DOI: 10.11883/bzycj-2017-0128
文章编号: 1001-1455(2018)06-1394-10

爆破开挖振动下既有大型储油罐的动力响应*

陈 洋[1,2],吴 亮[1,2],许 锋[1,2],鲁 帅[1,2]
(1. 中铁港航-武汉科技大学爆破技术研究中心,湖北 武汉 430065;
2. 武汉科技大学理学院,湖北 武汉 430065)

摘要: 针对既有大型储油罐近区基础爆破开挖中的安全问题,采用 ANSYS/LS-DYNA 的隐式-显式顺序求解方法,结合流固耦合算法,研究了爆破振动下大型储油罐的动力响应规律。分析了罐壁不同位置的质点振速,由于质点振速分布情况较为复杂,不宜用局部质点振速判断罐壁危险点;总结了罐壁上应力的分布规律,结果显示爆破振动对储油罐的影响主要集中在迎爆侧下部,且在罐壁迎爆侧高度为 3 m 左右的位置最易发生象足屈曲;分析了不同频率爆破振动作用下满载储罐罐壁的质点振速,结果表明在爆破振动主频范围内,载荷频率远大于储罐固有频率条件下,罐壁上质点振速随着爆破振动频率的降低呈减小趋势;建立了储油罐罐壁质点振速与罐内液面高度的关系,结果表明降低液面高度可以有效提高储油罐的爆破振动安全阈值,爆破施工中邻近储罐储液高度不宜高于 10 m。

关键词: 隐式-显式;流固耦合;爆破;大型储油罐;动力响应
中图分类号: O383 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

大型立式钢制浮顶储油罐是储油基地广泛采用的储油容器,由于规模庞大,一旦发生破坏,后果不堪设想,为确保安全,对储罐进行应力分析、动力性能、破坏机理等方面的研究十分必要。在储油罐应力分析方面,陈志平等[1]结合长、短圆柱壳法的优点,提出了更精确的组合圆柱壳法。张云峰等[2]建立了储油罐三维地震响应的力学计算模型,并进行了储油罐三维地震响应的数值分析,发现竖向地震分量引起的水平加速度和基底剪力在总加速度和总基底剪力中占有较大比重,在储罐抗震设计中必须考虑竖向地震的作用。孙建刚等[3]的储罐三维地震反应振动台模型实验也证实了立式浮放储罐抗震设计中需要考虑三维地震作用。另外,孙建刚等[4-5]在储油罐的隔震方面做了较系统的研究,建立了考虑摆动效应的立式储罐隔震分析简化力学模型,并将数值计算结果与无摆动效应隔震模型的计算结果进行比较分析,结果表明,基底隔震装置能有效降低大型储罐的基底剪力,但对液面晃动波高的影响不大。

由于地形原因,储油基地后续扩建工程的基础需要爆破开挖。王开志等[6]根据现场环境,设计了某部储油罐基础的爆破开挖方案,优化了布孔方式和炮孔参数,并成功实施了爆破。关于爆破开挖扰动对既有储罐影响的研究尚未见报道。本文中以某石油储备基地扩建项目中的实际问题为背景,基于 ANSYS/LS-DYNA 的隐式-显式顺序求解技术,结合流固耦合算法,采用数值模拟方法研究爆破振动下大型储油罐的动力响应,分析动应力在结构体中的传播与分布规律,研究储油罐结构的响应及其稳定性。

1 基于 ANSYS/LS-DYNA 的隐式-显式顺序求解方法

在许多工程中,结构的初始应力对结构动力响应的影响是不能忽略的。如带有初始压力的压力容器、高地应力条件下的开挖、螺栓连接动力响应等,在进行动力响应分析时,都应考虑结构初始应力的影响。大型储油罐的动力响应也是如此,在数值模拟时,重力影响是不可忽略的。LS-DYNA 作为国际上最著名的显式动力分析程序,用来分析爆炸与冲击、结构碰撞、金属加工成型等高度非线性的瞬态动力学问题是非常有效的。在处理静态问题(如结构的自重、初始应力)时,LS-DYNA 显式求解器可以通过

* **收稿日期**: 2017-04-20; **修回日期**: 2017-09-18
基金项目: 国家自然科学基金项目(51004079,51479147,11602178);湖北省自然科学基金项目(2014CFB822)
第一作者: 陈 洋(1994—),男,硕士研究生; **通信作者**: 吴 亮,wuliangwust@sina.com。

添加人工阻尼，运用动力松弛的方式施加载荷，运用显式求解器近似求解静态或准静态问题。但是这样处理得到的结果无论是精度还是效果，都不如隐式求解器计算的结果。ANSYS 的隐式方法在处理静态问题尤其是线性问题时，有极大的优势。因此，结合隐式与显式求解器的优点，运用隐式-显式顺序求解方法分析结构在初始载荷作用下的动力响应问题是比较理想的。即在进行显式动力分析之前，用隐式求解器对结构的预载进行分析，然后以预载的结果为初始状态进行动力响应的显式分析。基于 ANSYS/LS-DYNA 隐式-显式顺序求解方法分析储油罐爆破振动响应的基本思路如图 1 所示。

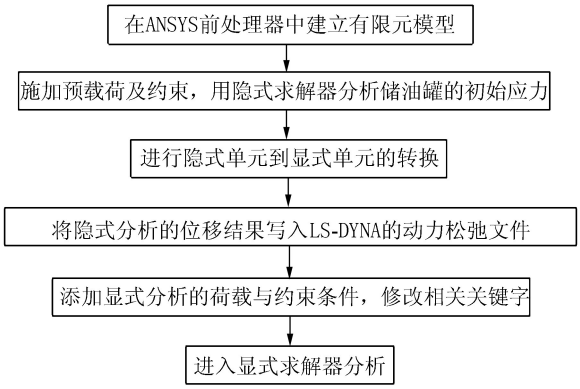


图 1　隐式-显式顺序分析流程图

Fig. 1　Flow chart of implicit-to-explicit sequential solution procedure

2　爆破载荷的等效处理

根据文献[7]，计算中可以将爆破荷载做适当简化，其中一种简化方式是将爆破荷载均匀分布在同排炮孔连心线所在竖直面上。如图 2(a)所示，半径为 r_0 的炮孔壁上压力为 p_0，孔间距为 L，则可以将载荷等效施加在如图 2(b)所示的炮孔连心线上。等效压力为：

$$p_e = (2r_0/L)p_0 \tag{1}$$

式中：p_0 可以根据 C-J 爆轰条件和爆腔膨胀理论确定。这种简化方式可以从圣维南原理得到合理的解释，因此工程中合理运用此方法是可以接受的。

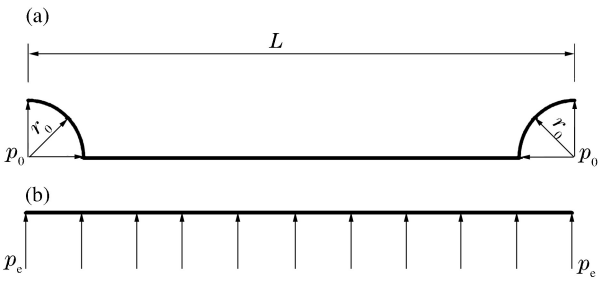


图 2　载荷等效示意图

Fig. 2　Schematic diagram of equivalent load

3　工程实例的数值模拟

3.1　工程概况

某石油储备基地已有 50 座 10×10^4 m^3 的储油罐，依山而建。其扩建项目规模为 300×10^4 m^3，拟建 10×10^4 m^3 钢制单盘式外浮顶储罐 30 座。其中两座拟建设储罐的地基需要爆破开挖。为研究爆破振动对既有储罐的影响，对相邻的油罐及其地基进行有限元分析，模型外形设计参数如图 3 所示，储罐管壁设计参数及材料类型如表 1 所示。

表 1　罐壁详细参数

Table 1　Detailed parameters of tank wall

层数	壁厚/mm	层高/mm	材料
1	32.0	2 420	SPV490Q
2	27.0	2 420	SPV490Q
3	21.5	2 420	SPV490Q
4	18.5	2 420	SPV490Q
5	15.0	2 420	SPV490Q
6	12.0	2 420	SPV490Q
7	12.0	2 420	SPV490Q
8	12.0	2 380	Q-235A.F
9	12.0	2 380	Q-235A.F

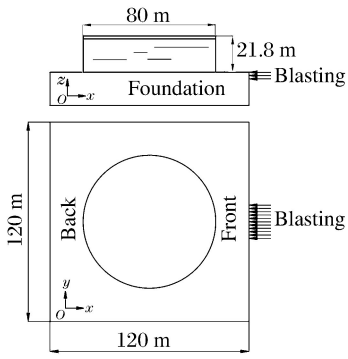


图 3　储油罐模型示意图

Fig. 3　Schematic diagram of oil storage tank model

如图 3 所示,在地基边缘爆破,柱状装药长度为 6 m,孔径 50 mm,药径 30 mm,孔距 1 m,爆破位置距罐壁 20 m。在此距离下,研究爆破振动对储油罐的影响,可以忽略爆破载荷的分布情况[7],从而运用上述简化方式,将爆破载荷简化成作用在同排炮孔连心线所处的一块 10 m×6 m 的竖直面上的均布载荷。压力峰值约 5 MPa,采用正弦波波形进行分析,作用 3 个周期。

3.2 有限元模型建立及材料模型

3.2.1 单元类型

运用 LS-DYNA 进行显式动力学分析时,流体拟采用 ALE 算法,固体拟采用 Lagrange 算法。solid164 单元是用于显式动力分析的 8 节点三维实体单元,在使用上没有特殊限制,既可用 Lagrange 网格,也可用 ALE 网格,故地基、罐内液体和空气采用 solid164 单元。shell163 单元是用于显式动力分析的 4 节点薄壳单元,在模拟储油罐罐壁这类薄壳或薄膜结构中被广泛运用,并取得较好的效果,故钢制储罐采用 shell163 单元模拟。隐式单元与显式单元的相互转换中存在对应关系,solid164 单元对应于 solid185 单元,shell163 单元对应于 shell181 单元。当所用的隐、显式单元不对应时,需要手动修改参数转换。因此,在隐式静力分析中分别采用 solid185、shell181 单元模拟地基和钢制储罐,在随后显式动力分析中自动转换成对应显式单元。罐内液体和空气采用 fluid80 单元,随后手动转换成 solid164 单元。

3.2.2 网格划分

在进行有限元模拟的时候,当所用单元为 8 节点实体单元或 4 节点壳单元,划分网格时一般不宜采用退化的四面体或三角形单元。为保证网格质量,对模型进行适当剖分,采用映射的方式划分网格。同时,为了保证 ALE 算法有效进行,划分网格要保证液体网格和空气网格一致。流体与固体之间的相互作用通过 LS-DYNA 的流固耦合关键字实现。网格尺寸的控制兼顾计算精度和计算效率。通过试算,网格最大尺寸控制在 2 m 时有较高的计算效率,且计算精度满足工程要求。最终一共划分了 142 976 个单元。有限元模型如图 4 所示。

3.2.3 材料模型及参数

(1)钢制储罐材料本构模型

考虑储罐材料的非线性特性将导致储罐结构动力响应的非线性,采用双线性随动强化材料模型(BKIN)模拟储油罐钢材,该模型弹塑性材料的本构关系通过两段斜率不同的直线段来模拟,其应力应变关系如图 5 所示。需要定义的基本参数如表 2 所示。

(2)地基岩体本构模型

表 2 材料基本参数

Table 2 Basic parameters of the materials

材料	E/GPa	μ	ρ/(kg·m^{-3})	ν/(MPa·s)	G/GPa	E_t/GPa	σ_s/MPa
罐体	210.00	0.30	7 850	—	—	22.06	490
基础	—	0.25	2 700	—	15.40	—	—
液体	2.18	—	1 000	1.13	—	—	—
空气	0	—	1.20	—	—	—	—

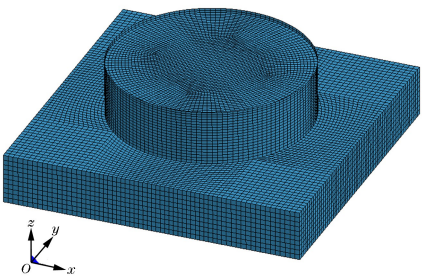


图 4 储油罐有限元模型

Fig. 4 Finite element model of oil tank

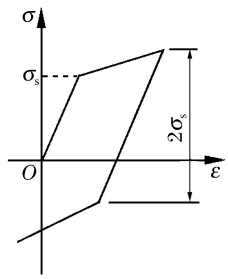


图 5 BIKN 材料本构关系

Fig. 5 Constitutive relation of BIKN material

Drucker-Prager(D-P)模型是一种广义的 Mises 理想塑性模型，这种材料模型能有效模拟土壤、岩石以及混凝土等材料，这里采用该模型来模拟地基岩体。在 LS-DYNA 中用* MAT_DRUCKER_PRAGER 关键字定义。除表 2 给出的参数外，还需定义的主要参数有：摩擦角为 0.872，破坏面形状参数为 1.0，黏聚力为 1.5 MPa，最小抗剪强度因子为 0.05。

(3)液体和空气模型及状态方程

液体和空气均采用 LS-DYNA 中的 NULL 流体材料模型。输入的基本材料参数见表 2。液体单元采用 Grüneisen 状态方程描述，对于压缩材料和膨胀材料，其压力分别为：

压缩材料
$$p=\frac{\rho_0 C^2\mu\left[1+\left(1-\frac{\gamma_0}{2}\right)\mu-\frac{\alpha}{2}\mu^2\right]}{\left[1-(S_1-1)\mu-S_2\frac{\mu^2}{\mu+1}-S_3\frac{\mu^3}{(\mu+1)^2}\right]^2}+(\gamma_0+\alpha\mu)E \tag{2}$$

膨胀材料
$$p=\rho_0 C^2\mu+(\gamma_0+\alpha\mu)E \tag{3}$$

式中：$C=1\ 480$，$S_1=2.56$，$S_2=-1.986$，$S_3=0.226\ 8$，$\gamma_0=0.5$，$\alpha=0$，$E=0$。空气单元压力采用线性多项式状态方程模拟，压力由下式给出：

$$p=C_0+C_1\mu+C_2\mu^2+C_3\mu^3+(C_4+C_5\mu+C_6\mu^2)E \tag{4}$$

式中：$C_0=-1\times10^5$，$C_1=C_2=C_3=C_6=0$，$C_4=C_5=0.4$。

3.3　计算结果分析

3.3.1　罐壁上不同位置的振速

对爆破载荷为 25 Hz 的工况进行数值计算。图 6(a)～(b)分别是罐壁正面 0、2.42、21.80 m(由后文中质点振动速度沿高度的分布曲线可知，2.42 m 处是罐壁上水平质点振动速度出现突增的点，而 0 m 和 21.80 m 处分别是罐壁底部和顶部节点，此 3 点均为较特殊的点，故此处选择此 3 点输出质点振动时程曲线)处 x 和 z 方向的质点振速时程曲线。从图中可以看出，不同高度的振速曲线的每一个波峰(谷)基本是按照由罐底向上的顺序依次出现，爆破振动的影响沿着罐壁由底部逐渐传播到储罐顶部。

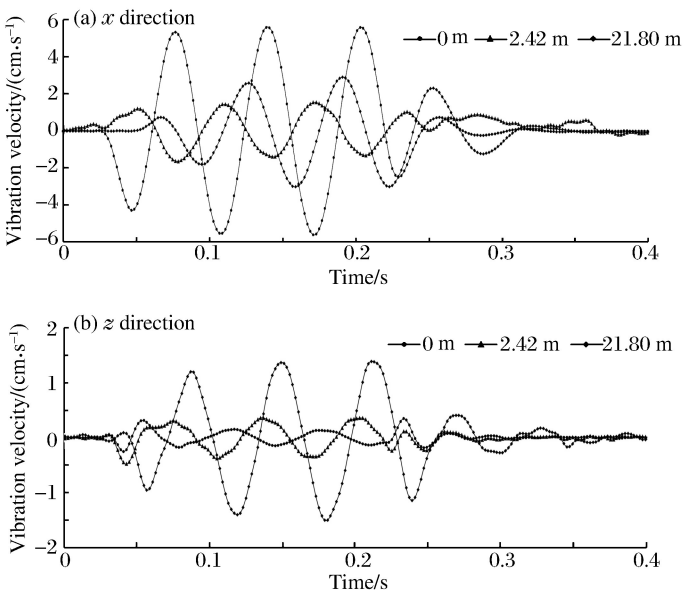


图 6　罐壁上质点振速时程曲线

Fig. 6　The particle vibration velocity histories of tank wall

图 7 是罐壁正面 x 方向质点振动速度沿高度的变化曲线。总体上看，在满载、半载和空罐情况下，罐壁顶部水平方向(x 方向)质点振动速度较底部有一定的衰减，这与以往所认识的高层结构对地震的放大作用[8]有所不同。分析可知，这有两方面原因：其一，文中所研究的大型立式圆柱储油罐高径比偏

小，其纵向比较稳定，在振动响应中基本不会出现整体的摆动，由其模态振型分析可知，其主要振动形式为罐壁的环向多波振型[9]，因此不会产生顶层放大效应；其二，与天然地震波相比，爆破地震波频率高、持续时间短[10]，而高频振动在传播过程中幅值衰减较快，传播到顶部时无放大效应，这与文献[11]的结论是一致的。进一步分析图 7 可知，在液面以下的位置，储罐内壁与罐内液体接触的部分水平方向质点振速都较小，而离开液面以上的位置，罐壁水平质点振速迅速增大到较大值，随后继续随高度增加缓慢减小。这说明罐内液体对与之接触的罐壁的质点水平振动能起到一定的缓冲作用。图 8 是罐壁正面 z 方向质点振动速度沿高度的变化曲线。z 方向振速随高度上升而增大，竖直方向振速仍符合放大效应。

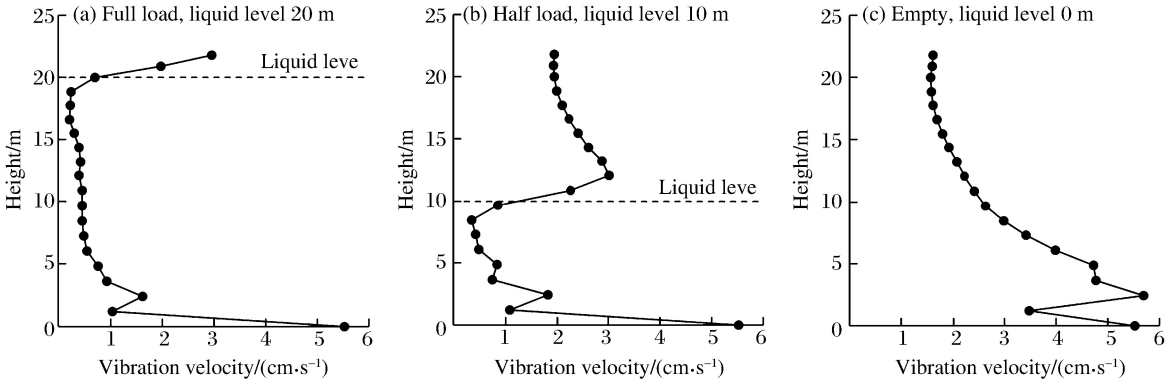


图 7 x 方向质点振速沿高度的变化曲线

Fig. 7 Curves of the particle vibration velocity vs. height along x direction

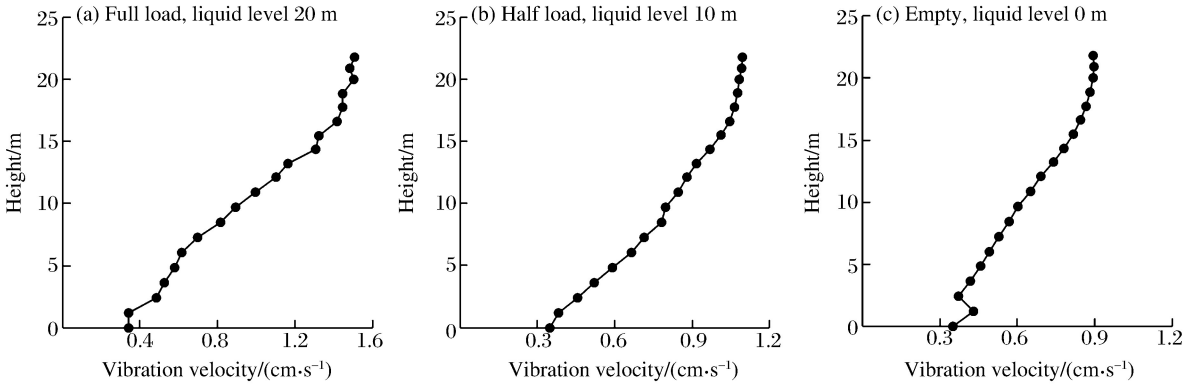


图 8 z 方向质点振速沿高度的变化曲线

Fig. 8 Curves of z direction particle vibration velocity vs. height

进一步研究振动响应沿罐壁圆周的传播情况。分别在 2.42 m 的位置和顶部沿罐壁圆周均匀的选取 9 个测点，测点在罐壁圆周上的位置如图 9 所示。图 10 分别是 x、z 方向的振速沿罐壁圆周的分布情况。从图 10中可以看出，从测点 1 到测点 9，x 和 z 方向振速基本呈现出逐渐衰减的趋势，说明爆破对储油罐的影响从正面到背面逐渐减弱。

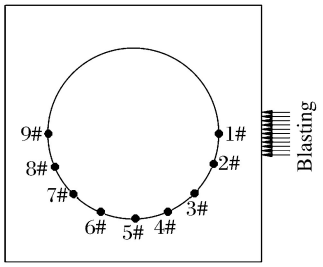


图 9 测点在罐壁圆周上的位置

Fig. 9 Positions of measuring points on the circumference of tank wall

3.3.2 罐壁上的应力分布情况

大型立式圆柱钢制储油罐在地震中罐壁底部易产生“象足”变形[12]，进而导致严重的破坏情况。现

有的研究资料已经证实这种“象足”变形是由于罐壁上的轴向压应力过大，导致罐壁局部失稳产生的屈曲破坏，而非工作应力超过强度极限产生的强度破坏[12-14]。研究爆破振动下储油罐罐壁上的应力分布情况有助于找到爆破开挖过程中罐壁上的薄弱点。图 11 是罐壁上的应力沿高度的分布情况，由图 11 可知，罐壁 3 m 以下的位置轴向应力较大，达到 15 MPa 以上，而上部轴向应力都比较小。环向应力与 Mises 应力的分布情况基本一致，最大值均出现在 3 m 左右的位置。

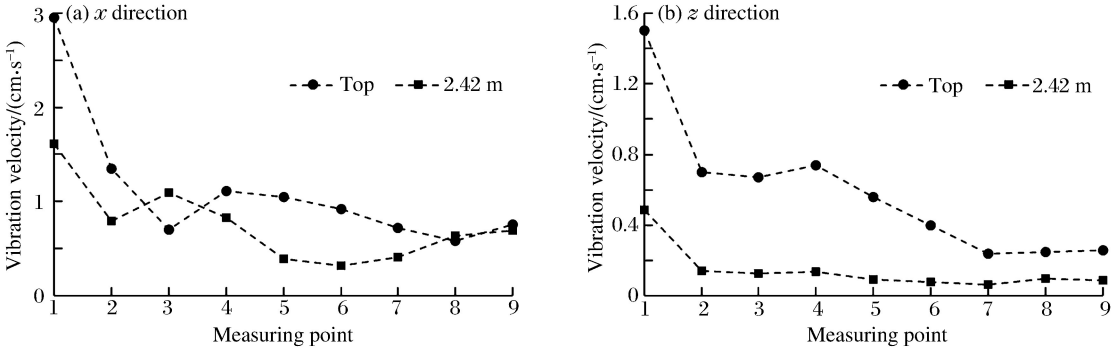


图 10 沿罐壁圆周不同位置的质点振速

Fig. 10 Particle vibration velocity of different measuring points along the circumference of the tank wall

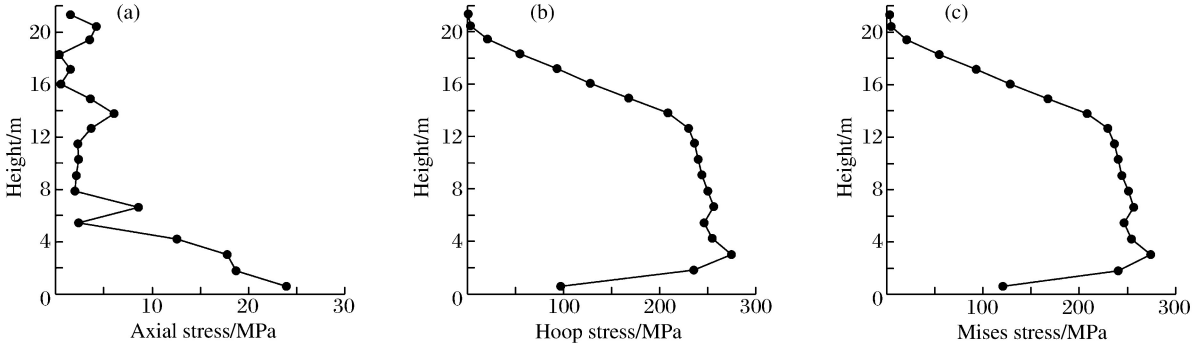


图 11 罐壁上应力沿高度的分布情况

Fig. 11 Distribution of stress along heights on the tank wall

图 12 是罐壁上高度 3 m 左右位置的应力沿罐壁周向的分布情况。由图 12 可知，应力从正面沿着周向到背面明显衰减，最大轴向压应力和最大 Mises 应力在正面，即迎爆侧。由罐壁上应力分布情况可知，在爆破开挖过程中，既有储罐罐壁迎爆侧高度为 3 m 左右的位置应力较大，是薄弱环节，最易发生“象足”屈曲。

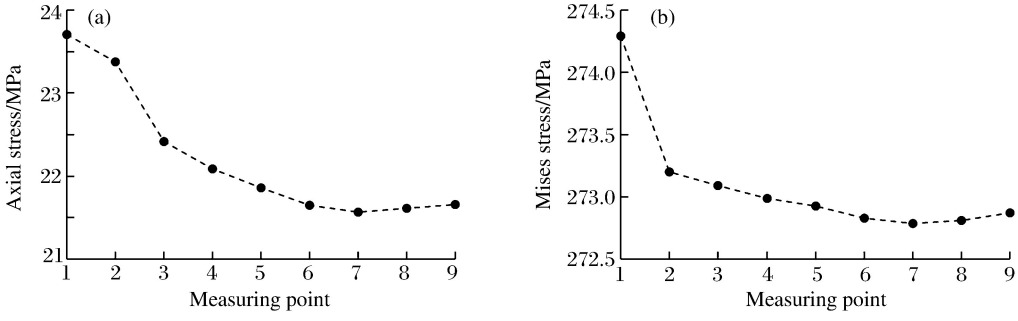


图 12 罐壁上应力沿周向的分布情况

Fig. 12 Distribution of stress along the circumferential direction of the tank wall

3.3.3 储油罐的响应与罐内液面高度的关系

为了研究不同储液量情况下储罐的响应情况，分析了罐内液面高度从 0 m(空罐)到 20 m(满罐)的罐壁顶部质点振动速度，图 13 是 x 和 z 方向质点振速与罐内液体液面高度的关系。其中 z 方向振速随液面高度增加而增大，且增幅较小。x 方向振速随液面高度增加先略有减小，在液面高度为 5 m 时最小，低于 1.5 cm/s，然后随液面高度继续增加而增大，到储液接近满罐时达到最大。由图 13 可知，该储油罐在储液高度不高于 10 m 的情况下，水平和竖直方向质点振动速度均低于 2 cm/s，根据最新的《爆破安全规程(GB 6722－2014)》，这低于工业和商业建筑物的安全允许质点振动速度，为确保邻近既有储罐的安全，爆破施工过程中邻近储罐储液高度应不高于 10 m，即保证处于半载及以下的状态。

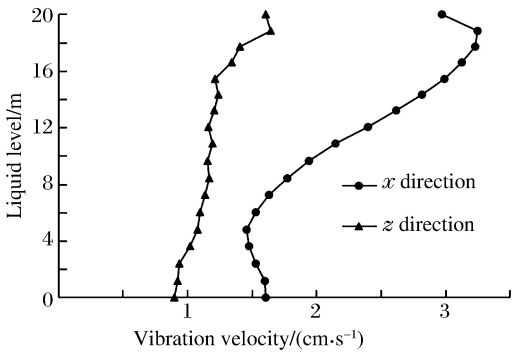


图 13 罐壁质点振速与罐内液体液面高度的关系

Fig. 13 Curves of particle vibration velocity vs. liquid level in tank

3.3.4 不同频率爆破载荷下储油罐的响应

影响爆破地震波频率的因素是多方面的。实验表明，爆破振动的优势频率随装药量的增大而降低，同时，炸药的爆速越高，爆破地震波主频越高；另外，随着传播距离的增加，振动的高频部分衰减较快，而低频部分基本保持不变，从而爆破振动的优势频率也会降低。装药深度对频率也有很大影响，深孔爆破产生的地震波主频较低，浅孔爆破产生的地震波主频较高。实际工程中的岩性与地形条件、爆破方式、装药结构等，也是影响爆破振动频率的重要因素。同振动强度一样，爆破振动的频率特性也对结构的破坏起到决定性作用。爆破振动主频与结构的固有频率越接近，由于共振效应，结构物的响应越剧烈，当达到一定频率时，这种影响基本消失[15]。同时，文献[10]中已经指出，爆破地震主频率大都在 10～30 Hz，有的高达 50 Hz 以上，与普通工程结构的自振(基振)频率相比，它高得多。表 3 是本文中计算的储油罐前 20 阶流固耦合模态、空罐模态和文献[9]的值。空罐模态模拟值与文献值吻合。模拟得到的储油罐前 20 阶流固耦合模态频率在 0.5 Hz 以下，远低于爆破地震波的主频。

表 3 储油罐前 20 阶模态

Table 3 The first 20 modes of storage tank

阶	频率/Hz			阶	频率/Hz		
	流固耦合模态	空罐模态			流固耦合模态	空罐模态	
	(本文)	本文	文献[9]		(本文)	本文	文献[9]
1	0.357 27	1.151 6	1.153 7	11	0.380 07	1.239 3	1.237 3
2	0.357 32	1.151 6	1.153 7	12	0.380 07	1.239 3	1.237 3
3	0.358 18	1.159 3	1.161 9	13	0.396 89	1.246 5	1.249 4
4	0.358 18	1.159 3	1.161 9	14	0.396 89	1.246 5	1.249 4
5	0.363 38	1.164 1	1.165 4	15	0.400 39	1.297 3	1.292 3
6	0.363 38	1.164 1	1.165 4	16	0.400 46	1.297 3	1.292 3
7	0.365 83	1.190 1	1.192 8	17	0.424 61	1.331 4	1.334 5
8	0.365 89	1.190 1	1.192 8	18	0.424 65	1.331 4	1.334 5
9	0.376 52	1.194 2	1.194 2	19	0.426 53	1.366 2	1.356 6
10	0.376 57	1.194 2	1.194 2	20	0.426 53	1.366 2	1.356 6

本文中还计算了频率从 5 Hz 到 100 Hz(间隔为 5 Hz)的载荷作用下储油罐的响应。图 14 是罐壁迎爆侧顶部节点的 x 方向振速与载荷频率的关系。由图 14 可知，载荷频率在 30 Hz 以下时，x 向振速

随频率升高急剧增大，在 30～70 Hz 之间，x 向振速基本稳定在 3 cm/s 左右，载荷频率超过 70 Hz 时，x 向振速随频率升高逐渐减小，从 85 Hz 开始，振速又基本平稳在 2.5 cm/s 左右。图 15 是罐壁正面顶部节点的 z 方向振速与载荷频率的关系。从图中可以看出，在 80 Hz 以下，z 方向振速随频率的升高而增大，80 Hz 以上，略有减小，但基本稳定在 11.3 cm/s 左右。这说明在爆破振动主频范围内，远大于储油罐固有频率条件下，罐壁上质点振速随着爆破振动频率的降低呈减小趋势。由于储油罐基频远低于爆破载荷主频，共振效应的影响基本消失，此时不能用“爆破震动主频与结构的固有频率越接近，结构物的响应越剧烈”这一结论分析储油罐的响应与载荷频率的关系，而应该从其他与频率相关的因素上研究储油罐随载荷频率变化的响应规律，例如文献[16]中提到的波形叠加效应等因素，这是后续研究应着重关注的地方。

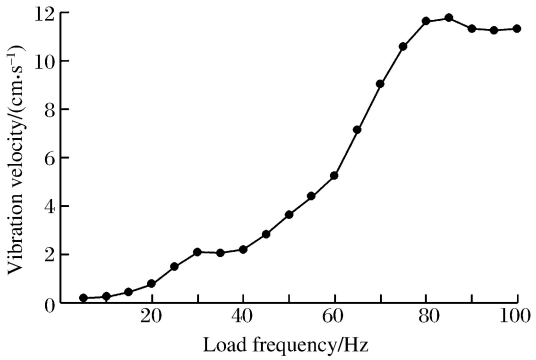


图 14　罐壁正面顶部 x 向的质点振速与载荷频率的关系

Fig. 14　Curves of the particle vibration velocity vs. load frequency along x direction

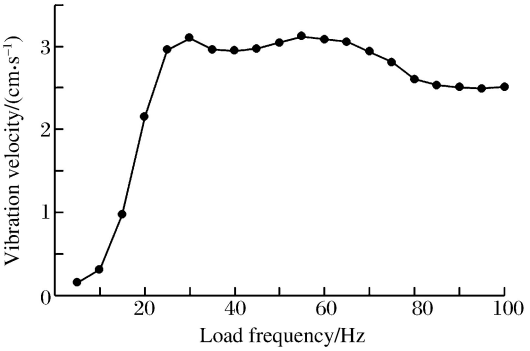


图 15　罐壁正面顶部 z 向的质点振速与载荷频率的关系

Fig. 15　Curves of the particle vibration velocity vs. load frequency along z direction

4　储油罐爆破振动安全评估

与天然地震波不同，爆破地震波是局部振动，且幅值大、衰减快、频率高、持续时间短。当遇到超大、超高型构筑物，如本文中所研究的大型原油储罐，爆破扰动首先引起迎爆侧距爆源最近的点振动，随后在结构内部向周围传播。由于大型储油罐的振型主要是环向多波振型，并且高频振动的幅值衰减快，因此罐壁顶部水平方向质点振速无放大效应，反而较底部有一定的衰减。所以罐壁顶部水平方向质点振动速度仅能在一定方面反映爆破扰动对储油罐的影响程度，而不能以此判断储油罐是否安全。此外，由于罐内液体对液面以下罐壁质点振动有一定的缓冲作用，导致罐壁质点振速的分布情况较为复杂，所以从罐壁质点安全振速方面来考察储油罐的危险点有一定的困难。而爆破过程中，罐壁应力分布情况较为明晰，导致“象足”破坏的最大轴向压应力在罐壁迎爆底部，并且环向应力和 Mises 应力最大值也出现在迎爆侧高度为 3 m 左右的位置。因此，对此处罐壁进行应力监测，能有效反映储油罐整体结构爆破振动的安全性。按照美国 API650 的罐壁轴向压应力许用值计算公式[12]，计算得到本文中所研究的储罐罐壁轴向许用压应力为 33.12 MPa。对满载的储油罐在 25 Hz 的载荷作用下的工况进行数值计算得到的爆破振动下储油罐罐壁最大轴向压应力为 23.71 MPa，因而这种工况下储油罐是安全的。

此外，除了考虑储油罐整体结构的爆破振动安全外，储油罐的其他附属设施，例如浮顶运行装置、阀门结构、监测仪器以及管道与罐体连接部位等也是需要考虑的。

5　结　论

经过用隐式-显式顺序分析方法对在距离罐壁水平距离为 20 m 处开展的爆破施工工程实例进行数值模拟，得到以下认识：

(1)该工程爆破振动下，大型储油罐罐壁顶部水平方向的质点振动速度没有放大效应，振动传播到顶部时有一定的衰减。由于爆破振动载荷特点和储油罐的结构特点，罐壁质点振速分布情况较复杂，因

此罐壁顶部质点振速能在一些方面反映爆破振动对储油罐的影响程度,但不宜以局部质点振动速度考察储油罐的爆破振动安全性;

(2)爆破振动下储油罐罐壁迎爆侧底部是薄弱环节,本文所研究储油罐的危险点在迎爆面高度为 3 m 左右的位置。用美国 API650 的罐壁轴向压应力许用值计算公式核算该储油罐罐壁可知本文工况是安全的;

(3)爆破施工中,减小储罐储液量能有效减小爆破振动对储油罐的影响,邻近储罐储液高度不宜高于 10 m;

(4)在爆破振动主频范围内,载荷频率远大于储油罐固有频率条件下,罐壁上质点振速随爆破振动频率的降低呈减小趋势。这与以往所认知的"爆破震动主频与结构的固有频率越接近,结构物的响应越剧烈"有所区别。后续工作中还需从波形叠加效应等因素上深入研究储油罐的响应与爆破振动频率的关系,建立爆破载荷频率与储罐响应程度之间的力学模型。另外,仍需根据现场测试数据进一步验证数值模拟的结果,为此类工程提供更加可靠的支撑。

参考文献:

[1] 陈志平,沈建民,葛颂,等. 基于组合圆柱壳理论的大型油罐应力分析[J]. 浙江大学学报(工学版),2006,40(9):1633-1637.
CHEN Zhiping, SHEN Jianmin, GE Song, et al. Stress analysis of large oil storage tanks based on combined cylindrical shell[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2006,40(9):1633-1637.

[2] 张云峰,袁朝庆,孙建刚. 储罐三维地震响应分析[J]. 东北石油大学学报,2003,27(2):71-74.
ZHANG Yunfeng, YUAN Zhaoqing, SUN Jiangang. Seismic response analysis of three-dimension tank[J]. Journal of Northeast Petroleum University, 2003,27(2):71-74.

[3] 孙建刚,王振,杨宇,等. 模型储罐三维地震反应振动台试验研究[J]. 地震工程与工程振动,2008,28(5):122-132.
SUN Jiangang, WANG Zhen, YANG Yu, et al. Finite element analysis of 3D seismic response of unanchored liquid storage tanks[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2008,28(5):122-132.

[4] 孙建刚,张丽,袁朝庆. 立式储罐基础隔震动力反应特性分析[J]. 地震工程与工程振动,2001,21(3):140-144.
SUN Jiangang, ZHANG Li, YUAN Zhaoqing. Dynamic characteristic analysis of base isolation for vertical storage tank[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2001,21(3):140-144.

[5] 孙建刚,郝进锋,刘扬,等. 考虑摆动效应的立式储罐隔震分析简化力学模型[J]. 振动与冲击,2016,35(11):20-27.
SUN Jiangang, HAO Jinfeng, LIU Yang, et al. Simplified mechanical model for vibration isolation analysis of a vertical storage tank considering swinging effect[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016,35(11):20-27.

[6] 王开志,杨旭升,梁秋祥. 某部储油罐基础开挖爆破设计[J]. 工程爆破,2016,22(4):77-81.
WANG Kaizhi, YANG Xusheng, LIANG Qiuxiang. Blast design of oil storage tank foundation excavation[J]. Engineering Blasting, 2016,22(4):77-81.

[7] 许红涛. 岩石高边坡爆破动力稳定性研究[D]. 武汉:武汉大学,2006.

[8] 张艳. 高层结构地震放大作用及反应分析[D]. 哈尔滨:中国地震局工程力学研究所,2011.

[9] 毕先志,张巨伟,崔晓韵,等. 10×10^4 m^3 浮顶储油罐的模态分析[J]. 当代化工,2011,40(9):972-974.
BI Xianzhi, ZHANG Juwei, CUI Xiaoyun, et al. Modal analysis of 10×10^4 m^3 floating roof storage tank[J]. Contemporary Chemical Industry, 2011,40(9):972-974.

[10] 钱七虎,陈士海. 爆破地震效应[J]. 爆破,2004,21(2):1-5.
QIAN Qihu, CHEN Shihai. Blasting seismic effect[J]. Blasting, 2004,21(2):1-5.

[11] 于蕾. 爆破振动对多层建筑物的安全影响[J]. 铁道工程学报,2015,32(3):86-89.
YU Lei. Safety influence of blasting vibration on multistory building[J]. Journal of Railway Engineering Society, 2015,32(3):86-89.

[12] 戴鸿哲,王伟,吴灵宇. 立式储液罐提离机理及"象足"变形产生原因[J]. 哈尔滨工业大学学报,2008,40(8):1189-1193.
DAI Hongzhe, WANG Wei, WU Lingyu. Uplift mechanism and elephant foot bulging of elevated liquid-storage

tank[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2008,40(8):1189-1193.

[13] AGHAJARI S, ABEDI K, SHOWKATI H. Buckling and post-buckling behavior of thin-walled cylindrical steel shells with varying thickness subjected to uniform external pressure[J]. Thin-Walled Structures, 2006,44(8):904-909.

[14] HÜBNER A, TENG J G, SAAL H. Buckling behaviour of large steel cylinders with patterned welds[J]. International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2006,83(1):13-26.

[15] 高富强，张光雄，杨军. 爆破地震荷载作用下建筑结构的动力响应分析[J]. 爆破，2015(1):5-10.
GAO Fuqiang, ZHANG Guangxiong, YANG Jun. Dynamic response analysis of building structure under blasting seismic loads[J]. Blasting, 2015(1):5-10.

[16] 李瑞涛. 爆破地震波叠加规律实验研究[D]. 沈阳：东北大学，2008.

Dynamic response of existing large oil storage tank under blasting excavation vibration

CHEN Yang[1,2], WU Liang[1,2], XU Feng[1,2], LU Shuai[1,2]

(1. *Blasting Technology Research Center, CRPCE-WUST, Wuhan* 430065, *Hubei*, *China*;
2. *College of Science, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan* 430065, *Hubei*, *China*)

Abstract: Aiming at the safety problem of existing large oil tank under near base blasting excavation, the dynamic response of large oil tank is analyzed by numerical simulation method, based on the implicit-to-explicit sequential solution procedure and the fluid solid coupling algorithm of ANSYS/LS-DYNA. different positions are obtained, by which it is not appropriate to determine the dangerous point of the tank wall because the distributions of the particle vibration velocities are very complex. The dynamic stress distribution on the tank wall is summarized, and the results show that the influence of blasting vibration on the oil tank is mainly concentrated on the lower part of the explosion side, and that the elephant foot buckling deformation is most likely produced at the height of 3 meters on the detonation side of tank wall; The particle vibration velocity of the tank wall under different frequency of blasting vibration is analyzed. The results show that in the main frequency range of blasting vibration, the particle vibration velocity on the tank wall decreases with the decrease of blasting vibration frequency if the load frequency is much larger than the natural frequency of the tank; The relationship between the particle vibration velocity and the liquid level in the tank is established, and the results show that lowering the height of liquid level can effectively improve the safety threshold of blasting vibration of the oil tank, and the storage liquid height of adjacent storage tanks should not be higher than 10 m for blasting operations.

Keywords: implicit-to-explicit; fluid solid coupling; blasting; large oil storage tank; dynamic response

(责任编辑　曾月蓉)