大型全容式 LNG 储罐基础隔震地震响应分析

孙建刚[1]，崔利富[2]，郑建华[3]

(1. 大连民族学院 土木建筑工程学院，116600 辽宁 大连；2. 大连海事大学 道路与桥梁工程研究所，116026 辽宁 大连；
3. 中国寰球工程公司，100028 北京)

摘 要：为了给大型 LNG 储罐基础隔震设计提供理论和技术支撑，将混凝土外罐依据的剪切悬臂梁理论，钢制内罐依据的速度势理论，引入隔震层刚度和阻尼，建立了 LNG 储罐基础隔震体系的等效力学模型；应用 Hamilton 原理，推导了 LNG 储罐基础隔震体系运动方程，给出了地震响应的理论表达. 针对 160 000 m^3 大型 LNG 储罐进行数值分析，结果表明：除晃动波高外，基底剪力和倾覆弯矩减震效果明显；进行 LNG 储罐基础设计时，要考虑外罐的影响，而钢制内罐设计时，可以忽略外罐的影响；LNG 储罐隔震设计时，要考虑隔震对晃动带来的影响，进行优化设计.

关键词：LNG 储罐；基础隔震；力学模型；地震动响应

中图分类号：TU352.12 **文献标志码**：A **文章编号**：0367－6234(2012)08－0136－07

Seismic response of large-scale full capacity LNG storage tanks with base isolation

SUN Jian-gang[1], CUI Li-fu[2], ZHENG Jian-hua[3]

(1. College of Civil and Architecture Engineering, Dalian Nationalities University, 116600 Dalian, Liaoning, China;
2. Institute of Road and Bridge Engineering, Dalian Maritime University, 116026 Dalian, Liaoning, China;
3. China HuanQiu Contracting & Engineering Cooperation, 100028 Beijing, China)

Abstract: To provide a theoretical and technical basis for base isolation of LNG storage tanks, based on the shear beam theory for the outer-concrete-tank and the velocity potential theory for the inner-steel tank, and by introducing isolation stiffness and damping, the equivalent mechanical model of LNG storage tank base isolation system was established, the movement equations of LNG storage tank base isolation system were derived according to Hamilton's principle and the theoretical expression of seismic response were given. To 160 000 m^3 large LNG storage tank, the numerical analysis results showed that, in addition to wave height, the base shear and overturning moment damping effect was obvious, the foundation design of LNG storage tank was necessary to consider the impact of outer-tank, however, when designing the inner-steel tanks, the impact of outer-tank could be ignored. It was necessary to optimize the design considering the influence of isolation on the sloshing of base isolation of LNG storage tanks.

Key words: LNG storage tanks; base isolation; mechanical model; seismic response

大型 LNG 储罐结构同一般的储罐设施相比有着显著不同，多为内外罐组成的双层结构体系，外罐为钢筋预应力混凝土，内罐为钢制储罐，基础为承台桩基础，外罐底部为固结于承台底板之上，内罐浮放或锚固于底部，结构本身复杂，而安全要求则又等同于核电设施，其结构设计理论目前仍然由国外少数公司掌握. 目前我国还无相应 LNG 储罐的抗震、隔震设计规范. 而英国、日本、美国等均已形成了一系列有关的技术标准[1]：LNG 地上储罐指南；API 620 标准；BS73/37611 DC 标准；ASME 第 8 卷标准；NFRA 标准；BS－7777 标准.

收稿日期：2011－08－22.
基金项目：国家自然科学基金项目(51078063/E0808)；
中央财政自主基金项目(DC10020119)；
中国石油集团公司科技专项(H201104006).
作者简介：孙建刚(1959—)，男，教授，博士生导师.
通信作者：孙建刚，sjg728@163.com.

所以，尽早实现大型 LNG 储罐自主设计及国产化，形成自己的设计规范，对促进国内相关产业的蓬勃发展意义重大.

国内外学者主要针对立式钢制储油罐的抗震减震进行了研究. 项忠权等[2]对常压立式储罐的抗震机理进行了大量理论研究和实验研究，揭示了储罐地震震害的机理. Haroun[3]和孙建刚等[4]考虑土与结构的相互作用对立式储罐进行了水平地震激励下的地震响应分析，结果表明储罐抗震设计时应该考虑土与结构的相互作用. 孙建刚等[5-7]对储罐基础隔震进行了理论研究和实验研究，表明基础隔震能够起到降低储罐基底剪力和倾覆弯矩地震响应的作用，但不能有效控制晃动波高. Malhotra[8]对立式储罐采用新型隔震装置进行了地震响应分析. Wang 等[9]采用摩擦摆隔震装置对立式储罐进行了基础隔震地震响应分析，验证了该隔震装置降低地震响应的有效性. Shrimali 等[10]对立式储罐采用多种隔震装置进行了地震响应分析，结果表明，储罐的隔震效应与隔震装置的力学参数密切相关. 综上，国内外研究者对带有混凝土外罐的 LNG 储罐的抗震减震研究比较少，尤其是我国 LNG 储罐的设计与施工主要采用欧洲规范，尚未形成自己的设计与施工规程.

本文以目前国内设计和建造应用比较多的大型全容式 LNG 储罐为主，研究隔震基础下 LNG 储罐，在水平地震激励下的隔震设计所涉及的 LNG 储罐动响应分析理论，建立基底剪力、倾覆力矩、晃动波高等基本理论表达，构成基础隔震体系，为大型 LNG 储罐基础隔震设计提供理论和技术支撑. 针对 160 000 m^3 大型 LNG 储罐进行数值分析，验证 LNG 储罐基础隔震理论的可行性.

1　基本假定

典型的全容式 LNG 储罐[11]见图 1. 本文将 LNG 储罐混凝土外罐视作悬臂端具有集中质量的剪切悬臂梁，同时考虑圆形截面变形和弯曲效应的影响，应用结构动力学基本理论推导外罐的固有特性和水平地震激励下的运动方程，其力学模型简化为单质点体系. 将内罐看作立式储液容器，假定液体为无旋、无粘，不可压缩的理想液体，从考虑液体对流运动、液固耦联运动和刚性运动出发，对流运动与液固耦联运动的自振周期相差较大，分开考虑，推导水平地震激励下钢制内罐的动力方程，其力学模型简化为三质点体系. LNG 储罐底板由铅芯叠层橡胶垫隔震支座支撑，地面运动为 $\ddot{x}_g(t)$，隔震层顶部运动为 $\ddot{x}_0(t)$，同时引入隔震层刚度和阻尼，建立 LNG 储罐基础隔震的等效力学模型；应用 Hamilton 原理，依据等效力学模型推导 LNG 储罐基础隔震体系运动方程，给出地震响应的表达式.

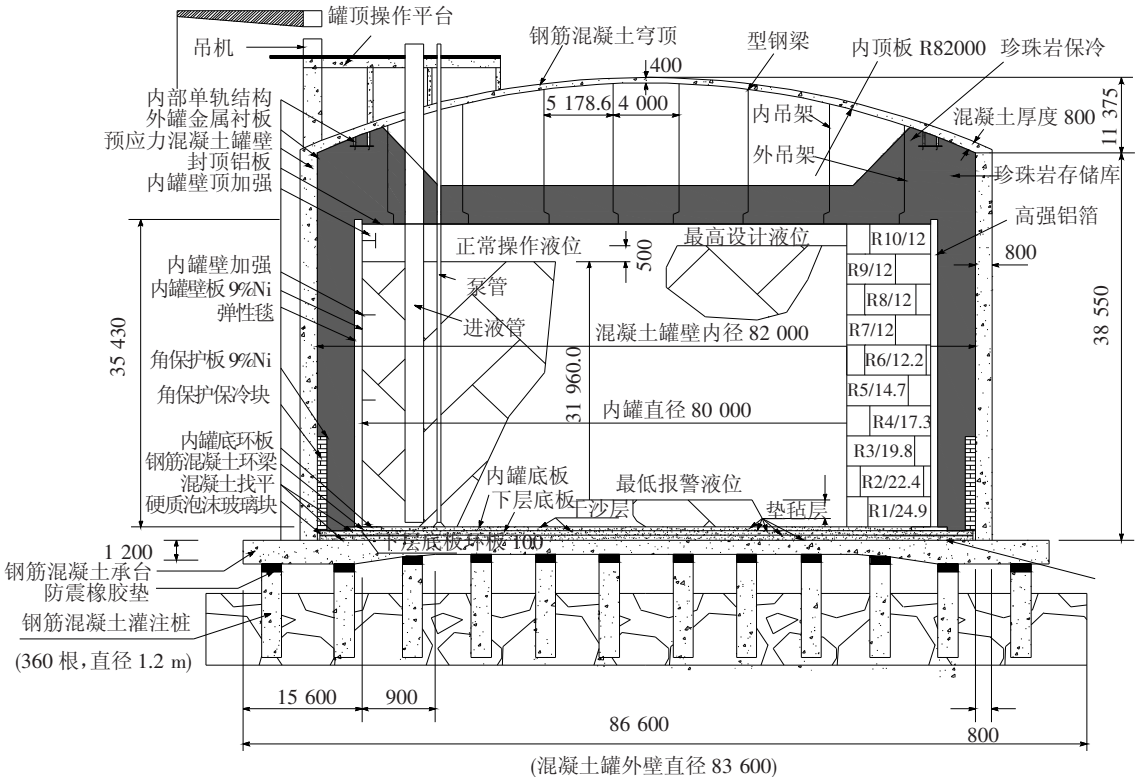


图 1　典型全容式 LNG 储罐结构示意

2 全容式 LNG 储罐基础隔震理论

2.1 预应力混凝土外罐基础隔震基本理论

LNG 储罐外罐视为剪切悬臂梁结构,根据达朗贝尔的动平衡原理,可求得外罐的自由振动方程为

$$\frac{GA}{k}\frac{\partial^2 w}{\partial z^2} - m\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 . \tag{1}$$

式中:$m = \gamma_s A/g$,G 为结构材料的剪切模量,k 为剪切断面系数(环形截面为2.0),A 为外罐的剪切横截面面积,γ_s 为材料的容重,g 为重力加速度.

按剪切梁理论求得的频率方程为

$$\omega_j = \frac{(2j-1)\pi a}{2H} = \frac{(2j-1)\pi}{2H}\sqrt{\frac{GA}{km}}, \quad (j = 1,2,\cdots) \tag{2}$$

相应的自振周期为

$$T_j = \frac{2\pi}{\omega_j} = \frac{4H}{(2j-1)}\sqrt{\frac{km}{GA}}. \quad (j = 1,2,\cdots) \tag{3}$$

考虑 LNG 储罐穹顶质量 M 的影响,采用能量法推导系统的固有频率.

系统的基频为

$$\omega = \sqrt{\frac{k^*}{M^*}} = \sqrt{\frac{\pi GA}{kH(2M+mH)}}, \tag{4}$$

式中:$M^* = M + \frac{mH}{2}$,$k^* = \frac{\pi GA}{2kH}$.

考虑圆形截面产生的变形对周期的影响系数为

$$\begin{cases} \eta_1 = \left[1 - \dfrac{\pi^2(1-\mu)}{256}\left(\dfrac{D}{H}\right)^2\right]^{-1}, & \left(\dfrac{D}{H} \leqslant \dfrac{8}{\pi\sqrt{1-\mu}}\right); \\ \eta_1 = \left[\dfrac{8}{\pi\sqrt{1-\mu}}\dfrac{H}{D}\left[1 - \dfrac{1}{4}\left(\dfrac{8}{\pi\sqrt{1-\mu}}\dfrac{H}{D}\right)^2\right]\right]^{-1}, & \left(\dfrac{D}{H} \geqslant \dfrac{8}{\pi\sqrt{1-\mu}}\right). \end{cases} \tag{5}$$

考虑弯曲变形的影响系数 η_2,它是根据 Dunkerly 方法将梁的剪切振动周期与弯曲振动周期用平方和开方求得

$$\eta_2 = \sqrt{1 + \frac{0.4}{1-\mu}\left(\frac{H}{D}\right)^2}, \tag{6}$$

修正后的基本周期为

$$T^* = \eta_1\eta_2 T = \eta_1\eta_2\frac{2\pi}{\omega} = \frac{2\pi}{\omega^*} = 2\eta_1\eta_2\sqrt{\frac{\pi kH(2M+mH)}{GA}}, \tag{7}$$

修正后的刚度为

$$K^* = M^*\omega^{*2} = \frac{\pi GA}{2kH\eta_1^2\eta_2^2}. \tag{8}$$

根据结构体系等效刚度和等效质量,并考虑阻尼影响,当混凝土外罐受隔震层水平激励 $\ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_0(t)$ 时,其外罐水平基础隔震力学模型见图 2.

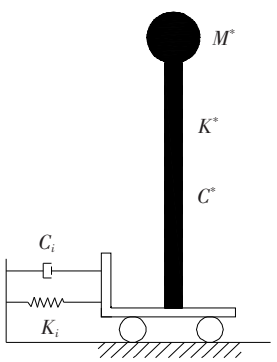


图 2 LNG 储罐外罐等效模型

2.2 钢制内罐基础隔震基本理论

在上述基本假定条件下,储液的速度势 Φ 应满足 Laplace 方程和边界条件[6].

$$\frac{\partial^2\Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial\Phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\Phi}{\partial\theta^2} + \frac{\partial^2\Phi}{\partial z^2} = 0, \tag{9}$$

$$\begin{cases} \left.\dfrac{\partial\Phi}{\partial\theta}\right|_{\theta=0,\pi} = 0, \\ \left.\dfrac{\partial\Phi}{\partial r}\right|_{r=R} = (\dot{x}_0(t) + \dot{x}_g(t) + \dot{w}(z,t))\cos\theta, \\ \left.\dfrac{\partial\Phi}{\partial z}\right|_{z=0} = 0, \\ \left.\dfrac{\partial\Phi}{\partial t}\right|_{Z=H_w} + gh_v = 0. \end{cases} \tag{10}$$

式中:Φ 为 r,θ,z,t 函数,h_v 为液体自由表面方程,$\dot{x}_g(t)$ 为水平方向地震激励,$\dot{x}_0(t)$ 为水平方向地震激励而产生的隔震层速度,$\dot{w}(z,t)$ 为水平地震激励 $\cos\varphi = 1$ 时的罐壁径向速度.

将液体的总速度势分解为刚性脉冲速度势 φ_1,对流晃动速度势 φ_2 和柔性脉冲速度势 φ_3.

$$\Phi = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3. \tag{11}$$

取刚性脉冲速度势为

$$\varphi_1(r,\theta,z,t) = r[\dot{x}_0(t) + \dot{x}_g(t)]\cos\theta. \tag{12}$$

对流晃动速度势为

$$\varphi_2(r,\theta,z,t) = \sum_{n=1}^{\infty}\frac{2R\dot{q}_n(t)}{(\sigma_n^2-1)J_1(\sigma_n)}\cdot\frac{\mathrm{ch}\left(\sigma_n\dfrac{z}{R}\right)}{\mathrm{ch}\left(\sigma_n\dfrac{H_w}{R}\right)}J_1\left(\sigma_n\frac{r}{R}\right)\cos\theta, \tag{13}$$

柔性脉冲速度势为

$$\varphi_3 = \sum_{n=1}^{\infty} \dot{w}(t) \frac{2I_1(\lambda_n r)\cos(\lambda_n z)\cos\theta}{\lambda_n H_w I'_1(\lambda_n R)} k_n. \quad (14)$$

由作用于储罐侧壁上的液动压力 $P(R,\theta,z,t) = -\rho \left.\frac{\partial \Phi}{\partial t}\right|_{r=R}$ 引起的基底剪力和罐壁倾覆弯矩，同时将罐壁运动 $w(t)$ 转化到罐液耦合系统的运动中，则有

$$\begin{aligned} Q(t) = &-m_0[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t)] - \\ &m_i[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t) + \ddot{x}_i(t)] - \\ &m_c[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t) + \ddot{x}_c(t)], \quad (15) \\ M(t) = &-m_0H_0[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t)] - \\ &m_iH_i[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t) + \ddot{x}_i(t)] - \\ &m_cH_c[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_H(t) + \ddot{x}_c(t)]. \quad (16) \end{aligned}$$

式(15)、(16)可以简化为图 3 所示的简化力学模型. 将罐内液体质量简化为对流质量 m_c、柔性脉冲质量 m_i 和刚性脉冲质量 m_0；等效高度分别为 H_c、H_i 和 H_0；对流和柔性脉冲质量由等效弹簧刚度 k_c、k_i 及阻尼常数 c_c、c_i 与罐壁连接. 隔震层刚度和阻尼分别为 k_0 和 c_0. 隔震层和刚性脉冲位移、柔性脉冲位移、对流晃动位移、地面运动位移分别为 $x_0(t)$、$x_i(t)$、$x_c(t)$ 和 $x_g(t)$.

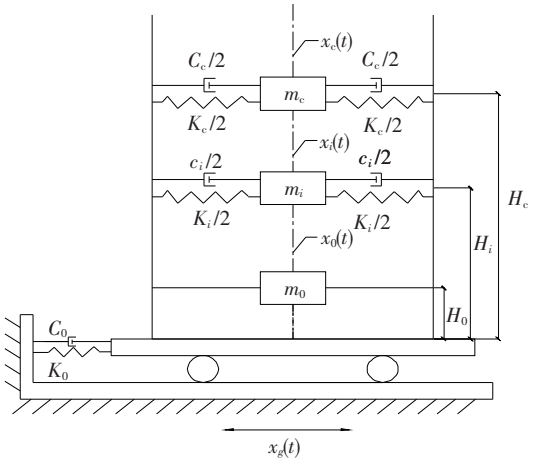


图 3　钢制内罐基础隔震简化力学模型

2.3　系统运动控制方程

将图 2 和图 3 合并，可得 LNG 储罐基础隔震简化分析力学模型，见图 4. 依据 Harmilton 原理建立相应运动方程：

$$\begin{bmatrix} M^* & 0 & 0 & M^* \\ 0 & m_c & 0 & m_c \\ 0 & 0 & m_i & m_i \\ M^* & m_c & m_i & M^* + m_c + m_i + m_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}^* \\ \ddot{x}_c \\ \ddot{x}_i \\ \ddot{x}_0 \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} C^* & & & \\ & c_c & & \\ & & c_i & \\ & & & c_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}^* \\ \dot{x}_c \\ \dot{x}_i \\ \dot{x}_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K^* & & & \\ & k_c & & \\ & & k_i & \\ & & & k_0 \end{bmatrix}.$$

$$\begin{bmatrix} x^* \\ x_c \\ x_i \\ x_0 \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} M^* \\ m_c \\ m_i \\ M^* + m_c + m_i + m_0 \end{bmatrix} \ddot{x}_g. \quad (17)$$

基底剪力：

$$\begin{aligned} Q = &-M^*[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}^*(t)] - \\ &m_0[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t)] - m_i[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \\ &\ddot{x}_i(t)] - m_c[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_c(t)]. \end{aligned}$$

罐壁倾覆力矩：

$$\begin{aligned} M = &-M^*H[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}^*(t)] - \\ &m_0H_0[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t)] - m_iH_i[\ddot{x}_0(t) + \\ &\ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_i(t)] - m_cH_c[\ddot{x}_0(t) + \\ &\ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_c(t)]. \end{aligned}$$

晃动波高：

$$h_v = 0.837R \frac{[\ddot{x}_0(t) + \ddot{x}_g(t) + \ddot{x}_c(t)]}{g}.$$

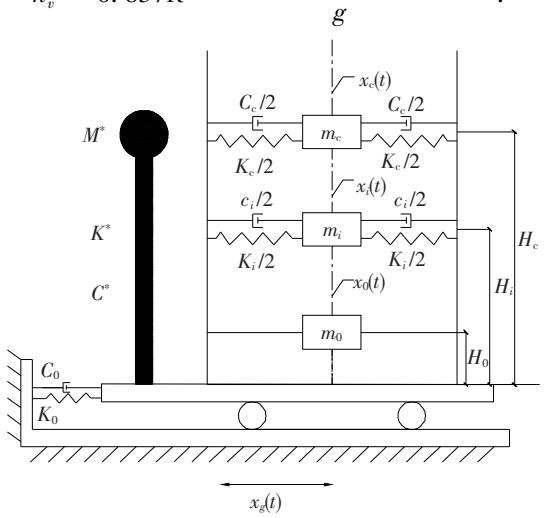


图 4　简化分析力学模型

3　数值分析

针对 160 000 m³ 大型 LNG 储罐，着重研究基础隔震地震响应及其频谱特性，验证基础隔震降低 LNG 储罐地震响应的有效性；进行 LNG 储罐基础隔震设计时，外罐对钢制内罐以及基础的影响；隔震层参数变化对 LNG 储罐基础隔震地震响应的影响.

3.1　地震动输入和方程求解

选取 El-Centro 波(图 5)作为水平地震动输入，运动方程(17)用 Wilson-θ 数值积分法求解，隔震层采用等效线性本构关系.

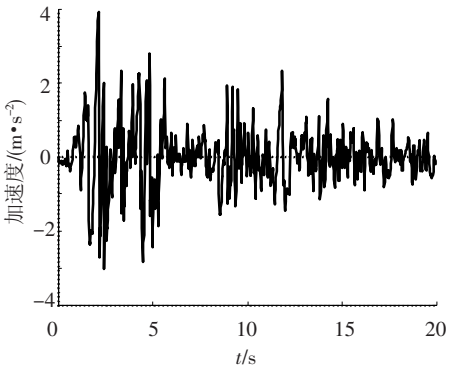
3.2　LNG 储罐基础隔震地震响应

为了验证 LNG 储罐的减震效应，研究隔震周期 $T = 2$ s，隔震层阻尼比 $\xi = 0.1$，在加速度峰值为 0.34 g 的 El-Centro 波激励下的地震动响应. 基底剪力、倾覆力矩和晃动波高时程曲线见图 6，频

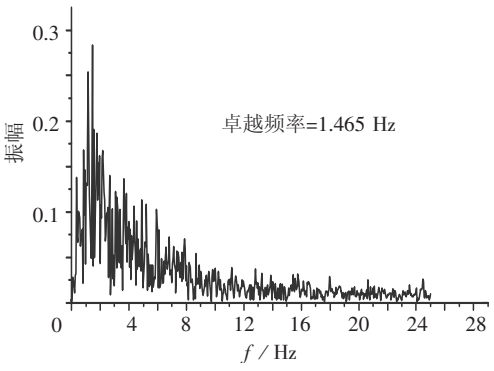
谱特性见图 7.

由图 6 可知,160 000 m^3 基础隔震 LNG 储罐,基底剪力和倾覆弯矩明显减少,峰值减震率分别为 82.3% 和 79.4%,说明达到了减震的目的;晃动波高变化不明显,说明基础隔震措施对晃动波高控制作用不明显.

由图 5 可知,输入地震波频率为 1.465 Hz,图 7 表明非隔震 LNG 储罐基底剪力和倾覆弯矩频率为 1.76 Hz,两者比值为 0.832 < 1.414 2,为传统抗震结构体系,地震反应被放大;隔震 LNG 储罐基底剪力频率为 0.57 Hz,两者比值为 2.57 > 1.414 2,为隔震结构体系,地震响应衰减较快,减震效果较好;对晃动波高来说,非隔震 LNG 储罐和隔震 LNG 储罐频率均为 0.1 Hz,说明晃动波高为长周期振动,隔震措施不能有效控制晃动效应.

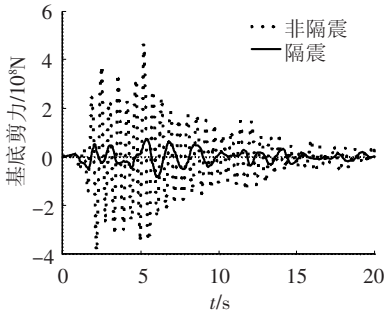


(a)输入的 Elcentro 波时程曲线

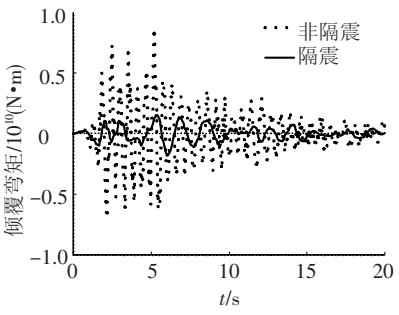


(b)输入的 Elcentro 波频谱特性

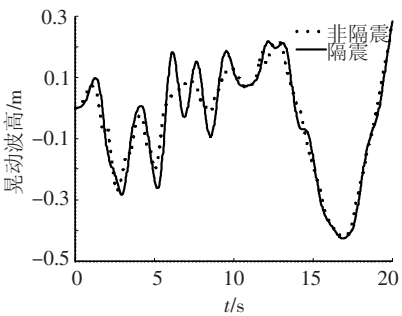
图 5 Elcentro 水平地震波



(a)基底剪力时程曲线

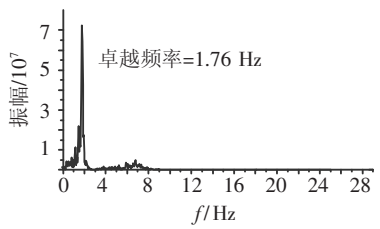


(b)倾覆弯矩时程曲线

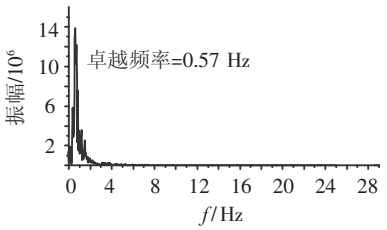


(c)晃动波高时程曲线

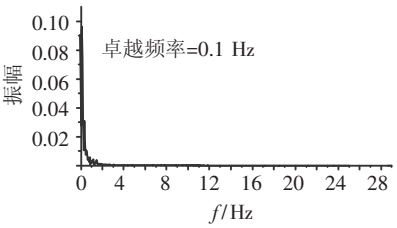
图 6 160 000 m^3 大型 LNG 储罐基础隔震地震响应时程曲线



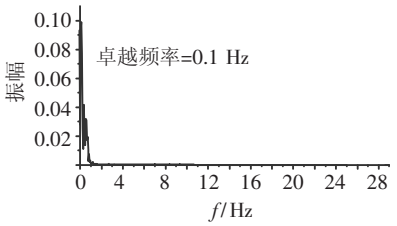
(a)非隔震基底剪力频谱特性



(b)隔震基底剪力频谱特性



(c)非隔震晃动波高频谱特性



(d)隔震晃动波高频谱特性

图 7 160 000 m^3 大型 LNG 储罐基础隔震地震响应频谱特性

为分析图 4 简化分析力学模型中各分量引起的基底剪力权重，给出各分量权重及减震率见表 1.

表 1　160 000 m³LNG 储罐基底剪力各分量权重及减震率

计算值		非隔震剪力/10^8N	权重/%	隔震剪力/10^8N	权重/%	减震率/%
各分量峰值之和		5.078	–	0.896	–	82.4
混凝土外罐		0.808	15.9	0.252	28.1	68.8
钢制内罐	刚性脉冲分量	0.146	2.9	0.064	7.1	56.4
	柔性脉冲分量	4.081	80.4	0.536	59.8	86.9
	晃动分量	0.043	0.8	0.044	4.9	–2.0

由表 1 可知，简化分析力学模型中各分量引起的基底剪力占总基底剪力的权重，柔性脉冲分量最大，非隔震时达到 80.4%，隔震时达到 59.8%；混凝土外罐分量次之，非隔震为 15.9%，隔震为 28.1%；刚性脉冲分量和晃动分量所占比例较小. 另外，隔震后，混凝土外罐分量、刚性脉冲分量和晃动分量权重有所增大，柔性脉冲分量权重有所降低；从减震率来看，混凝土外罐分量、刚性脉冲分量和柔性脉冲分量都有明显减震效果，柔性脉冲分量减震率最大，混凝土外罐分量和刚性脉冲分量次之；隔震措施对晃动分量没有减震效果.

为了验证本文解的可行性，将本文解与有限元解[1]和文献[10]解对比，见表 2.

表 2　本文解与有限元解和文献[10]对比

解的类型	基底剪力/10^8N		倾覆力矩/10^9(N·m)		晃动波高/m	
	非隔震	隔震	非隔震	隔震	非隔震	隔震
本文解	4.656	0.824	8.652	1.784	0.415	0.426
有限元解	3.930	1.140	—	—	1.030	0.810
文献[10]	4.896	1.317	8.326	2.499	0.415	0.411

由表 2 可知，非隔震时，基底剪力与文献[10]和有限元解数量级一致，比较接近，介于有限元解和文献[10]之间，倾覆力矩与文献[10]相近；隔震时，本文解相对偏小；对于晃动波高来说，本文解与文献[10]相近但都小于有限元解，这是因为本文与文献[10]晃动分量只考虑一阶振型长周期分量，有限元解是多阶振型叠加的结果，当输入地震动频率与晃动分量高阶频率相近时，可能激发出高阶振型，导致晃动波高增大.

3.3　混凝土外罐对钢制内罐以及基础的影响

历次储罐地震灾害表明，钢制内罐会出现屈曲等破坏. 为了分析外罐对内罐地震响应是否有影响，表 3 给出混凝土外罐对钢制内罐基底剪力的影响.

表 3　混凝土外罐对钢制内罐基底剪力的影响

计算值		非隔震剪力/10^8N		隔震剪力/10^8N		考虑外罐减震率/%	不考虑外罐减震率/%
		考虑外罐	不考虑外罐	考虑外罐	不考虑外罐		
总剪力		4.656	4.094	0.824	0.591	82.3	85.6
钢制内罐	刚性脉冲分量	0.146	0.146	0.064	0.066	56.4	54.8
	柔性脉冲分量	4.081	4.081	0.536	0.547	86.9	86.6
	晃动分量	0.043	0.043	0.044	0.045	–2.0	–4.5

从表 3 可以看出，160 000 m³LNG 储罐，不考虑外罐后，总基底剪力有所降低，这对于基础设计是不利的，所以进行基础设计时，要考虑外罐所贡献的水平荷载；同时，可以看出，外罐对钢制内罐地震响应几乎没有影响，这说明，进行钢制内罐设计时，可以忽略外罐的影响，从而节省计算工作量.

3.4　隔震层参数对隔震 LNG 储罐地震响应的影响

为了分析隔震层参数对 160 000 m³LNG 储罐减震效应的影响，研究隔震周期 T = 2 s，隔震层阻尼比分别为 0.1 ~ 0.4；以及隔震层阻尼比 ξ = 0.1，隔震周期分别为 1 ~ 4 s，在加速度峰值为 0.34 g 的 Elcentro 波地震激励下的地震动响应. 数值结果见表 4 和表 5.

由表 4 可知，随着阻尼比的增大，减震效应先增大后减小，因为隔震层阻尼在耗散地震能量的同时，随着阻尼比增大，对隔震层会产生附加刚度，增大地震响应，所以 LNG 储罐隔震设计时，隔

震层阻尼比存在合理优化段,阻尼比为 0.2 ~ 0.3 减震效果较好. 隔震层阻尼比对晃动波高影响较小,不能通过变化隔震层阻尼比控制晃动波高.

表 4 隔震层阻尼比不同时 LNG 储罐地震响应及减震率

计算值	非隔震	隔震				减震率/%			
		$\xi = 0.1$	$\xi = 0.2$	$\xi = 0.3$	$\xi = 0.4$	$\xi = 0.1$	$\xi = 0.2$	$\xi = 0.3$	$\xi = 0.4$
基底剪力/10^8N	4.656	0.824	0.700	0.678	0.697	82.3	85.0	85.4	85.0
倾覆弯矩/10^9(N·m)	8.652	1.784	1.525	1.526	1.530	79.4	82.4	82.4	82.3
晃动波高/m	0.415	0.426	0.425	0.424	0.423	-2.6	-2.2	-2.1	-1.9

表 5 隔震周期不同 LNG 储罐地震响应及减震率

计算值	非隔震	隔震				减震率/%			
		$T = 1$ s	$T = 2$ s	$T = 3$ s	$T = 4$ s	$T = 1$ s	$T = 2$ s	$T = 3$ s	$T = 4$ s
基底剪力/10^8N	4.656	2.145	0.824	0.761	0.439	53.9	82.3	83.7	90.6
倾覆弯矩/10^9(N·m)	8.652	4.112	1.784	1.626	0.965	52.5	79.4	81.2	88.9
晃动波高/m	0.415	0.427	0.426	0.464	0.482	-2.8	-2.6	-11.8	-16.0

表 5 表明,随着隔震周期的增大,基底剪力和倾覆力矩减震效应增大,这是因为减震效应与地震激励频率和 LNG 储罐基础隔震结构体系的频率比值相关,比值越大,减震效果越好.

4 结 论

1)外罐依据剪切悬臂梁理论,钢制内罐依据速度势理论,引入隔震层刚度和阻尼,建立了 LNG 储罐基础隔震的等效力学模型;应用 Hamilton 原理,推导了 LNG 储罐基础隔震体系的基本理论.

2)LNG 储罐基础隔震地震响应分析表明:基础隔震能够有效降低基底剪力和倾覆力矩,但对晃动波高控制效果不明显.

3)不隔震柔性脉冲质量对基底剪力贡献占主导优势,隔震后晃动质量项对基底剪力贡献增大,说明加入隔震层后,晃动长周期成分对基底剪力的影响加大,设计时应考虑隔震对晃动带来的影响,应进行优化对比设计.

4)基础设计时,要考虑外罐所贡献的地震引起的水平作用,钢制内罐设计时,可以忽略外罐的影响.

参考文献:

[1] 张营. 大型全容式 LNG 储罐地震响应数值模拟研究[D]. 大庆:东北石油大学,2011.

[2] 项忠权,李清林. 立式储罐抗震[M]. 北京:地震出版社,1990.

[3] HAROUN M A. Parametric study of seismic soil-tank interaction. I: horizontal excitation[J]. ASCE, 1992, 118(3): 783 - 797.

[4] 孙建刚,崔利富,张营,等. 土与结构相互作用对储罐地震响应的影响[J]. 地震工程与工程振动, 2010, 30(3): 141 - 146.

[5] 孙建刚,郝进峰,王振. 储罐基底隔震振型分解反应谱计算分析研究[J]. 哈尔滨工业大学学报,2005,37(6):649 - 651.

[6] 孙建刚. 大型立式储罐隔震——理论、方法及实验[M]. 北京: 科学出版社, 2009.

[7] 孙建刚, 王向楠,张荣花,等. 立式储罐并联隔震地震反应分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2009,41(10): 105 - 109.

[8] MALHOTRA P K. New method for seismic base isolation of liquid storage tanks[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1997, 26: 839 - 847.

[9] WANG Y P, TENG M C, CHUNG K W. Seismic isolation of rigid cylindrical tanks using friction pendulum bearing [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2001, 30: 1083 - 1099.

[10] SHRIMALI M K, JANGID R S. Seismic analysis of base-isolated liquid storage tanks [J]. Journal of Sound & Vibration, 2004, 275(1/2): 59 - 75.

[11] 李思. 全容式 LNG 储罐的地震响应分析[D]. 天津:天津大学,2010.

(编辑 赵丽莹)