时程,如图9所示。结果表明:有限元计算与试验实测的加速度响应时程吻合度较高,响应峰值基本一致。

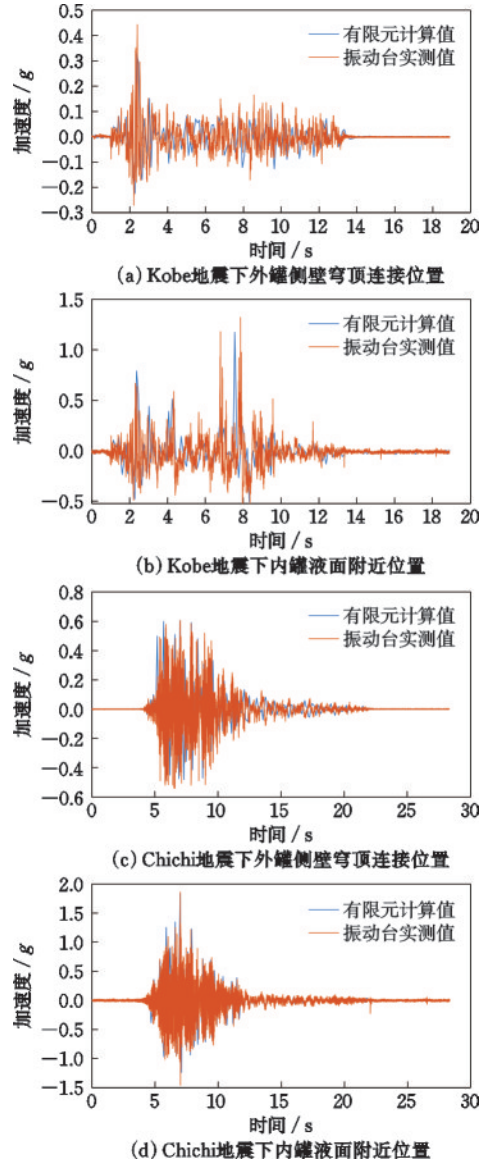


图9 储罐模型的部分加速度响应的计算值与实测值比较
Fig.9 Comparison between calculated and measured partial acceleration responses of tank model

钢内罐最大环向应变和最大轴向应变分别发生在钢内罐底部位置和距离底部0.6 m高度处,对应传感器编号为SS-1和SS-2。图10对比了最大应变发生位置的应变响应时程。从应变响应时程对比可以看出有限元计算的应变与试验得到的在时

程上相似;但与试验测得的峰值应变相比,有限元计算的峰值应变要更小,这种差异是由于内、外罐之间底部连接在有限元模型中通过绑定约束连接,并不能完全满足试验模型在施工中的不确定性所导致的。

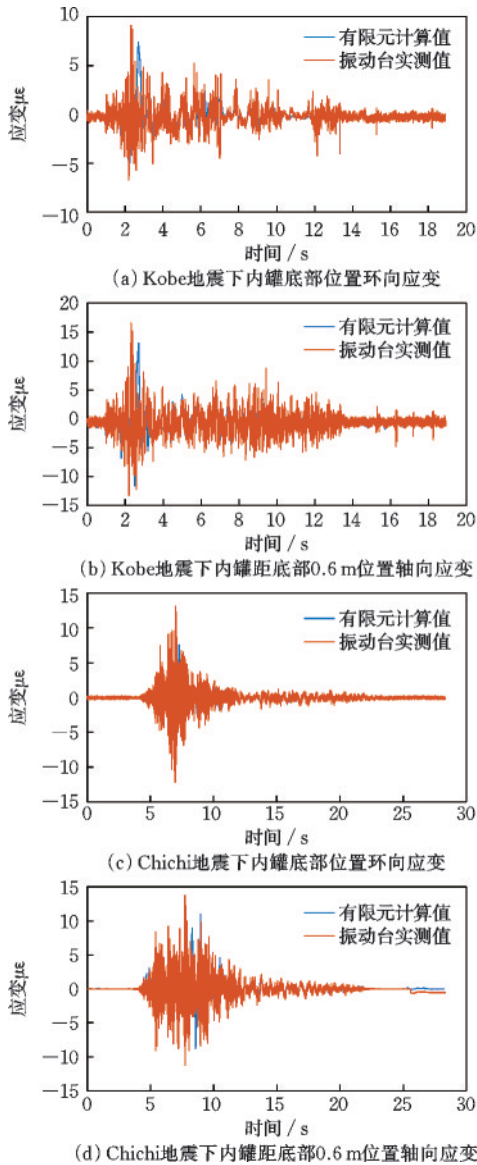


图10 储罐模型的部分应变响应的计算值与实测值比较
Fig.10 Comparison between calculated and measured partial strain responses of tank model

综上所述,采用上述有限元方法可以有效合理地模拟全容式LNG储罐的地震响应。

2.5 原型结构材料特性

原型结构的几何参数在本文1.1节已经给出,材料参数如下:混凝土的材料为C50混凝土,采用损

伤塑性本构模型(Concrete Damaged Plasticity),通过查阅规范得到C50混凝土的拉压本构^[28],同时根据规范得到混凝土的损伤因子,C50混凝土的材料性能见表3。

表3 全容式LNG原型储罐材料特性

Table 3 Material properties of full-containment LNG prototype storage tank

结构构成	材料	参数	数值
混凝土	C50 混凝土	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	2 420
		弹性模量/GPa	34.5
		泊松比	0.2
		抗压极限强度/MPa	50
		抗拉强度/MPa	3.50
外罐	HRB400 钢筋	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7 850
		弹性模量/GPa	206
		泊松比	0.3
		抗压屈服强度/MPa	400
		抗压极限强度/MPa	600
钢内罐	9% 镍钢	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	7 850
		弹性模量/GPa	195
		泊松比	0.3
		抗压屈服强度/MPa	585
		抗压极限强度/MPa	680
储存液体	LNG 液体	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	450
		黏滞系数/($\text{Pa}\cdot\text{s}$)	0.3
		介质中声速/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	1 860

内罐材料为耐超低温性能良好的9% Ni钢,即镍含量为9%的焊接合金钢,混凝土内的钢筋为HRB400钢筋,9% Ni钢和钢筋都采用随动强化本构模型。该模型屈服前为线弹性,并考虑了钢材的屈服硬化,屈服后刚度取值为0.01倍的弹性模量。同时,模型还考虑了包辛格效应,适用于循环加载计算。9% Ni钢和钢筋的材料性能见表3。罐内储存液体为液化天然气,其高度按照最大工作设计液位34.73 m来设置,以考虑在地震作用下结构的最不利的情况,其特性参数也列于表3。

3 全容式LNG储罐抗震性能分析

采用本文提出并验证的有限元方法对全容式LNG储罐原型结构在地震下的结构响应进行模拟,分析其在小震下的受力特点和大震下的失效机制。

3.1 地震动选择

本文分析的大型LNG储罐模型所在地的场地土为Ⅱ类,以8度基本烈度设防进行计算,设计基本地震加速度值为0.2g。

根据我国规范^[29],选用两条相似场地条件的实际加速度记录时程和一条人工拟合的地震加速度时程,分别为阪神地震中台站HIK000记录的地震动(简记为HIK000)和集集地震中台站TCU068记录的地震动(简记为TCU068)以及一条人工波。针对罕遇水准进行分析,地震动峰值加速度调整为0.4g,对应的加速度时程和傅里叶谱如图11所示。其中HIK000地震动是试验中所采用的Kobe地震动的原型地震动,属于长周期地震动。TCU068地震动是长周期、速度脉冲型地震动,这是由于其峰值速度与峰值加速度的比值为0.497,且大于0.2^[30],且与钢内罐内部液体晃动主导模态频率0.45 Hz更为相近^[31]。而人工波的频域分布较前两条地震动

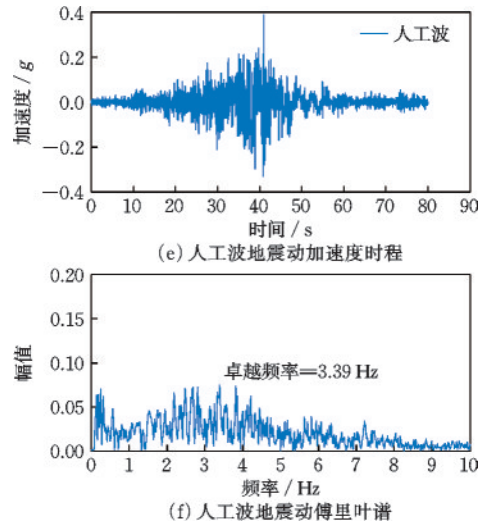
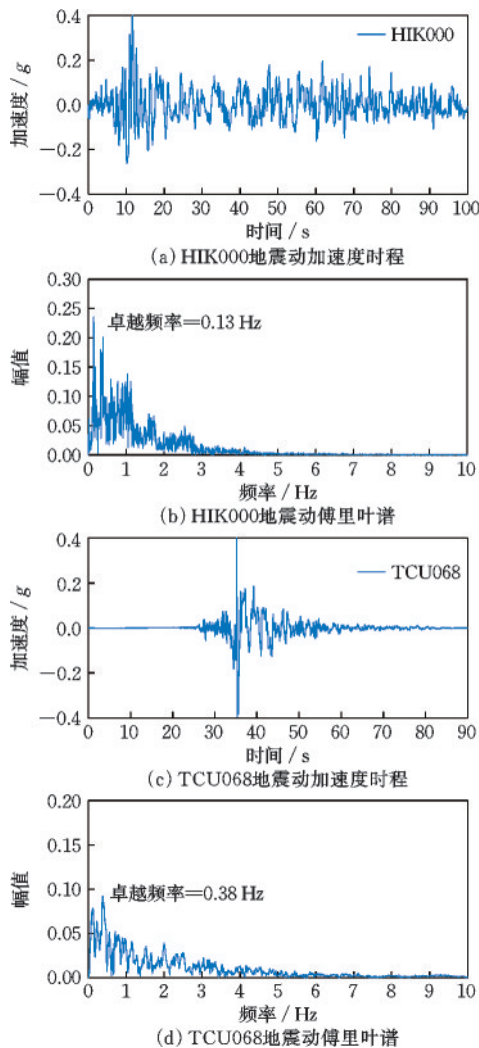


图11 有限元模型分析所采用的地震动

Fig.11 Ground motions used in finite element model analysis

频域分布更广,卓越频率更高,覆盖原型结构的一阶固有频率4.24 Hz。

3.2 0.2g 地震下的 LNG 储罐层间剪力分布

通过试验和有限元分析发现,模型结构中的加速度和惯性力会随着高度的变化而变化,这是由于刚度和质量的变化所导致的。为了描述储罐剪力沿高度的分布情况,这里引入了层间剪力的概念^[32]。层间剪力则被定义为相关层上方所有层的惯性力之和,即:

$$F_i(t) = - \sum_{j=i}^n m_j a_j(t) \quad (2)$$

式中, n 是总层数; m_j 和 $a_j(t)$ 表示 j 层的质量和加速度时程。

因此,第 i 层的最大层间剪力($\max F_i(t_0)$)是层间剪力时程的最大值。混凝土外罐各层质量包括混凝土与钢筋的质量,钢内罐各层质量则包括钢罐壁和液体的质量(液体看作固定在钢内罐侧壁的附加质量)。混凝土外罐和钢内罐的各层最大剪力通过式(2)进行计算,其沿高度方向的分布情况如图12所示。

从图12(a)中可以看出,在三条地震动激励下,混凝土外罐的最大层间剪力分布从穹顶侧壁连接位置到侧壁变截面厚度位置几乎都是线性变化的,表明每层的质量和加速度几乎是沿墙均匀分布的。然而其最大层间剪力分布在穹顶侧壁连接位置突然下降,这是由于穹顶的质量层间分布相较于侧壁

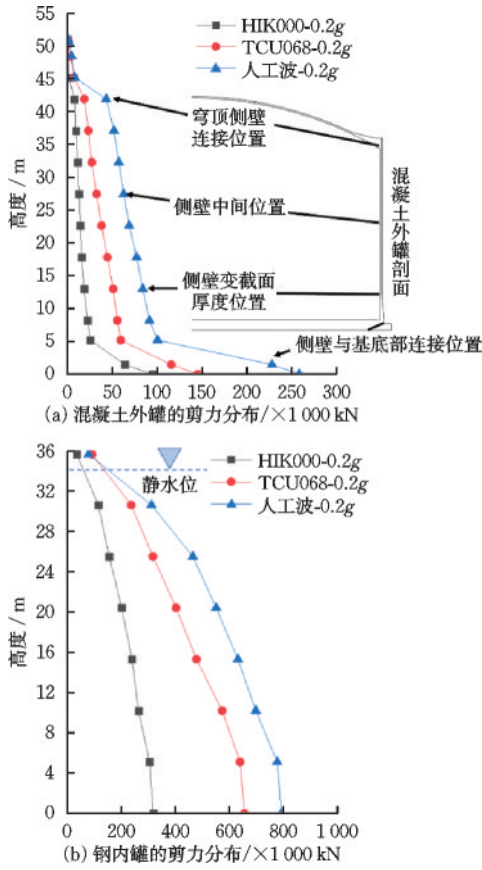


图12 LNG储罐的最大层间剪力分布

Fig.12 Distribution of maximum inter-story shear force of LNG storage tank

小很多。此外,最大层间剪力分布在变截面厚度位置到基础底部位置下降率突然放缓,这同样是由于侧壁层间质量分布相较于基底要小很多。混凝土外罐的底部最大剪力在HIK000、TCU068和人工波激励下,分别为943 635 kN、1 452 459 kN和2 581 063 kN。

从图12(b)中可以看出,在三条地震动激励下,钢内罐的最大层间剪力分布从罐壁最高位置到罐壁底部位置的变化幅度逐渐减小。这是由于钢内罐的水平加速度响应随着侧壁高度的增加而增大。钢内罐的底部最大剪力在HIK000、TCU068和人工波激励下,分别为3 168 520 kN、6 544 912 kN和7 905 988 kN。

无论钢内罐还是混凝土外罐,在受到人工波激励和TCU068激励的影响时,最大层间剪力均大于HIK000,这说明在计算最大层间剪力分布时需考虑不同地震动对结构的影响,其中在长周期速度脉冲型地震动和主频率靠近结构自振频率的地震动激励下,内罐、外罐的最大层间剪力都会被放大。

3.3 0.4g地震下的LNG储罐加速度和层间位移分布

0.4g地震下的LNG储罐的加速度放大系数和位移峰值沿高度方向的分布情况分别如图13和图14所示。

从图13(a)中可以看出,在人工波激励下,混凝土外罐的最大加速度放大系数要大于HIK000和TCU068激励下的。这说明输入激励峰值相同时,输入激励的频谱特性对结构的影响很大。根据有限元计算得到,储罐原型结构自振频率为4.24 Hz,从图11可以看出,人工波的主频率覆盖了原型结构模型的一阶固有频率。相反,另外两条地震波并没有覆盖。同时从侧壁中间位置到穹顶侧壁连接位置,在TCU068激励下的加速度放大系数和人工波激励下相近,说明长周期速度脉冲型地震动会放大外罐在特定位置的加速度响应。

从图13(b)中可以看出,在三条地震动激励下,钢内罐的最大加速度放大系数都发生在静水位附近,说明液体晃动会增大液面附近钢内罐的加速度

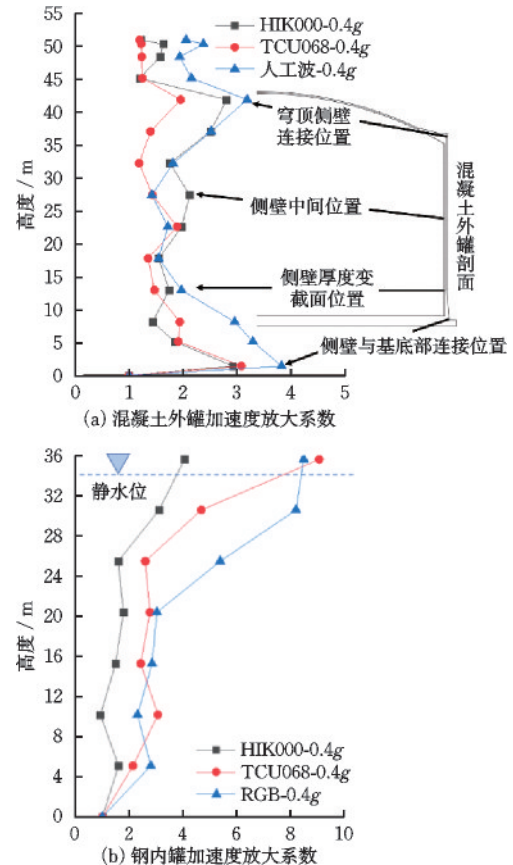


图13 LNG储罐0.4g地震下加速度放大系数

Fig.13 Acceleration amplification factors of LNG storage tank under 0.4g earthquake

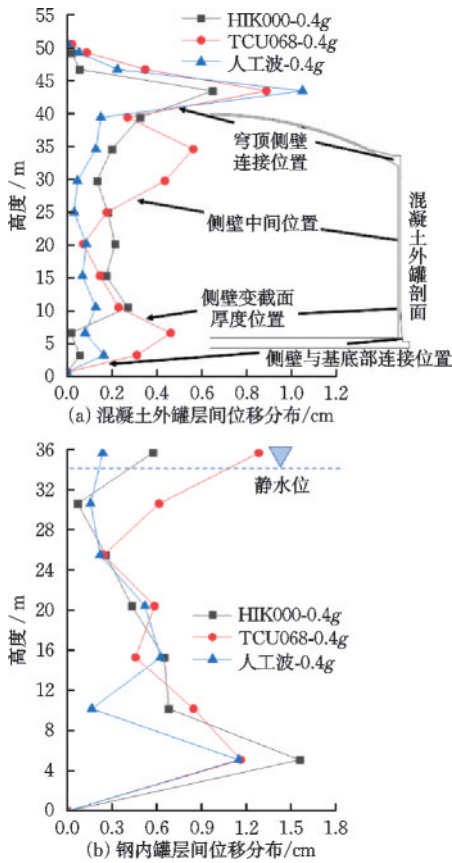


图14 LNG储罐0.4g地震下的层间位移

Fig.14 Inter-story displacement of LNG storage tank under 0.4g earthquake

响应。值得注意的是,该位置的加速度放大系数在人工波和TCU068激励下要大于HIK000。具体而言,TCU068激励下的加速度放大系数是在液面附近突然增大的,这是因为TCU068的主频更靠近于液体晃动主要模态的发生频率0.45 Hz^[31]。人工波激励下在罐壁20 m高度以上加速度放大系数普遍大于另外两条地震动。这说明,在频域分布更广的地震动激励下,液体晃动会影响在液位更深位置上的罐壁加速度响应。

构筑物抗规采用最大层间位移这一指标对结构响应进行控制^[29]。从图14中可以看出,长周期地震动HIK000和TCU068作用下储罐基底的位移要高于人工波。而在TCU068激励下,混凝土外罐的最大层间位移发生在穹顶侧壁连接位置,说明该位置为混凝土外罐的薄弱位置。这是由于穹顶和外罐壁的质量和刚度差异很大,这一现象在前文振动台试验分析的结果中也得以验证。在HIK000和人工波激励下,钢内罐的最大层间位移都发生在靠近罐底的位置。而TCU068激励下,最大层间位移发

生在钢内罐顶部靠近液面的位置。这是由于在TCU068激励下,液体在静水位附近发生了大幅度的晃动。

3.4 0.4g地震下的LNG储罐应力分布

混凝土外罐的材料采用C50混凝土,其抗压强度标准值为50 MPa。钢内罐壁的材料为9% Ni钢,其屈服强度和极限强度分别为585 MPa和680 MPa。混凝土外罐的最大主应力和钢内罐的Mises应力分布,如图15和图16所示。

从图15可以看出,混凝土外罐在HIK000激励下,其最大主应力发生在穹顶顶部;在人工波激励下,其最大主应力发生在穹顶中部;而在TCU068激励下,最大应力发生在穹顶侧壁连接位置。这进一步说明,穹顶侧壁连接位置为混凝土外罐的薄弱位置,同时在TCU068激励下,会放大外罐在该位

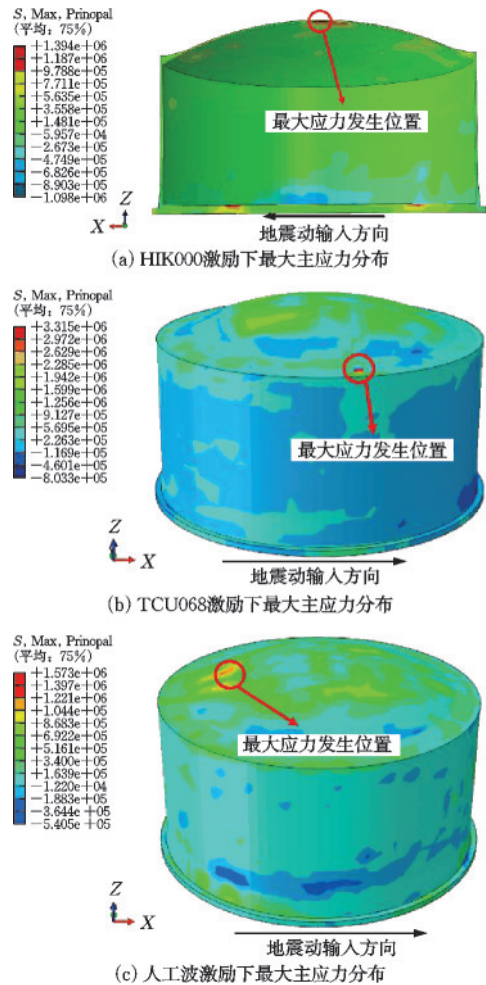


图15 外罐0.4g地震下的最大主应力分布

Fig.15 Maximum principal stress distribution of outer tank under 0.4g earthquake

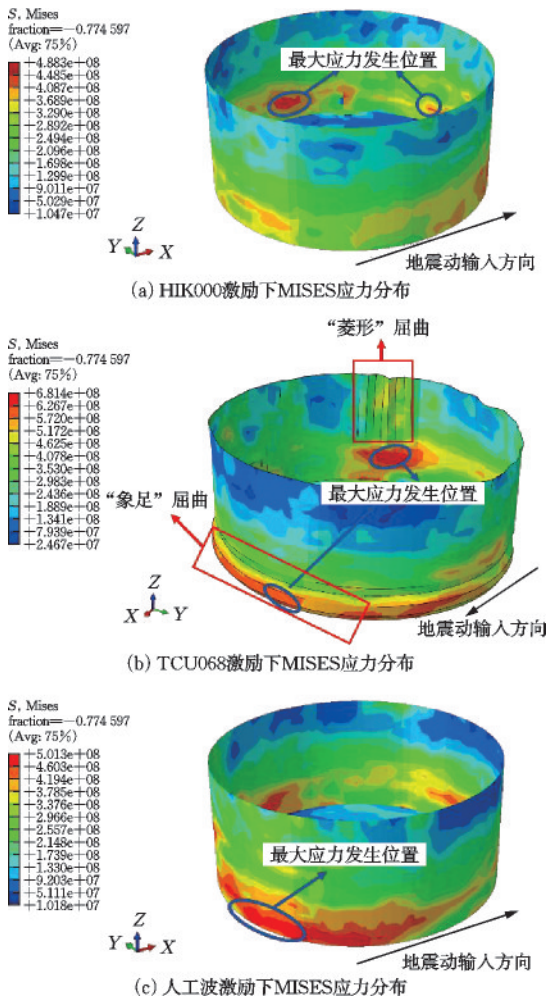


图 16 内罐 0.4g 地震下的 MISES 应力分布

Fig.16 Mises stress distribution of inner tank under 0.4g earthquake

置的地震响应。从图 15 中可以看出混凝土外罐没有达到其抗压强度。

从图 16(a)和(c)可以看出,在 HIK000 和人工波激励下,钢内罐最大 MISES 应力发生在靠近罐底的位置。最大应力分别为 488 MPa 和 501 MPa,并未超过屈服强度 585 MPa,从云图也可以看出钢内罐在最大应力发生时刻并未发生屈曲破坏。

从图 16(b)可以看出,在 TCU068 激励下,钢内罐主振动方向根部和中下部 MISES 应力最大,最大应力超过钢内罐的极限强度 680 MPa,说明当处于 0.4g 地震时,在液体和固体耦合作用下,钢内罐局部已超过极限状态,可认为结构已经失效,从有限元分析结果可以看出钢内罐的薄弱部位是其根部和中下部。

同时,图 16(b)中钢内罐发生了明显的“象足”屈曲和“菱形”屈曲,这说明钢内罐最有可能发生的

是“象足”屈曲,在长周期速度脉冲型地震动作用下,钢内罐不仅可能会发生“象足”屈曲,还可能会因液体大幅晃动造成罐壁顶部的“菱形”屈曲。

综上所述,可以发现混凝土外罐在 0.4g 地震下很难发生破坏,而钢内罐在长周期速度脉冲地震动作用下会出现典型的两种屈曲模式。钢内罐侧壁的设计可以通过增加薄弱位置的厚度或在薄弱位置使用加劲肋和锚固支座来增强其抗屈曲的能力。

4 结论与展望

本文通过对大型全容式 LNG 储罐的抗震性能进行振动台试验和有限元模拟研究,补充了目前全容式 LNG 储罐这类双薄壁结构在地震作用下失效机制和薄弱位置的分析。

(1)本文提出了一种合理的有限元模拟方法,将 CEL 方法应用在全容式 LNG 储罐在地震作用下的流固耦合效应分析中,可以有效地进行大型全容式 LNG 储罐的地震响应模拟。

(2)在主要频段覆盖了结构一阶固有频率的地震动和长周期速度脉冲型地震动激励下,全容式 LNG 储罐不论内罐外罐的加速度响应和最大层间剪力都明显被放大。

(3)在混凝土外罐中,穹顶与侧壁的连接部位是其薄弱位置。在钢内罐中,“象足”屈曲是最有可能发生的破坏,而当遭受长周期速度脉冲型地震动时,除了“象足”屈曲,还会发生由于液体大幅晃动导致的“菱形”屈曲。

(4)针对钢内罐顶部出现的“菱形”屈曲,可通过在储罐顶部增加该位置的厚度或在该位置使用加劲肋,来提高储罐顶部抵抗轴向压力的能力。针对钢内罐底部出现的“象足”屈曲,可通过在储罐底部增加该位置的厚度或在该位置使用锚固支座,来提高储罐底部抵抗倾覆弯矩的能力,后续还需要开展相关研究。

参考文献:

[1] Zhao M, Zhou J. Review of seismic studies of liquid storage tanks[J]. Structural Engineering and Mechanics: An International Journal, 2018, 65(5): 557-572.
 [2] Brunesi E, Nascimbene R, Pagani M, et al. Seismic performance of storage steel tanks during the may 2012

- Emilia, Italy, earthquakes[J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2015, 29(5): 04014137.
- [3] Sezen H, Whittaker A S. Seismic performance of industrial facilities affected by the 1999 Turkey earthquake[J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2006, 20(1): 28-36.
- [4] 王津, 周中一, 王涛. 夹心保温砌体房屋振动台试验研究[J]. *土木工程学报*, 2020, 53(增2): 246-251.
Wang J, Zhou Z Y, Wang T. Shaking table test of sandwich thermal insulation masonry building[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2020, 53(Sup 2): 246-251. (in Chinese)
- [5] 陈岩, 周中一, 王友刚, 等. 多模块高温气冷堆核岛厂房隔震结构振动台试验[J]. *土木工程学报*, 2023, 56(1): 37-48.
Chen Y, Zhou Z Y, Wang Y G, et al. Shaking table tests on base-isolated nuclear island building of multi-module high temperature gas cooled reactor[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2023, 56(1): 37-48. (in Chinese)
- [6] Clough D P. Experimental evaluation of seismic design methods for broad cylindrical tanks[M]. -, 1977.
- [7] Tavasoli S, Shahrouz Sotudeh A, Bakhshi A. Shaking table test for assessing the seismic performance of semi-anchored steel water tanks[J]. *Thin-Walled Structures*, 2022, 176: 109311.
- [8] Cui L, Sun J, Liu W, et al. Study on sloshing effect of vertical storage tank with displacement seismic excitation[J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2021, 143(2):8.
- [9] 孙建刚, 王振, 杨宇, 等. 模型储罐三维地震反应振动台试验研究[J]. *地震工程与工程振动*, 2008, 28(5): 122-132.
Sun J G, Wang Z, Yang Y, et al. Finite element analysis of 3D seismic response of unanchored liquid storage tanks[J]. *Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2008, 28(5): 122-132. (in Chinese)
- [10] 高小波, 孙建刚, 罗东雨. 考虑桩土作用的储罐模拟地震振动台试验[J]. *地震工程学报*, 2020, 42(3): 629-638.
Gao X B, Sun J G, Luo D Y. Shaking table test of a liquid storage tank considering pile: Soil interactions[J]. *China Earthquake Engineering Journal*, 2020, 42(3): 629-638. (in Chinese)
- [11] Niwa A, Clough R W. Buckling of cylindrical liquid-storage tanks under earthquake loading[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1982, 10(1): 107-122.
- [12] Babu S S, Bhattacharyya S K. Finite element analysis of fluid-structure interaction effect on liquid retaining structures due to sloshing[J]. *Computers & Structures*, 1996, 59(6): 1165-1171.
- [13] Wu G X, Ma Q W, Eatock Taylor R. Numerical simulation of sloshing waves in a 3D tank based on a finite element method[J]. *Applied Ocean Research*, 1998, 20(6): 337-355.
- [14] Chen W, Haroun M A, Liu F. Large amplitude liquid sloshing in seismically excited tanks[J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1996, 25(7): 653-669.
- [15] 罗东雨, 孙建刚, 柳春光, 等. 近断层地震动作用下大型LNG储罐晃动效应研究[J]. *自然灾害学报*, 2020, 29(5): 99-107.
Luo D Y, Sun J G, Liu C G, et al. Research on sloshing effect of large LNG storage tank under near fault ground motions[J]. *Journal of Natural Disasters*, 2020, 29(5): 99-107. (in Chinese)
- [16] Graham E W, Rodriguez A M. The characteristics of fuel motion which affect airplane dynamics[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1952, 19(3): 381-388.
- [17] EN 1998-4, Eurocode 8: Design provisions of earthquake resistance of structures, part 4: silos, tanks and pipelines[S]. European Committee for Standardization, Brussels, 1998.
- [18] Rawat A, Mittal V, Chakraborty T, et al. Earthquake induced sloshing and hydrodynamic pressures in rigid liquid storage tanks analyzed by coupled acoustic-structural and Euler-Lagrange methods [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 134: 333-346.
- [19] 侯钢领, 张春龙, 贾晓飞, 等. LNG储罐在地震作用下弹性罐壁Mises应力理论解[J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2015, 36(8): 1042-1048.
Hou G L, Zhang C L, Jia X F, et al. Theoretical solution of Mises stress to the LNG storage tank with elastic walls under seismic excitations[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2015, 36(8): 1042-1048. (in Chinese)
- [20] 王刚, 李祯, 宋天舒, 等. 地震作用下的大型液化天然气储液罐可靠度分析方法[J]. *工业建筑*, 2015, 45(10): 74-78.
Wang G, Li Z, Song T S, et al. Reliability analysis method of lng reservoir tank under the action of the earthquake[J]. *Industrial Construction*, 2015, 45(10): 74-78. (in Chinese)
- [21] 程选生, 景伟, 杜永峰, 等. 基于振动台试验的滑移隔震-限位混凝土矩形贮液结构减震研究[J]. *土木工程*

- 学报, 2018, 51(12): 120-132.
- Cheng X S, Jing W, Du Y F, et al. Study on shock mitigation of concrete rectangular liquid storage structure with sliding shock insulator and limiting devices based on shaking table test[J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(12): 120-132. (in Chinese)
- [22] Li J Y, You X C, Cui H C, et al. Analysis of large concrete storage tank under seismic response[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2015, 29 (1) : 85-91.
- [23] Wunderlich W, Seiler C. Nonlinear treatment of liquid-filled storage tanks under earthquake excitation by a quasi-static approach[J]. Computers & Structures, 2000, 78(1/2/3): 385-395.
- [24] Bursi O S, di Filippo R, La Salandra V, et al. Probabilistic seismic analysis of an LNG subplant[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2018, 53: 45-60.
- [25] 刘帅, 翁大根, 张瑞甫. 软土地大型 LNG 储罐考虑桩土相互作用的地震响应分析[J]. 振动与冲击, 2014, 33(7): 24-30, 50.
- Liu S, Weng D G, Zhang R F. Seismic response analysis of a large LNG storage tank considering pile-soil interaction in a soft site [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(7): 24-30, 50. (in Chinese)
- [26] 罗诒红, 周中一, 唐泽寰, 等. 大型混凝土储液罐考虑穹顶效应的动力响应研究[J]. 工程力学, 2024, 41(12): 128-137.
- Luo Y H, Zhou Z Y, Tang Z H, et al. Dynamic response analysis of large concrete storage tank considering the dome effect[J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(12): 128-137. (in Chinese)
- [27] 周颖, 吕西林. 建筑结构振动台模型试验方法与技术[M]. 2版. 北京: 科学出版社, 2016.
- [28] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2002[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2004.
- [29] 构筑物抗震设计规范: GB 50191—2012[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.
- [30] 杨迪雄, 李刚, 程耿东. 近断层脉冲型地震动作用下隔震结构地震反应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2005, 25(2): 119-124.
- Yang D X, Li G, Cheng G D. Seismic response analysis of isolated structure under near-fault pulse ground motion [J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2005, 25(2): 119-124.
- [31] Ibrahim R A. Liquid sloshing dynamics: theory and applications [M]. Cambridge: Cambridge University Press, 2005.
- [32] Moncarz P D, Taylor R K. Engineering process failure: Hyatt walkway collapse [J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2000, 14(2): 46-50.
- (本文编辑:周小潭)