

大型立式石油储罐考虑桩土作用地震响应分析

郝进锋¹,高小波¹,孙建刚²,崔利富²,罗东雨³

(1. 东北石油大学土木建筑工程学院,黑龙江 大庆 163318;2. 大连民族大学土木工程学院,辽宁 大连 116600;
3. 大连理工大学建设工程学部水利工程学院,辽宁 大连 116024)

摘要 目的 研究大型立式石油储罐-桩-土体系的动力响应,对比桩土间相互作用对上部储罐结构的影响.方法 利用有限元软件 ADINA 建立桩-土-储罐三维整体模型,输入包含长周期在内的7条基岩地震波进行地震响应分析.结果 考虑桩土相互作用后,基底剪力、基底弯矩、动液压力、罐壁有效应力均减小,但波高有所放大,且罐壁轴向应力增大明显,最大为刚性地基时的3.71倍;考虑桩土效应后,长周期地震动下储罐的晃动波高、基底剪力、基底弯矩等动力响应均大于普通地震动作用下的结果,其中波高增大较大,最大为7.46倍;低储液量(25%)时,动力响应有所区别,表现为考虑桩土相互作用后,基底弯矩增大,储罐底板发生翘起.结论 建议储罐的抗震设计中应考虑桩土相互作用与长周期地震动对储罐的影响,并在储罐薄弱部位进行加固处理.

关键词 桩土效应;长周期;储罐;地震响应

中图分类号 TU352.1⁺1

文献标志码 A

Seismic Response Analysis of Large Vertical Oil Storage Tank Considering Pile-Soil Interaction

HAO Jinfeng¹, GAO Xiaobo¹, SUN Jiangang², CUI Lifu², LUO Dongyu³

(1. College of Civil and Architecture Engineering, Northeast Petroleum University, Daqing, China, 163318; 2. College of Civil Engineering, Dalian Minzu University, Dalian, China, 116600; 3. School of Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian, China, 116024)

Abstract: In order to study the seismic responses of large vertical oil storage tank, and compare the effect of the interaction between pile and soil on the structure of the upper storage tank, a three-dimensional model of pile-soil-storage tank is established by ADINA with seven earthquake ground motions including long period ground motions. The results show that, the base shear force, overturning moment, tank wall stress and fluid pressure decreases, but the sloshing wave height and axial stress increase when considering the interaction. And the axial stress of the tank wall is 3.71 times

收稿日期:2017-10-12

基金项目:国家自然科学基金项目(51478090)

作者简介:郝进锋(1968—),男,教授,博士,主要从事油气田防灾减灾及防护工程方面研究.

than that of the rigid basis. The dynamic response of the tank under the long period of ground motions is higher than that of the ordinary ground motions, and the wave height increases greatly and the maximum is 7.46 times. The dynamic response is different compared with before, when the amount of liquid is low (25%). The base moment increased and the tank bottom plate tilted. The influence of pile-soil interaction and long-period ground motion on the tank should be considered in the seismic design of storage tanks, and reinforcement should be performed at the weak part of the tank.

Key words: pile-soil effect; long period; storage tank; seismic response

储液罐是石油化工产业重要设施,其储存物质大多具有易燃易爆等性质,在地震作用下发生破坏将造成严重后果。储液罐的研究在国内外仍是研究热点^[1-3],研究范围也大多集中在储罐自身动力特性及储罐隔震系统等。随着科学技术的进步,国内外学者采取的分析手段也越发多样。如 Sandip Kumar 等^[4]在基于广义多项式混沌展开的随机正弦函数的数值模拟的基础激励下,进行了隔震储液罐的脆性分析,得出多项式混沌展开比蒙特卡洛方法更加优越;孙建刚等^[5]以 1 000 m³ 储罐为原型进行储罐隔震的振动台试验,试验结果显示了隔震系统良好的隔震性能;吴明^[6]在哈尔滨工业大学进行的储罐振动台试验,试验激励为三向地震动,对罐壁加速度、位移、应变以及底板的提离进行观测,得出了浮放型储罐的一般规律。

储罐系统的研究逐渐丰富,但大多学者以刚性地基为假设,忽略桩土相互作用对上部储罐的影响。而在实际工程与研究发现,桩土相互作用对体系动力特性有较大影响^[7-11]。孙建刚等^[12-13]以弹簧模型模拟土体作用,对储罐及 LNG 储罐进行了研究;刘帅^[14]建立实体土单元对软土地下的大型 LNG 储罐进行了地震响应分析。上述研究中多采用短周期地震波进行分析,未考虑长周期地震动对结构体系的影响。基于此,笔者应用 ADINA 软件建立了桩-土-储液罐模型进行地震响应分析,研究中采用 7 条基岩地震波,其中包括 2 条长周期基岩波,对Ⅲ类场地上 10 万 m³ 大型石油储罐进行动力计算;

此外,还对不同储液量时的情况进行了分析。因桩土接触模型的复杂性,桩土间不考虑分离。储罐罐底与混凝土承台设置摩擦接触。研究表明:考虑桩土作用后,上部储罐所受的基底剪力、基底弯矩等减小、晃动波高增大,因此在储罐设计时应考虑桩土效应。此外,长周期地震动下引起较大晃动波高,较大的晃动波高对储罐浮顶及上部构件将产生破坏,建议考虑长周期地震动的影响。

1 有限元模型的建立

1.1 基本参数

储罐直径为 80 m,罐体高度为 21.7 m,罐壁沿储罐高度方向分为 9 层,最底层罐壁高度为 2.5 m,其余 8 层罐壁高度均为 2.4 m,罐壁厚度自下而上分别为 32 mm、27 mm、21.5 mm、18.5 mm、15 mm、12 mm、12 mm、12 mm、12 mm。底板分为边缘板和中心板,建模中一律采用等效厚度 20 mm。储液高度为 18.5 m,钢材密度为 7 800 kg·m⁻³,泊松比为 0.3,弹性模量为 2.06×10^{11} Pa,屈服应力为 4.9×10^8 Pa,切线模量为 2.06×10^9 Pa。混凝土底板直径为 80.4 m,高为 0.8 m,密度为 2 500 kg·m⁻³,泊松比为 0.2,弹性模量为 2.8×10^{10} Pa。拟建场地建模信息如表 1 所示。

根据场地土资料,按照《建筑桩基技术规范》(JGJ94—2008)^[15]进行桩基础设计,采用混凝土灌注桩,桩径为 1.2 m,强风化岩石为持力层,桩端进入持力层 3 m,桩长 30.6 m,单桩承载力特征值为 3 426.8 kN,考

考虑承台效应后,单桩承载力特征值为4 927.6 kN,上部整体质量为 1.05×10^5 kg,拟采用桩基数量为220根,桩身选用混凝土等级为C30,保护层厚度为50 mm,配筋为14 ϕ 18,配

筋率为0.315%. 根据规范进行桩基水平承载力特征值验算,满足要求. 地质勘察报告显示,场地土等效剪切波速为 $127.1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,卓越周期为0.629 s,属于Ⅲ类场地.

表1 Ⅲ类场地土层物理力学参数

Table 1 Soil property						
名称	厚度/m	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模量/MPa	泊松比	内摩擦角/($^{\circ}$)	黏聚力/kPa
素填土	2	1 600	64.5	0.4	12	8
淤泥	8.8	1 590	47.1	0.45	10	8
粉质黏土	3	1 840	240.37	0.4	16	20
中粗砂	3.2	1 850	577.42	0.35	28	5
残积砂质黏土	10.6	1 850	589.225	0.3	20	18
强风化花岗岩	10.0	2 050	1 312	0.28	30	32

1.2 单元选取及有限元模型

罐壁及底板选用4节点等参壳单元,材料非线性采用双线性强化模型. 储液选用8节点3D-Fluid实体单元,将液体表面模拟为自由液面. 混凝土承台及土体选用8节点三维实体单元,有限元模型如图1所示.

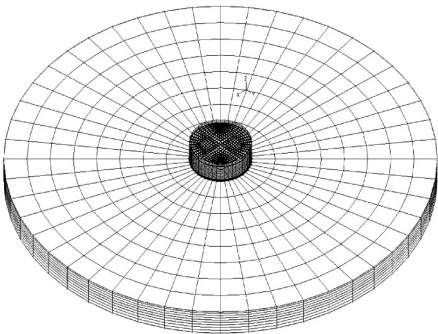


图1 有限元模型

Fig. 1 The FE model

土体模型通过施加初始地应力来平衡重

力产生的初始位移. 桩基础采用 Beam 单元,因三维模型中,桩土需要建立数百个接触进行计算,计算过程极其复杂,难以满足. 假定桩基础与土体不出现滑移、分离等现象,满足位移协调方程^[16]. 笔者选取的10万 m³ 储罐为浮放型,储罐底板与混凝土底板设置接触,接触中库伦摩擦系数为0.5^[17].

2 地震波的选取

因地表波与基岩波无论是加速度峰值还是频谱特性来看都存在一定的差别^[18-19],所以在大型立式石油储罐-桩-土体系的地震响应研究中,选取7条频谱特性不同的基岩地震动. 选取的地震波如表2所示,其中人工基岩波为按照Ⅰ类场地 $T=0.2$ s的标准谱拟合而成,阻尼比为0.05. 将选取的地震动峰值调整为0.2 g进行数值仿真计算.

表2 地震波

Table 2 Earthquake records					
地震波名称	地震	站台	卓越周期 T/s	原始加速度峰值/ g	持时/ s
BVP090	San Fernando(1971年)	Buena Vista - taft	0.342	0.122	26
SON033	San Fernando(1971年)	San Onofre - So Cal Edison	1.960	0.131	52
TCU006	台湾集集地震(1999年)	大同国小	2.094	0.075	90
TCU094	台湾集集地震(1999年)	二重国小	2.062	0.058	90
人工基岩1	—	—	0.220	0.2	32
人工基岩2	—	—	0.538	0.2	32
人工基岩3	—	—	0.238	0.2	32

3 场地土地震反应分析

为研究桩-土-储液罐动力响应,需要选取半无限空间的土体进行自由场分析.而实际分析中,需从半无限空间中选取有限范围内的土体,并设置边界条件来完成动力分析.常用的边界条件有黏性边界、自由边界、旁轴边界等.合理的边界条件往往根据精度要求与工程需要进行选取.根据陈清军等^[20]对土地震反应中侧向边界的分析可知,当土体阻尼比为0.1,土体宽高比 $L/H \geq 6$ 时,自由边界、固定边界、黏弹性边界的计算误差可控制在5%以内.笔者选取自由边界,土体宽高比 $L/H = 8.68$,土体阻尼比为0.1.为验证计算模型是否较好的消除边界效应,选取 $L/H = 20$ 的土体进行对比分析,测试土体的地震波为2008年汶川地震中的强震记录绵竹清平地震波,峰值加速度调整为 0.3 g ,10 s之内为静力计算,10 s以后为动力计算.土体反应后的地表加速度作为储液罐刚性地基反应的地震动,不同宽高比土体反应的地表加速度对比如图2所示.

由图2可知,当选取的土体为 $L/H = 8.68$ 时,地表加速度峰值为 $4.15\text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$.土

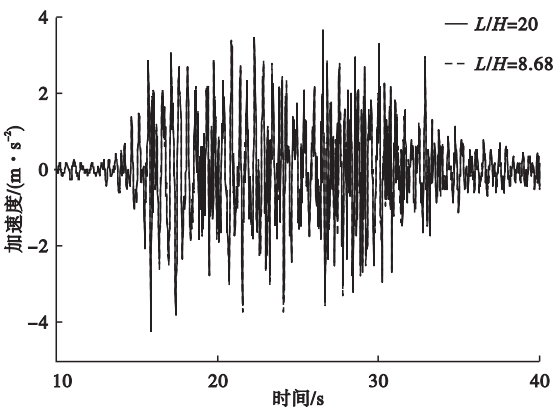


图2 地表加速度对比

Fig. 2 Comparison of the surface acceleration
体宽高比为 $L/H = 20$ 时,地表加速度峰值为 $4.29\text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$.无论从峰值还是时程曲线上来看,土体宽高比为 $L/H = 8.68$ 时,精度满足要求.以Rayleigh阻尼对土体施加阻尼,求得:

$$\alpha = \zeta \frac{2\omega_1\omega_2}{\omega_1 + \omega_2} = 1.279, \beta = \zeta \frac{2}{\omega_1 + \omega_2} = 0.0078.$$

4 10万m³储液罐动力响应分析

4.1 波高、基底剪力、基底弯矩分析

采用基岩地震动对整体模型进行分析并与刚性地基情况对比,计算数据如表3所示.

表3 基底剪力、基底弯矩峰值及最大晃动波高对比

Table 3 Comparison of peak base shear force, base moment and maximum sloshing wave height

地震波	波高/m		基底剪力/ 10^8 N		基底弯矩/ $10^9 (\text{N}\cdot\text{m})$	
	桩土	刚性	桩土	刚性	桩土	刚性
BVP090	1.200	1.110	1.120	1.57	2.50	3.68
SON033	1.992	1.899	0.993	1.39	2.16	3.02
人工基岩1	0.973	0.956	0.800	1.12	1.69	2.54
人工基岩2	1.536	1.513	1.010	1.41	2.24	3.14
人工基岩3	1.354	1.334	0.843	1.18	1.89	2.84
TCU094	5.862	5.720	1.210	1.79	2.70	4.22
TCU006	7.256	7.167	1.310	1.69	3.02	3.85

由表3可知,考虑桩土相互作用后,储液罐的基底剪力、基底弯矩都有所减小,均值计算后普通地震动下分别减小28.5%、31.1%,长周期作用下减小27.2%、29.1%.

波高被放大,分别放大3.6%、1.5%.以上述3个控制变量来看,以刚性地基为假设的储液罐的抗震设计偏于保守,造成材料浪费,建议储罐抗震设计时需要考虑桩土效应的影响.

响.与普通地震动相比,长周期作用下,考虑桩土效应后其基底剪力、基底弯矩变大,其中波高变化尤为显著,长周期地震动为普通地震动的4.65倍,最大为7.46倍.波高过大对上部罐壁结构破坏严重.因此在储液罐的抗震设计中,需要考虑长周期地震动的情况.

图3为BVP090作用下的晃动波高、基底剪力、基底弯矩的时程曲线,其中TCU094、TCU006为长周期地震波.

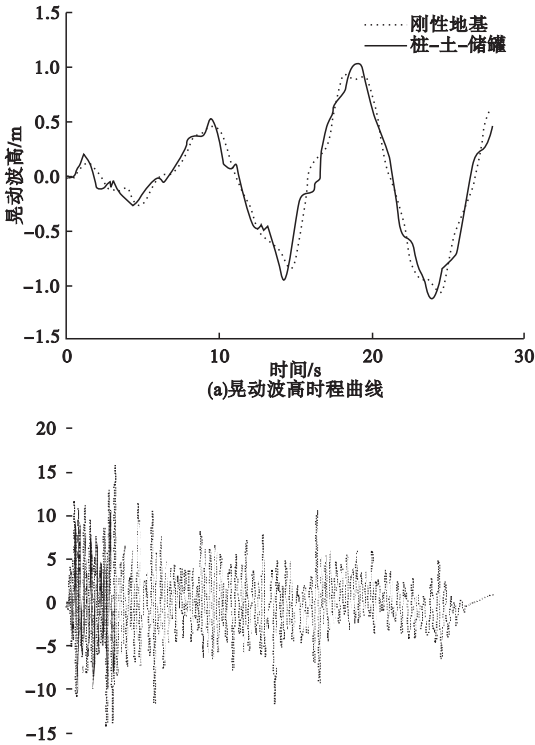


图3 BVP090的晃动波高、基底剪力、基底弯矩对比
Fig. 3 Comparison of base shear, overturning moment and wave height of BVP090

分别对基岩地震动、地表加速度、桩-土-储液罐体系反应的承台加速度进行傅里叶变换,如图4~图6所示.表4为其幅值的卓越频率值.因幅值变化规律相同,仅取部分地震波进行分析.

从图4~图6可以看出,基岩地震波经土体传播到达地表后,频谱特性变化明显.在0~6 Hz,地表加速度、承台加速度傅里叶幅值增大,出现低频放大效应,且地表加速度傅里叶谱值出现双峰值现象,长周期下更加明显.

《立式圆筒形钢制焊接油罐设计规范》(GB50341—2003)中储液罐的罐液耦合的基本周期为 $T_c = K_c H_w \sqrt{\frac{R}{\delta_3}}$,规范求得10万m³储液罐的罐液耦合周期为0.483 s,卓越频率为2.07 Hz. 储液晃动周期计算公式为 $T_w = K_s \sqrt{D}$,规范求得晃动周期为11.125 s,晃动频率为0.089 Hz. 有限元模态分析中储液晃动基频为0.092 Hz,有限元模型与规范求解相互验证.

表4显示地表加速度的卓越频率更加接近罐液耦合频率,且傅里叶幅值较大.而在承台处加速度的傅里叶图中显示在罐液耦合频率处幅值削减明显.因此,考虑桩土效应后,储罐动力响应减小.

从表4中基岩地震波的卓越频率与表3的反应后波高可以看出,储液的晃动波高与输入地震波的卓越周期密切相关. TCU006、TCU094的卓越周期为2.094 s、2.062 s,且经土体传播到达地表后,长周期成分仍然明显,更接近液体的晃动周期,因此晃动波高也相对较大.从SON033基岩加速度的傅里叶图来看,与长周期地震波TCU094、TCU006的傅里叶谱相似,卓越周期为1.96 s,且其持时为52 s,具有长周期成分,因此与普通地震动相比SON033的波高较高,为1.992 m.

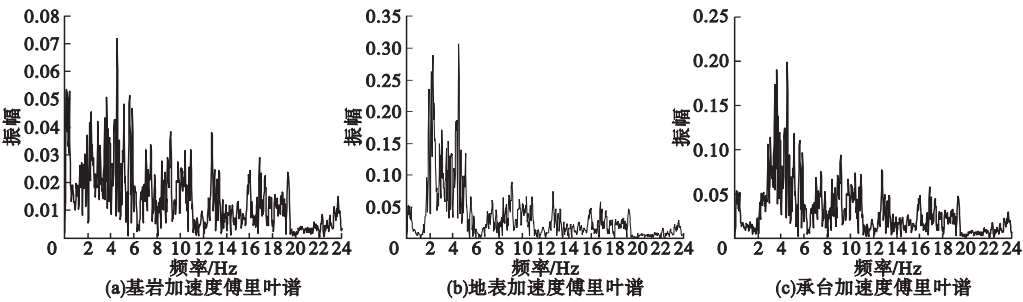


图4 人工基岩1 傅里叶图

Fig. 4 Fourier amplitude spectrum of artificial bedrock wave

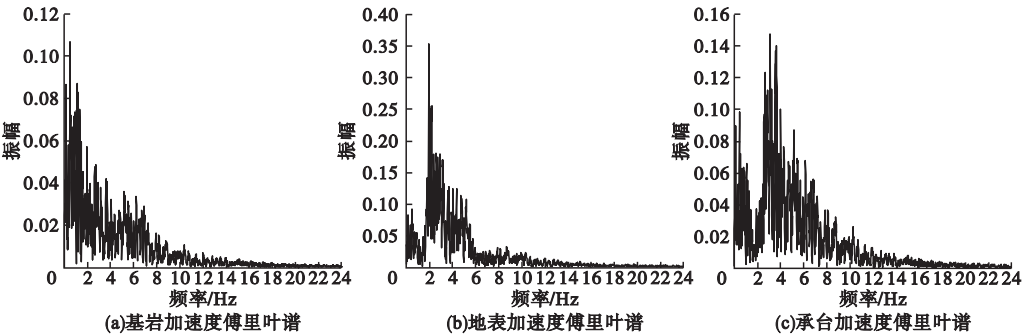


图5 SON033 傅里叶图

Fig. 5 Fourier amplitude spectrum of SON033

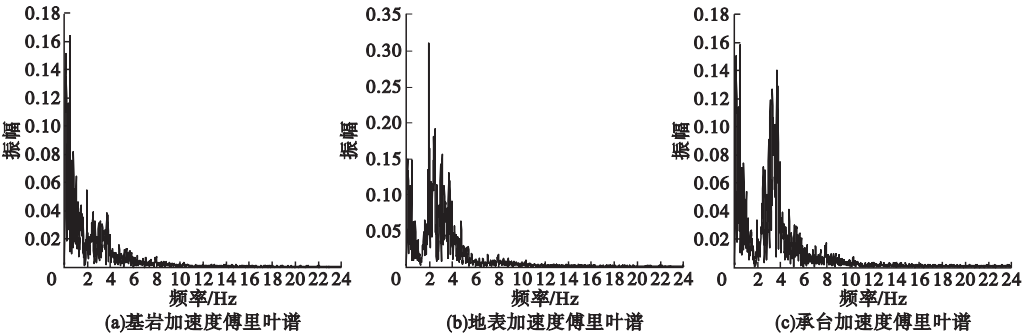


图6 TCU006 傅里叶图

Fig. 6 Fourier amplitude spectrum of TCU006

表4 地震波卓越频率

Table 4 Seismic wave excellent frequency

地震波	基岩波卓越频率/Hz	地表波卓越频率/Hz	承台加速度卓越频率/Hz
BVP090	2. 92	3. 03	3. 17
SON033	0. 51	1. 96	3. 17
人工基岩 1	4. 53	4. 53(2. 29)	4. 53(3. 63)
人工基岩 2	1. 86	2. 03(3. 09)	3. 37(4. 09)
人工基岩 3	4. 20	2. 13(4. 19)	3. 50(4. 20)
TCU094	0. 485	2. 22(0. 2)	0. 485(0. 2)
TCU006	0. 477	1. 95(2. 48)	0. 50(0. 13)

注:括号内为其第二卓越频率.

4.2 罐壁应力及动液压力对比

从罐壁有效应力均值图可知,在考虑桩土效应后,罐壁有效应力减小,但数值相差不大.考虑桩土作用时,长周期下的罐壁有效应力最大值均值为 106.9 MPa,普通地震动时为 96.136 MPa.刚性地基情况下,长周期为 110.1 MPa,普通地震动时为 98.74 MPa.长周期情况下,罐壁有效应力值相比更大,罐壁有效应力最大值位置不变.

地震作用下动液压力作用于罐壁时将产生轴向应力,当罐壁底部的轴向压力大于罐

壁许用临界应力时,罐壁将发生局部失稳.鉴于此,对罐壁的轴向压应力进行考察.罐壁应力峰值的对比如表 5 所示.考虑桩土作用时,长周期下罐壁轴向应力均值为 5.735 MPa,普通地震动下为 4.984 MPa.刚性地基情况下,长周期时轴向应力为 2.075 MPa,普通地震动为 1.522 MPa.考虑桩土作用后,罐壁轴向压应力数值增大,普通地震动情况下为 3.27 倍,最大为人工基岩 1 时的 3.71 倍.建议对罐壁设计时应考虑桩土相互作用.

表 5 罐壁应力峰值对比

Table 5 Comparison of stress peak of tank wall

地震波	有效应力/MPa		径向应力/MPa		环向应力/MPa		轴向应力/MPa	
	桩土	刚性	桩土	刚性	桩土	刚性	桩土	刚性
BVP090	103.96	108.1	42.2	47.2	64.7	68.7	5.36	1.83
SON033	95.60	96.4	36.9	39.7	63.6	65.1	4.84	1.35
人工基岩 1	93.00	94.2	37.3	46.1	60.5	63.1	5.05	1.36
人工基岩 2	94.62	100.8	36.6	43.5	62.0	65.5	4.54	1.64
人工基岩 3	93.50	94.2	37.9	39.7	62.6	64.5	5.13	1.43
TCU094	104.50	105.8	42.7	44.3	71.6	73.0	5.81	1.89
TCU006	109.30	114.4	44.3	48.3	75.8	78.3	5.66	2.26

罐壁有效应力和所受动液压力的对比如图 7、图 8 所示.

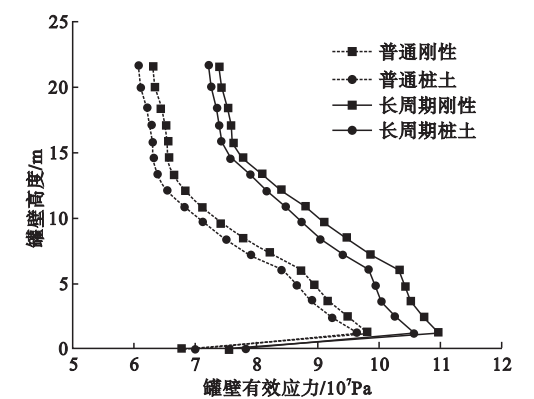


图 7 罐壁有效应力对比

Fig. 7 Comparison of effective stress

桩-土-储液罐体系中,长周期下的动液压力最大值均值为 65.53 kPa,普通地震动时为 53.004 kPa.刚性地基情况下,长周期为 92.07 kPa,普通地震动时为 88.14 kPa.考虑桩土相互作用后,动液压力数值减小.长周期情况下动液压力数值相比较,动液压力图

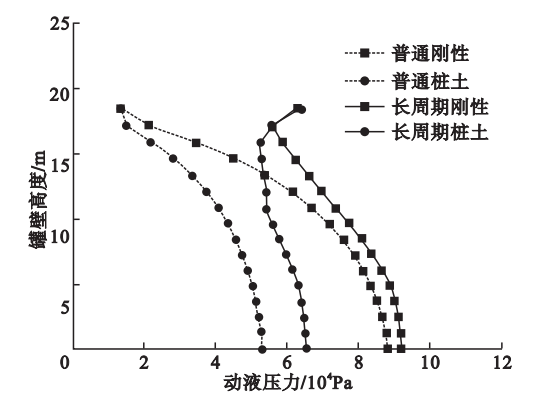


图 8 罐壁所受动液压力对比

Fig. 8 Comparison of hydrodynamic pressure

整体呈抛物线形,考虑桩土相互作用后,表现为下部和中部动液压力数值减小明显而上部动液压力数值相差较小,表明桩土相互作用对刚性部分质量及脉冲部分质量的液体运动有削减作用.

4.3 不同储液量时桩土效应分析

根据现有资料记录,储罐发生破坏时并非都是处于储液设计高度.在少量储液时仍

会发生储罐罐壁屈曲、局部失稳等现象. 表 6 为不同储液量时,储罐动力响应数值,选取的地震波为 BVP090 与 TCU006. 由表 6 可知,当储液量为 50% ~ 100% 时,考虑桩土效应后,动力响应减小. 当储液量为 25% 时,考虑桩土效应后,基底弯矩增大. 弯矩增大的原因主要为储罐底板内侧发生翘起,其中翘起发生位置为距底板边缘 1 ~ 4 m,呈现出区域

性. 25% 储液量时,罐壁轴向应力最大值位置为罐壁最底层钢圈,且具有一定范围. 底板有效应力最大值位置为距底板边缘 1 ~ 3 m,均接近底板与罐壁连接处. 地震激励下,这种反复作用对其连接处的焊缝造成严重影响. 因此,在低储液量时,应该对储液罐进行防护加固措施,以防止储罐发生翘起且对罐壁及焊缝等造成严重破坏.

表 6 不同储液高度时波高、基底剪力、基底弯矩、动液压力值

Table 6 The value of wave height,base shear force,base moment and fluid pressure with different amount of liquid

地震波	储液高度/%	波高/m		基底剪力/ 10^8 N		基底弯矩/ 10^9 (N·m)		动液压力/kPa	
		桩土	刚性	桩土	刚性	桩土	刚性	桩土	刚性
BVP090	25	0.605	0.571	0.095	0.133	0.380	0.330	14.90	21.0
	50	0.513	0.476	0.250	0.350	0.630	0.920	26.50	47.4
	75	0.751	0.729	0.573	0.850	1.390	2.120	41.60	76.9
	100	1.200	1.110	1.120	1.570	2.50	3.680	63.70	106.4
TCU006	25	3.806	3.647	0.115	0.164	0.813	0.645	26.40	24.6
	50	4.731	4.624	0.426	0.469	1.640	1.730	43.70	45.1
	75	6.115	6.041	0.802	0.985	2.400	2.880	57.50	69.6
	100	7.256	7.167	1.310	1.690	3.020	3.850	71.38	94.6

5 结 论

- (1)考虑桩土相互作用后,储液罐的动力响应减小,但波高被放大. 在以基底剪力、基底弯矩为控制条件的储液罐的抗震设计中,按刚性地基的假设偏于保守,应考虑桩土效应的影响.
- (2)桩 - 土 - 储液罐体系中罐壁轴向应力明显大于以刚性地基为假设的应力值,最大为 3.71 倍,更容易发生罐壁局部失稳等问题,因此就罐壁轴向应力来说,考虑桩土相互作用后更安全.
- (3)长周期地震动下,储液罐的基底剪力、基底弯矩等动力响应有所增大,其中波高增大明显,为普通地震动情况的 4.65 倍,容易导致储存液体的溢出,造成严重后果. 因此无论是否考虑桩土相互作用,长周期地震动对类似储液容器的影响都不可忽视.
- (4)在桩 - 土 - 储液罐体系中,低储液量

时,大型浮放储罐容易发生翘起,对罐壁及焊缝等造成严重破坏. 因此需要进行防护措施.

参考文献

[1] JERATH S,LEE M. Static and dynamic buckling of cylindrical tanks[J]. Structures congress,2014, 2:1704 - 1716.

[2] KRUNTCEVA M. Free vibrations of cylindrical storage tanks:finite-element analysis and experiments [J]. Journal of engineering mechanics, 2007,133(6):728 - 733.

[3] 崔利富. 大型 LNG 储罐基础隔震与晃动控制研究[D]. 大连:大连海事大学,2012.

(CUI Lifu. Base isolation and sloshing control of large-scale LNG storage tanks[D]. Dalian:Dalian Maritime University,2012.)

[4] SAHA S K,SEPAHVAND K,MATSAGAR V A, et al. Fragility analysis of base-isolated liquid storage tanks under random sinusoidal base excitation using generalized polynomial chaos expansion-based simulation [J]. Journal of structural engineering, 2016, 142 (10): 04016059 - 1 - 04016059 - 12.

[5] 孙建刚,崔利富,王振,等. 立式储罐滚动隔震地

- 震模拟振动台试验研究[J].地震工程与工程振动,2016,36(6):92-101.
(SUN Jiangang, CUI Lifu, WANG Zhen, et al. Earthquake simulated shaking table test of vertical tank with rolling isolation[J]. Earthquake engineering and engineering dynamics, 2016, 36(6): 92-101.)
- [6] 吴明. 10万立方米储油罐振动台模型试验研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2012.
(WU Ming. Study on shaking table test of 100,000m³ liquid-storage tank model [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2012.)
- [7] BADRY P, SATYAM N. Seismic soil structure interaction analysis for asymmetrical buildings supported on piled raft for the 2015 Nepal earthquake [J]. Journal of Asian earth sciences, 2017, 133(1):102-113.
- [8] YEGANEH N, BAZAZ J B, AKHTARPOUR A. Seismic analysis of the soil-structure interaction for a high rise building adjacent to deep excavation [J]. Soil dynamics and earthquake engineering, 2015, 79:149-170.
- [9] ÁLAMO G M, PADRÓN A, AZNÁREZ J J, et al. Structure-soil-structure interaction effects on the dynamic response of piled structures under obliquely incident seismic shear waves [J]. Soil dynamics and earthquake engineering, 2015, 78:142-153.
- [10] HALDAR S, BABU G L. Failure mechanisms of pile foundations in liquefiable soil: parametric study [J]. International journal of geomechanics, 2010, 10(2):74-84.
- [11] MAHESHWAR B K, NATH U K, RAMASAMY G. Influence of liquefaction on pile-soil interaction in vertical vibration [J]. Isot journal earthquake technology, 2008, 45(1):1-12.
- [12] 孙建刚, 崔利富, 王向楠. 桩土影响下 LNG 储罐基础隔震数值模拟分析 [J]. 地震工程与工程振动, 2013, 33(6):102-107.
(SUN Jiangang, CUI Lifu, WANG Xiangnan. Seismic performance numerical simulation analysis of LNG storage tank with filler wall [J]. Journal of earthquake engineering and engineering vibration, 2013, 33(6):102-107.)
- [13] 刘伟兵, 孙建刚, 崔利富, 等. 考虑 SSI 效应的 15 × 10⁴ m³ 储罐基础隔震数值仿真分析 [J]. 地震工程与工程振动, 2012, 32(6):153-158.
(LIU Weibing, SUN Jiangang, CUI Lifu, et al. Finite element analysis of 15 × 10⁴ m³ storage tanks with base isolation considering soil-structure interaction (SSI) [J]. Journal of earthquake engineering and engineering vibration, 2012, 32(6):153-158.)
- [14] 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]. 震动与冲击, 2014, 7(33):24-30.
(LIU Shuai, WENG Dagen, ZHANG Ruifu. Seismic response analysis of a large-scale LNG storage tank considering pile-soil interaction in a soft site [J]. Journal of vibration and shock, 2014, 7(33):24-30.)
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑桩基技术规范: JGJ 94—2008 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
(Ministry of Construction of the People's Republic of China. Technical code for building pile foundations: JGJ94—2008 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008.)
- [16] 王辉. 桩-土-结构相互作用三维数值模拟 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2006.
(WANG Hui. Three-dimensional numerical simulation of pile-soil-structure interaction [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2006.)
- [17] 王向楠, 孙建刚, 崔利富. 考虑桩土-隔震层-罐体相互作用的隔震储罐地震响应分析 [J]. 地震工程与工程振动, 2013, 33(3):225-231.
(WANG Xiangnan, SUN Jiangang, CUI Lifu. Seismic response analysis of isolated tank considering pile-soil-isolation layer-tank interaction [J]. Journal of earthquake engineering and engineering vibration, 2013, 33(3):225-231.)
- [18] 胡进军. 地下地震动参数研究 [D]. 哈尔滨: 中国地震局工程力学研究所, 2003.
(HU Jinjun. Study on variation of the earthquake ground and sub-ground motion [D]. Harbin: Institute of Engineering Mechanics, CEA, 2003.)
- [19] 陈党民, 段蕊. 场地条件对地表峰值加速度的放大效应分析 [J]. 地震工程与工程振动, 2013, 33(1):24-30.
(CHEN Dangmin, DUAN Rui. Amplification effects of site conditions on ground peak accelerations [J]. Journal of earthquake engineering and engineering vibration, 2013, 33(1):24-30.)
- [20] 陈清军, 杨永胜. 土层随机地震反应分析中侧向边界的影响分析 [J]. 岩土力学, 2011, 11(32):3442-3447.
(CHEN Qingjun, YANG Yongsheng. Effect of lateral artificial boundary on random seismic response of soil layer [J]. Rock and soil mechanics, 2011, 11(32):3442-3447.)