

# 爆破荷载作用大直径埋地管道振动响应解析\*

夏宇馨<sup>1</sup>, 蒋楠<sup>1,2</sup>, 周传波<sup>1</sup>, 李海波<sup>3</sup>, 蒙贤忠<sup>1</sup>

(1. 中国地质大学(武汉)工程学院 武汉, 430074) (2. 江汉大学爆破工程湖北省重点实验室 武汉, 430056)

(3. 中国科学院武汉岩土力学研究所 武汉, 430074)

**摘要** 控制管道振动响应是城区临近埋地管道爆破施工过程中的关键。针对城区土-岩地层二元结构特点,结合爆炸应力波传播理论,推导了可表征爆炸应力波穿过土-岩界面后施加至埋地管道的爆破振动荷载衰减公式。采用 Kelvin 黏弹性地基模型模拟管-土相互作用,同时结合 Timoshenko 梁理论,考虑大直径管道的转动惯量及剪切变形对管道振动特性的影响,构建了可用于表征城区土-岩地层爆破应力波作用下大直径管道动力响应的平衡微分式及其拉普拉斯变换求解方法。为了验证解析方法的合理性,结合邻近管道的现场爆破试验并以此作为算例,通过现场试验过程管道振动速度监测数据的对比分析,表明该解析方法能准确计算城区土-岩地层埋地管道爆破振动响应。

**关键词** 爆炸荷载; 地下管线; Timoshenko 梁; 拉普拉斯变换

**中图分类号** U455.6; TH11

## 引言

城市地下管网是居民生活用水、用气供给的重要运输通道。地下管网直埋于土层中,管线易受到诸如车辆荷载、地震荷载、振动荷载等的作用。城市管网线路密布、种类繁多,一旦受到破坏,会严重影响居民的日常生活供给。城市地下空间建设日趋繁荣,爆破作为硬质岩体开挖的重要手段之一,在实现高效、快捷施工的同时,伴随而来的爆破振动也对周边的埋地管道产生有害效应<sup>[1-2]</sup>。因此,为保证邻近爆破工程施工地下管线的安全运行,研究爆破振动作用下管道的响应特征具有重要意义。

目前,针对爆破振动作用下地下管线动力响应的研究主要基于现场爆破试验。学者们<sup>[3-7]</sup>采用全尺寸爆破试验对管道进行监测,得到不同比例距离下管道的动应变及振动速度,对响应特征进行频谱分析,提出了不同材质管道的安全控制标准。现场爆破试验中的监测数据能真实反映管道受爆破振动作用下的响应特征,是研究爆破荷载作用下管道响应、评估管道安全性的有力手段,但现场试验耗时耗力,覆盖工况较少,涉及的管道种类有限。理论解析法可有效克服该问题,在满足求解精度的同时,便捷计算不同工况下埋地管道响应特征。地基梁模型在

研究土-结构相互作用问题上有其特有的优势,主要应用于桩基结构的水平振动、盾构隧道、土体位移引起的上覆管道响应等。Abedi 等<sup>[8]</sup>将埋地管道与土的作用简化为 Winkler 地基梁模型,不考虑土体的阻尼,将管道视为 Euler-Bernoulli 梁,计算了小管径管道受土体爆破荷载下的振动响应,但此方法不适应于计算大直径的管道。Timoshenko 梁理论考虑了管道的剪切变形以及结构惯性矩的影响,适合计算大直径管道的动力响应<sup>[9]</sup>。

笔者推导了下部基岩爆破条件下,上层覆土中埋地管道所受的爆破荷载。基于 Kelvin 黏弹性地基模型和 Timoshenko 梁理论,将大直径管道视为梁,建立了爆破振动作用下大直径管道的动力平衡微分式。通过拉普拉斯变换对偏微方程进行求解,并通过编程进行拉普拉斯逆变换的数值求解,求得管道横向振动速度。此外,笔者进行了现场爆破试验,对埋地大直径钢管进行爆破振动速度监测,得到不同比例距离下大直径钢管的响应特征,通过对比理论解析结果与现场实测数据,验证了笔者理论解析的准确性。

## 1 土-岩地层邻近管道爆破荷载

城区深基坑或地铁隧道爆破开挖产生的爆破振

\* 国家自然科学基金资助项目(41807265,41972286);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(CUGQY1931);爆破工程湖北省重点实验室开放基金资助项目(HKLBEF202001,HKLBEF202002)

收稿日期:2020-11-28;修回日期:2021-03-27

动荷载常对上覆土层中的管道安全运行造成影响。炸药在岩体中起爆,应力波传播经过岩土界面,透射后到达管道。管道、爆源距离足够远,爆炸应力波可以假定为在管道和爆源构成的平面上传播,即将爆炸应力波看作平面波考虑<sup>[10]</sup>。图1为应力波传播路径横剖面,其中: $r_1$ 为O点的爆心距; $r_2$ 为应力波入射管道点与O点距离。

图2为A-A界面应力波传播路径,其中: $\theta_1$ 为入射角(rad); $\theta_2$ 为反射角(rad); $d$ 为管道外径(m);O点为应力波入射土-岩交界面入射点。

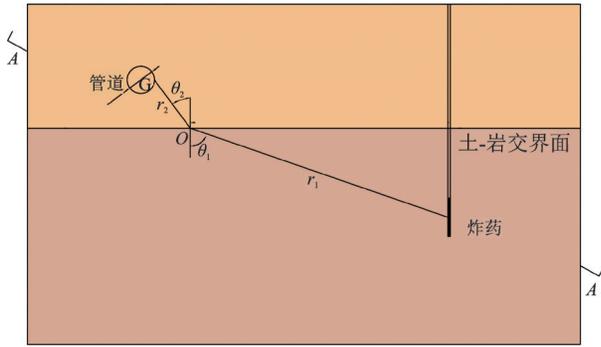


图1 应力波传播路径横剖面

Fig.1 Cross-section of Stress wave propagation path

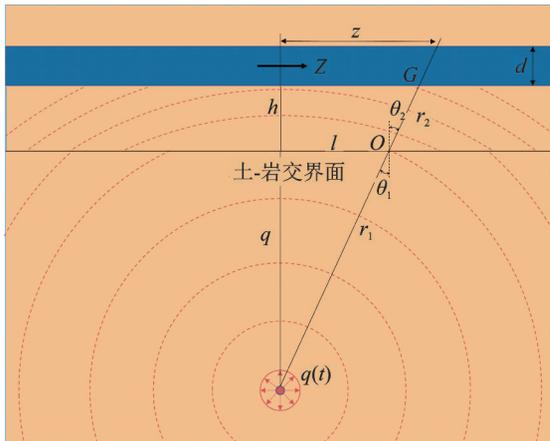


图2 A-A界面应力波传播路径

Fig.2 Stress wave propagation path in the A-A section

根据文献[11-12],爆破荷载采用指数衰减型荷载

$$p(t) = p_s e^{-mt} \quad (1)$$

其中: $p_s$ 为峰值爆炸压力; $m$ 为衰减系数, $m = \sqrt{2} \omega$ ; $\omega = \frac{2\sqrt{2} c_p}{3r_f}$ ;  $c_p$ 为纵波波速; $r_f$ 为破碎区半径。

炸药爆炸时会在炮孔中瞬间产生较大的爆破压力,直接作用到孔壁上,爆轰压力公式<sup>[13]</sup>为

$$p_b = \frac{\rho_e D^2}{2(\gamma + 1)} \quad (2)$$

其中: $p_b$ 为炮孔处爆轰压力; $\rho_e$ 为炸药密度; $D$ 为炸药爆速; $\gamma$ 为等熵指数,通常取3.0。

岩石爆破过程中,以爆源为中心在爆炸冲击波、应力波作用下会产生粉碎区、破碎区和弹性区。在粉碎区主要是冲击波作用,到达破碎区时衰减为应力波,冲击波、应力波都呈现指数型衰减。衰减指数<sup>[13]</sup>分别为  $m_1 = 2 + \frac{\mu_r}{1 - \mu_r}$ ,  $m_2 = 2 - \frac{\mu_r}{1 - \mu_r}$ , 其中: $\mu_r$ 为岩石动态泊松比。

应力波到达破碎区边缘后进入弹性区,此时应力波作用只会产生弹性振动,爆炸压力函数为

$$p_e = \frac{\rho_e D^2}{2(\gamma + 1)} \left( \frac{r_c}{r_b} \right)^{-m_1} \left( \frac{r_f}{r_c} \right)^{-m_2} \quad (3)$$

其中: $p_e$ 为弹性边界处爆炸压力; $r_b$ 为炮孔半径; $r_c$ 为粉碎区半径; $r_f$ 为破碎区半径。

假定应力波传播至岩土界面处的入射点为O点,此时O点处的爆压为

$$p_o = p_e \left( \frac{r_1}{r_f} \right)^{-m_2} \quad (4)$$

其中: $p_o$ 为岩土界面入射点O处的爆炸压力。

应力波穿越岩土界面时会发生透反射,根据Snell原理,透反射关系式为

$$\frac{\sin \theta_1}{c_1} = \frac{\sin \theta_2}{c_2} \quad (5)$$

其中: $\sin \theta_1 = \frac{l_0}{\sqrt{l_0^2 + l_1^2}}$ ;  $\sin \theta_2 = \frac{z - l_0}{\sqrt{(z - l_0)^2 + l_2^2}}$ 。

结合管道与爆源的空间位置关系可以求解得到入射点的位置。考虑岩土界面透射后能量的耗散,引入应力衰减系数 $\eta$ ,取值参见文献[14],得到作用在管道点G处的峰值爆压为

$$p_G = \eta p_o \left( \frac{r_1 + r_2}{r_1} \right)^{-\left(2 - \frac{\mu_s}{1 - \mu_s}\right)} \quad (6)$$

其中: $r_1 = \sqrt{l_0^2 + l_1^2}$ ;  $r_2 = \sqrt{(z - l_0)^2 + l_2^2}$ 。

作用在管道点G的峰值爆破压力可表示为

$$p_G = \eta p_o \left( \frac{\sqrt{l_0^2 + l_1^2} + \sqrt{(z - l_0)^2 + l_2^2}}{\sqrt{l_0^2 + l_1^2}} \right)^{-\left(2 - \frac{\mu_s}{1 - \mu_s}\right)} \quad (7)$$

由于应力波达到G点时,相对于O点会产生  $\Delta t = \frac{r_2}{c_2}$  的滞后,引入海维赛德阶跃函数,得到管道处爆炸压力为

$$p(z, t) = H \left( t - \frac{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{c_2} \right) \eta p_0 \left( \frac{\sqrt{l_0^2 + l_1^2} + \sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{\sqrt{l_0^2 + l_1^2}} \right)^{\left( 2 - \frac{\mu_s}{1-\mu_s} \right) - m} e^{-m \left( t - \frac{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{c_2} \right)} \quad (8)$$

爆破荷载对称作用于埋地管道。因此,模型中应力波直接作用到管道的部分只有一半,同时不考虑爆破荷载沿管道轴向方向的分量,则管道爆炸荷载为

$$p(z, t) = \frac{\pi d}{2} H \left( t - \frac{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{c_2} \right) \eta p_0 \left( 1 + \frac{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{\sqrt{l_0^2 + l_1^2}} \right)^{\left( 2 - \frac{\mu_s}{1-\mu_s} \right) - m} e^{-m \left( t - \frac{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}}{c_2} \right)} \frac{l_2}{\sqrt{(z-l_0)^2 + l_2^2}} \quad (9)$$

## 2 爆破荷载作用下埋地管道动力响应理论解析方法

### 2.1 管-土相互作用

在 Kelvin 黏弹性地基模型中,土中传来的应力波引起埋地管道的振动,此时管道与土的作用简化为一系列独立的弹簧单元。管道埋置在土中,管周土体因其阻尼作用阻止管道振动,其阻尼系数用  $c$  表示,取值可参考文献[15]。管土相互作用如图 3 所示。土壤承载系数  $N_{qh}$  与  $N_{ch}$  的取值如图 4 所示。弹簧刚度  $k$  取决于管道的埋深以及覆土的性质,根据文献[16],弹簧刚度可表示为

$$k = \frac{(N_{ch}c'D + N_{qh}\gamma'HD)}{\Delta_h} \quad (10)$$

其中: $N_{ch}$  与  $N_{qh}$  为土壤承载系数; $c'$  为回填土的黏聚力; $H$  为管道中心位置的埋深; $D$  为管道的外径; $\Delta_h = 0.04 \left( H + \frac{D}{2} \right) \leq 0.10D \sim 0.15D$ 。

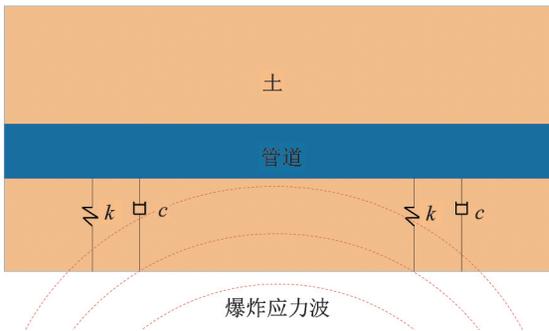


图 3 管土相互作用

Fig.3 Soil-pipe interaction

### 2.2 管道动力响应平衡微分式及求解方法

在 Timoshenko 梁理论中<sup>[17]</sup>,埋地大直径钢管可视为梁,该理论考虑了管道的转动惯量及剪切变形

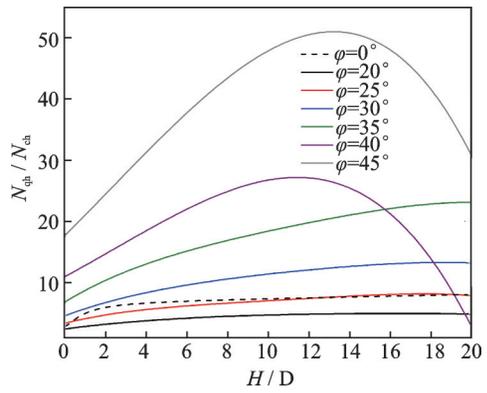


图 4 土壤承载系数  $N_{qh}$  与  $N_{ch}$  的取值

Fig.4 Value of  $N_{qh}$  and  $N_{ch}$

对管道振动特性的影响,以及管-土弹性与阻尼的耦合效应。根据 Timoshenko 梁理论,爆破振动荷载作用下埋地管道振动平衡式为

$$\rho A \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + k'GA \frac{\partial \theta}{\partial z} - k'GA \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + ku + c \frac{\partial u}{\partial t} = p(z, t) \quad (11)$$

$$\rho I \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} + k'GA \theta = EI \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + k'GA \frac{\partial u}{\partial z} \quad (12)$$

其中: $u(z, t)$  为管道横向位移; $\theta(z, t)$  为管道偏转角;  $E$  为管道弹性模量; $G$  为管道剪切模量; $I$  为管道截面到中性轴的惯性矩; $A$  为截面面积; $\rho$  为管道密度; $k'$  为截面剪切系数; $k$  为弹簧刚度; $c$  为土体的阻尼系数。

初始条件为  $u|_{t=0} = 0, \frac{\partial u}{\partial t}|_{t=0} = 0, \theta|_{t=0} = 0,$

$\frac{\partial \theta}{\partial t}|_{t=0} = 0$ 。对式(11),(12)进行数学变换,分别消去  $\theta$  和  $u$ ,得到

$$EI \frac{\partial^4 u}{\partial z^4} + A\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - \left( \rho I + \frac{\rho EI}{k'G} \right) \frac{\partial^4 u}{\partial t^2 \partial z^2} + \frac{\rho^2 I}{k'G} \frac{\partial^4 u}{\partial t^4} + \frac{k\rho I}{k'AG} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{c\rho I}{k'AG} \frac{\partial^3 u}{\partial t^3} -$$

$$\frac{kEI}{k'AG} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} - \frac{cEI}{k'AG} \frac{\partial^3 u}{\partial t \partial z^2} + ku + c \frac{\partial u}{\partial t} = p - \frac{I}{k'AG} \left( E \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} - \rho \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} \right) \quad (13)$$

$$EI \frac{\partial^4 \theta}{\partial z^4} + A\rho \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} - \left( \rho I + \frac{\rho EI}{k'G} \right) \frac{\partial^4 \theta}{\partial t^2 \partial z^2} + \frac{\rho^2 I}{k'G} \frac{\partial^4 \theta}{\partial t^4} + \frac{k\rho I}{k'AG} \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} + \frac{c\rho I}{k^2 AG} \frac{\partial^3 \theta}{\partial t^3} - \frac{kEI}{k'AG} \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} - \frac{cEI}{k'AG} \frac{\partial^3 \theta}{\partial t \partial z^2} + k\theta + c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial p}{\partial z} \quad (14)$$

式(13), (14)为四阶常系数非齐次偏微分式, 在时域内无法对其进行求解。笔者利用积分变换法中的拉普拉斯变换对两式进行变换, 位移  $u(z, t)$ 、管道转角  $\theta(z, t)$  以及爆破荷载  $p(z, t)$  的拉普拉斯变换为

$$U(z, s) = \int_0^{+\infty} u(z, t) e^{-st} dt \quad (15)$$

$$\Theta(z, s) = \int_0^{+\infty} \theta(z, t) e^{-st} dt \quad (16)$$

$$F(z, s) = \int_0^{+\infty} p(z, t) e^{-st} dt \quad (17)$$

结合初始条件, 式(13), (14)经拉普拉斯逆变换之后变为四阶常系数非齐次常微分式

$$\frac{d^4 U}{dz^4} + a \frac{d^2 U}{dz^2} + bU = F \left( 1 + \frac{I\rho s^2}{k'AG} \right) - \frac{IE}{k'AG} \frac{d^2 F}{dz^2} \quad (18)$$

$$\frac{d^4 \Theta}{dz^4} + a \frac{d^2 \Theta}{dz^2} + b\Theta = \frac{dF}{dz} \quad (19)$$

其中:

$$a = -\frac{\rho s^2}{E} - \frac{\rho s^2}{k'G} - \frac{k}{k'AG} - \frac{cs}{k'AG} \quad (20)$$

$$b = \frac{A\rho s^2}{EI} + \frac{\rho^2 s^4}{k'GE} + \frac{k\rho s^2}{k'AGE} - \frac{c\rho s^3}{k'AGE} + \frac{k}{EI} + \frac{cs}{EI} \quad (21)$$

对式(18)进行求解, 设式(18)对应的齐次式的通解为

$$U'(z, s) = e^{\alpha z} (A \cos \beta z + B \sin \beta z) + e^{-\alpha z} (C \cos \beta z + D \sin \beta z) \quad (22)$$

其中:  $A, B, C, D$  为待定系数;  $\alpha = \sqrt{\frac{\sqrt{b}}{2} - \frac{a}{4}}$ ;  $\beta =$

$$\sqrt{\frac{\sqrt{b}}{2} + \frac{a}{4}}$$

利用常数变易法求解式(18)的一个特解, 特解可以表示为

$$U''(z, s) = e^{\alpha z} (A(z) \cos \beta z + B(z) \sin \beta z) + e^{-\alpha z} (C(z) \cos \beta z + D(z) \sin \beta z) \quad (23)$$

使  $F \left( 1 + \frac{I\rho s^2}{k'AG} \right) - \frac{JE}{k'AG} \frac{d^2 F}{dz^2} = X$ , 则  $A(z)$ ,

$B(z), C(z), D(z)$  可分别表示为

$$A(z) = \int -\frac{e^{-\alpha z} X(\beta \cos \beta z + \alpha \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz \quad (24)$$

$$C(z) = \int \frac{e^{\alpha z} X(\beta \cos \beta z - \alpha \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz \quad (25)$$

$$B(z) = \int \frac{e^{-\alpha z} X(\alpha \cos \beta z - \beta \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz \quad (26)$$

$$D(z) = \int \frac{e^{\alpha z} X(\alpha \cos \beta z + \beta \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz \quad (27)$$

将式(24~27)代入式(23), 并与式(22)相加, 则式(18)的通解为

$$U(z, s) = e^{\alpha z} \cos \beta z \int -\frac{e^{-\alpha z} X(\beta \cos \beta z + \alpha \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz + e^{\alpha z} \sin \beta z \int \frac{e^{-\alpha z} X(\alpha \cos \beta z - \beta \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz + e^{-\alpha z} \cos \beta z \int \frac{e^{\alpha z} X(\beta \cos \beta z - \alpha \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz + e^{-\alpha z} \sin \beta z \int \frac{e^{\alpha z} X(\alpha \cos \beta z + \beta \sin \beta z)}{4\alpha\beta(\alpha^2 + \beta^2)} dz + e^{\alpha z} (A \cos \beta z + B \sin \beta z) + e^{-\alpha z} (C \cos \beta z + D \sin \beta z) \quad (28)$$

若管道两侧为自由端, 则平衡式的边界条件为  $\frac{d\theta}{dz} \Big|_{z=-4} = 0, \frac{d\theta}{dz} \Big|_{z=4} = 0, \frac{du}{dz} - \theta \Big|_{z=-4} = 0, \frac{du}{dz} - \theta \Big|_{z=4} = 0$ 。

对4个边界条件进行拉普拉斯变换, 求出通解中的  $A \sim D$ 。

因通解形式较为复杂, 理论上不能求出通解  $U(z, s)$  拉普拉斯逆变换后的表达式, 即无法求出管道横向振动位移的解析解, 但可通过编程求出通解  $U(z, s)$  拉普拉斯逆变换的数值解。

$$v = \frac{du(x, t)}{dx}, \text{ 利用拉普拉斯变换的性质得到}$$

$$V = sU(z, s) - u(z, 0) \quad (29)$$

管道受爆破作用下的爆破振动速度为

$$V = sU(z, s) \quad (30)$$

同样, 利用拉普拉斯逆变换数值解可求出管道的爆破振动速度。

### 3 现场试验及算例

#### 3.1 工程背景及试验场地

为清楚了解埋地管道受爆破施工影响的工程地

质背景,对武汉城区类似工程进行调查研<sup>[18-19]</sup>。武汉城区埋地管道直径为200~3 000 mm不等,管道埋置深度多为1.5~2.5 m。邻近管道的爆破施工工程多为隧道开挖或深基坑开挖,炸药在岩层中起爆。基于以上特点,考虑到大直径管道损坏后可能造成更严重的后果,本试验选取常用的大直径球墨铸铁管道为试验对象。管道外径为1.02 m,内径为1 m,壁厚为1 cm,埋深为2.0 m。爆破试验地点位于武汉市经济技术开发区硃山路与硃山一路交汇处的场地平整项目。邻近管道爆破施工工程及试验地点如图5所示。该场地上覆土层为粉质黏土,土层厚度为4 m,下部岩层为强风化石英砂岩,岩土性质如表1所示。武汉邻近管道爆破工程地质状况不仅在国内具有代表性,在国际也是广泛分布<sup>[20]</sup>。

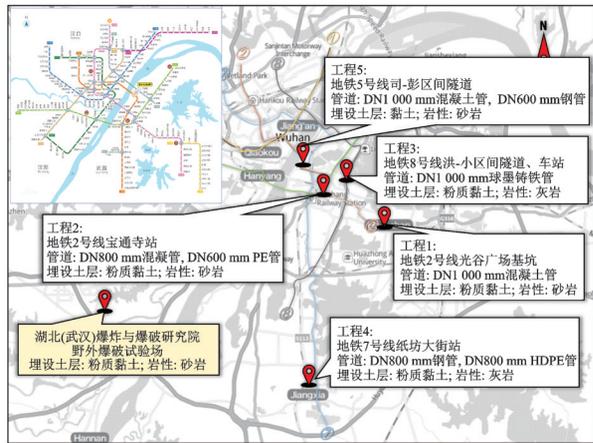


图5 武汉典型邻近管道爆破施工工程及爆破试验地点  
Fig.5 Typical adjacent pipeline blasting construction projects and blasting test sites in Wuhan

表 1 爆破场地岩土参数

**Tab.1 Rock and soil parameters of blasting site**

地层	$P/(kN \cdot m^{-3})$	$\varphi/(^\circ)$	$C'/kPa$	$f_k/kPa$
粉质黏土	19.3	12	25	160~180
石英砂岩	26.8	5.5	43	2 000~4 000

3.2 爆破试验方案

依据上述工程背景,爆破试验方案如图6所示,场地上覆土层为粉质黏土,土层厚度为4 m,下层岩体为强风化石英砂岩。使用挖掘机进行沟槽开挖,试验球墨铸铁管道长度为8 m,管道两端为自由端,不进行填埋处理,以便于安装监测仪器。试验中对管道的爆破振动速度进行监测,监测仪器采用中国科学院研究生产的爆破振动监测仪 TC-4850。

监测点布置完毕后,将管道放入沟槽内,分层夯实回填土体至地表标高,并采用简易密实度测试仪器测试回填土密实度,保证回填土密实度不小于90%~95%,管道埋设满足给水排水管道工程施工及验收标准规范要求<sup>[21]</sup>。

本试验实施了4次同等药量、不同爆心距的爆破测试,试验中炮孔均为垂直炮孔,深度为6 m,直径为90 mm。装药量为8 kg,装药结构为连续耦合装药,装药长度为106 cm,孔底起爆,爆破试验参数如表2所示。4次试验由远及近依次进行起爆,TC-4850监测每次起爆时管道的振动速度。



图6 爆破试验场地及炮孔布置  
Fig.6 Blasting test site and hole layout

表 2 爆破试验参数

**Tab.2 Blasting test parameters**

试验	炮孔深度/m	炸药质量/kg	爆心距/m
1	6	8	25
2	6	8	20
3	6	8	15
4	6	8	10

3.3 试验结果

管道内4台TC-4850爆破振动监测仪记录4次爆破试验时管道的振动速度时程曲线,其中: $x$ 方向为爆源与管道中心的连线方向; $y$ 方向为管道轴向; $z$ 方向为垂直地表方向。试验4中监测点 $D_2$ 的振动速度时程曲线如图7所示。功率谱密度如图8所示。4次试验各监测点的峰值振动速度如表3所示。由图7,8可知,该点振动速度的主频主要分布在10~40 Hz,其中: $x$ 方向的振动速度最大为7.91 cm/s,主频主要分布在10~20 Hz; $y$ 方向的振动速度最大为7.55 cm/s,主频集中在15~30 Hz; $z$ 方向的振动速度最大为12.53 cm/s,主频

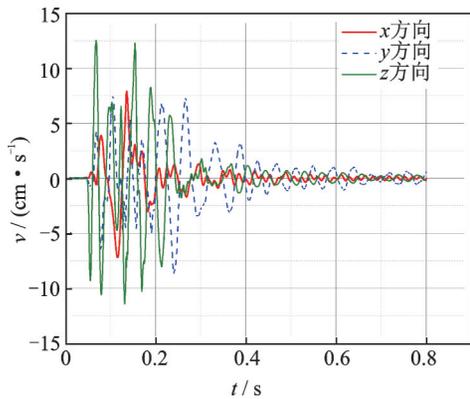
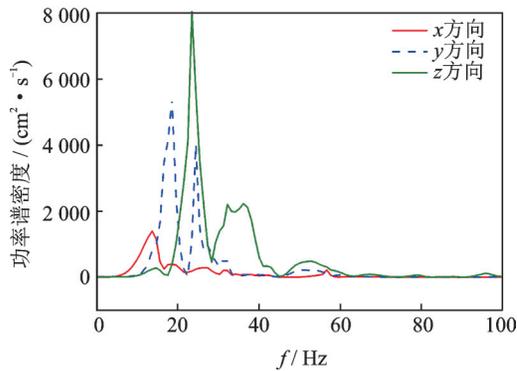
图7 试验4中监测点 $D_2$ 的振动速度时程曲线Fig.7 Time history curve of vibration velocity of point  $D_2$  in test 4图8  $D_2$ 点振动速度功率谱密度Fig.8 Power spectral density of velocity of point  $D_2$ 

表3 各监测点的峰值振动速度

试验	$D_2$			$D_3$			$D_4$		
	x	y	z	x	y	z	x	y	z
1	0.83	0.53	0.95	0.73	0.57	0.81	0.53	0.43	0.62
2	1.57	1.69	2.57	1.70	0.55	2.87	1.23	0.83	2.05
3	3.01	2.08	5.07	2.70	1.73	4.07	2.56	1.83	2.78
4	7.91	7.55	12.53	6.65	4.95	12.53	5.93	4.56	9.58

集中在 20~40 Hz。

### 3.4 理论解析参数确定

截面剪切系数  $k'$  由文献[22]确定,薄壁管道结构  $k'$  可表示为

$$k' = \frac{2(1 + \mu_d)}{4 + 3\mu_d} \quad (31)$$

其中:  $\mu_d$  为管道的泊松比。

试验4中爆破荷载相关参数如表4所示,表5为管道及土体相关参数。

表4 爆破荷载相关参数

Tab.4 Blasting load related parameters

参数	符号	数值
岩土界面应力衰减系数	$\eta$	0.372
岩体纵波波速/(m·s <sup>-1</sup> )	$c_p$	1 982
土体纵波波速/(m·s <sup>-1</sup> )	$c_2$	105
衰减系数	$m$	5 873
岩石动态泊松比	$\mu_r$	0.25
土体动态泊松比	$\mu_s$	0.35

表5 管道及土体相关参数

Tab.5 Related parameters of pipeline and soil

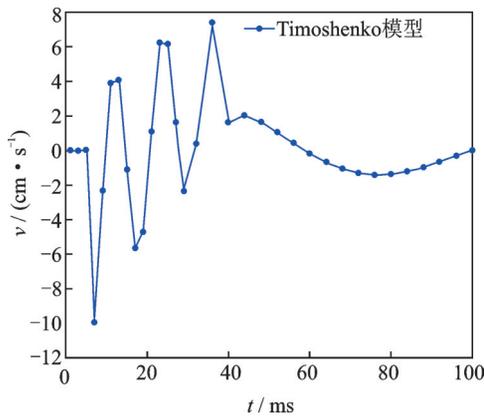
参数	符号	数值
管道外径/m	$d$	1.02
管道内径/m	$d'$	1.00
管道弹性模量/Pa	$E$	$195 \times 10^9$
管道剪切模量/Pa	$G$	$75 \times 10^9$
管道密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	$\rho$	2 780
管道泊松比	$\mu_d$	0.3
截面惯性矩/m <sup>4</sup>	$I$	0.004
截面剪切系数	$k'$	0.53
弹簧刚度/(N·m <sup>-1</sup> )	$k$	2 048 614.3

## 4 对比分析

因  $D_1$  号监测点与  $D_3$  号监测点关于管道中心对称,且两监测点振动速度在4次爆破试验中的监测值相近。同时,理论计算中因管道及爆破荷载的对称性只对管道的一半进行了分析,因此对比分析中没有展示  $D_1$  号监测点的振动速度数据。上述理论中未考虑爆破荷载沿管道轴向的分量,计算所得的振动速度为  $x$  方向与  $z$  方向的合振动速度。

对试验4中管道中心点  $D_2$  的振动速度进行理论计算。在拉普拉斯逆变换求振动速度数值解的过程中,因通解的复杂性造成求解时间较长,因此仅求解管道中心点在 0~100 ms 的时间内每间隔 2 ms 时的振动速度,振动速度时程曲线如图9所示。管道中心点的峰值振动速度为 -9.96 cm/s,与试验中的实测振动速度峰值相差较小。爆破荷载作用开始时间为 7 ms 左右,结束时间为 40 ms 左右。荷载开始作用时,管道振动速度达到峰值,随着荷载指数型衰减,振动速度不断变化,在 40 ms 时荷载结束,管道在土体阻尼的作用下振动速度逐渐振荡归零。

对4次爆破工况下的大直径铸铁管道中心

图9  $D_2$ 点振动速度时程曲线Fig.9 Time history curve of vibration velocity of point  $D_2$ 

点( $D_2$ )、2m( $D_3$ )、管道末端( $D_4$ )这3处进行振动速度的理论计算,统计其振动速度峰值,并与现场爆破试验 $D_2\sim D_4$ 号监测点 $x$ 与 $z$ 方向合振动速度峰值进行对比。图10为理论与实测振动速度对比。图中: $F$ 为试验的实测振动速度; $C$ 为试验的理论计算振动速度绝对值。

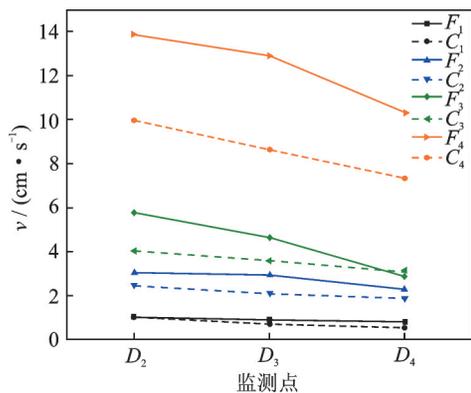


图10 理论与实测振动速度对比

Fig.10 Comparison of theoretical and measured velocity

4次试验管道的振动速度随着爆心距的减小而逐渐增大,理论值与实测值的最大误差为33%。计算管道所受爆破荷载时忽略了岩土体的节理裂隙、非线性变形等特征,仅考虑管道的弹性变形,作为一种理论计算方法,误差在可接受范围内。爆心距越大,理论计算值与实测值越接近。假定管道的爆炸荷载公式是基于爆炸应力波的平面弹性波,当试验中爆心距较小时,柱状装药结构的炮孔爆炸产生柱面波直接作用于管道,与理论中的平面地震波荷载作用于管道产生的振动效应不同,造成理论计算值与实测值有略微差异。当爆心距越来越大时,试验中爆炸产生的柱面波作用于管道的效果愈加接近于平面波<sup>[23-25]</sup>,理论计算值与实测值越接近。以上分

析表明, Timoshenko梁理论能较准确计算大直径钢管在爆破荷载作用下的振动响应。

## 5 结 论

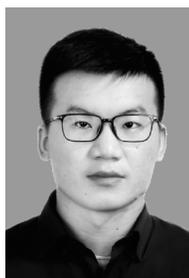
1) 基于Snell定理推导的爆破应力波穿过土-岩界面荷载衰减公式是准确的。

2) 试验对比表明,基于Kelvin弹性地基梁模型及Timoshenko梁理论来计算爆破荷载作用下的埋地大直径钢管的振动响应较为准确。在实际工程中,埋地管道不可开挖揭露,可通过该理论快速计算管道的振动响应,同时配合相关管道振动安全标准来评估管道安全。

## 参 考 文 献

- [1] XIA Y, JIANG N, ZHOU C, et al. Safety assessment of upper water pipeline under the blasting vibration induced by subway tunnel excavation [J]. Engineering Failure Analysis, 2019, 104: 626-642.
- [2] JIANG N, GAO T, ZHOU C, et al. Safety assessment of upper buried gas pipeline under blasting vibration of subway tunnel: a case study in Beijing subway line [J]. Journal of Vibroengineering, 2019, 21(4): 888-900.
- [3] 龚相超, 钟冬望, 司剑峰, 等. 高饱和黏性土中爆炸波作用下直埋钢管(空管)动态响应[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(2): 13-25.  
GONG Xiangchao, ZHONG Dongwang, SI Jianfeng, et al. Dynamic responses of PE pipes directly buried in high saturated clay to blast wave [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(2): 13-25. (in Chinese)
- [4] 夏宇馨, 蒋楠, 姚颖康, 等. 粉质黏土层预埋承插式混凝土管道对爆破振动的动力响应[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(4): 73-83.  
XIA Yuqing, JIANG Nan, YAO Yingkang, et al. Dynamic responses of a concrete pipeline with bell-and-spigot joints buried in a silty clay layer to blasting seismic waves [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(4): 73-83. (in Chinese)
- [5] 张玉琦, 蒋楠, 贾永胜, 等. 爆破地震荷载作用下高密度聚乙烯波纹管动力响应试验研究[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(9): 122-132.  
ZHANG Yuqi, JIANG Nan, JIA Yongsheng, et al. Experimental study on dynamic response of high-density polyethylene bellows under blasting seismic load [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(9): 122-132. (in Chinese)
- [6] 钟冬望, 龚相超, 涂圣武, 等. 高饱和黏土中爆炸波作用下直埋聚乙烯管的动力响应[J]. 爆炸与冲击,

- 2019, 39(3):51-62.
- ZHONG Dongwang, GONG Xiangchao, TU Shengwu, et al. Dynamic responses of PE pipes directly buried in high saturated clay to blast wave [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(3):51-62. (in Chinese)
- [7] 张黎明, 赵明生, 池恩安, 等. 爆破振动对地下管道影响试验及风险预测[J]. *振动与冲击*, 2017, 36(16): 241-247.
- ZHANG Liming, ZHAO Mingsheng, CHI Enan, et al. Experiments for effect of blasting vibration on underground pipeline and risk prediction [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(16):241-247. (in Chinese)
- [8] ABEDI A S, HATAF N, GHARAMANI A. Analytical solution of the dynamic response of buried pipelines under blast wave [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2016 (88) : 301-306.
- [9] ACHENBACH J D, THAU S A. Wave propagation in elastic solids [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 41(2): 544.
- [10] LU S, ZHOU C, ZHANG Z, et al. Particle velocity response of surrounding rock of a circular tunnel subjected to cylindrical P-waves [J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2019, 83:393-400.
- [11] SHARPE J A. The production of elastic waves by explosion pressures. I. theory and empirical field observations [J]. *Geophysics*, 1942, 7(2): 144-154.
- [12] KUTTER H K, FAIRHURST C. On the fracture process in blasting [J] // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics*, 1971, 8(3): 181-202.
- [13] 杨建华, 卢文波, 陈明, 等. 基于爆炸荷载等效施加方法的爆破振动全历程数值模拟研究 [C] // 第十届全国工程爆破学术会议. 广州: [s.n.], 2012.
- [14] JAYASINGHE B, ZHAO Z, CHEE A G T, et al. Attenuation of rock blasting induced ground vibration in rock-soil interface [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2019, 11(4):770-778.
- [15] 刘东甲, 王建国. 瞬态横向振动桩的 Winkler 参数 [J]. *岩土力学*, 2003(6):922-926.
- LIU Dongjia, WANG Jianguo. Winkler parameters k and c for transient lateral vibrating piles [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2003(6):922-926. (in Chinese)
- [16] ALLIANCE A L. Guidelines for the design of buried steel pipe [J]. *Microprocessing & Microprogramming*, 2005, 27: 325.
- [17] TIMOSHENKO S P. On the correction for shear of the differential equation for transverse vibrations of prismatic bars [J]. *Philosophical Magazine Series 6*, 1921, 41(245): 744-746.
- [18] 屈若枫, 徐光黎, 王金峰, 等. 武汉地区典型软土物理力学指标间的相关性研究 [J]. *岩土工程学报*, 2014, 36(S2): 113-119.
- QU Ruofeng, XU Guangli, WANG Jinfeng, et al. Correlations of physical and mechanical properties of typical soft soils in Wuhan [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, 36(S2):113-119. (in Chinese)
- [19] 张震, 周传波, 路世伟, 等. 爆破振动作用下邻近埋地混凝土管道动力响应特性 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2017, 49(9):79-84.
- ZHANG Zhen, ZHOU Chuanbo, LU Shiwei, et al. Dynamic response of characteristic of adjacent buried concrete pipeline subjected to blasting vibration [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2017, 49(9) : 79-84. (in Chinese)
- [20] AIMAN T, MULESKI G E. A review of the response of buried pipelines under seismic excitations [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2010, 9(2):133-152.
- [21] GB/T 11836—2009 混凝土和钢筋混凝土排水管 [S].
- [22] COWPER G R. The shear coefficient in timoshenko's beam theory [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1966, 33(2): 335-340.
- [23] LU S, ZHOU C, ZHANG Z, et al. Particle velocity response of surrounding rock of a circular tunnel subjected to cylindrical P-waves [J]. *Tunneling and Underground Space Technology*, 2019, 83: 393-400.
- [24] 金旭浩. 爆破地震波的产生及衰减机制 [D]. 武汉: 武汉大学, 2013.
- [25] 梁建文, 刘中宪. 柱面波在半空间中洞室周围的散射 [J]. *地震工程与工程振动*, 2008(5):27-37.
- LIANG Jianwen, LIU Zhongxian. Scattering of cylindrical waves around a cavity in a half-space [J]. *Earthquake Engineering and Engineering Dynamics*, 2008 (5):27-37. (in Chinese)



**第一作者简介:**夏宇馨,男,1994年9月生,博士生。主要研究方向为爆破工程、岩石动力学及地下建筑工程。  
E-mail: ricardo@cug.edu.cn

**通信作者简介:**蒋楠,男,1986年9月生,博士、副教授。主要研究方向为工程爆破及岩石动力学、地下建筑工程施工技术及工程岩土体稳定性控制等。  
E-mail: jiangnan@cug.edu.cn