悬臂式自复位摩擦耗能支撑对大型全容式LNG储罐减震效应研究

罗东雨[1],黄 婵[1*],吴静芬[1],蒋玉桂[1],孙建刚[1],詹舒博[1],崔利富[2]
(1.广西民族大学 建筑工程学院,南宁 530006; 2.大连民族大学 土木工程学院,辽宁 大连 116605)

摘 要: 全容式液化天然气(liquefied natural gas,LNG)储罐属于钢-混凝土组合高性能结构,提升储罐的抗震性能对保障LNG安全稳定供应意义重大。目前已有研究证实,LNG储罐内外罐之间的填充材料具备减震效果。为进一步探究填充材料对储罐振动特性的影响规律,本研究开展LNG储罐保温层作用效应振动台试验研究。基于试验结果,设计了一种可布置于内外罐环形间隙内的悬臂式自复位摩擦耗能支撑,并建立了该支撑的恢复力模型,采用数值仿真方法分析其减震效果。结果表明:该悬臂式自复位摩擦耗能支撑可有效控制LNG内罐的地震响应。在本研究算例中,支撑对大型LNG储罐基底剪力、基底弯矩的减震率可达10%,对内罐位移、有效应力的减震率约为25%,对内外罐加速度的减震率约为50%。该装置能够显著降低LNG储罐的地震响应,可应用于LNG储罐的减震设计。

关键词: 组合结构; LNG储罐; 耗能支撑; 减震设计; 振动台试验; 数值仿真
中图分类号: TU352 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-9379(2026)07-0027-14
DOI: 10.13969/j.jzgjgjz.20241126002

Study on the Seismic Mitigation Effect of Cantilever Self-Centering Friction Energy-Dissipation Braces on Large-Scale Full-Containment LNG Storage Tanks

LUO Dongyu[1], *HUANG Chan*[1*], *WU Jingfen*[1], *JIANG Yugui*[1], *SUN Jiangang*[1], *ZHAN Shubo*[1], *CUI Lifu*[2]
(1. School of Civil Engineering and Architecture, Guangxi Minzu University, Nanning 530006, China;
2. College of Civil Engineering, Dalian Minzu University, Dalian 116605, Liaoning, China)
*Corresponding author: 20195042@gxmzu.edu.cn

Abstract: Full-containment LNG(liquefied natural gas) storage tanks are high-performance steel-concrete composite structures. Improving the seismic performance of the storage tank is of great significance for ensuring the continuous and stable supply of LNG. Existing research has confirmed that the filler between the inner and outer tanks has a seismic mitigation effect. To further investigate the influence of the filler on the vibration characteristics of the storage tank, a shaking table test focusing on the effect of the insulation layer was conducted in this study, revealing the influence trend of the filler on the frequencies of the inner and outer tanks. Based on the test results, a cantilever self-centering

收稿日期:2024-11-26
基金项目:国家自然科学基金(51878124),2022年度广西高校中青年教师科研基础能力提升项目(2022KY0161),2024年自治区级大学生创新训练项目(S202410608309)
作者简介:
罗东雨(1990—),女,博士,讲师,主要从事组合结构抗震性能方面的研究。E-mail:ldy_090821@163.com。
通信作者:
黄 婵(1989—),女,硕士,讲师,主要从事组合结构抗震性能方面的研究。E-mail:20195042@gxmzu.edu.cn。

friction energy-dissipation brace was designed to be placed in the annular space between the inner and outer tanks. The restoring force model of this brace was established, and numerical simulation methods were used to calculate its seismic mitigation effect on the LNG storage tank. The results indicate that the brace effectively mitigates the seismic response of the inner tank of the LNG storage tank. Specifically, in this study, the reduction rate of the brace for the base shear and base bending moment of the large LNG storage tank reached 10%, the reduction rate for the displacement and effective stress of the inner tank was approximately 25%, and the reduction rate for the acceleration of both the inner and outer tanks was about 50%. Overall, this device can significantly reduce the seismic response of the LNG storage tank and has potential applications in the seismic design of such tanks.

Keywords: composite structure; LNG storage tank; energy-dissipation brace; seismic mitigation design; shaking table test; numerical simulation

液化天然气(liquefied natural gas,LNG)属于清洁低碳能源,可有效替代煤炭与石油,助力“双碳”目标实现。目前我国在东部沿海地区规划、建设了大量LNG接收站,储罐设备逐步向大型化发展。由于LNG具有易燃、易爆、超低温的特性,储罐安全等级要求极高,因此提升LNG储罐的抗震能力十分必要[1]。

在LNG储罐的抗震分析中,国内外学者已针对不同液位、不同地震烈度、不同地震作用方向下LNG储罐的动力响应开展了大量研究。在混凝土外罐动力响应方面,LI等[2]采用数值仿真方法,分析了不同地震烈度下混凝土储罐的地震响应,确定了储罐安全运行的地震烈度以及罐壁与穹顶连接处出现开裂的临界地震烈度。TSOUVALAS等[3]采用半解析法,求解频域范围内LNG储罐外罐的地震响应,分析了水平与竖向地震作用带来的影响。在内罐研究方面,BELOSTOTSKIY等[4]考虑了流固耦合效应,分别在线性、非线性条件下分析薄壁储液罐的动力响应,验证了数值仿真方法在储液结构抗震分析中的有效性。唐广庚[5]采用数值仿真方法重点研究大型LNG储罐内罐及重要附属结构的地震响应。陈剑波[6]采用反应谱法,明确了LNG储罐在安全停运地震作用下的薄弱部位与破坏特征。在储液晃动响应研究方面,RAWAT等[7]对比了数值仿真与简化模型计算的圆柱形储罐晃动波高,发现两种方法的计算结果存在差异,同时证实了罐壁弹性变形对液面晃动的影响较小。林树潮[8]建立了考虑高阶振型的LNG储罐简化力学模型,通过理论解与仿真结果对比,指出高阶晃动振型对储罐晃动波高影响显著,并提出了可有效预测晃动波高的简化计算公式。CUI等[9]设计了立式储罐缩尺模型并开展振动台试验研究,结果表明隔震装置会放大液面晃动效应,浮顶可有效降低晃动波高,且最大晃动波高出现在罐壁边缘。

综合现有研究可知,LNG储罐抗震设计需同时兼顾罐体与储液的动力响应。减隔震技术是提升储罐抗震性能、降低震损概率的有效手段。当前铅芯橡胶隔震支座、变曲率摩擦摆隔震支座等基底隔震技术已发展成熟并得到广泛应用,但此类基底隔震方式会加剧储液晃动[10-11]。对于全容式LNG储罐,内罐为存储液化天然气的主要储液容器,外罐主要用于支撑保温层,并在内罐泄漏时承接液化介质。因此保障内罐的抗震安全是设计重点。已有学者通过振动台试验证明,内外罐之间的保温层具备良好减震效果[12]。鉴于此,本文拟采用一种适用于全容式LNG储罐的新型减震技术。首先通过振动台试验,探究内外罐环形间隙内填充材料对储罐液固耦合区域动力响应及内外罐体振动特性的影响规律;随后根据填充材料对储罐动力特性的影响特点,设计一款可布置于内外罐之间的悬臂式自复位摩擦耗能减震支撑,并建立其恢复力模型;最后采用数值仿真评估该耗能支撑的减震效果,相关结论可为LNG储罐的抗震、减震设计提供参考。

1 振动台试验

1.1 试验设计

本文以160 000 m^3全容式LNG储罐为原型,结合振动台荷载限值设计LNG储罐缩尺模型。图1为160 000 m^3全容式LNG储罐整体结构与几何尺寸。

原型结构尺寸大、构造复杂,无法严格按照理想相似准则完成几何、材料、周期等全相似设计。本次试验以定性分析为目标,重点研究保温层对LNG储罐振动特性的影响规律,结合振动台台面尺寸与承载能力,完成LNG储罐缩尺模型设计,受振动台边界条件及模型几何相似比制约,本次试验采用欠质量模型,并参照文献[13-14]选取适配材料。模型罐体采用Q235钢材,内部储液选用水。

振动台台面尺寸为3 m×3 m,为充分利用试验设备,将储罐模型直径设计为3 m。结合几何相似关系计算:$S_l = l_p / l_m = 27.3$(S为相似比,下角标p代表原型储罐,下角标m代表储罐模型,下同)。按照该相似比计算出储罐模型的直径为3 m,外罐高为1.43 m,内罐高为1.31 m,外罐壁厚为0.03 m,满液位时储液高为1.24 m,半罐时液位高为0.62 m。

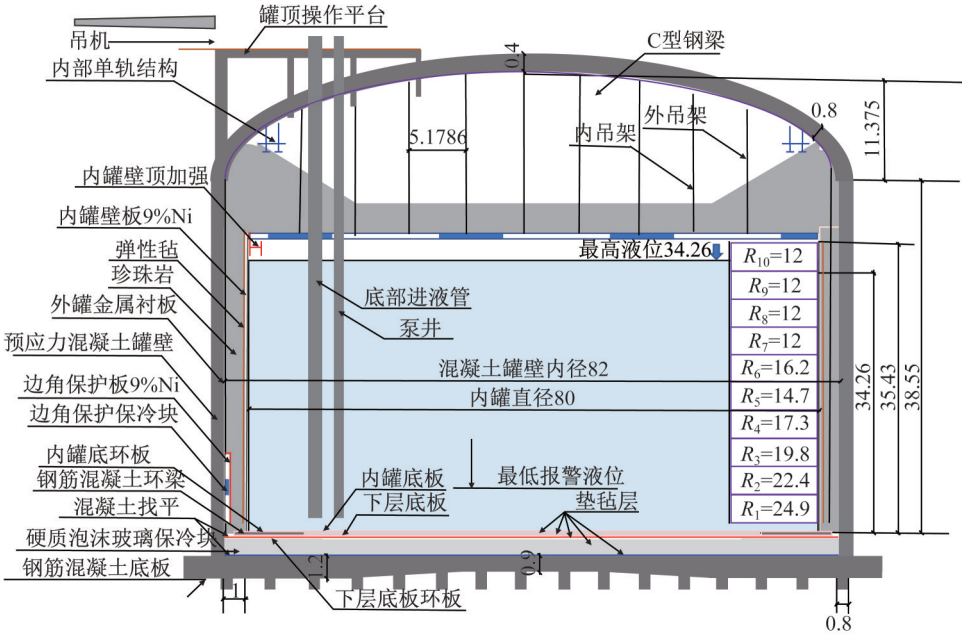


图1　160 000 m³全容式LNG储罐结构示意图(单位:m)

Fig. 1　Schematic diagram of a 160 000 m³ full-containment LNG storage tank structure(unit:m)

根据几何相似关系计算可得,内外罐壁理论间距为0.037 m。试验采用电涡流位移传感器量测内罐位移,传感器通过磁性表座固定于外罐内测,所测结果为内外罐的相对位移。受传感器安装空间限值,需适当增大内外罐间距。本文参考已有研究思路[13,15],结合试验工况调整相似比,并通过配套措施抵消该改动带来的影响。最终结合位移传感器的尺寸,将内外罐实际间距设置为0.16 m。人为加大内外罐间距会放大保温层对内外罐的相互作用,对试验结果产生不利影响。为此对缩尺模型进行优化调整。文献[16]给出了考虑流固耦合相互作用后罐壁厚度的计算方法,按照该方法其内罐壁厚度应为0.64 mm。综合考量后将内罐壁厚度调整为1 mm,既可削弱保温层附加作用的影响,也便于模型加工制作。

在时间相似比方面,由于缩尺模型的几何相似比过大,原型与缩尺模型的晃动周期、液固耦合周期差异也较大。因此在地震动时程压缩过程中,需要结合储罐各部位周期区间,统筹匹配储罐自身周期与地震动周期。按照文献[16]的相似关系计算,理论时间相似比为5.2,但振动台最小输出时间步长为0.024 s,该理论值无法满足振动台的输出条件,故对时间相似比进行修正,最终取值为4.17。保温层采用工程常用的膨胀珍珠岩,参照文献[17]其实际工程密度为56 kg·m^{-3},本试验沿用该密度值。试验最终采用的相似比与文献[16]取值的对比结果如表1所示。

试验在罐壁中部、上部布设测点,分别采集加速度与位移数据。位移传感器布置于模型南侧内外罐处,加速度传感器布设至模型北侧。图2为传感器整体安装示意,图3、4分别展示内罐与外罐的测点布置,图5为设置及未设置保温层的两组试验储罐模型。

表1　试验缩尺模型相似比与文献[16]相似比对比

Table 1　Comparison of similarity ratio between test scale model and reference [16]

类型	物理量	相似关系	相似比	
			设计相似比	实际相似比
几何属性	长度	S_l	27.30	27.300
	罐壁厚度	S'_δ	25.00	15.900(内罐) 27.300(外罐)
材料属性	弹性模量	S_E	1.00	1.000(内罐) 0.170(外罐)
	密度	$S_{\rho f}$	1.00	0.480
		$S_{\rho s}$	1.07	1.000(内罐) 0.318(外罐)
动力属性	时间	S_t	5.20	4.170
	加速度	S_a	1.00	1.000

注:S_l为长度相似比;S'_δ为罐壁厚度相似比;S_E为弹性模量相似比;$S_{\rho f}$为液体密度相似比;$S_{\rho s}$为管壁密度相似比;S_t为时间相似比;S_a为加速度相似比。

1.2　试验结果分析

采用El Centro地震波开展试验,对比有无保温层工况下罐壁的加速度、位移响应。图6为外罐壁顶部、中部位移结果(D4、D6测点),可以看出,有无保温层工况下外

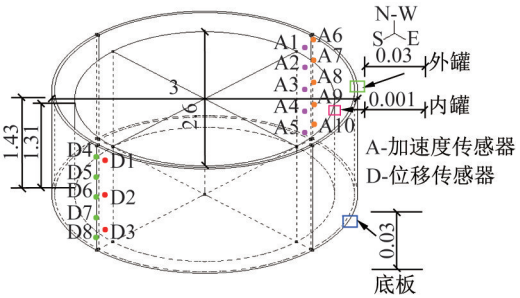


图2 传感器安装示意(单位:m)

Fig. 2 Schematic diagram of sensor arrangement (unit:m)

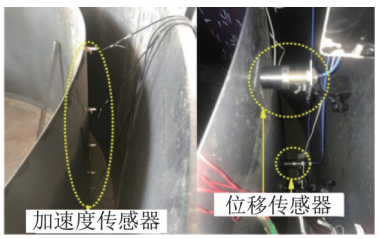


图3 内罐传感器布置

Fig. 3 Arrangement of inner tank sensors

罐壁位移数值接近,且罐壁顶部与中部位移差异较小,说明保温层对外罐壁绝对位移的影响有限。图7为内外罐壁相对位移响应(D1、D2测点)。结果显示,填充保温层

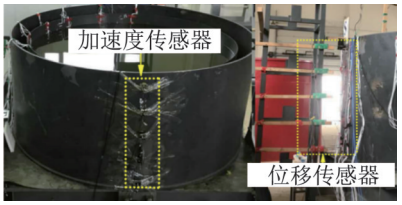


图4 外罐传感器布置

Fig. 4 Arrangement of outer tank sensors

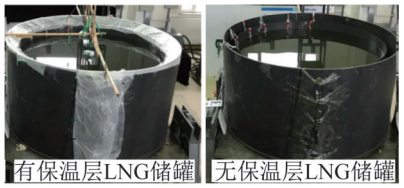
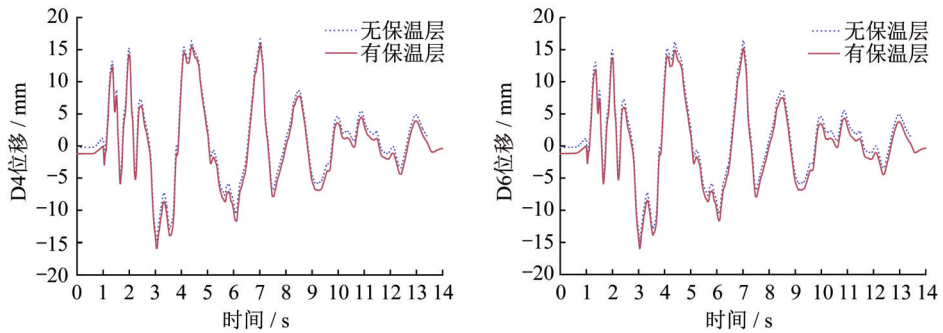


图5 试验模型(有无保温层工况)

Fig. 5 Test model (with and without insulation layer)

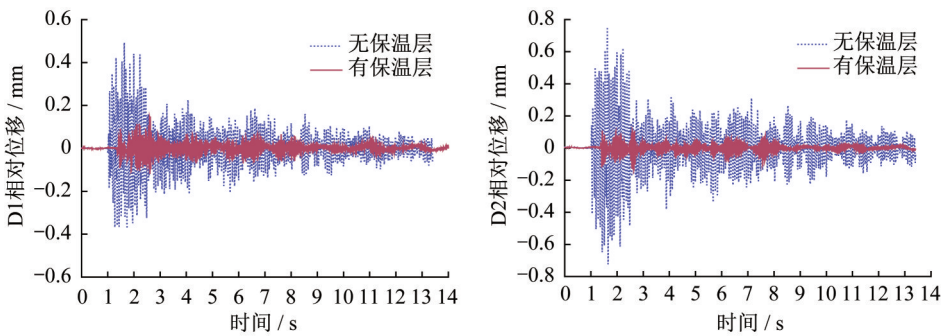
后,罐壁顶部、中部的相对位移均显著降低,两处最大减震率分别为68.49%、81.74%,证明保温层对内罐位移具有很好的控制效果。对比图7a)和图7b)的位移峰值,无保温层时,罐壁中部位移大于顶部位移;增设保温层后,罐壁中部位移小于顶部位移。该试验现象表明,储液与罐壁的液固耦合会使罐壁中部产生较大变形,而保温层可有效削弱该区域的受力变形。



a) 外罐壁顶部位移 b) 外罐壁中部位移

图6 外罐壁位移

Fig. 6 Displacements of outer tank walls

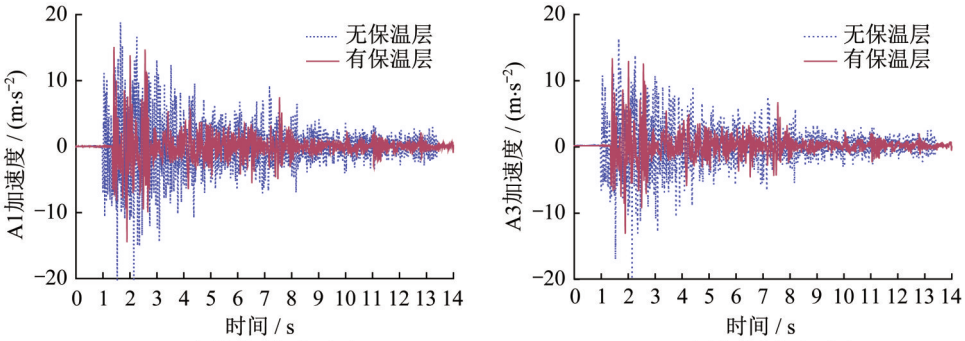


a) 内外罐壁顶部相对位移 b) 内外罐壁中部相对位移

图7 内外罐壁相对位移

Fig. 7 Relative displacements between inner and outer tank walls

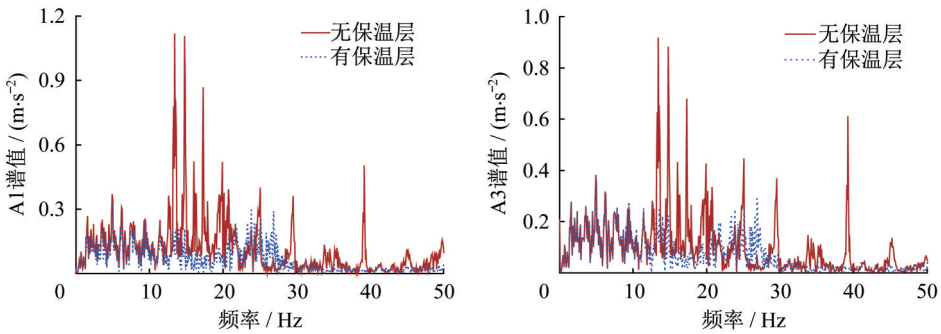
图8为内罐壁加速度响应(A1、A3测点)。填充保温层后,内罐壁中部、顶部的加速度峰值均明显降低,加速度时程曲线形态也发生改变。整体时程范围内,加速度值均有所降低。提取罐壁中部及顶部相对于地面的加速度放大系数:增设保温层后,罐壁顶部加速度放大系数由6.62降至4.36,降幅为34.14%;罐壁中部加速度放大系数由4.7降至3.5,降幅为25.53%。图9为内罐壁加速度频谱曲线(A1、A3测点),未设置保温层时,能量主要集中在13 Hz~17 Hz频段;填充保温层后,该频段谱值显著减小,谱值峰值分别出现在4 Hz与24 Hz附近,高频段有所增多,说明保温层会使内罐壁周期减小。图10为外罐壁加速度响应结果(A6、A8测点)。结果表明,有无保温层两种工况下,外罐壁加速度时程波形基本一致。加速度放大系数方面,有、无保温层时罐壁顶部取值由1.97降至1.53,降幅为22.34%;罐壁中部取值由1.43降至1.32,降幅为7.69%。图11为外罐壁加速度频谱特性,由图可知,增设保温层后结构卓越频率仍为4.92 Hz,外罐卓越周期保持不变;但20 Hz~30 Hz高频谱值有所提升,反映出外罐次要周期存在减小趋势。



a) 内罐壁顶部加速度　　b) 内罐壁中部加速度

图8　内罐壁加速度

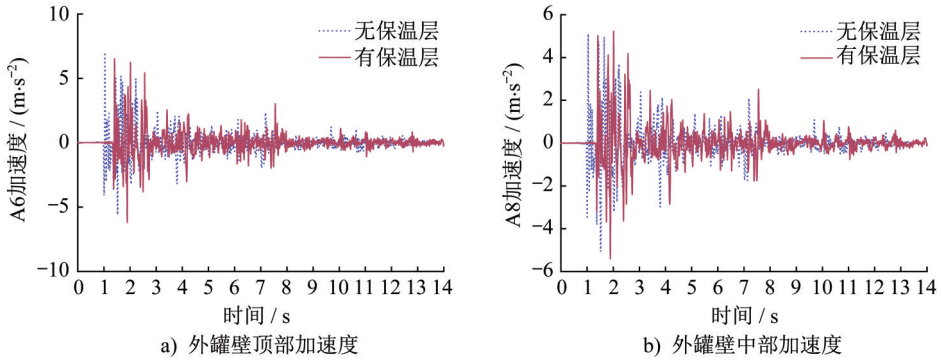
Fig. 8　Accelerations of inner tank walls



a) 内罐壁顶部加速度频谱　　b) 内罐壁中部加速度频谱

图9　内罐壁加速度频谱

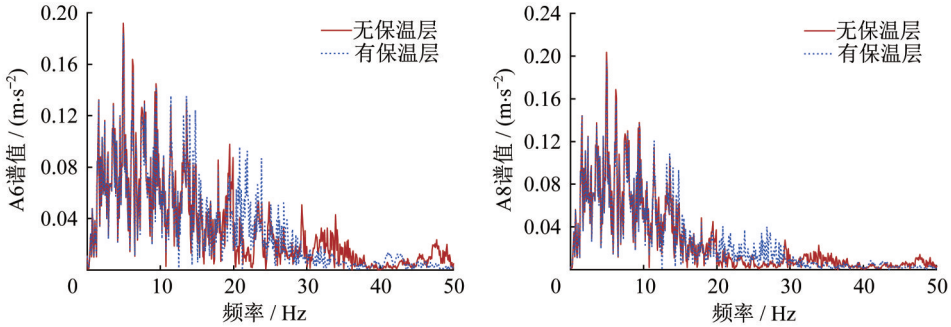
Fig. 9　Acceleration spectrums of inner tank walls



a) 外罐壁顶部加速度　　b) 外罐壁中部加速度

图10　外罐壁加速度

Fig. 10　Accelerations of outer tank walls



a) 外罐壁顶部加速度频谱　　b) 外罐壁中部加速度频谱

图11　外罐壁加速度频谱

Fig. 11　Acceleration spectrums of outer tank walls

上述结果表明，保温层可有效限制内罐壁的位移与加速度，对外罐壁的减震效果相对较弱；同时保温层会改变罐体振动特性，削弱内罐的长周期效应。LNG储罐属于液固耦合长周期结构，其内罐一阶晃动周期与液固耦合周期均偏大。保温层可有效减小内罐自振周期，对储罐抗震性能起到积极作用。鉴于LNG储罐安全等级与核设施相当，为避免结构在强震、特大地震作用下发生损毁，结合本次试验结论，可进一步提升内外罐间填充材料的阻尼性能。基于此，本文提出一种可布置于内外罐之间的阻尼支撑，用以增强储罐的抗震能力。

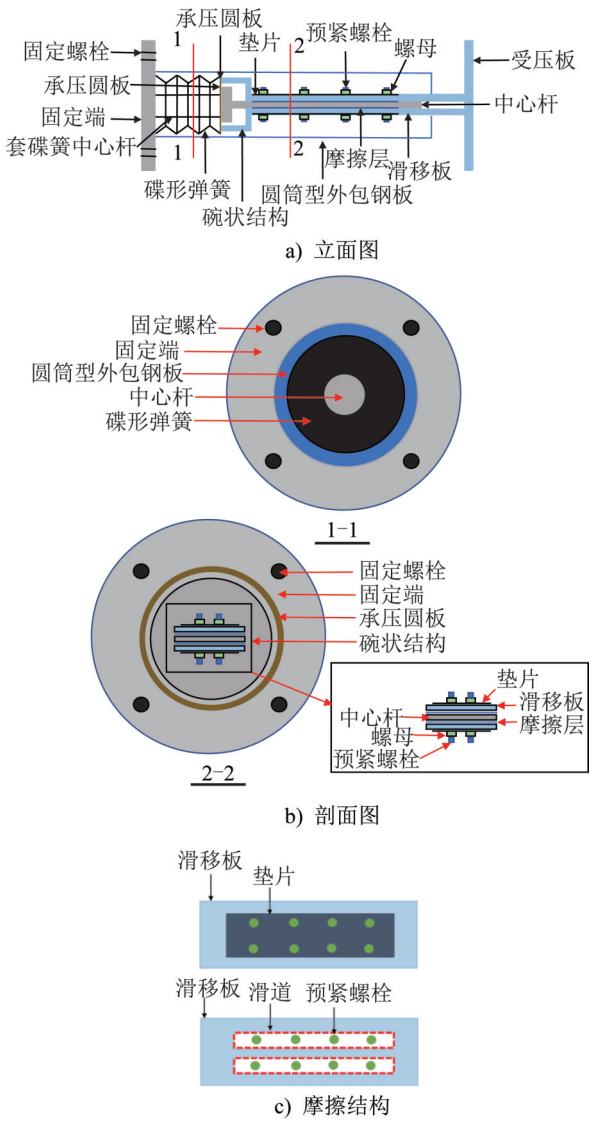
2　悬臂式自复位摩擦耗能支撑设计

2.1　基本构造

该悬臂式自复位摩擦耗能支撑固定于外罐内壁，整体构造、三维形态如图12、13所示。装置主要由外钢筒、固定端钢板、中心杆、碟形弹簧、承压圆钢板、悬臂端受压板、滑移板、摩擦层、垫片及预紧螺栓组成。外钢筒包裹所有内部构件；固定端钢板与LNG储罐外罐内壁相连，中心杆与固定端钢板固结；碟形弹簧套设于中心杆上第一段位置处并与固定端钢板接触，承压圆钢板布置在碟形弹簧与滑移板之间；滑移板套在中心杆外侧，一侧连接承压圆钢板，另一侧固定悬臂端受压板；摩擦层设置在中心杆与滑移板的接触面，滑移板外侧加装垫片，预紧螺栓贯穿垫片、滑移板与中心杆。

在装置上、下滑移板之间布置八个预紧螺栓，通过施加预紧力提供稳定摩擦力。因内罐盛装了超低温介质，为防止减震支撑在内外罐之间形成热桥，本装置的滑移板与弹性毡接触的承压板均采用特氟纶材料。该材料具有良好的电绝缘性和抗老化能力，可在－190 ℃～250 ℃区间长期服役，能有效阻断热量传递。为实现装置复位功能，需对碟形弹簧施加预压力F_p，当$F_f \leqslant F_p$时（F_f为摩擦力），装置可有效复位；当$F_f > F_p$时，装置将产生残余位移。

当摩擦构件与自复位装置组合工作时，滞回曲线呈



a) 立面图

b) 剖面图

c) 摩擦结构

图12　自复位摩擦耗能装置构造

Fig. 12　Self-centering friction energy-dissipation device structure

“旗帜”形状[18-19]。组合碟形弹簧在激活前后的恢复力可近似满足线弹性规律，即激活阶段仅发生弹性变形，完全激活后刚度基本保持恒定。摩擦装置采用弹塑性滞回模

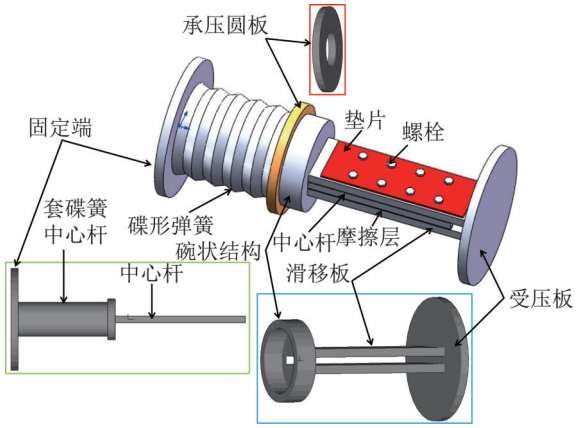


图13　自复位摩擦耗能装置三维图

Fig. 13　3D drawing of self-centering friction energy-dissipation device

型，其初始刚度与碟形弹簧装置激活前刚度相等，激活后刚度则依据摩擦材料力学特性确定。

2.2　工作原理及恢复力模型

该支撑安装于内外罐之间，将图12所示的固定端连接在外罐内壁，另一端为悬臂端，悬臂端静止时与弹性毡接触。为防止悬臂端受压板挤压穿透弹性毡，同时避免局部应力集中现象，可增大悬臂端接触板的面积，将接触板直径设定为0.3 m，并保证受压板与环形弹性毡弧度一致，装置安置形态如图14所示。在地震作用下，内罐壁向外产生弹性变形时会对阻尼装置施加压力；当该作用力大于装置最大静摩擦与碟形弹簧预压力的总和时，装置产生滑动，碟形弹簧进一步受压变形；当作用力减小至消失时，装置复位。

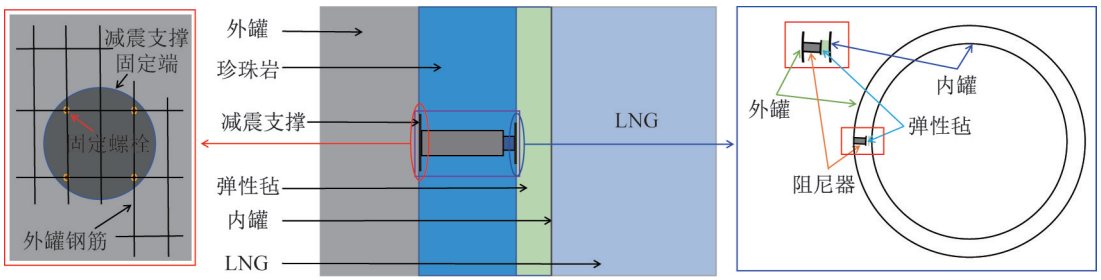


图14　自复位摩擦耗能装置安装示意图

Fig. 14　Installation diagram of self-centering friction energy-dissipation device

该摩擦耗能支撑可分为四个工作阶段：(1) 弹性阶段：装置在碟形弹簧初始预压力与静摩擦力的协同作用下保持平衡，当外部作用力小于最大静摩擦与碟形弹簧预压力之和时，装置仅产生弹性变形；(2) 滑移耗能阶段：当外部作用力大于最大静摩擦与碟形弹簧预压力之和时，装置发生滑动，摩擦层开始耗能，同时碟形弹簧进一步受压，该阶段结构恢复力刚度由碟形弹簧的自身刚度提供。(3) 卸载过渡阶段：从结构开始卸载至恢复前阶段，该阶段摩擦力发生反向突变，该阶段刚度与弹性阶段刚度保持一致。(4) 复位阶段：装置逐步完成复位，该阶段摩擦层保持滑动，碟形弹簧内力持续变化，该阶段刚度与滑移耗能阶段刚度一致。

图15a)、b)分别为装置无残余位移与有残余位移工况下的曲线。当碟形弹簧预压力F_p大于或等于摩擦力F_f时，装置无残余变形其滞回特性如下：如图15a)所示，第①段为弹性变形阶段，当外部荷载小于最大静摩擦与碟形弹簧预压力之和时，装置不发生相对滑动，整体仅产生弹性变形，刚度K_1由中心杆刚度K_a与上下滑移板总刚度K_b共同承担。当外荷载增大至预压力与最大静摩擦力之和时，装置弹性变形达到极限，继续加载进入耗能滑移阶段。在弹性变形阶段，最大变形为U_a即为装置激活位移，可通过式(1)求解，其恢复力与位移之间的关系由式(2)表示：

$$U_a=\frac{F_f+F_p}{K_1} \tag{1}$$

$$F(t)=K_1U(t) \tag{2}$$

第②段为装置开始产生滑移至位移达到峰值阶段，此时装置所受外力F满足$F_f+F_p\leqslant F<F_{max}$。该阶段摩擦力保持不变，随着外部荷载持续增大，碟形弹簧进一步压缩变形，因此本阶段刚度K_2由碟形弹簧提供。当外力增大到F_{max}时，装置达到最大位移U_{max}，此时恢复力可由式(3)表示：

$$F(t)=K_2\left[U(t)-U_a\right]+F_f+F_p \tag{3}$$

第③段为开始卸载至摩擦力反向，此过程装置无相对滑动，其刚度与第①阶段相同，该阶段D点恢复力可由$F_{OE}+F_{EG}$段计算得到。其中$F_{OE}=F_{max}-2F_f$，$F_{EG}=K_1U_{FH}$，具体可由式(4)、(5)表示，整理后，本阶段恢复力可由式(6)表示：

$$F_{OE}=K_2\left[U_{max}-U_a\right]+F_f+F_p-2F_f \tag{4}$$

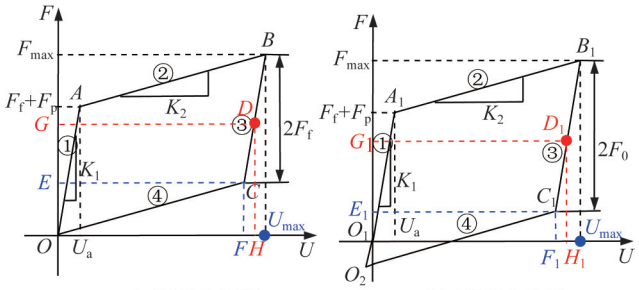
$$F_{EG}=K_1\left[U(t)-\left(U_{max}-U_a\right)\right] \tag{5}$$

$$F(t)=F_p-F_f+K_2\left[U_{max}-U_a\right]+K_1\left[U(t)-U_{max}+U_a\right] \tag{6}$$

第④段为装置滑移终止至变形完全归零的阶段。此时所受外力满足$0<F\leqslant F_{max}-2F_f$，该阶段碟形弹簧的恢复力发生改变，结构刚度仍由碟形弹簧提供，本阶段恢复力可由式(7)表示：

$$F(t)=F_p-F_f+K_2U(t) \tag{7}$$

上述为装置无残余变形时恢复力与位移之间的关系，当$F_p<F_f$时，装置会产生残余变形，如图15b)所示，其恢复力与位移之间的关系可参照图15a)进行计算。



a) 无残余位移 b) 有残余位移

图15 恢复力–位移关系曲线

Fig. 15 Restoring force-displacement relationship curves

本文采用Bouc-Wen模型[20-21]模拟装置的非线性滞回特性，该模型广泛应用于摩擦型阻尼器、剪切型铅阻尼器、磁流变阻尼器等构件数值模拟中[22-25]。图12装置的摩擦单元选用Bouc-Wen模型表征，其恢复力可由式(8)表示。图16为仅考虑纯摩擦作用时的恢复力-位移曲线，计入碟形弹簧刚度贡献后，装置整体呈现典型旗帜形滞回特征，如图17所示。基于Bouc-Wen模型，分别建立了该悬臂式装置在有无残余变形时的恢复力表达式(式(9))，其中$z(t)$为无量纲内变量，具体可由式(10)表示：

$$F_f[U(t),z(t),t]=\lambda kU(t)+(1-\lambda)kz(t) \tag{8}$$

$$F[t]=\begin{cases}K_1U(t) & U(t)<U(t+1)<U_a\\ K_1U_az(t)\dfrac{F_f}{F_f+F_p}+ & U(t)>U_a\text{或}\\ F_p+\lambda K_1\left[U(t)-U_a\right] & U(t+1)<U(t)<U_a\end{cases} \tag{9}$$

$$\dot{z}(t)U_a=-\gamma\left|\dot{U}(t)\right|z(t)\left|z(t)\right|^{\eta-1}-\beta\dot{U}(t)\left|z(t)\right|^{\eta}+\dot{U}(t) \tag{10}$$

式中：λ为塑性段刚度与弹性段刚度的比值；k为摩擦装置的初始刚度；$z(t)$为无量纲位移；γ，β和η为控制滞回曲线形状和尖锐度的参数。根据装置预压力、摩擦力参数及结构材料与几何参数，通过调整Bouc-Wen模型形状控制参数，可得到装置实际的滞回特性。

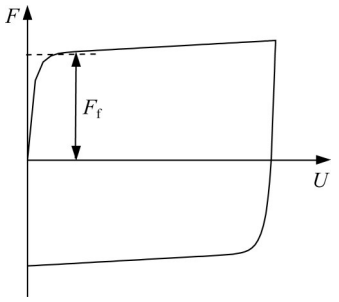


图16 纯摩擦作用下恢复力–位移曲线

Fig. 16 Restoring force-displacement curve under pure friction

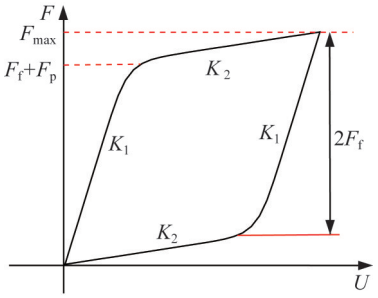


图17 计入碟形弹簧刚度贡献后恢复力–位移曲线

Fig. 17 Restoring force-displacement curve after accounting for stiffness contribution of disc spring

3 LNG储罐减震分析

3.1 模型建立

分析探究该摩擦耗能支撑对LNG储罐的减震控制效果，根据160 000 m^3全容式LNG储罐的内外罐间距参数及结构动力仿真响应结果，完成自复位摩擦耗能装置的整体尺寸设计。结合储罐内外罐间距、阻尼器自身刚度特性及极限承载能力，确定阻尼器装置的构造尺寸如图18所示。碟形弹簧具备空间利用率高、承载力大且压缩复位性能优异的特点，可通过匹配不同尺寸与组合形式适配工程实际需求[26]。本装置最终设定预压力为100 kN，碟形弹簧刚度为45 kN·mm^{-1}。摩擦滑移层摩擦系数为0.05，可通过调节螺栓预紧力控制摩擦力大小。本文分别选取84.70 kN、100.00 kN、120.26 kN三种摩擦力工况开展研究。

采用ADINA软件建立阻尼器装置的有限元模型(图19)，其中承压圆板、滑移板、中心杆和碟形弹簧挡片采用3-D实体单元模拟，碟形弹簧采用Spring单元模拟。通过在承压圆板和碟形弹簧挡片上施加均布荷载，模拟装置的预压力作用；在上、下滑移板施加均布荷载模拟螺栓预紧力，并在滑移板与中心杆的接触面设置摩擦接触属性。依据图20所示的加载工况开展数值分析，对有限元仿真结果与理论恢复力模型的滞回响应进行对比。图21为不同工况下数值模拟与恢复力模型的滞回曲线对比结

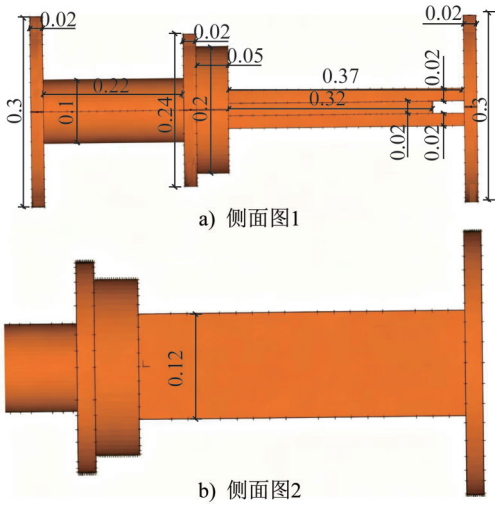


图18　阻尼器装置构造尺寸(单位:m)

Fig. 18　Damper device construction dimensions (unit: m)

果。可以看出,三种摩擦力工况下,有限元仿真结果与恢复力模型的滞回曲线吻合较好。当摩擦力小于或等于预压力时,装置卸载后无残余位移,可完全实现自复位;当摩擦力大于预压力时,装置卸载后存在残余位移,无法完全复位。通过对比不同摩擦力工况的滞回响应可知,摩擦力不仅影响装置复位性能,也对其耗能能力存在影响,摩擦力越大其耗能能力越强。为保证装置稳定实现自复位功能,工程设计中应将装置摩擦力取值控制为略小于或等于其预压力。

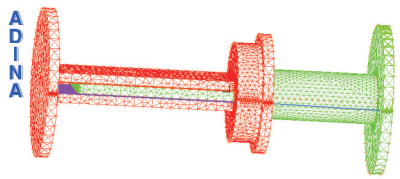


图19　阻尼器装置有限元模型

Fig. 19　Finite element model of damper device

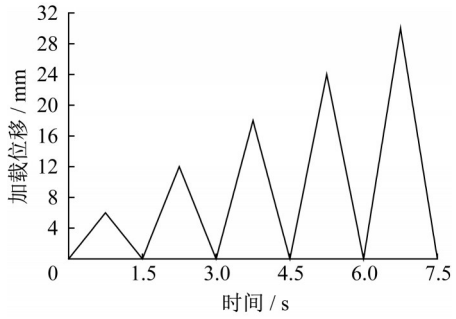


图20　位移加载工况

Fig. 20　Displacement loading case

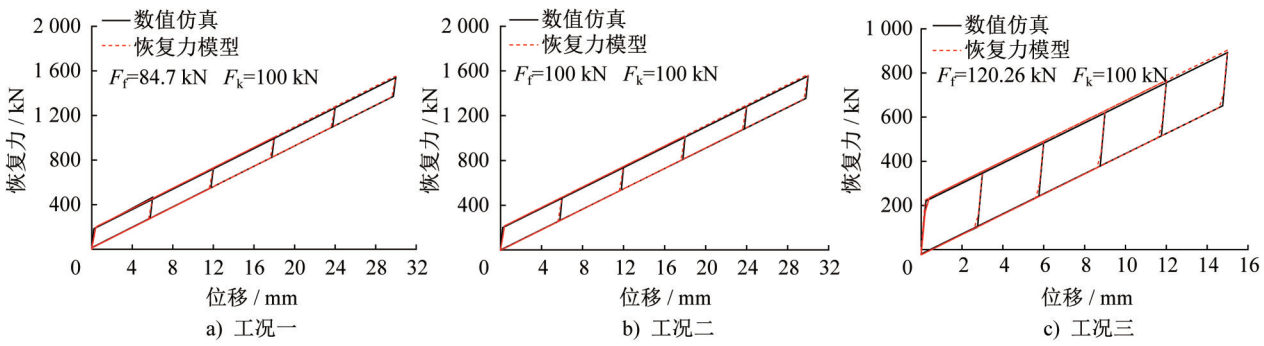


图21　数值模拟与恢复力模型滞回曲线对比

Fig. 21　Comparison of hysteretic curves between numerical simulation and restoring force model

本文建立160 000 m^3LNG储罐有限元模型,其中内罐与钢衬板采用Shell单元模拟,外罐与底板采用3D-Soild单元模拟,储液采用3D-Fluid单元模拟,吊杆采用Beam单元模拟,保温层与自复位摩擦耗能装置采用Spring单元模拟。根据图21确定刚度与阻尼参数,其中阻尼取值方法参照文献[27]。装置与内罐壁的接触部位采用Shell单元模拟,以准确表征悬臂端接触板。LNG储罐各构件的材料参数见表2,LNG储罐有限元模型见图22。数值计算仅考虑水平单向地震作用,在储罐两侧对称布置摩擦耗能装置。阻尼器装置沿罐壁高度均匀布置,每4个为一组,共设置两种布置方案,分别安置12个和16个阻尼装置,如图23所示。通过调整摩擦装置的摩擦力大小设置6组不同计算工况,表3为具体工况参数。

3.2　数值仿真计算结果

本节针对峰值加速度为4 $m\cdot s^{-2}$的El Centro地震动作用下,不同工况的LNG储罐地震动力响应开展计算分析。在加入阻尼装置后,各工况下的罐壁响应趋势相似,因此以工况一为例,图24~29列举了内外罐壁动力响应峰值时刻应力与变形的云图。各工况下详细的地震响应峰值统计结果见表4。

对内罐动力响应进行分析,由图24~26可知,各工况下内罐加速度峰值出现在内罐壁上部,位移峰值集中于内罐壁中部,有效应力峰值则位于内罐壁底部。布设自复位摩擦耗能装置后,内罐加速度、位移及应力均得到有

表2 LNG储罐各构件和液体材料参数

Table 2 Material parameters of each member of LNG storage tank and liquid

构件/液体	模拟单元	材料	参数	数值
内罐	Shell	9%Ni钢	密度/(kg·m^{-3})	7 850
			弹性模量/(×10^{11} N·m^{-2})	2.06
			泊松比	0.3
外罐	3-D Solid	预应力混凝土	密度/(kg·m^{-3})	2 500
			弹性模量/(×10^{10} N·m^{-2})	3.45
			泊松比	0.17
液体	3-D Fluid	液化天然气(LNG)	密度/(kg·m^{-3})	480
			体积模量/(×10^{8} N·m^{-2})	2.56
保温层	3-D Solid	膨胀珍珠岩	弹性模量/(×10^{7} N·m^{-2})	1.2
			泊松比[23]	0.33
吊顶	Shell	铝合金	弹性模量/(×10^{10} N·m^{-2})	2.0
			泊松比	0.3

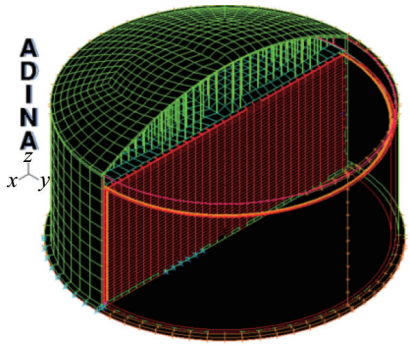
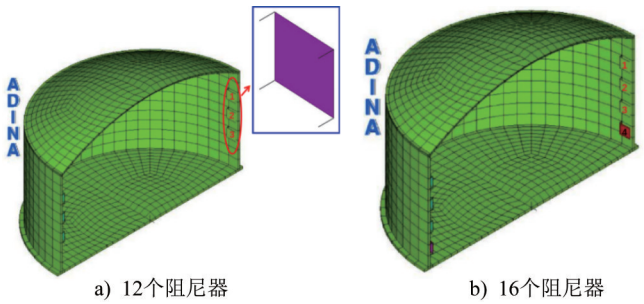


图22 LNG储罐有限元模型

Fig. 22 Finite element of LNG storage tank



a) 12个阻尼器 b) 16个阻尼器

图23 阻尼器装置布置方案

Fig. 23 Arrangement scheme of dampers devices

效抑制,表明该装置可显著降低内罐的地震动力响应。随着摩擦力增大,装置的减震控制效果逐步提升;同时,增加摩擦耗能装置的布设数量可进一步减小内罐地震响应。

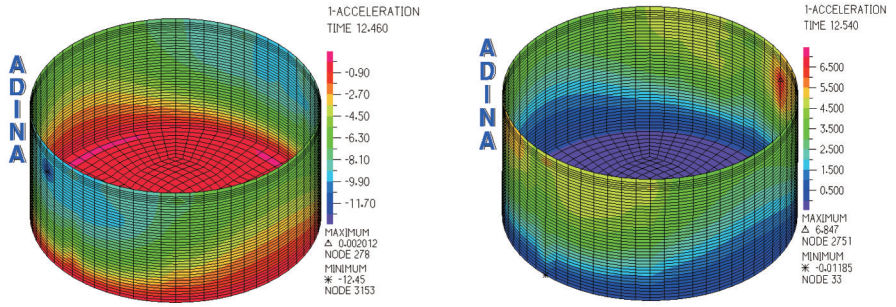
对于外罐地震响应特征,由图27可知,无自复位摩擦耗能装置工况下外罐壁加速度峰值位于穹顶上部;布设自复位摩擦耗能装置后,穹顶仍保持较高加速度水平,且外罐壁中部加速度与穹顶加速度相近,但整体上布设装置后外罐壁加速度降低。由图28可知,未安装装置时,外罐位移峰值出现在侧壁与穹顶连接处;布设装置后位移峰值位于侧壁中部,且外罐位移产生小幅放大效应,最大增大量为2 mm,为外罐壁厚的0.25%。由图29外罐最大主应力分布可知,无自复位摩擦耗能装置工况下外罐最大应力位于穹顶与罐壁的连接处;布设该摩擦装置后,最大应力位于罐壁中部,应力幅值较无摩擦装置工况增大约16%。由于外罐配置有环向预应力钢筋,可有效抵消部分拉应力,因此最大主应力低于外罐预应力钢筋混凝土的抗拉强度[28]。

表3 计算工况参数

Table 3 Calculation case parameters

工况	装置数量	预压力/kN	摩擦力/kN
工况1	4个一组,沿罐壁高度3组	100	84.70
工况2			100.00
工况3			120.26
工况4	4个一组,沿罐壁高度4组		84.70
工况5			100.00
工况6			120.26

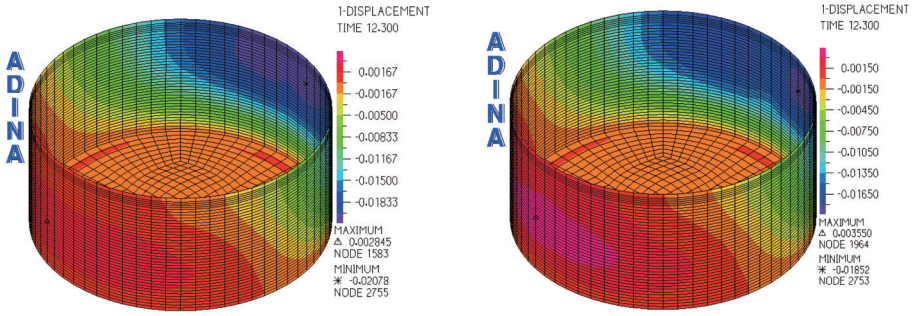
结合各工况减震率统计结果可知(表5),该摩擦耗能装置对储罐基底剪力与基底弯矩的减震效果有限,工况6的减震效果最优,减震率为10.94%。但该装置对内罐壁的减震效果十分显著,其内罐壁加速度减震率可达50%以上,位移与应力减震率均维持在20%以上。在外罐响应控制方面,装置可实现近50%的外罐加速度降幅。虽然该摩擦耗能装置会小幅放大外罐位移与最大主应力,



a) 无装置　　b) 工况1

图 24　内罐加速度（单位：$m \cdot s^{-2}$）

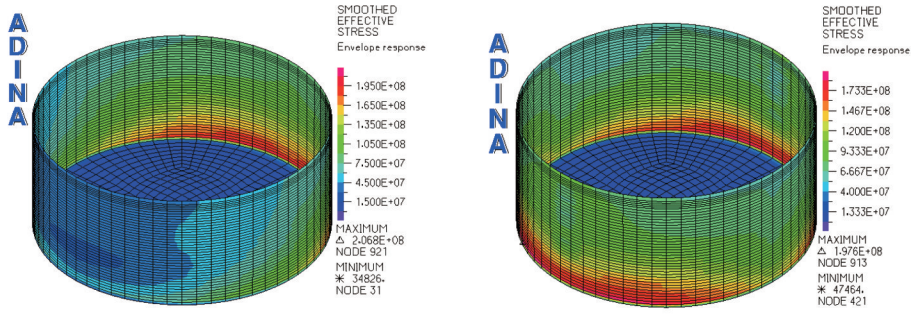
Fig. 24　Acceleration of inner tank (unit: $m \cdot s^{-2}$)



a) 无装置　　b) 工况1

图 25　内罐位移（单位：m）

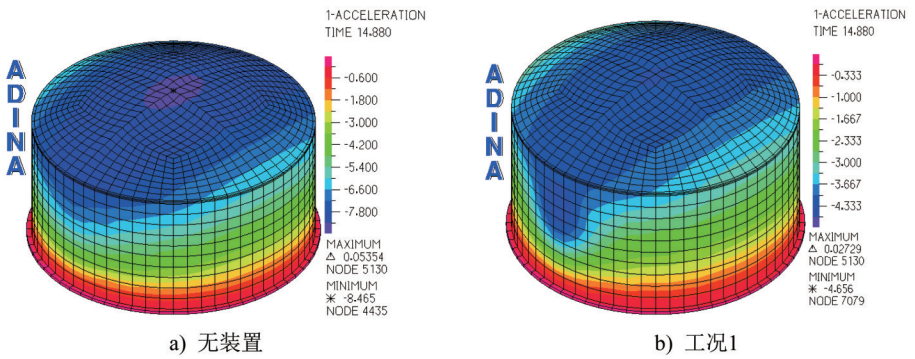
Fig. 25　Displacement of inner tank (unit: m)



a) 无装置　　b) 工况1

图 26　内罐有效应力（单位：Pa）

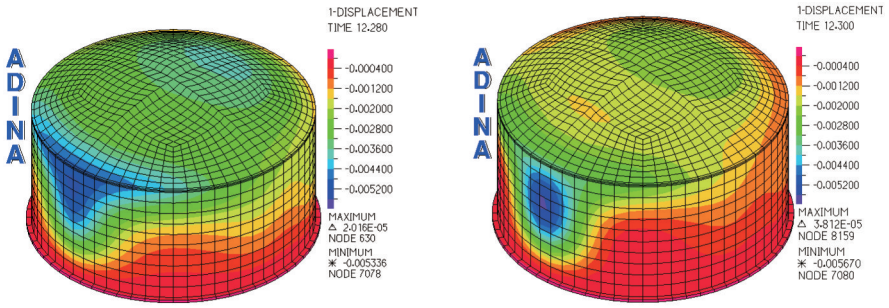
Fig. 26　Effective stress of inner tank (unit: Pa)



a) 无装置　　b) 工况1

图 27　外罐加速度（单位：$m \cdot s^{-2}$）

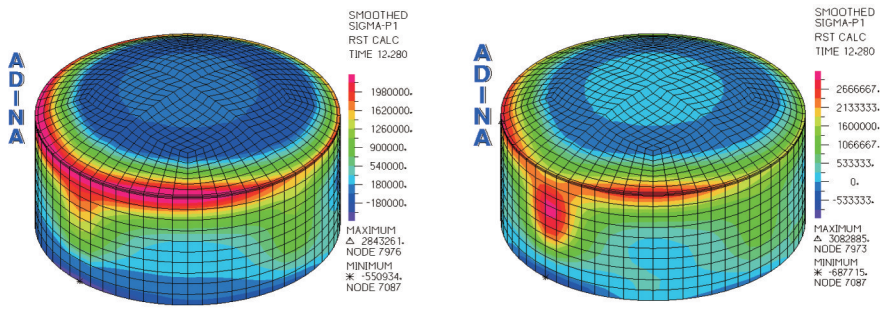
Fig. 27　Acceleration of outer tank (unit: $m \cdot s^{-2}$)



a) 无装置 b) 工况1

图28 外罐位移(单位:m)

Fig. 28 Displacement of outer tank (unit:m)



a) 无装置 b) 工况1

图29 外罐最大主应力(单位:Pa)

Fig. 29 Maximum principal stress of outer tank (unit:Pa)

表4 各工况地震响应峰值

Table 4 Peak seismic response under different loadcases

参数	无装置	工况1	工况2	工况3	工况4	工况5	工况6
内罐加速度/($m\cdot s^{-2}$)	12.45	6.85	6.45	6.23	6.01	5.751	5.57
内罐位移/mm	20.78	18.52	17.38	17.07	16.33	16.05	15.85
内罐有效应力/MPa	206.8	197.6	187.0	171.2	172.5	166.5	153.7
外罐加速度/($m\cdot s^{-2}$)	8.47	4.66	4.74	4.61	4.66	4.48	4.31
外罐位移/mm	5.30	5.67	6.09	6.24	7.09	7.35	7.47
外罐最大主应力/MPa	2.84	3.08	3.14	3.21	3.23	3.26	3.34

但对内罐主容器具备优异的减震效果,整体对LNG储罐抗震性能起到积极提升作用。此外,在LNG储罐内外罐环形空间内布置的自复位摩擦耗能装置具备免维护周期长、温度敏感性低、复位精度高等特点。与黏滞阻尼器或摩擦阻尼器相比,该装置具备良好的自复位能力,可以通过调整碟形弹簧储能特性与摩擦层耗能参数适配不同工程需求,且全寿命周期内维护成本低,高度适配LNG储罐这类关键生命线工程的抗震需求。

表5 各工况内罐地震响应减震率

Table 5 Seismic response damping rate of inner tank under different loadcases %

工况	基底剪力	基底弯矩	内罐加速度	内罐位移	内罐有效应力	工况	基底剪力	基底弯矩	内罐加速度	内罐位移	内罐有效应力
工况1	1.02	2.00	44.98	10.88	4.45	工况4	5.09	4.43	51.73	21.41	16.58
工况2	1.78	3.29	48.19	16.36	9.57	工况5	7.38	5.00	53.82	22.76	19.48
工况3	3.56	4.43	49.56	17.85	17.21	工况6	10.94	6.00	55.26	23.72	25.68

4　结论

本文通过振动台试验与数值仿真相结合的方法，系统探究了全容式LNG储罐内外罐间填充材料的减震机理与控制效果，主要研究结论如下：

（1）内外罐间保温层可有效抑制内罐中部与顶部的地震动力响应，同时能够抑制LNG储罐内罐的长周期振动效应，对主容器内罐的抗震性能具有显著的提升作用。该机理表明，通过提升内外罐间填充材料的阻尼耗能能力，可进一步优化LNG储罐主容器的抗震减震效果。

（2）本文所设计的悬臂式自复位摩擦耗能装置具有典型的旗帜形滞回特征，力学性能稳定，可采用Bouc-Wen模型精准表征其恢复力－位移滞回关系。数值算例结果表明，该摩擦耗能装置对储罐基底剪力、基底弯矩及内罐动力响应均具有良好的控制效果。工程中可根据实际抗震需求优化阻尼装置布置方案与参数，为全容式LNG储罐的减震设计提供有效的技术支撑。

参考文献：

[1] ROETZER J, DOUGLAS H, MAURER H. Hazard and safety probes for LNG tanks[J].LNG Journal, 2005, 15(6): 72-89.

[2] 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.DOI: 10.1007/s12206-014-1213-0.

[3] TSOUVALAS A, METRIKINE A V. Seismic response of the outer shell of a liquefied natural gas storage tank using a semi-analytical dynamic substructuring technique [J]. International Journal of Earthquake and Impact Engineering, 2016, 1(1/2): 98.DOI: 10.1504/ijeie.2016.080036.

[4] BELOSTOTSKIY A M, AKIMOV P A, AFANASYEVA I N, et al. Numerical simulation of oil tank behavior under seismic excitation. fluid-structure interaction problem solution [J].Procedia Engineering, 2015, 111: 115-120.DOI: 10.1016/j.proeng.2015.07.064.

[5] 唐广庚.超大型LNG储罐若干问题研究[D].哈尔滨：哈尔滨工业大学，2017.
TANG Guanggeng. Research of several problems of ultra-large LNG storage tank [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2017.(in Chinese)

[6] 陈剑波.钢制LNG储罐热分析及地震反应谱分析[D].武汉：华中科技大学，2017.
CHEN Jianbo. Thermal analysis and seismic analysis of steel LNG storage tank [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2017.(in Chinese)

[7] RAWAT A, MATSAGAR V, NAGPAL A K.Seismic analysis of steel cylindrical liquid storage tank using coupled acoustic-structural finite element method for fluid-structure interaction[J]. The International Journal of Acoustics and Vibration, 2020, 25(1): 27-40.DOI: 10.20855/ijav.2020.25.11499.

[8] 林树潮.高阶晃动振型对LNG储罐地震响应的影响[J].世界地震工程，2021，37(1)：129-136. DOI：10.3969/j.issn.1007-6069.2021.01.015.
LIN Shuchao. Effect of high order sloshing mode on seismic response of LNG storage tank [J]. World Earthquake Engineering, 2021, 37(1): 129-136. DOI: 10.3969/j.issn.1007-6069.2021.01.015.(in Chinese)

[9] CUI L F, SUN J G, LIU W B, et al.Study on sloshing effect of vertical storage tank with displacement seismic excitation[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2021, 143(2): 021401. DOI: 10.1115/1.4048138.

[10] 管友海，TARASENKO A.A.，黄思凝，等.夹层橡胶支座参数对大型LNG储罐地震响应的影响[J].世界地震工程，2016，32(1)：219-227.
GUAN Youhai, TARASENKO A.A., HUANG Sining, et al. Influence of laminated rubber bearings parameters on the seismic response of large LNG storage tanks [J]. World Earthquake Engineering, 2016, 32(1): 219-227.(in Chinese)

[11] LIN S C, WANG J X, GAO S, et al.Real-time hybrid test of a LNG storage tank with a variable curvature friction pendulum system[J].Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2021, 21(3): 90.DOI: 10.1007/s43452-021-00245-z.

[12] 罗东雨，孙建刚，柳春光，等.LNG储罐保温层减震效应研究[J].振动工程学报，2020，33(5)：885-900.DOI：10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2020.05.004.
LUO Dongyu, SUN Jiangang, LIU Chunguang, et al. Shock mitigation of insulation of LNG storage tank [J]. Journal of Vibration Engineering, 2020, 33(5): 885-900.DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2020.05.004.(in Chinese)

[13] 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.DOI：10.15951/j.tmgcxb.2018.12.010.
CHENG Xuansheng, JING Wei, DU Yongfeng, 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. DOI: 10.15951/j. tmgcxb.2018.12.010.(in Chinese)

[14] DE ANGELIS M, GIANNINI R, PAOLACCI F.Experimental investigation on the seismic response of a steel liquid storage tank equipped with floating roof by shaking table tests[J].Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2010, 39(4): 377-396.DOI: 10.1002/eqe.945.

[15] ZHANG R F, WENG D G, GE Q Z. Shaking table experiment on a steel storage tank with multiple friction pendulum bearings[J].Structural Engineering and Mechanics, 2014, 52(5): 875-887.DOI: 10.12989/sem.2014.52.5.875.

[16] XIONG J. Research on the shaking table test model of PCS storage tank of AP1000 nuclear power engineering [C]// 2017 5th International Conference on Nuclear Engineering,

2017.

[17] 刘思民.大型LNG储罐绝热系统失效模式与沉降变形分析[D].哈尔滨:哈尔滨工程大学,2016.
LIU Simin. Thermal insulation system failure modes and settlement deformation analysis of large-scale LNG storage tank[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2016. (in Chinese)

[18] XU L H, FAN X W, LI Z X. Development and experimental verification of a pre-pressed spring self-centering energy dissipation brace[J]. Engineering Structures, 2016, 127: 49-61. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.08.043.

[19] 陈永盛,李青岳,张令心.自复位耗能支撑的现象型多段线"旗帜"形恢复力模型研究[J].建筑结构,2021,51(增刊1):918-923.
CHEN Yongsheng, LI Qingyue, ZHANG Lingxin. Phenomenal polyline restoring force model with flag shape for self-centering energy-dissipative braces[J]. Building Structure, 2021, 51(Suppl. 1): 918-923. (in Chinese)

[20] BOUC R. Modèle mathématique d'hystérésis[J]. Acustica, 1971, 21: 16-25.

[21] WEN Y K. Method for random vibration of hysteretic systems[J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1976, 102(2): 249-263. DOI: 10.1061/jmcea3.0002106.

[22] EROCHKO J, CHRISTOPOULOS C, TREMBLAY R. Design, testing, and detailed component modeling of a high-capacity self-centering energy-dissipative brace[J]. Journal of Structural Engineering, 2015, 141(8): 04014193. DOI: 10.1061/(ASCE)st.1943-541x.0001166.

[23] 徐龙河,王坤鹏,谢行思,等.具有复位功能的阻尼耗能支撑滞回模型与抗震性能研究[J].工程力学,2018,35(7):39-46. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0204.
XU Longhe, WANG Kunpeng, XIE Xingsi, et al. Study on hysteretic model and seismic performance of damping energy dissipation brace with self-centering capability [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(7): 39-46. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.03.0204. (in Chinese)

[24] 刘明明,李宏男,付兴.一种新型自复位SMA-剪切型铅阻尼器的试验及其数值分析[J].工程力学,2018,35(6):52-57,67. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.01.0066.
LIU Mingming, LI Hongnan, FU Xing. Experimental and numerical analysis of an innovative re-centering shape memory alloys-shearing lead damper[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(6): 52-57, 67. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.01.0066. (in Chinese)

[25] LI Z X, XU L H. Performance tests and hysteresis model of MRF-04K damper [J]. Journal of Structural Engineering, 2005, 131(8): 1303-1306. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:8(1303).

[26] 陆文遂.碟形弹簧的计算、设计与制造[M].上海:复旦大学出版社,1990.
LU Wensui. Calculation, design and manufacture of disc spring [M]. Shanghai: Fudan University Press, 1990. (in Chinese)

[27] 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. DOI: 10.13197/j.eeev.2014.01.249.lix.034.
LI Xiang, HAO Jinfeng, SUN Jiangang, et al. Mechanical property and isolation effect analysis of vertical storage tank with rolling ring beam isolation device [J]. Earthquke Engineering and Engineering Dynamics, 2014, 34(1): 249-256. DOI: 10.13197/j.eeev.2014.01.249.lix.034. (in Chinese)

[28] 李文,葛楠,滕振超,等.基于流固耦合的LNG储罐外罐地震响应分析[J].工程抗震与加固改造,2024, 46(1):113-123. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2024.01.016.
LI Wen, GE Nan, TENG Zhenchao, et al. Seismic response analysis of LNG storage tank outer tank based on fluid-structure interaction [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2024, 46(1): 113-123. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2024.01.016. (in Chinese)