

桩-土-LNG 储罐振动台试验与数值仿真分析

罗东雨^{1,2}, 孙建刚³, 柳春光^{1,2}, 崔利富³, 王 振³

(1. 大连理工大学工程抗震研究所, 辽宁 大连 116024; 2. 大连理工大学水利工程学院, 辽宁 大连 116024;

3. 大连民族大学土木工程学院, 辽宁 大连 116605)

摘要: 采用振动台试验与数值仿真两种方法对桩-土-LNG 储罐的地震响应展开了分析, 分析结果接近, 实现了相互验证。研究表明: 地震波沿土体和桩基的传播具有放大效应, 土体会改变地震动的加速度峰值和频谱特性。在所选地震动作用下, 软土层的场地放大效应更为明显, 不同位置的桩基在各方向的加速度响应不同, 中间位置桩基的加速度大于两侧桩, 两侧桩基轴力方向相反, 桩土储罐与刚性基础储罐的地震响应在波形和峰值上差异较大。基于上述研究结果, 建议在研究 LNG 储罐的地震响应时考虑桩土对储罐的影响, 并根据基础类型选择合理的地震动进行分析。

关键词: 地震响应; 桩-土-储罐; 振动台试验; 数值仿真; 基岩波

中图分类号: TU352.1; TU473.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2021)03-0515-13

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2021.03.009

引 言

地震动在震源破裂后经由基岩传播至桩基础及周围土体并最终作用于上部结构, 上部结构所产生的振动会作为一种新的震源反作用于地基, 这种复杂的作用在地基的辐射阻尼条件下逐渐衰减至消失^[1]。在某些重要建筑的抗震设计中, 为提高结构的安全性, 应考虑桩-土-结构相互作用, 这种相互作用包括动力相互作用和惯性相互作用, 即场地土与桩基结构物在地震过程中相互影响^[2-3]。桩-土-结构相互作用研究已有较长的历史和系统的研究方法。在简化力学模型研究方面, 1964 年 Penzien 等^[4]率先提出集中质量模型, 将桩基础视为弯曲剪切型多质点体系, 桩周土体简化为单位面积多质点土柱, 在相互作用中桩基础与土体具有相同的振动, 这一模型在后续研究中得到了较为广泛的应用^[5-7]和改进^[8-9]。数值仿真分析方法由于直观快捷且研究成果甚多, 在高层、桥梁等结构的桩土效应分析中应用广泛^[10-12]。在振动台试验方面, 研究人员设计柔性土箱来解决场地土的边界效应问题, 在场地对地震动的放大效应、场地的液化和桩基结构物的反应等方面均取得了一定的成果^[13-15]。

大型 LNG 储罐多建在土质较软的沿海地区, 高承台长桩基础是比较常见的结构形式。鉴于 LNG

储罐的安全等级要求较高, 故而进行储罐的地震响应分析是必要的。但现阶段关于储罐的抗震、隔震分析大多局限于刚性基础范围^[16-18], 在土与储罐相互作用研究方面, Haroun 等^[19-20]考虑了地基土效应对储罐的影响, 建立了土与储罐相互作用的简化力学模型, 验证了考虑土与储罐相互作用后储罐的地震响应有所降低。Fischer 和 Seeber^[21-22]对考虑罐与土体相互作用的储罐进行了水平和竖向地震响应分析, 结果表明柔性地基会影响储罐的动力响应。孙建刚等^[23]基于 Haroun 模型计算了土与结构相互作用对不同高径比储罐地震响应的的影响。随后, 孙建刚等^[24]对水平基础隔震储罐考虑了 SSI 效应, 研究得出储罐的抗震与隔震设计要视安全需求来决定是否考虑土与结构的相互作用。郑建华等^[25]和刘伟兵等^[26]依据《建筑桩基技术规范》将桩土简化为弹簧-阻尼器系统, 计算了桩-土-LNG 储罐简化力学模型的地震响应, 并采用数值仿真进行了对比验证。刘帅等^[1]通过 ANSYS 计算了桩-土-LNG 储罐相互作用的地震响应, 分析了软土地基考虑桩土相互作用对 LNG 储罐的地震响应的的影响。罗东雨等^[27]将土体简化为弹簧-阻尼器体系, 采用数值仿真方法进行了考虑桩土效应的 LNG 储罐隔震分析。上述研究仅得出了上部储罐的响应情况而没有对桩基础和土体的地震响应进行细致的分析, 并缺少试验支撑。此外, 在地震动的选用和输入方面, 桩土结构与刚性

基础结构的地震荷载应有所区别。鉴于此,本文基于振动台试验和数值仿真两种方法进行桩-土-储罐的地震响应分析,研究地震波在特定场地条件下的传播特性和桩土储罐与刚性基础储罐的地震响应。

1 桩-土-储罐振动台试验

1.1 试验相似比及试验模型设计

本文选择的试验原型是直径 19.8 m,高 17.6 m,壁厚 0.006 m 的立式钢质储罐。罐壁材料密度为 7800 kg/m^3 ,弹性模量为 $2.1 \times 10^{11} \text{ N/m}^2$,泊松比为 0.3,内部储液密度为 1000 kg/m^3 。桩基为 20 根外径 0.5 m、内径 0.3 m 的预应力管桩,配筋率为 0.79%,弹性模量为 $3.2 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$,泊松比为 0.2。在试验中,基于正确的相似理论进行试验模型的设计是至关重要的,本试验参照文献[28],考虑了流固耦合对储罐的影响来计算缩尺比,根据不可压缩流体的 Euler 方程和固体运动的 Lamé 方程推导模型的相似关系。其中不可压缩流体的 Euler 方程如下

$$\frac{\partial V}{\partial t} + (V \cdot \nabla)V = F_f - \frac{1}{\rho_f} \nabla p \quad (1)$$

式中 V 为流体微元的速度, ρ_f 为流体密度, F_f 为流体微元的质量力加速度。

根据式(1)可推导出试验要满足的流体运动相似条件,其表达式为^[28]

$$\frac{S_V}{S_t} = \frac{(S_v)^2}{S_l} = S_{F_f}(S_g) = \frac{S_p}{S_{\rho_f} S_l} \quad (2)$$

式中 S 为相似比符号,下角标可解释相应的相似关系, V 为流体微元的速度; l 为几何长度; v 为速度; g 为重力加速度; p 为动液压力;具体说明如表 1 所示。

表 1 各参数的相似关系及系数

Tab. 1 Scale relationship and scale factors

参量	相似关系	相似比
加速度	S_a	1
模型几何尺寸	S_l	22
弹性模量	S_E	80.77
时间	T_{cp}/T_{cm}	4.17
储液密度	S_{ρ_f}	1
罐壁厚度	$S_\delta = \frac{S_l^2 S_{\rho_f}}{S_E}$	6
固体密度	$S_{\rho_s}^* = \frac{S_E}{S_l}$	3.67
刚度	$S_K = S_E S_\delta$	484.62

固体运动的 Lamé 方程如下式所示

$$\frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} = \frac{(\lambda + \mu)}{\rho_s} \text{graddiv} \mathbf{u} + \frac{\mu}{\rho_s} \nabla^2 \mathbf{u} + F_s \quad (3)$$

式中 $\mathbf{u}$ 为质点位移矢量, ρ_s 为固体密度, F_s 为固体微元的质量力^[28]。

通过式(3)可推导出如下所示的相似关系^[28]

$$\frac{S_u}{S_t^2} = \frac{S_E S_u}{S_{\rho_s} S_l^2} = S_{F_s}(S_g) \quad (4)$$

根据储罐的力、位移边界连续条件和脉动压力平衡得到试验模型应该满足的边界条件,其相似关系可由下式来表示^[28]:

$$S_p = S_\sigma = \frac{S_E S_u}{S_l} \quad (5)$$

$$S_V = \frac{S_u}{S_l} \quad (6)$$

桩基础采用抗弯刚度相似原则,由下式进行计算

$$\frac{E_s I_s}{E_m I_m} = S_E S_l^4 \quad (7)$$

式中 E_s, E_m 分别为原型桩和模型桩的弹性模量; I_s, I_m 分别为原型桩和模型桩的截面惯性矩。

根据中国《建筑桩基技术规范》^[29]进行补充计算,最终确定采用 4 根外径 0.023 m,内径 0.014 m 的铝合金管桩。

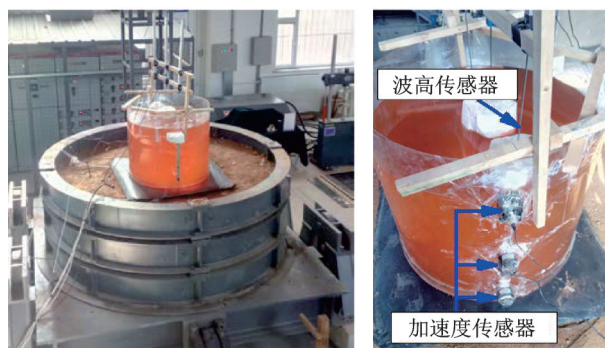
由于罐壁相对于直径和高度方向尺度较小,无法按照所选用的相似比完成罐壁厚度的缩尺,较为可行的方法是设计新的罐壁厚度缩尺比,再选取恰当的材料使其满足试验的相似原则^[28],本试验选用有机玻璃作为储罐材料代替 Q235 钢材。有机玻璃的密度为 1180 kg/m^3 ,弹性模量为 $2.6 \times 10^9 \text{ N/m}^2$,泊松比为 0.3。按照参考文献[28]的推导方法,模型罐壁厚度和质量密度的相似比如下式所示:

$$S_\delta = \frac{S_l^2 S_{\rho_f}}{S_E} \quad (8)$$

$$S_{\rho_s}^* = \frac{S_E}{S_l} \quad (9)$$

土箱的边界条件对试验结果影响很大^[30-31],故试验采用可以有效消除边界效应的滚动环梁钢制土箱,如图 1 所示,其直径 2.6 m,高 1.2 m。文献[32]表明保证土箱尺寸是结构尺寸的 5 倍时才能确保试验结果的可靠,但通过试验验证,当设定几何尺寸相似比为 22 时,其土箱的边界条件能够满足精度需求,这在后文有所说明。根据 API650 规范^[33]计算储罐原型与模型的晃动周期分别为 3.56 和 0.99 s,故根据周期相似原则计算出的时间相似比为 3.60,这与按照上述相似关系推导出的时间相似比非常接近。值得说明的是,原始基岩波的时间间隔为 0.005 s,振动台能够满足的最小时间间隔为 0.024 s,若将原始基岩波直接压缩则满足不了振动台的输入要求,故将地震波进行抽点,将原始波的时间间隔改为 0.1 s 后

再进行压缩,最终的时间相似比为4.17,与计算出的时间相似比3.60接近。试验土体采用大连地区某工地开挖的粉质黏土,通过试验测出土体的密度为 2030 kg/m^3 ,含水率为15.6%,黏聚力为20 kPa,内摩擦角为 22° 。在试验前对土体进行除杂处理,填装夯实后取样土体进行测试,以保证土体参数与原场地相匹配。试验各参数的相似关系如表1所示。

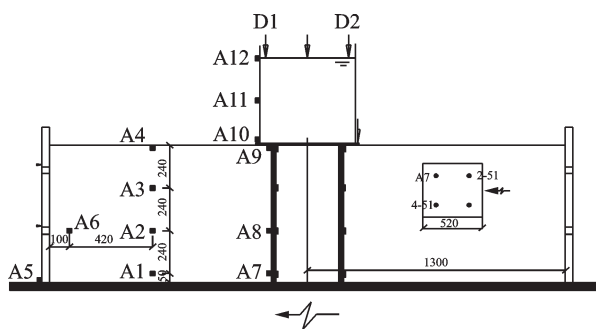


(a) 试验模型 (a) Test model
(b) 储罐传感器 (b) Sensors of the tank

图1 桩-土-储罐试验模型

Fig. 1 Pile-soil-tank test model

试验拟观测场地土的放大效应和桩-土-储罐的动力响应,在土体内部、桩侧和罐壁布置加速度传感器,并设置用于测量晃动波高的位移传感器,图2为储罐传感器的布置图。在振动台试验中选用基岩波可以尽量还原地震动经由场地土向上传播的过程,故本次试验选用基岩波作为地震输入,振动台输入和输出的地震动均以位移形式体现。



A-加速度传感器; D-位移传感器

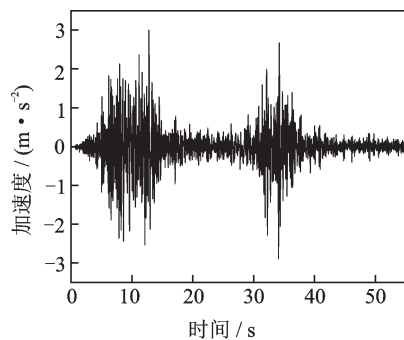
图2 试验的测点布置(单位:mm)

Fig. 2 Arrangement of test measuring point (Unit: mm)

1.2 地震波的选取

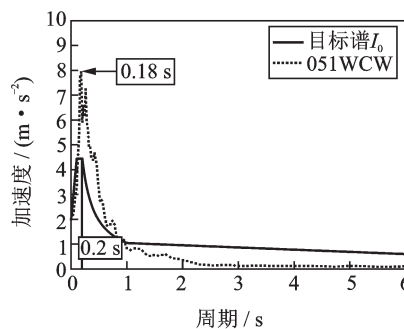
选取在中国汶川地震中由051WCW基站采集到的基岩波作为地震荷载,以加速度峰值 3 m/s^2 的地震波为例,其加速度时程如图3(a)所示。在反应谱分析中 I_0 可代表基岩场地,图3(b)为原始基岩波的反应谱,图3(c)为原始基岩波的频谱特性,试验将地震波的加速度峰值(PA)分别调整为1.5,3.0,

4.5和 6.0 m/s^2 。以加速度峰值 3 m/s^2 的压缩波为例进行说明,图4为其加速度时程、位移时程和频谱特性。



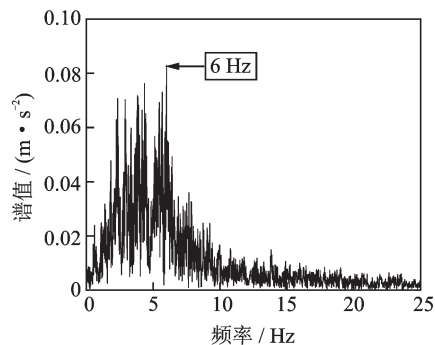
(a) 加速度时程

(a) Acceleration time history



(b) 反应谱

(b) Response spectrum



(c) 频谱特性

(c) Spectrum characteristics

图3 原始地震波(PA=3 m/s^2)

Fig. 3 Original seismic wave (PA=3 m/s^2)

1.3 试验结果分析

为了验证土箱是否有效消除了边界效应,对比加速度传感器A2和A6的加速度,图5为加速度峰值为 1.5 m/s^2 时A2和A6的加速度时程。通过比较得到二者的加速度波形与峰值十分接近,故可认为土体的边界条件满足试验要求。试验主要分析桩-土-储罐体系的加速度和晃动波高。

分析不同加速度峰值的基岩波对土体放大系数的影响,图6表明,在试验土体条件下,地震动沿土体高度方向具有放大趋势,土体的加速度放大系数随地震波加速度峰值的增大先增大后减小,当基岩

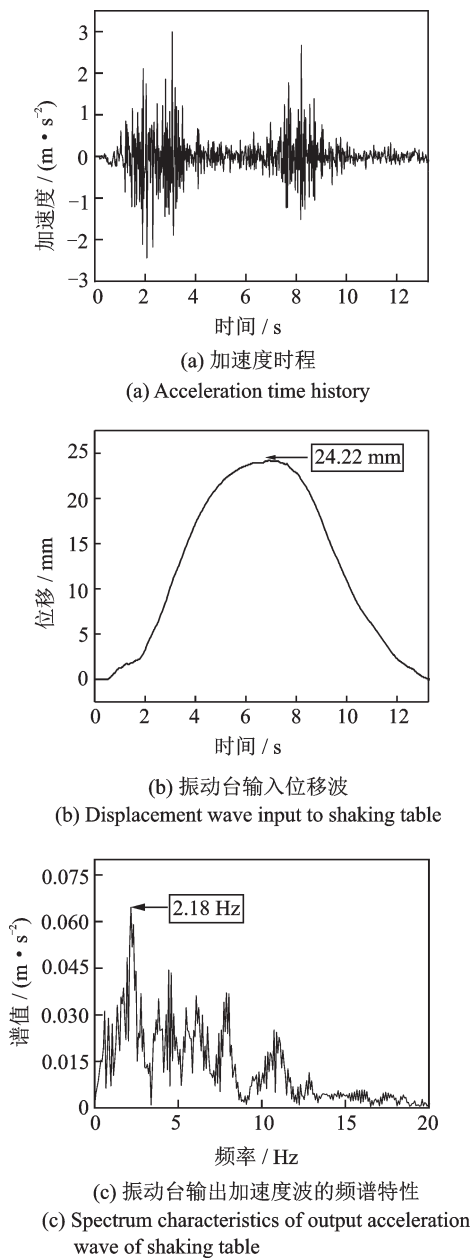


图 4 压缩后地震波($PA=3\text{ m/s}^2$)

Fig. 4 Compressed seismic waves($PA=3\text{ m/s}^2$)

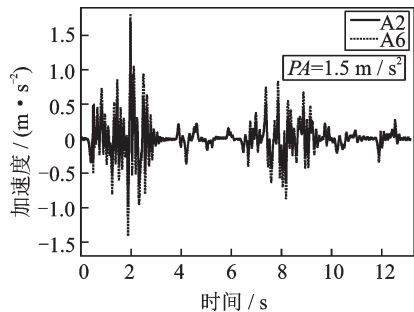


图 5 土体边界效应验证

Fig. 5 Verification of the soil boundary effect

波的加速度峰值为 4.5 m/s^2 时土体加速度放大系数最大,但继续增大地震波的加速度峰值到 6 m/s^2 时土体加速度放大系数显著降低。分析其原因:在小震、中震范围内,增大地震强度会加大对土体的作用

效应,但土体在大震作用下会表现出较强的非线性,土体阻尼会发挥更大的作用,从而抑制土体加速度的增大。以加速度峰值为 6 m/s^2 的基岩波为例进行分析:当振动台输入的基岩波加速度峰值为 6 m/s^2 时,台面输出的加速度为 3.452 m/s^2 。由图 7 可知:基岩与地表处的加速度时程波形相似,地表波加速度峰值为 4.249 m/s^2 ,体现出了场地对地震动的放大效应。图 8 表明:在试验土体条件下,地震波经由土体传播后其卓越频率由 2.18 Hz 变为 8.03 Hz ,故试验土体对地震波具有高频放大效应。

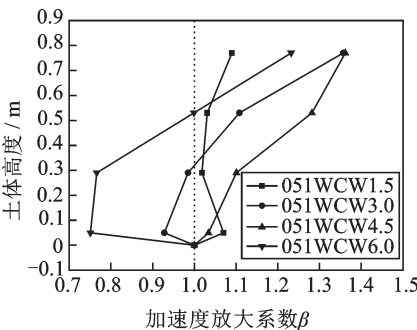


图 6 土体加速度放大系数

Fig. 6 Acceleration amplification factor of the soil

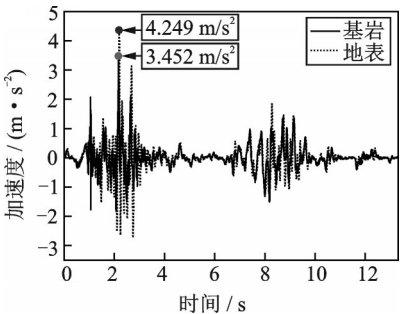


图 7 地表波与基岩波加速度时程

Fig. 7 Acceleration time history of the surface wave and bed-rock wave

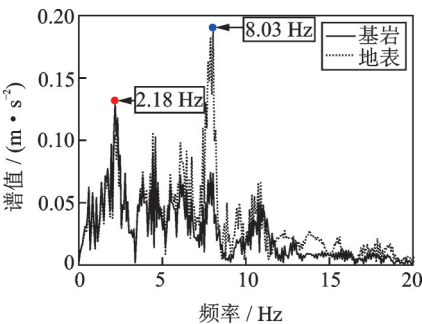


图 8 地表波与基岩波频谱特性

Fig. 8 Spectrum characteristics of the surface wave and bed-rock wave

分析在不同加速度峰值的基岩波作用下桩基与储罐的加速度放大系数,由图 9 可知:桩基加速度放大系数与地震波加速度峰值之间的关系没有特定规律,产生该现象的原因为地震波对桩基具有一定的

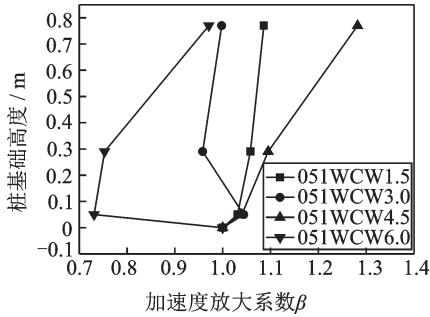


图9 桩基加速度放大系数

Fig. 9 Acceleration amplification factor of the pile

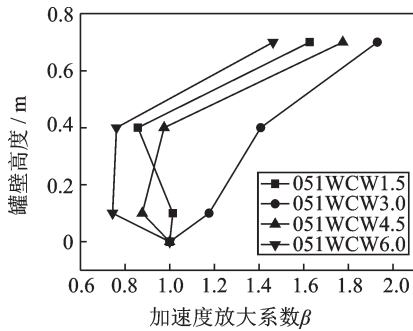


图10 罐壁加速度放大系数

Fig. 10 Acceleration amplification factor of the tank wall

作用效应,桩侧土在地震中会对桩基产生挤压与拉伸,这会影响桩基的加速度响应,同时上部结构的动力响应也会传递给桩基从而在一定程度上影响桩基的加速度。分析罐壁的加速度放大系数,由图10可知:罐壁加速度放大系数沿罐壁高度方向持续增大,且罐壁加速度放大系数随基岩波加速度峰值的增大先增大后减小,这与土体的地震响应趋势相似。造成该现象的原因为:在强震作用下,结构体系的阻尼能够得到更大限度的发挥,从而起到抑制加速度的作用。

图11表明:晃动波高随地震波加速度峰值的增大呈非线性变化,试验中观测到储液的晃动较为剧烈。分析其原因:由图4(b)地震波的位移时程可知051WCW波在3 s内产生的大位移对储液来说相当于脉冲作用,因此导致储液产生了剧烈的晃动。

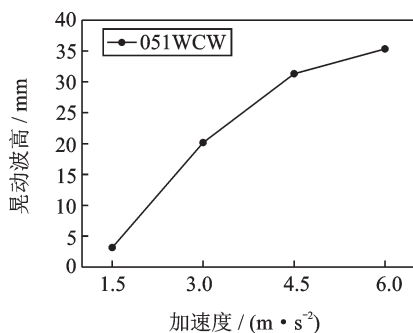


图11 晃动波高

Fig. 11 Sloshing wave height

1.4 数值仿真与试验对比

大型数值分析平台 ADINA 在计算流固耦合方面具有较高的精度和优势^[24,26-27],以基岩波加速度峰值为 3.0 和 6.0 m/s² 为例,进行试验与仿真的对比。

在有限元模型中,储液采用三维流体单元,罐壁和土箱侧壁采用壳单元,桩基采用 Beam 单元,滚动装置采用 Spring 单元,其刚度、阻尼系数根据下式得出^[34]:

$$K_b = m \cdot \left(\frac{2\pi}{T_b} \right)^2 \quad (10)$$

$$C_b = \zeta m \cdot \frac{4\pi}{T_b} \quad (11)$$

式中 m 为土箱的重量, T_b 为滚动环梁的周期, ζ 为滚动环梁的阻尼比。

土体的本构模型选择基于非关联流动准则的 Mohr-Coulomb 模型,图12为 Mohr-Coulomb 模型屈服面、D-P 屈服面与 Tresca 屈服面之间的关系。其屈服面可用下式定义:

$$F = R_{mc} q - p \tan \varphi - c = 0 \quad (12)$$

$$R_{mc}(\Theta, \varphi) = \frac{1}{\sqrt{3} \cos \varphi} \sin \left(\Theta + \frac{\pi}{3} \right) + \frac{1}{3} \cos \left(\Theta + \frac{\pi}{3} \right) \tan \varphi \quad (13)$$

式中 φ 为材料的摩擦角, c 为黏聚力, $R_{mc}(\Theta, \varphi)$ 为可控制屈服面在 π 平面的形状, Θ 为极偏角。

土体相关的材料参数根据前期土体试验得到,其他材料系数均为已知,建立好的有限元模型如图13所示。

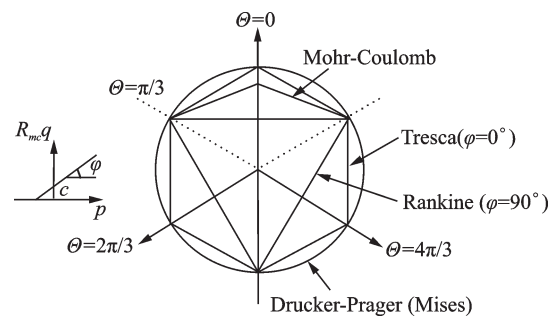


图12 Mohr-Coulomb 模型中的屈服面

Fig. 12 Yield surface in Mohr-Coulomb model

由于振动台每次输出的加速度峰值不同,因此试验中台面输出的地震动与仿真采用的地震动在加速度峰值上有所差异,因此只对比两种方法下的加速度放大系数。由图14得出:两种方法计算出的桩-土-储罐体系的加速度放大系数相近,沿高度方向的反应趋势相同。需要说明的是,试验中的土体难免会搅拌不均,各部分土体在振捣后的密实度也会存在差异,因此试验土体的非线性较强。而数值仿真

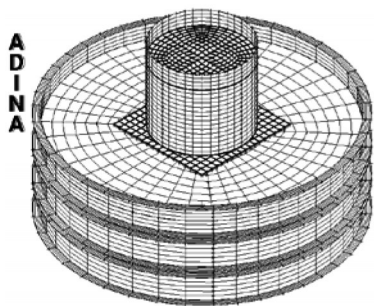


图 13 桩-土-储罐有限元模型
Fig. 13 Finite element model of pile-soil-tank

模型中的土体是均匀的,所以图 14 结果显示试验土体沿高度方向的加速度放大系数具有很强的非线性,而这一点在数值仿真中没有体现。上述结果表明:数值仿真较好地完成了对试验的模拟,Mohr-Coulomb 模型可以用于土体的仿真计算,可以将该数值仿真方法推广至大型 LNG 储罐的地震响应分析中,这不但可以弥补一次试验对土体选择单一的缺陷,同时还可避免由于过大相似比而引起的试验失真。

2 16×10⁴ m³ LNG 储罐数值仿真算例分析

2.1 工程场地

计算 16×10⁴ m³ LNG 储罐在Ⅲ类工程场地下地震响应,场地土参数如表 2 所示。根据《建筑桩

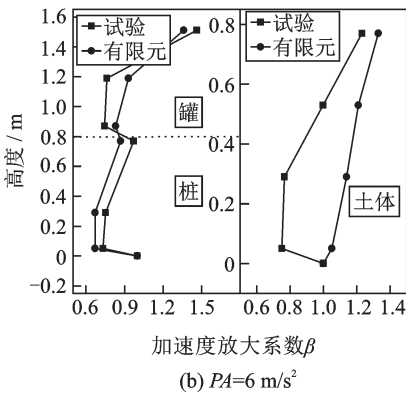
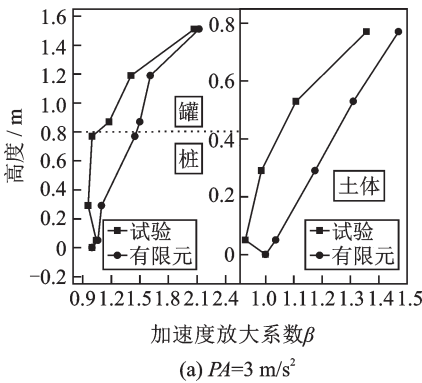


图 14 桩-土-储罐加速度放大系数
Fig. 14 Acceleration amplification factor of pile-soil-storage tank

基技术规范》^[29] 计算得出在该场地条件下可采用 319 根直径为 1.2 m、长 21.2 m 的钢筋混凝土灌注桩,桩端进入持力层强风化花岗岩 3 m。

表 2 Ⅲ类场地土层物理力学参数

Tab. 2 Physical and mechanical parameters of the soil in Ⅲ site

名称	厚度/m	密度/(kg·m ⁻³)	弹性模量/ MPa	泊松比	内摩擦角/ (°)	黏聚力/ kPa	剪切波速/ (m·s ⁻¹)	拉压波速/ (m·s ⁻¹)
素填土	2.6	1600	48.44	0.4	12	8	125	312.5
淤泥质黏土	5	1590	28.04	0.45	10	8	120	398
粉质黏土	5.4	1840	296.52	0.4	16	20	156	480
中粗砂	4	1850	577.42	0.35	28	0	265	1087
强风化花岗岩	12	2050	1312	0.28	30	32	751	1359

2.2 有限元模型的建立

2.2.1 16×10⁴ m³ LNG 储罐尺寸及材料

16×10⁴ m³ LNG 储罐的混凝土外罐分为预应力混凝土壁墙、钢筋混凝土底板(兼桩基承台板)和球壳形钢筋混凝土穹顶。外罐壁厚 0.8 m、高 38.55 m、直径 82 m,穹顶边缘厚 0.8 m、中心厚 0.4 m,底板厚 0.9 m。内罐考虑材料的非线性,采用双线性强化模型,内罐直径为 80 m,从下到上分为 10 环,每环高度均为 3.543 m,罐壁厚度从下往上由 24.9 mm 到 12 mm 逐渐变薄。当储罐处于满罐状态时,储液高

度为 34 m,各部分材料参数如表 3 所示^[35]。

2.2.2 单元选取及模型建立

16×10⁴ m³ LNG 储罐有限元模型已有成熟的建模方案^[27,35],内罐因高厚比较大而视为薄壁结构,采用四节点等参壳单元,壳单元理论假设材料微观粒子的初始方向与中面法线方向一致并在变形时保持不变;同时,曲面薄壳可以准确地代表各种复杂的壳体外形,完全可满足变形连续条件。外罐及底板厚度较大,故采用三维实体单元;为达到较高的计算精度选择八结点六面体等参单元。LNG 采用三维流

表 3 LNG 储罐基本材料属性		
Tab. 3 Basic material properties of the LNG tanks		
材料	参数	数值
9%Ni 钢	密度/(kg·m ⁻³)	7850
	弹性模量/(N·m ⁻²)	2.06×10 ¹¹
	泊松比	0.3
	屈服强度/(N·m ⁻²)	4.90×10 ⁸
	剪切模量/(N·m ⁻²)	2.15×10 ⁹
预应力混凝土	密度/(kg·m ⁻³)	2500
	弹性模量/(N·m ⁻²)	3.86×10 ¹⁰
	泊松比	0.17
液化天然气(LNG)	密度/(kg·m ⁻³)	480
	体积模量/(N·m ⁻²)	2.56×10 ⁸

体单元,根据势流体理论考虑液固耦合的相互作用。桩基础采用两节点 Beam 单元,Beam 单元物理模型简洁,方便定义模型形状和尺寸,桩基与土体节点相对应且不用考虑相互之间的接触,土体采用三维实体单元,本构采用 Mohr-Coulomb 模型,储罐各部分的有限元模型如图 15 所示。

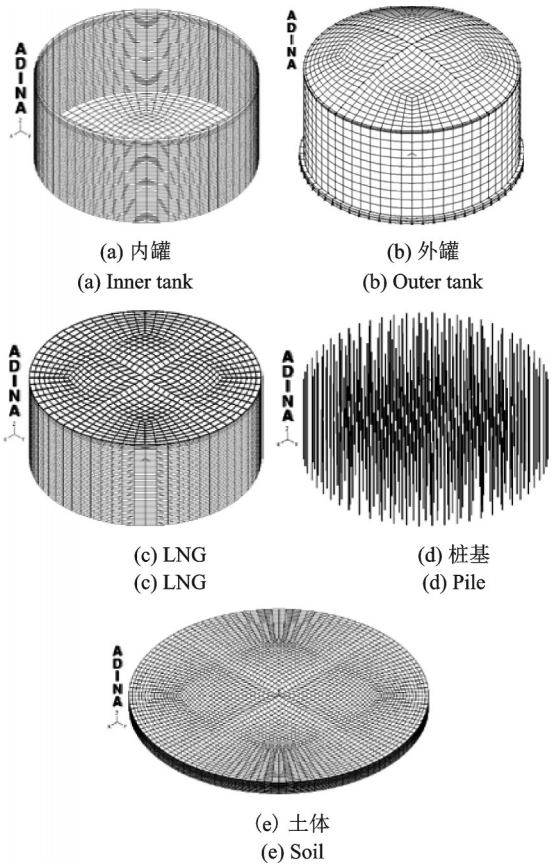


图 15 LNG 储罐各部分有限元模型
Fig. 15 Finite element model of each part of LNG tank

2.3 模型验证

上部储罐模型在文献[36]中已做了科学的验

证,对于下部土体,在有限元分析中采取有限土体来模拟半无限土体需要合理的边界条件^[37]。研究表明,当土体阻尼比为 0.1 且长深比大于 6 时,采用固定边界、自由边界和黏弹性边界计算的误差可控制在 5% 以内^[38-39]。本文采用固定边界,设置土体直径为结构直径的 8 倍,土体长深比为 21。

在有限元计算中土体网格的疏密程度会影响计算精度。沿土体深度方向的网格划分按下式计算^[40]

$$L_{\text{mesh}} < \frac{1}{8} \times L_{\text{wave}} = \frac{1}{8} V_s \times \frac{1}{f_{\text{control}}} \quad (14)$$

式中 L_{mesh} 为沿土体深度方向的最大网格尺寸, L_{wave} 为地震波的波长, V_s 为场地所有土层中最小剪切波速, f_{control} 为地震动的控制频率。

设置周长的 1/4 圆弧与半径的划分份数一致,将土体半径分别划分为 26 份、32 份、38 份、40 份和 50 份,计算在加速度峰值为 3 m/s² 的 chnua370190 基岩波作用下沿土体高度方向的加速度并进行对比,由图 16 可知,当土体的划分份数达到 38 份时,再增大网格密度不会影响计算结果,故将土体半径划分为 38 份,最终桩-土-LNG 储罐模型如图 17 所示。

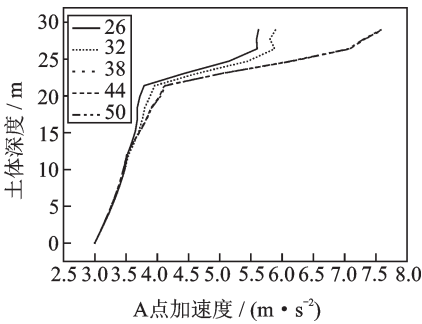


图 16 土体划分份数对加速度的影响
Fig. 16 Effect of soil partition number on acceleration

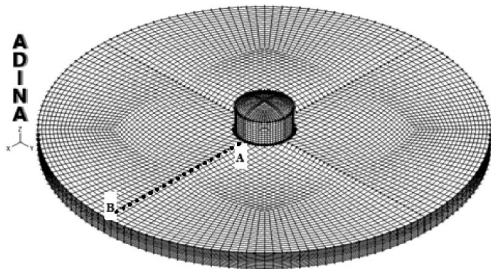


图 17 16×10⁴ m³ 桩-土-LNG 储罐有限元模型
Fig. 17 Finite element model of 16×10⁴ m³ pile-soil-LNG tank

2.4 地震动的输入

选取与上述试验相同的基岩波进行大型 LNG 储罐的三向地震响应计算,基岩波的加速度时程、频谱特性和反应谱如图 18-20 所示,图中 E-W 表示

“东西”,N-S表示“南北”,U-D表示“上下”。由图18可知东西向为主向,图19和20表明东西向波的卓越周期和特征周期较大。在动力计算之前对模型输入初始地应力。

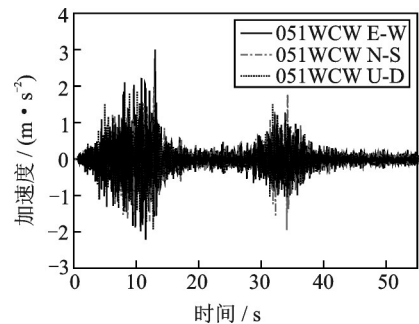


图 18 加速度时程
Fig. 18 Acceleration time history

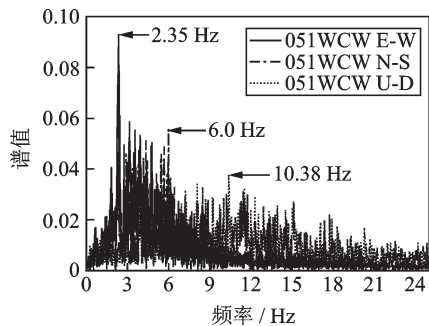


图 19 频谱特性
Fig. 19 Spectrum characteristic

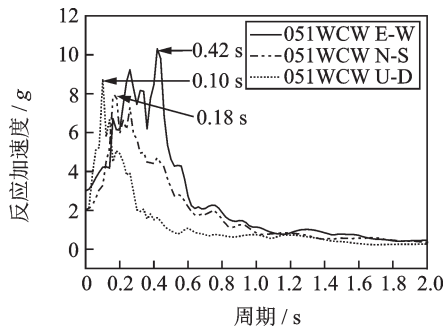


图 20 反应谱
Fig. 20 Response spectrum

2.5 大型桩-土-LNG 储罐地震响应分析

2.5.1 土体地震响应分析

由图21沿土体高度的加速度放大系数可知:首先,土体加速度放大系数在三个方向的地震动作用下有所不同,在0-23 m高度范围内,X方向的加速度放大系数最小,Y方向最大。在23-29 m范围内,三个方向的加速度放大系数增大趋势越发显著,可见临近地表的软土层对地震动的放大效应较为明显。此外,随着地震动加速度峰值的增大,土体加速度放大系数大致呈减小的趋势。其原因为随着地震动变

强,土体的非线性得到了最大限度的发挥,土体阻尼抑制了加速度的放大效应。

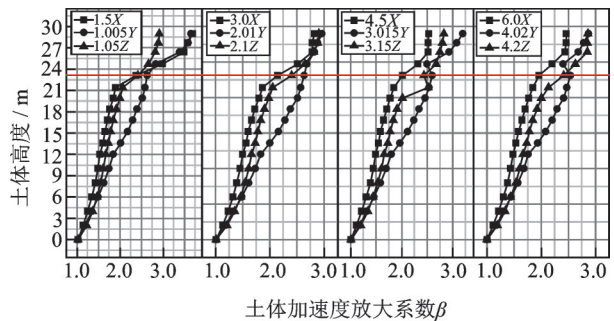


图 21 土体加速度放大系数
Fig. 21 Acceleration amplification factor of the soil

图22和23为基岩波与地表波加速度时程和频谱特性的对比,结果表明:地表波的加速度时程与频谱特性与基岩波相似,但地表波的加速度峰值和频谱较大。由此可知:地震波沿土体传播至地表其加速度具有放大效应,但地震波的卓越频率基本不变。

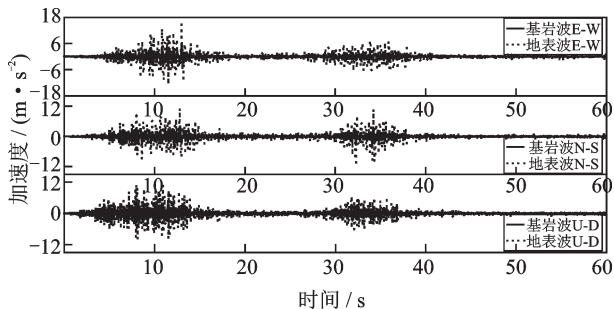


图 22 基岩波与地表波加速度时程
Fig. 22 Acceleration time history of the bedrock wave and surface wave

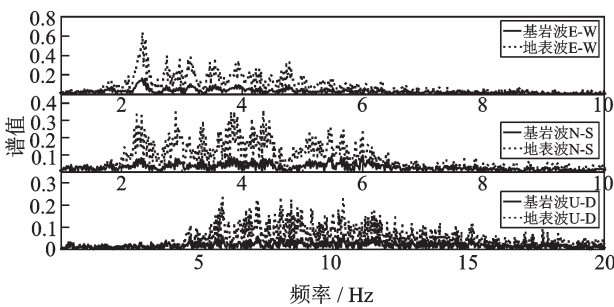


图 23 基岩波与地表波频谱特性
Fig. 23 Spectrum characteristics of the bedrock wave and surface wave

2.5.2 桩基础地震响应分析

以加速度峰值3 m/s²的地震波为例,选择左、右最边上的单根桩基作为两侧桩进行分析,图24为LNG 储罐两侧桩与中间桩的加速度放大系数,结果显示:两侧桩和中间桩的X向和Z向的加速度沿桩

基高度逐渐增大,Y向加速度先增大后减小。两侧桩Z向的加速度放大系数最小,Y向最大,中间桩X向的加速度放大系数最小,Y向最大,且中间桩的加速度放大系数大于两侧桩。该结果表明大型LNG储罐在地震作用下桩基反应较为复杂,在分析中要重视桩基的位置和地震动的作用方向。对于大型储罐这种液固耦合结构,地震作用下储液会产生剧烈的晃动,这会对储罐两侧的桩基产生更大的作用力,这种作用在一定程度上抑制了桩基的加速度。此外,地震动由土体底部中心处向两侧传播,在这个过程中地震动会存在些许衰减,故而两侧桩基的加速度放大系数小于中间桩基。图25为不考虑储罐自重时的桩基轴力,结果表明:LNG储罐两侧的桩基轴力大致呈相反数,由此可见在强震作用下要注意LNG储罐发生倾覆破坏。

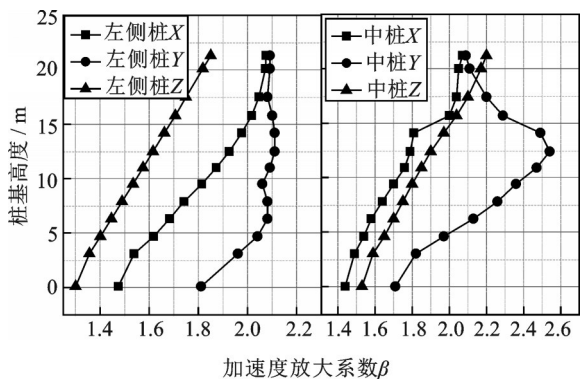


图 24 桩基加速度放大系数

Fig. 24 Acceleration amplification factor of the pile

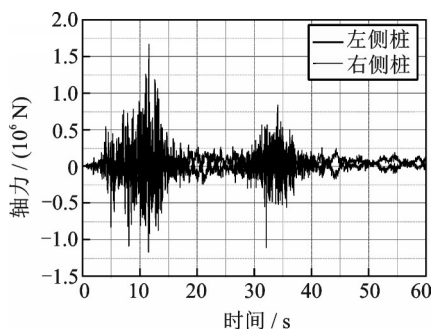


图 25 桩基轴力

Fig. 25 Axial force of the pile

2.5.3 LNG 储罐地震响应分析

若要实现桩土储罐与刚性地基储罐地震响应的对比,需找到等价的地震动输入方式。选择加速度峰值为 6.0 m/s^2 的基岩波输入给桩土储罐,计算桩土储罐的地震响应。施加给刚性基础储罐的地震动通过下述方式得到:将加速度峰值为 6.0 m/s^2 的基岩波输入给自由场,提取地表处的加速度时程,将此作为地表波施加给刚性基础储罐。采用上述方式计算主向(地震波加速度峰值最大的方向)地震作用下

LNG 储罐的地震响应,桩土储罐与刚性基础储罐的地震响应峰值如表 4 所示。因为 LNG 储罐的外罐为刚度较大的预应力钢筋混凝土结构,在地震中外罐少有破坏,故本文主要分析内罐的地震响应。

表 4 LNG 储罐地震响应峰值

Tab. 4 Peak values of the seismic response of the LNG tank

参数	桩土 LNG 储罐		刚性基础储罐	
	X 向	Y 向	X 向	Y 向
基底剪力/(10^8 N)	6.91	3.59	9.0	4.32
晃动波高/m	0.95		1.98	
内罐壁加速度/($\text{m}\cdot\text{s}^{-2}$)	17.93	12.77	28.42	18.34
内罐壁有效应力/MPa	382.09	377.40	513.48	492.73
内罐壁轴向应力/MPa	114.64	77.38	119.09	92.12
动液压力/kPa	50.47	46.07	117.88	103.22

表 4 结果显示:从地震响应峰值上看,刚性基础储罐大于桩土储罐,这一结果表明基岩波经由桩土最终作用于上部储罐与地表波直接作用于刚性基础储罐的反应是不同的,在分析中有必要考虑桩-土-LNG 储罐的相互作用。图 26(a)表明:桩土储罐与刚性基础储罐在地震作用下的基底剪力峰值均出现在地震波峰值时刻,但二者的波形有所差异,刚性基础储罐的基底剪力时程波形与地震波的加速度波形

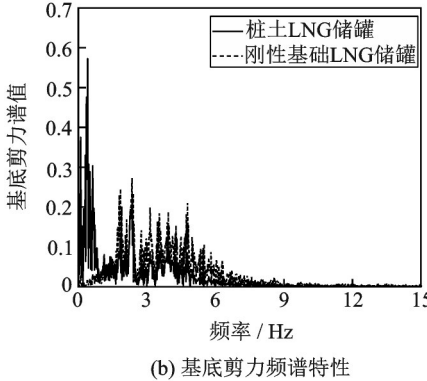
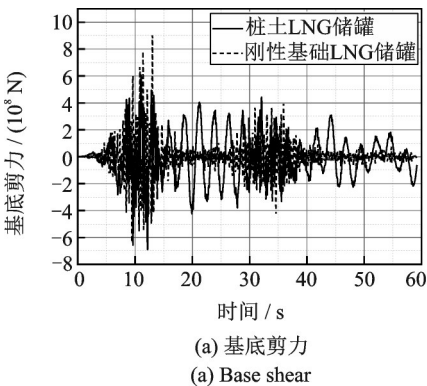


图 26 基底剪力响应

Fig. 26 Base shear response

十分相似,但桩土储罐的基底剪力波形相对丰满。由图26(b)可以得到:刚性基础储罐基底剪力频谱的卓越频率大于桩土储罐,即产生了高频放大,这与试验中地震波的传播结果(图8)相匹配。图27表明:两种储罐的晃动波高差异较大,在整个地震时间内,桩土储罐的晃动波高峰值出现在地震动结尾处,且波动较为多变,而刚性基础储罐的晃动波高时程具有多个较为平滑的长周期波峰。虽然刚性基础储罐的晃动波高更大,但由波高时程看出桩土储罐的晃动随着时间的发展越发剧烈,这也体现出了储液的长周期晃动性质。图28~31的结果与文献[41]中LNG储罐抗震与隔震的地震响应曲线波形相似,即桩土相当于储罐底部的柔性层,因此桩土相互作用对罐壁应力和动液压力等地震响应具有一定的减震效果。此外,从结构的周期角度来讲,考虑桩土后储罐的周期会有所延长^[24],这也与隔震的机理较为相似。

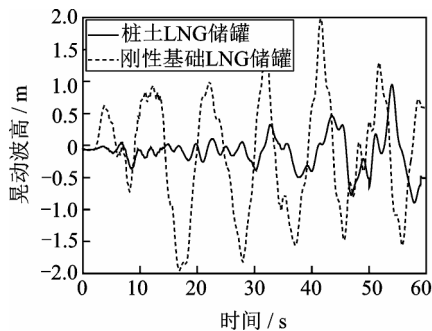


图27 晃动波高

Fig. 27 Sloshing wave height

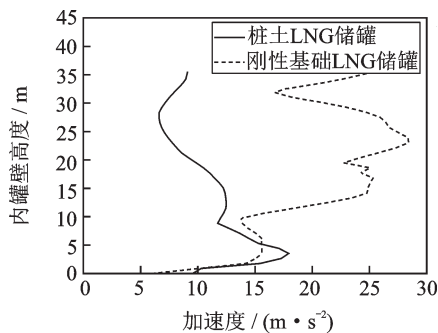


图28 内罐壁加速度

Fig. 28 Acceleration of the inner tank wall

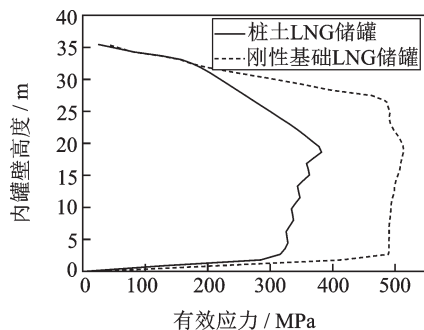


图29 内罐壁有效应力

Fig. 29 Effect stress of the inner tank wall

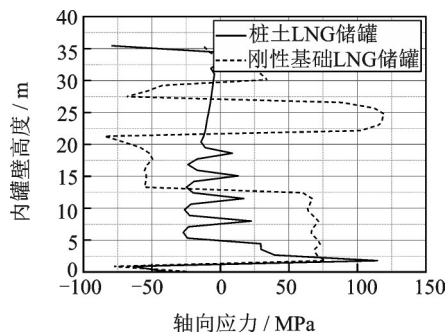


图30 内罐壁轴向应力

Fig. 30 Axial stress of the inner tank wall

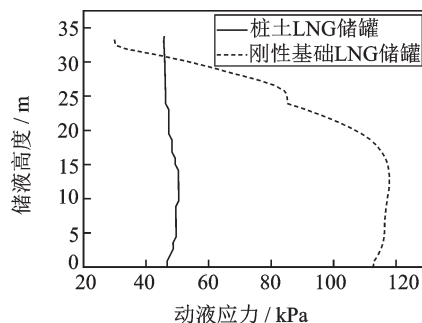


图31 动液压力

Fig. 31 Hydrodynamic pressure

3 结论

本文基于试验与数值仿真两种方法对桩-土-LNG储罐的地震响应和场地放大效应进行了分析,得出如下结论:

(1) 振动台试验较好地反应了场地对地震动的放大效应、地震波对桩基和储液的作用效应,且试验结果与数值仿真结果较为接近,从而验证了采用ADINA进行桩-土-储罐的地震响应分析是适用的。

(2) $16 \times 10^4 \text{ m}^3$ LNG储罐的数值仿真结果表明:在本文所选的基岩波作用下,地震动沿桩土转播会产生放大效应,中间位置桩基的加速度大于两侧桩,且两侧桩轴力方向相反。桩土储罐与刚性基础储罐的地震响应在峰值和波形上均有所差异,桩土相互作用会降低储罐的地震响应。故在对LNG储罐进行地震响应分析时,建议考虑桩-土-储罐的相互作用,并根据工程实际进行定量分析。

参考文献:

- [1] 刘帅,翁大根,张瑞甫,等.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.
LIU Shuai, WENG Dagen, ZHANG Ruifu, et al. Seismic response analysis of large LNG storage tank considering pile-soil interaction in a soft site[J]. Journal of Vi-

- bration and Shock, 2014, 33(7): 24-30.
- [2] Kampitsis A E, Sapountzakis E J, Giannakos S K, et al. Seismic soil-pile-structure kinematic and inertial interaction—A new beam approach [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2013, 55: 211-224.
- [3] Hussien M N, Tobita T, Iai S, et al. Soil-pile-structure kinematic and inertial interaction observed in geotechnical centrifuge experiments [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 89: 75-84.
- [4] Penzien J, Scheffey C F, Parmelee R A. Seismic analysis of bridges on long pile [J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1964, 90(3): 223-254.
- [5] Penzien J. Seismic analysis of platform structure foundation systems [C]. The 7th Annual Offshore Technology Conference, 1975: 23-52.
- [6] Ahn K, Gould P L. Soil-pile-structure interaction effects on the seismic response of a cooling tower [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1989, 18(4): 593-609.
- [7] Ingham T J, Rodriguez S, Donikian R, et al. Seismic analysis of bridges with pile foundations [J]. Computers & Structures, 1999, 72(1-3): 49-62.
- [8] 肖晓春. 地震作用下土-桩-结构动力相互作用的数值模拟 [D]. 大连: 大连理工大学, 2003.
Xiao Xiao-chun. Numerical simulation of dynamic interaction of soil pile structure under seismic action [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2003.
- [9] 孙利民, 张晨南, 潘 龙, 等. 桥梁桩土相互作用的集中质量模型及参数确定 [J]. 同济大学学报, 2002, 30(4): 409-415.
SUN Li-min, ZHANG Chen-nan, PAN Long, et al. Lumped-mass model and its parameters for dynamic analysis of bridge pier-pile-soil system [J]. Journal of Tongji University, 2002, 30(4): 409-415.
- [10] Kattis S E, Polyzos D, Beskos D E. Modelling of pile wave barriers by effective trenches and their screening effectiveness [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 1999, 18(1): 1-10.
- [11] Yang Z, Jeremić B. Numerical analysis of pile behaviour under lateral loads in layered elastic-plastic soils [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2002, 26(14): 1385-1406.
- [12] Taha A, El Naggar M H, Turan A. Numerical modeling of the dynamic lateral behavior of geosynthetic-reinforced pile foundation system [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 77: 254-266.
- [13] Meymand P J. Shaking table scale model test of nonlinear soil-pile-superstructure interaction in soft clay [D]. Berkeley: University of California, Berkeley, 1998.
- [14] Chau K T, Shen C Y, Guo X. Nonlinear seismic soil-pile-structure interactions: Shaking table tests and FEM analyses [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2009, 29(2): 300-310.
- [15] Manna B, Baidya D K. Dynamic nonlinear response of pile foundations under vertical vibration—Theory versus experiment [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2010, 30(6): 456-469.
- [16] Djermane M, Zaoui D, Labbaci B, et al. Dynamic buckling of steel tanks under seismic excitation: Numerical evaluation of code provisions [J]. Engineering Structures, 2014, 70: 181-196.
- [17] Sobhan M S, Rofooei F R, Attari N K A. Buckling behavior of the anchored steel tanks under horizontal and vertical ground motions using static pushover and incremental dynamic analyses [J]. Thin-Walled Structures, 2017, 112: 173-183.
- [18] Uckan E, Umut Ö, Sisman F N, et al. Seismic response of base isolated liquid storage tanks to real and simulated near fault pulse type ground motions [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, 112: 58-68.
- [19] Haroun M A, Abou-Izzeddine W. Parametric study of seismic soil-tank interaction. I: Horizontal excitation [J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(3): 783-797.
- [20] Haroun M A, Abou-Izzeddine W. Parametric study of seismic soil-tank interaction. II: Vertical excitation [J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(3): 798-811.
- [21] Fischer F D, Seeber R. Dynamic response of vertically excited liquid storage tanks considering liquid-soil interaction [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1988, 16(3): 329-342.
- [22] Seeber R, Fischer F D, Rammerstorfer F G. Analysis of a three-dimensional tank-liquid-soil interaction problem [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1990, 112(1): 28-33.
- [23] 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.
SUN Jian-gang, CUI Li-fu, ZHANG Ying, et al. Research on seismic responses of storage tanks considering soil-structure interaction [J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2010, 30(3): 141-146.
- [24] 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 Jian-gang, CUI Li-fu, WANG Xiang-nan. Numerical simulation analysis of base isolation of LNG

- storage tank under the influence of piles and soils[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2013, 33(6): 102-107.
- [25] 郑建华, 孙建刚, 崔利富, 等. 桩土影响下 LNG 储罐基础隔震地震响应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2014, 34(2): 223-232.
- ZHENG Jian-hua, SUN Jian-gang, CUI Li-fu, et al. Seismic response of LNG storage tank with base isolation considering pile-soil[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2014, 34(2): 223-232.
- [26] 刘伟兵, 孙建刚, 崔利富, 等. 考虑 SSI 效应的 $15 \times 10^4 \text{ m}^3$ 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 Wei-bing, SUN Jian-gang, CUI Li-fu, et al. Finite element analysis of the $15 \times 10^4 \text{ m}^3$ storage tanks with base isolation considering soil-structure interaction (SSI)[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2012, 32(6): 153-158.
- [27] 罗东雨, 孙建刚, 郝进锋, 等. LNG 储罐桩基础隔震长周期地震作用效应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2015, 35(6): 170-176.
- LUO Dong-yu, SUN Jian-gang, HAO Jin-feng, et al. The effect analysis of the LNG storage tanks with pile foundation and base isolation under the long period earthquake[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2015, 35(6): 170-176.
- [28] 熊 杰, 樊 焜, 侯钢领, 等. AP1000 核电工程 PCS 水箱振动台试验模型研究[C]. 第 25 届全国结构工程学术会议(第 III 册), 中国包头, 2016.
- XIONG Jie, FAN Zhu, HOU Gang-ling, et al. Research on shaking table test model of PCS water tank in AP1000 nuclear power project[C]. 25th National Academic Conference on Structural Engineering (Volume III), Baotou, China, 2016.
- [29] 中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ 94-2008, 建筑桩基技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- MOHURD. JGJ 94-2008, Technical code for building pile foundations[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008.
- [30] 雷 超. 桩-土-结构相互作用体系的振动台试验研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2007.
- LEI Chao. Shaking table tests of piles-soil-structure interaction system[D]. Hefei: Hefei Polytechnic University, 2007.
- [31] 孙海峰, 景立平, 王宁伟, 等. 振动台多功能叠层剪切箱研制[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(12): 2498-2506.
- SUN Hai-feng, JING Li-ping, Wang Ning-wei, et al. Development of multifunctional laminar shear container for shaking table test[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(12): 2498-2506.
- [32] 楼梦麟, 宗 刚, 牛伟星, 等. 土-桩-钢结构相互作用体系的振动台模型试验[J]. 地震工程与工程振动, 2006, (5): 226-230.
- LOU Meng-lin, Zong Gang, NIU Wei-xing, et al. Shaking table model test of soil-pile-steel structure interaction system[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2006, (5): 226-230.
- [33] American Petroleum Institute. API 650, Welded steel tanks for oil storage[S]. 2007.
- [34] 李 想, 郝进锋, 孙建刚, 等. 立式储罐环梁滚动隔震装置力学性能分析[J]. 地震工程与工程振动, 2014, 34(1): 249-256.
- LI Xiang, HAO Jin-feng, SUN Jian-gang, et al. Mechanical property and isolation effect analysis of vertical storage tank with rolling ring beam isolation device[J]. Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2014, 34(1): 249-256.
- [35] 罗东雨, 孙建刚, 柳春光. 等. 大型全容式 LNG 储罐保温层减震效应研究[J]. 振动工程学报, 2020, 33(5): 885-900.
- LUO Dong-yu, SUN Jian-gang, LIU Chun-guang, et al. Study on shock mitigation of insulation of large full capacity LNG storage tank [J]. Journal of Vibration Engineering, 2020, 33(5): 885-900.
- [36] 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.
- Zhang Ying. Seismic response numerical simulation of large full capacity LNG storage tanks [D]. Daqing: Northeast Petroleum University, 2011.
- [37] 楼梦麟, 潘旦光, 范立础. 土层地震反应分析中侧向人工边界的影响[J]. 同济大学学报, 2003, 31(7): 757-761.
- LOU Meng-lin, PAN Dan-guang, FAN Li-chu. Effect of vertical artificial boundary on seismic response of soil layer[J]. Journal of Tongji University, 2003, 31(7): 757-761.
- [38] 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, 32(11): 3442-3447.
- CHEN Qing-jun, YANG Yong-sheng. Effect of lateral artificial boundary on random seismic response of soil layer[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(11): 3442-3447.
- [39] 潘旦光, 楼梦麟, 董 聪. 土层地震行波反应分析中侧向人工边界的影响[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(3): 308-312.
- PAN Dan-guang, LOU Meng-lin, DONG Cong. Effect of vertical artificial boundary on seismic response of

soil layer under traveling wave excitations [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27 (3) : 308-312.

[40] 田树刚, 陈清军. 地下结构地震反应分析中确定侧向边界的等效土柱模型[J]. 结构工程师, 2018, 34(5): 80-91.

TIAN Shu-gang, CHEN Qing-jun. A soil column model for determination of far boundary conditions in seismic analysis of underground structures [J]. Structural Engineers, 2018, 34(5): 80-91.

[41] 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 Li-fu. Research on base isolation and sloshing control of large LNG storage tank[D]. Dalian: Dalian Maritime University, 2012.

Pile-soil-LNG storage tank shaking table test and numerical simulation analysis

LUO Dong-yu^{1,2}, SUN Jian-gang³, LIU Chun-guang^{1,2}, CUI Li-fu³, WANG Zhen³
(1.Institute of Earthquake Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2.School of Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
3.College of Civil Engineering, Dalian Minzu University, Dalian 116605, China)

Abstract: At present, there is no experimental support for the seismic response research of pile-soil-LNG storage tanks. In this paper, shaking table test and numerical simulation method are used to carry out in-depth analysis of the pile-soil-LNG storage tanks. The results of the two methods are similar, and the mutual verification can be realized. The results show that the propagation of seismic waves along soil and pile foundation has amplification effect, and the soil will change the acceleration peak value and spectrum characteristics of ground motion. Under the earthquake action selected in this paper, the site amplification effect of soft soil layer is more obvious. The acceleration response of pile foundation in different positions is different in all directions. The acceleration of pile foundation in the middle position is greater than that of on both sides, and the axial force direction of pile foundation on both sides is opposite. The seismic response of pile-soil storage tank and rigid foundation storage tank is quite different in waveform and peak value. Based on the above research results, it is suggested that the influence of pile soil on LNG storage tanks should be considered when studying the seismic response of LNG storage tanks, and reasonable ground motion should be selected for analysis according to the foundation type.

Key words: seismic response; pile-soil-tank; shaking table test; numerical simulation; bedrock seismic wave

作者简介: 罗东雨(1990-),女,博士研究生。E-mail: ldy_090821@163.com
通讯作者: 孙建刚(1959-),男,教授,博士生导师。E-mail: sjg728@163.com