

大型立式储罐竖向基础隔震研究

崔利富¹, 孙建刚², 赵颖华¹

(1.大连海事大学 道路与桥梁工程研究所, 116026 辽宁 大连, cuilifu1982@126.com;

2.大连民族学院 土木建筑工程学院, 116600 辽宁 大连)

摘要: 为了降低立式钢制储罐竖向地震响应,从罐液耦联运动出发,依据储罐内液体满足的边界条件和势流体理论,选择合理的速度势,给出动水压力的理论表达;考虑动水压力和土与结构相互作用的影响,建立罐液耦联振动方程、隔震层控制方程和基础的竖向振动方程;给出储罐侧壁剪力、侧壁弯矩和应力的理论表达。选取 150 000 m³ 储罐,采用 Wilson- θ 法对其进行地震响应分析,结果表明:储罐竖向基础隔震体系能够有效降低储罐的径向应力、轴向应力和环向应力地震响应,设计时需要综合考虑各种因素选择最佳场地、隔震周期、阻尼比和高径比。

关键词: 立式储罐; 竖向隔震; 土与结构相互作用; 地震响应

中图分类号: TU352.12 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2011)12-0132-06

Vertical base isolation of large-scale vertical storage tanks

CUI Li-fu¹, SUN Jian-gang², ZHAO Ying-hua¹

(1.Institute of Road and Bridge Engineering, Dalian Maritime University, 116026 Dalian, Liaoning, China, cuilifu1982@126.com;

2.College of Civil and Architecture Engineering, Dalian Nationalities University, 116600 Dalian, Liaoning, China)

Abstract: To reduce the vertical seismic response of vertical storage tanks with fluid-structure coupling motion, according to the boundary conditions and potential theory, the hydrodynamic was given by selecting reasonable velocity potential. Considering hydrodynamic and soil-structure interaction, the control equation of vertical isolation storage tanks was established and the theoretical expression of wall shear, bending moment and stress were given. Seismic response analysis was carried out with Wilson- θ method selecting 150 000 m³ storage tanks. The results showed that: a vertical base isolation system storage tank could reduce the seismic response of radius, axial and hoop stress. It is necessary to take various factors into account to select the best site, isolation period, damping ratio and height-radius ratio in design of different storage tanks.

Key words: vertical storage tanks; vertical isolation; soil-structure interaction; seismic response

国内外学者采用多种水平基础隔震体系对立式钢制储罐进行大量的水平基础隔震地震响应对比研究。2006年, Jadhav 和 Jangid^[1]对近场地震作用下的隔震储罐进行了地震响应分析,表明能够有效降低动水压力,但晃动波高有所增加。2010年, Abali 和 Uckan^[2]对带有凹面的滑移隔震储罐进行了参数影响分析,指出基础隔震体系无论对高罐和

矮罐都能有效减小基底剪力,但对矮胖罐晃动波高的影响较小;隔震周期 3 s 以上的高罐在近场地震激励下的隔震效果最好。2011年, Ayman 和 Mohamed^[3]采用摩擦摆隔震系统对储罐进行了地震响应分析,结果表明:基底剪力和脉动位移可以降低 50%~90%;晃动位移可以降低 20%~70%,但会增加晃动波高;同矮胖罐相比,高罐隔震效果更好。2010年,文献[4]针对立式储罐提出了基础隔震基本理论。2011年,考虑浮顶的影响,文献[5]对立式浮顶储罐基础隔震进行了地震响应分析,结果表明:基础隔震体系能够有效降低储罐的基底剪力、倾覆力矩等地震响应,浮顶具有抑制晃动波高的作

收稿日期: 2010-09-28.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51078063/E0808).

作者简介: 崔利富(1982—),男,博士研究生;

孙建刚(1959—),男,教授,博士生导师;

赵颖华(1954—),女,教授,博士生导师.

用。但是,震害表明,对于立式钢制储罐来讲,储罐水平地震作用减弱后,作用于储液的竖向地震作用会转化为水平力作用于罐壁上,加重储罐破坏的几率。1970年, Marchaj^[6]指出金属储液罐在地震中的破坏是因为设计中忽略了竖向加速度的影响。1995年,韦树莲^[7]指出竖向地震力转换成水平地震力引起的环向应力只要达到 1/3 罐壁屈服强度,则与静液环向应力叠加起来便能使应力达到罐壁的屈服强度,如果达不到屈服强度,也会发展为初始“象足”现象。2006年, Kianoush 等^[8]指出在储罐抗震设计中要考虑竖向加速度对储罐罐壁的影响。孙建刚^[9]和王振^[10]建议对体积较大的矮胖储罐,应考虑竖向地震作用进行储罐的地震反应计算。本文考虑土与结构的相互作用,依据势流体理论,选择合理的速度势,依据流体动力学原理,引入基础隔震措施,推导立式钢制储罐竖向基础隔震基本理论,给出系统运动方程以及地震响应表达式;选取 150 000 m³ 立式储罐对其进行竖向基础隔震研究,验证理论的可行性,同时研究隔震层参数、储罐高径比以及土与结构相互作用对减震效应的影响。

1 立式储罐竖向基础隔震基本理论

1.1 立式储罐几何与物理参数

立式圆筒形钢制储罐,罐壁厚度为 h_s , 储罐半径为 R , 罐壁高度为 H , 罐壁材料的弹性模量和密度分别为 E_s 和 ρ_s , 罐壁泊松比为 ν_s , 储液高度为 H_L , 储液密度为 ρ_L 。圆柱坐标系见图 1。

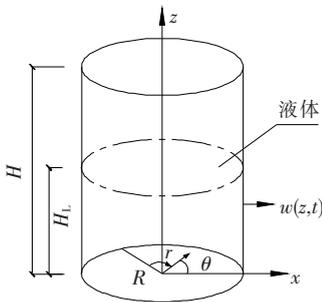


图 1 罐几何坐标系

1.2 基本假定

- 1) 储罐浮放在减震支撑上;
- 2) 忽略罐壁的轴向变形,仅考虑竖向地震激励引起的罐壁径向变形运动

$$w(z,t) = \bar{w}(t) \cos \frac{\pi z}{2H_L}, \quad (1)$$

- 3) 忽略液体自由表面运动;
- 4) 土与结构相互作用的减震系统简化为弹簧阻尼系统;
- 5) 液体为无旋、无粘、不可压缩的理想流体。

1.3 基本理论

竖向地震动影响下的罐内液体速度势 $\Phi(r, z, t)$ 满足 Laplace 方程及边界条件:

$$\nabla^2 \Phi = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial r} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} = 0, \quad (2)$$

$$\left. \frac{\partial \Phi}{\partial z} \right|_{z=0} = \dot{v}(t) + \dot{v}_{b2}(t) + \dot{v}_g(t), \quad (3a)$$

$$\left. \frac{\partial \Phi}{\partial r} \right|_{r=R} = \frac{\partial w}{\partial t}, \quad (3b)$$

$$-\rho_L \left. \frac{\partial \Phi}{\partial t} \right|_{z=H_L} = 0. \quad (3c)$$

式中 $v(t)$ 、 $v_{b2}(t)$ 和 $v_g(t)$ 分别为储罐底相对速度、下垫板相对速度和地震输入速度。

由式(2)、(3),得出速度势 $\Phi(r, z, t)$ 为

$$\Phi(r, z, t) = (z - H_L) [v(t) + \dot{v}_{b2}(t) + \dot{v}_g(t)] + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2 \int_0^{H_L} \dot{w}(z, t) \cos(\lambda_i z) dz}{\lambda_i H_L I'_0(\lambda_i R)} I_0(\lambda_i r) \cos(\lambda_i z). \quad (4)$$

考虑一阶振型的影响,竖向地震激励下罐内液体的动压力为

$$P_d(r, z, t) = -\rho_L \frac{\partial \Phi(r, z, t)}{\partial t} = -\rho_L (z - H_L) [\ddot{v}(t) + \ddot{v}_{b2}(t) + \ddot{v}_g(t)] - \frac{\rho_L I_0(\lambda r) \cos(\lambda z)}{\lambda I'_0(\lambda R)} \ddot{\bar{w}}(t). \quad (5)$$

式中: $\lambda = \frac{\pi}{2H_L}$, $I_0(\lambda r)$ 为零次修正贝赛尔函数, $I'_0(\lambda R)$ 为零次修正贝赛尔函数导数, $\dot{v}(t)$ 为罐底的竖向相对加速度, $\dot{v}_{b2}(t)$ 为下垫板的相对加速度, $\dot{v}_g(t)$ 为竖向地面运动加速度。

2 竖向基础隔震系统运动控制方程

2.1 罐液耦联控制方程

根据 V. V. Novozhilov 薄壳理论,竖向地震激励下罐内液体作用于罐壁上的动压力,并考虑阻尼影响,整理得

$$\left[\pi \rho_s h_s R H_L + 2 \rho_L H_L^2 R \frac{I_0(\lambda R)}{I'_0(\lambda R)} \right] \ddot{\bar{w}}(t) - \frac{8 \rho_L R H_L^2}{\pi} [\ddot{v}(t) + \ddot{v}_{b2}(t)] + C_s \dot{\bar{w}}(t) + \frac{\pi E_s h_s H_L}{(1 - \nu_s^2) R} \bar{w}(t) = \frac{8 \rho_L R H_L^2}{\pi} \ddot{v}_g(t). \quad (6)$$

2.2 隔震层控制方程

将上垫板和罐壁质量简化为单自由度体系,隔震层简化为弹簧阻尼系统(图 2)。

在竖向地面运动 $\dot{v}_g(t)$ 作用下的运动方程可表达为

$$-\frac{8\rho_L RH_L^2}{\pi}\ddot{w}(t) + (M + \pi R^2 \rho_L H_L)[\ddot{v}(t) + v_{b2}(t)] + C_v \dot{v}(t) + K_v v(t) = -(M + \pi R^2 \rho_L H_L)\ddot{v}_g(t). \quad (7)$$

式中: $M = 2\pi R H h_s \rho_s + \pi R^2 h_b \rho_b$, C_v 为隔震层阻尼, K_v 为隔震层竖向刚度, h_b 、 ρ_b 分别为垫板的高度和密度, $h_b = \frac{1}{20}H_L$ 、 $\rho_b = 2.5\rho_L$.

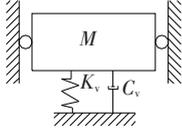


图 2 隔震层简化力学模型

2.3 罐基底竖向振动的控制方程

将上垫板和罐壁质量简化为单自由度体系通过隔震层与下垫板连接,土壤简化为弹簧阻尼系统(图 3).

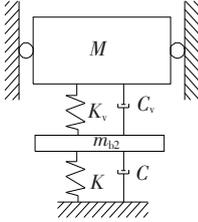


图 3 柔性地基简化力学模型

在竖向地面运动 $\ddot{v}_g(t)$ 作用下的运动方程可表达为

$$-\frac{8\rho_L RH_L^2}{\pi}\ddot{w}(t) + (M + \pi R^2 \rho_L H_L)[\ddot{v}(t) + \ddot{v}_{b2}(t)] + m_{b2}\ddot{v}_{b2}(t) + C\dot{v}(t) + K v(t) = -(M + \pi R^2 \rho_L H_L + m_{b2})\ddot{v}_g(t). \quad (8)$$

式中: C 、 K 分别为土壤竖向阻尼和土壤竖向刚度^[10], m_{b2} 为下垫板质量, $m_{b2} = \pi R^2 h_b \rho_b$.

2.4 储罐竖向基础隔震简化力学模型及系统运动控制方程

联立方程(6)~(8),建立储罐竖向基础隔震的控制方程为

$$\begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{w}(t) \\ \ddot{v}(t) \\ \ddot{v}_{b2}(t) \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} C_{11} & 0 & 0 \\ 0 & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{w}(t) \\ \dot{v}(t) \\ \dot{v}_{b2}(t) \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} K_{11} & 0 & 0 \\ 0 & K_{22} & 0 \\ 0 & 0 & K_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w(t) \\ v(t) \\ v_{b2}(t) \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} M_{12} \\ M_{22} \\ M_{33} \end{bmatrix} \ddot{v}_g(t). \quad (9)$$

式中: $M_{11} = \pi \rho_s h_s R H_L + 2\rho_L H_L^2 R \frac{I_0(\lambda R)}{I'_0(\lambda R)}$, $M_{12} = -\frac{8\rho_L R H_L^2}{\pi}$, $M_{13} = M_{12}$, $M_{21} = M_{12}$, $M_{22} = (M + \pi R^2 \rho_L H_L)$, $M_{23} = M_{22}$, $M_{31} = M_{12}$, $M_{32} = M_{22}$, $M_{33} = (M + \pi R^2 \rho_L H_L) + m_{b2}$, $m_{b1} = m_{b2} = \pi R^2 h_b \rho_b$, $C_{11} = 2\xi \sqrt{\frac{K_{11}}{M_{11}}}$, $C_{22} = C_v$, $C_{33} = C$, $K_{11} = \frac{\pi E_s h_s H_L}{(1 - \nu_s^2)R}$, $K_{22} = K_v$, $K_{33} = K$.

侧壁剪力为

$$Q_V = 2R\rho_L H_L^2 \{ [\ddot{v}(t) + \ddot{v}_{b2}(t) + \ddot{v}_g(t)]/2 - [4I_0(\lambda R)/I'_0(\lambda R)]\ddot{w}(t) \} / \pi^2, \quad (10)$$

侧壁弯矩为

$$M_V = 2R\rho_L H_L^3 \{ [\ddot{v}(t) + \ddot{v}_{b2}(t) + \ddot{v}_g(t)]/6 - [4(\pi - 2)I_0(\lambda R)/I'_0(\lambda R)]\ddot{w}(t) \} / \pi^3, \quad (11)$$

罐壁环向应力为

$$\sigma_\theta = \frac{P_d(R, z, t)R}{h_s}, \quad (12)$$

罐壁径向应力为

$$\tau = \frac{Q_V}{A_s}, \quad (13)$$

式中 A_s 为壳体的横截面积, $A_s = \frac{1}{2}(2\pi R h_s + \pi h_s^2)$.

罐壁轴向应力为

$$\sigma_z = \frac{M_V R}{I} = \frac{M_V}{\pi R^2 h_s}. \quad (14)$$

式中 $I = \pi R^3 h_s$ 为罐壁围绕水平形心轴的惯性矩.

3 算例分析

3.1 地震动输入及方程求解方法

选取竖向 El-Centro 波作为地震动输入,其时程曲线及频谱特性见图 4;用 Wilson- θ 数值分析法求解动力方程,隔震层采用等效线性本构关系.

3.2 地震响应时程与频谱特性分析

针对 150 000 m³ 的大型储罐^[3],在加速度峰值 0.26g 作用下,研究隔震层阻尼比 0.1,隔震周期 2 s 时储罐的地震响应(以下分析均以此作为基本参数),图 5 为储罐地震响应时程曲线,图 6 为环向应力动响应频谱特性.

由图 5 可知,竖向基础隔震体系能够有效降低 150 000 m³ 储罐的径向应力、轴向应力和环向应力,应重点考虑占主导作用的罐壁环向应力.

由图 4 知,Elcentro 竖向地震波的卓越频率为 9.4 Hz,而竖向隔震储罐的自振频率为 0.5 Hz,二者比值为 18.8,远远大于临界值 1.414 2,从而会大大衰减结构的反应。

图 6 表明:环向应力的卓越频率由 1.8 Hz 降低到 0.5 Hz,竖向基础隔震体系明显拉长了储罐的动响应周期,所以,储罐竖向基础隔震体系能避开场地的卓越频率,避免发生类共振现象。

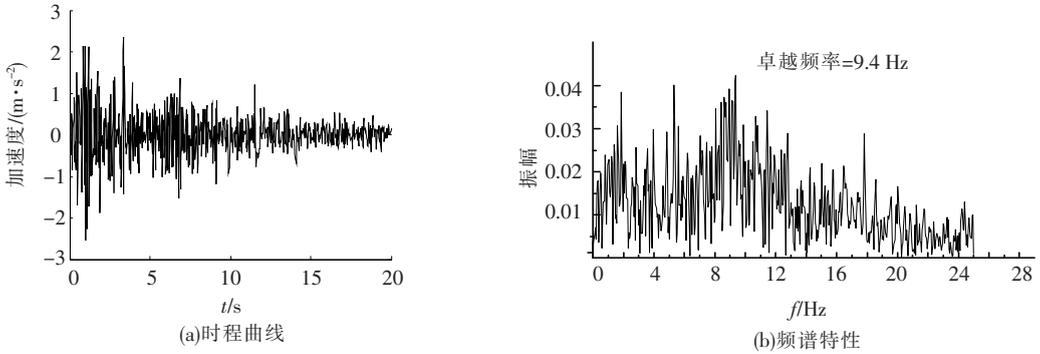


图 4 竖向 Elcentro 地震波时程曲线与频谱特性

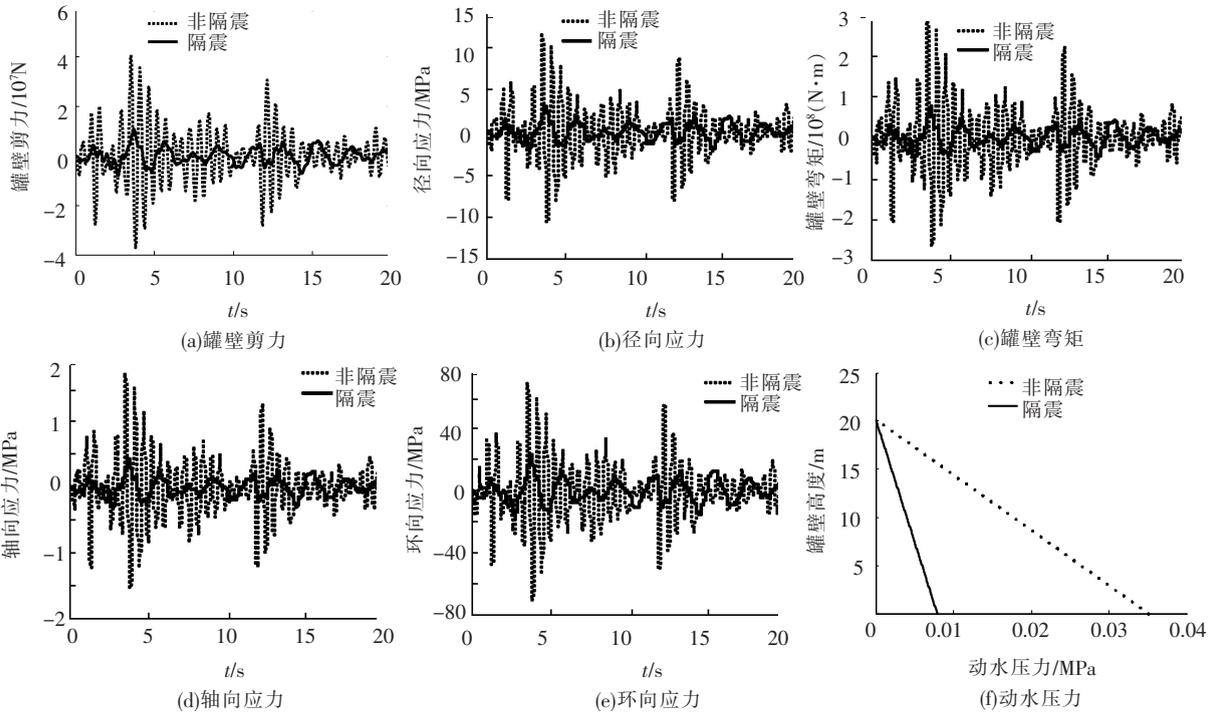


图 5 150 000 m³ 储罐地震响应时程曲线

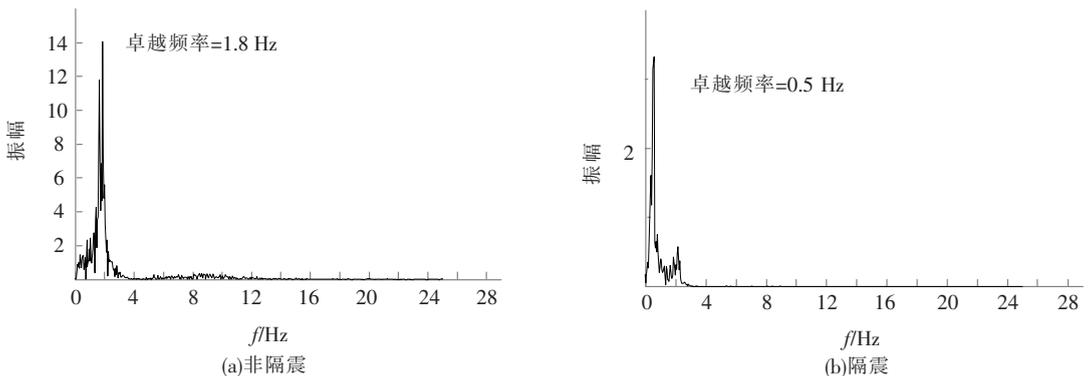


图 6 150 000 m³ 储罐环向应力频谱特性

3.3 场地对储罐地震响应的影响

场地为 I、II、III、IV 类时储罐的应力地震动

响应及减震率数值见表 1。

表 1 场地不同时储罐罐壁应力及减震率

场地类型	径向			轴向			环向		
	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%
I 类场地	17.70	1.83	89.66	2.59	0.27	89.70	108.42	11.36	89.53
II 类场地	26.90	11.42	57.56	3.94	1.57	60.14	164.41	83.93	48.95
III 类场地	11.77	3.12	73.50	1.73	0.43	75.24	71.44	22.92	67.91
IV 类场地	22.43	6.99	68.82	3.28	0.95	70.90	146.48	52.53	64.14

注: 减震率 = $\frac{\text{非隔震值} - \text{隔震值}}{\text{非隔震值}} \times 100\%$.

由表 1 可知, 储罐的地震响应及减震率与场地类别有关. 储罐的径向应力、轴向应力和环向应力减震率都达到了 50% 以上, I 类场地减震效果最好, II 类场地减震效果最差.

3.4 隔震层阻尼比对储罐地震响应的影响

隔震层阻尼比为 0.1、0.2、0.3 和 0.4 时储罐的应力地震动响应及减震率数值见表 2.

表 2 不同隔震层阻尼比时储罐罐壁应力及减震率

阻尼比	径向			轴向			环向		
	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%
0.1	11.77	3.12	73.50	1.73	0.43	75.24	71.44	22.92	67.91
0.2	11.77	2.96	74.86	1.73	0.41	76.31	71.44	21.26	70.25
0.3	11.77	3.05	74.04	1.73	0.43	75.24	71.44	21.24	70.28
0.4	11.77	3.25	72.34	1.73	0.46	73.33	71.44	21.96	69.26

由表 2 可知, 隔震层阻尼比为 0.2~0.3 时, 竖向隔震储罐径向应力、环向应力和轴向应力的减震效果较好. 这是因为阻尼比过小不能起到很好的耗能作用, 阻尼比过大反而会增加隔震层的

附加刚度, 从而增大储罐的地震响应.

3.5 隔震周期对储罐地震响应的影响

隔震周期 $T = 1 \sim 4$ s 时储罐应力的地震动响应及减震率数值见表 3.

表 3 不同隔震周期时储罐罐壁应力及减震率

隔震周期/s	径向			轴向			环向		
	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%
1	11.77	4.27	63.72	1.73	0.61	64.79	71.44	28.21	60.52
2	11.77	3.12	73.50	1.73	0.43	75.24	71.44	22.92	67.91
3	11.77	1.79	84.75	1.73	0.25	85.81	71.44	13.32	81.36
4	11.77	1.13	90.39	1.73	0.16	91.00	71.44	8.27	88.43

表 3 表明储罐隔震周期拉得越长, 与地震动输入周期相距越远, 从而隔震效果越好.

3.6 储罐高径比对储罐地震响应的影响

储罐体积不变, 高径比为 0.4~3.2 时储罐的地震动响应见图 7.

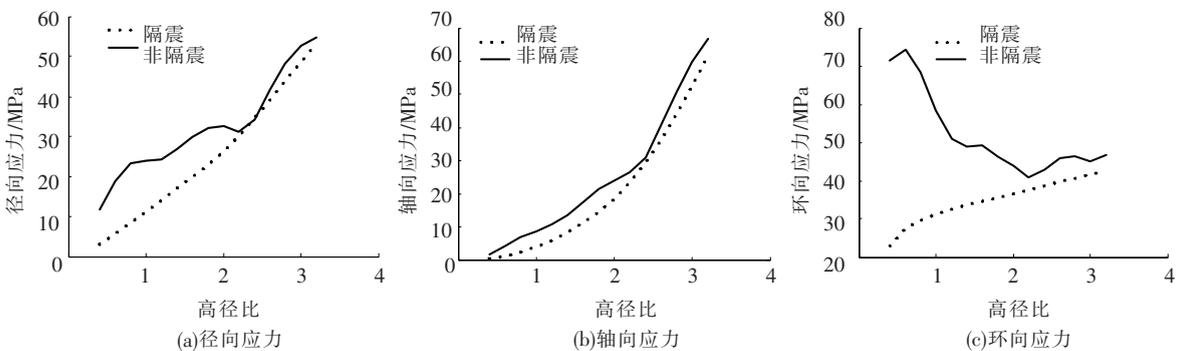


图 7 不同高径比时储罐的地震响应

图 7 表明:体积一定的储罐,非隔震储罐与隔震储罐的地震响应受高径比的影响,矮罐时环向应力起主导作用,高罐时径向应力和轴向应力起主导作用.对于非隔震储罐来说,径向应力、轴向应力随着高径比的增大而增大,而环向应力随着高径比的增大有减小的趋势;对于隔震储罐来说,径向应力、轴向应力和环向应力随着高径比的增大而增大,但环向应力增大趋势缓慢;非隔震储罐与隔震储罐的径向应力、轴向应力和环向应力随着高径比的增大而趋于接近.

文献[3,9-10]表明,“象足”屈曲是由于过大

表 4 土与结构相互作用对储罐地震响应的影响

地基类型	径向			轴向			环向		
	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%	非隔震值/MPa	隔震值/MPa	减震率/%
刚性地基	13.19	4.27	63.72	1.73	0.61	64.79	71.44	28.21	60.52
柔性地基	11.77	3.12	73.50	1.73	0.43	75.24	71.44	22.92	67.91

由表 4 可知,非隔震储罐与隔震储罐在考虑土与结构相互作用后,其地震响应有所降低,但降低幅度不大,这说明按刚性地基设计时偏于安全.

4 结 论

1) 立式储罐抗震减震设计时应该考虑竖向地震作用.

2) 竖向隔震储罐的减震效果与场地的地震波频谱特性、隔震层阻尼比以及隔震周期密切相关.隔震层参数选择合理,能够有效降低储罐的地震响应.

3) 储罐体积一定,高径比不同时,地震响应不同,隔震效果也不同.储罐采用竖向基础隔震体系后,具有抑制“象足”屈曲出现的作用,尤其对高径比 <1 的矮罐控制效果明显.

4) 可以按刚性地基的假定进行储罐竖向基础隔震设计.

参考文献:

[1] JADHAV M B, JANGID R S. Response of base isolated liquid storage tanks to near-fault motions. *Structural Engineering and Mechanics*, 2006, 23(6): 615-634.

[2] ABALI E, UCKAN E. Parametric analysis of liquid storage tanks base isolated by curved surface sliding bearings[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*,

的环向应力和轴向压力的合力造成.由图 7 可知,采用竖向基础隔震体系的储罐,高径比不同时,高罐与矮罐都具有减震效果,但是矮罐减震效果最好,尤其矮罐的环向应力减震效果明显.这说明,储罐采用竖向基础隔震体系后,具有抑制“象足”屈曲出现的作用,尤其对矮罐控制效果明显,设计时需要综合考虑选取最佳高径比.

3.7 土与结构相互作用对储罐地震响应的影响

刚性地基与柔性地基(考虑土与结构相互作用)对储罐地震响应的影响分析见表 4.

2010,30:21-31.

[3] AYMAN A S, MOHAMED E S. Seismic response of base isolated liquid storage ground tanks [J]. *Ain Shams Engineering Journal*, 2011, 2: 33-42.

[4] 孙建刚,王向楠,赵长军.立式储罐基底隔震的基本理论[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2010, 42(4): 639-643.

[5] 孙建刚,崔利富,杜蓬娟,等.立式浮顶储罐基础隔震地震响应研究[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2011, 43(8): 140-144.

[6] MARCHAJ T J. Importance of vertical acceleration in the design of liquid containing tanks [C]// *Proceeding of the 2nd US National Conference on Earthquake Engineering*. Stanford: Stanford University, 1979: 146-166.

[7] 韦树莲.必须重视大型石油储罐的抗震问题[J]. *国际地震动态*, 1995(3): 17-21.

[8] KIANOUSH M R, CHEN J Z. Effect of vertical acceleration on response of concrete rectangular liquid storage tanks [J]. *Engineering Structure*, 2006, 28(5): 704-715.

[9] 孙建刚.立式储罐动响应若干问题研究[R]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2005.

[10] 王振.立式浮放储罐三维地震反应分析及试验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2006.

[11] HAROUN M A. Parametric study of seismic soil-tank interaction II: vertical excitation [J]. *ASCE*, 1992, 118(3): 798-812.

(编辑 赵丽莹)