

文章编号: 1000-4750(2015)05-0138-09

# 爆炸荷载作用下深埋圆形隧洞 饱和土-衬砌系统的动力响应

杨 骁, 蒋志云, 张 敏

(上海大学土木工程系, 上海 200072)

**摘 要:** 考虑隧洞衬砌内壁对爆炸波的反射作用及其负压效应, 将衬砌视为弹性介质, 研究了深埋圆形隧洞饱和土-弹性衬砌耦合系统在隧洞轴线发生爆炸时的轴对称瞬态动力响应。首先, 基于 Biot 理论和弹性理论, 考虑边界条件以及弹性衬砌和饱和土接触面处的连续性条件, 利用 Laplace 变换得到饱和土和弹性衬砌位移、应力和孔隙水压力等在 Laplace 变换域中的解析表达式。在此基础上, 利用 Laplace 数值逆变换得到其时间域的动力响应, 数值分析重点考察了不同隧洞模型和不同爆炸荷载模型对饱和土动力响应的影响, 并进行了参数研究。结果表明: 爆炸波反射产生的负压效应对饱和土体的动力响应有显著影响。同时, 饱和土-壳体衬砌系统、饱和土-弹性衬砌系统和无衬砌饱和土隧洞的响应性态基本一致, 但响应周期和幅度依次增大。

**关键词:** 饱和多孔介质; 隧洞衬砌; 爆炸荷载; 动力分析; Laplace 变换

中图分类号: O327; TU435 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.11.1083

## DYNAMICAL ANALYSIS OF A SATURATED SOIL-LINING SYSTEM WITH A DEEPLY BURIED CIRCULAR TUNNEL SUBJECTED TO A BLAST LOAD

YANG Xiao, JIANG Zhi-yun, ZHANG Min

(Department of Civil Engineering, Shanghai University, Shanghai 200072, China)

**Abstract:** Considering the reflection and the effect of suction pressure of explosion wave on inner lining, and assuming the lining as the elastic medium, the axisymmetrical transient dynamic responses of a saturated soil-elastic lining coupled system with a deep tunnel, subjected to a blast loading, are investigated. First, based on the Biot theory and the elasticity, under the boundary conditions as well as the continuity conditions on the interface between the saturated soil and elastic lining, analytical expressions of the displacements and stresses of the saturated soil and elastic lining as well as the pore water pressure expression in the Laplace transformed domain are derived by means of the Laplace transform. Then the dynamical responses in the time domain of the saturated soil are obtained using the numerical inverse Laplace transform. The influences of the different tunnel models and different blast loading models on the dynamical responses of the saturated soil are numerically examined, and parameter studies are conducted. It is revealed that the effect of the suction pressure due to the explosion wave reflection on the dynamical responses of the saturated soil is significant. Furthermore, the response of the saturated soil-shell lining system, saturated soil-elastic lining system and saturated soil without lining are almost the same, but the periods and amplitudes of the responses are different.

**Key words:** saturated porous medium; tunnel linings; blasting load; dynamical analysis; Laplace transform

收稿日期: 2013-11-22; 修改日期: 2014-03-07

基金项目: 国家自然科学基金项目(10872124)

通讯作者: 杨 骁(1965—), 男, 山西运城人, 教授, 博士, 从事结构非线性分析、结构加固与修复研究(E-mail: xyang@shu.edu.cn).

作者简介: 蒋志云(1990—), 男, 上海人, 硕士生, 从事饱和多孔介质研究(E-mail: 1753986976@qq.com);

张 敏(1989—), 女, 山西晋中人, 硕士生, 从事结构非线性动力分析研究(E-mail: 742226833@qq.com).

隧洞的动力特性及其动力响应研究是一个经典而富有活力的课题,对隧洞工程设计具有直接的指导作用。早期,Forrestal 和 Sagartz<sup>[1]</sup>给出了阶梯荷载下流体介质中弹性球壳和柱壳动力响应的解析解,而考虑材料阻抗,Karpp 等<sup>[2]</sup>研究了岩体或混凝土中管道在爆炸荷载下动力响应。将衬砌等效为壳体,Feldgun 等<sup>[3]</sup>利用变分-差分法研究了隧洞内爆炸荷载作用下单相土体-衬砌系统的弹塑性动力响应,而 Zakout 和 Akkas 等<sup>[4]</sup>运用残余变量法得到了弹性土体中圆形隧洞的表面位移。高盟等<sup>[5]</sup>将衬砌等效为弹性无矩壳体,得到了阶梯荷载作用下深埋圆形隧洞衬砌及弹性土体动力响应的解析解,而闻敏杰和杨骁等<sup>[6]</sup>研究了分数导数本构粘弹性土中深埋圆形隧洞的稳态动力响应。然而,这些工作并未考虑土体中孔隙水的影响效应。

在饱和土 Biot<sup>[7-8]</sup>理论的基础上,Mei 和 Foda<sup>[9]</sup>以及 Mei 等<sup>[10]</sup>研究了饱和弹性半空间中圆形孔洞对平面 P 波和 SV 波的散射作用。不考虑衬砌的作用,Senjuntichai 和 Rajapakse<sup>[11]</sup>研究了无限饱和和多孔弹性介质中圆形隧洞在内部径向力作用下的瞬态响应,得到了 Laplace 变换域中的解析解及时间域的数值解。刘干斌等<sup>[12]</sup>采用 Mechant 流变模型,研究了圆形隧道开挖导致的粘弹性饱和土体应力和位移以及孔隙水压力消散的规律,指出隧道工程中应考虑土体流变特性对隧道变形等的影响。Xie 等<sup>[13]</sup>和 Liu 等<sup>[14]</sup>研究了饱和土和饱和岩石中半封闭隧洞的动力响应,而杨骁和闻敏杰<sup>[15]</sup>以及高华喜和闻敏杰<sup>[16]</sup>在频率域中研究了分数导数型(准)饱和和粘弹性土-隧洞衬砌系统的动力特性。蔡袁强等<sup>[17]</sup>将衬砌等效为 Flügge 壳体,研究了爆炸荷载作用下饱和土中圆形隧洞的动力响应。在此基础上,Gao 等<sup>[18]</sup>将衬砌视为弹性介质,研究了深埋圆形隧洞饱和土的动力响应,揭示了不同荷载简化形式下土体的动力响应特征。另外,有限元模拟也是分析隧道动力响应的有效手段<sup>[19-22]</sup>。然而,这些相关研究工作未考虑爆炸荷载负压对响应的影响,且对爆炸荷载进行了一定的简化。

基于饱和土的 Biot 模型,考虑隧洞衬砌内壁对爆炸波的反射作用及爆炸荷载的负压效应,将衬砌和土体分别视为弹性和饱和和多孔弹性介质,本文研究了具有深埋圆形隧洞饱和土-弹性衬砌耦合系统在隧洞轴线发生爆炸时的轴对称瞬态动力响应。首先基于 Biot 理论和弹性力学,分别得到了饱和土和

弹性衬砌在 Laplace 变换域中的动力响应通解,利用弹性衬砌和饱和土接触面处的连续性条件及边界条件,得到爆炸荷载作用下饱和土和衬砌的位移和应力以及孔隙水压力等在 Laplace 变换域中的解析解。在此基础上,利用 Laplace 逆变换的 Crump 法得到其时间域的动力响应,分析了不同隧洞模型和不同爆炸荷载模型对饱和土动力响应的影响。

## 1 控制方程

如图 1 所示,设无限饱和和弹性土体中有衬砌厚度为  $h$  的无限长圆形隧洞,衬砌的内外半径分别为  $R_1$  和  $R_2$ ,平均半径为  $R$ ,则  $R = (R_1 + R_2) / 2$ ,  $h = R_2 - R_1$ 。记  $\lambda_s$  和  $\mu_s$  为饱和土体的表观 Lamé 常数, $\rho_f$  和  $\rho_s$  分别为孔隙水和土骨架的真实密度, $n$  为孔隙率,则饱和土体的表观密度为  $\rho = (1-n)\rho_s + n\rho_f$ 。丁桦和郑哲敏<sup>[23]</sup>基于点源矩理论和实验数据等,提出了一种等效爆破荷载模型。同时,考虑到衬砌内壁对爆炸波的反射作用以及爆炸荷载的幂函数形式<sup>[24]</sup>,取爆炸荷载为(图 2):

$$f(t_*) = f_0 F(t_*) = 4f_0(e^{-t_*/2} - e^{-t_*})\sin(t_*) \quad (1)$$

其中, $t_* = t / R\sqrt{\rho/\mu_s}$  为无量纲时间。

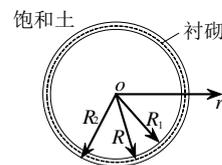


图 1 饱和土中的深埋圆形隧洞

Fig.1 Circular tunnel deeply buried in saturated soil

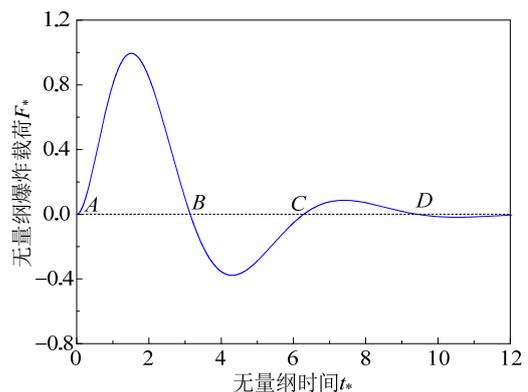


图 2 爆炸荷载模型

Fig.2 Blast loading model

### 1.1 饱和土体的控制方程与求解

根据深埋圆形隧洞几何特征和爆炸荷载分布特征,沿隧洞轴线发生爆炸时饱和土-衬砌系统的动力响应可作为轴对称平面应变问题进行分析。

记  $U_{Sr}$  为土骨架的径向位移,  $W_r$  为孔隙水相对于土骨架的径向位移, 土骨架的压缩参数为  $\alpha$  和  $M$ , 而孔隙水渗透参数为  $b$ , 则由 Biot 理论可知, 饱和弹性土体的动力控制方程为<sup>[8,17]</sup>:

$$\begin{cases} (\lambda_s + 2\mu_s + \alpha^2 M) \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} + \frac{U_{Sr}}{r} \right) + \\ \alpha M \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial W_r}{\partial r} + \frac{W_r}{r} \right) = \rho \frac{\partial^2 U_{Sr}}{\partial t^2} + \rho_f \frac{\partial^2 W_r}{\partial t^2} \\ M \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial W_r}{\partial r} + \frac{W_r}{r} \right) + \alpha M \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} + \frac{U_{Sr}}{r} \right) = \\ \rho_f \frac{\partial^2 U_{Sr}}{\partial t^2} + \frac{\rho_f}{n} \frac{\partial^2 W_r}{\partial t^2} + b \frac{\partial W_r}{\partial r} \end{cases} \quad (2)$$

孔隙水压力  $P_f$  的状态方程为:

$$P_f = -M \left( \frac{\partial W_r}{\partial r} + \frac{W_r}{r} \right) - \alpha M \left( \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} + \frac{U_{Sr}}{r} \right) \quad (3)$$

而饱和土体的本构方程为:

$$\begin{cases} \sigma_{Sr} = \lambda_s \left( \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} + \frac{U_{Sr}}{r} \right) + 2\mu_s \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} - \alpha P_f \\ \sigma_{S\theta} = \lambda_s \left( \frac{\partial U_{Sr}}{\partial r} + \frac{U_{Sr}}{r} \right) + 2\mu_s \frac{U_{Sr}}{r} - \alpha P_f \end{cases} \quad (4)$$

其中,  $\sigma_{Si}$  ( $i=r, \theta$ ) 为饱和土体总应力。

考虑到初始条件:

$$\begin{cases} U_{Sr}(r, t)|_{t=0} = \frac{\partial U_{Sr}(r, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} = 0, \\ W_r(r, t)|_{t=0} = \frac{\partial W_r(r, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} = 0 \end{cases} \quad (5)$$

对控制方程式(2)的时间变量  $t$  进行 Laplace 变换, 并引入如下无量纲变量和参数:

$$\begin{cases} h_* = \frac{h}{R_1}, \lambda_{s*} = \frac{\lambda_s}{\mu_s}, M_* = \frac{M}{\mu_s}, \rho_* = \frac{\rho_f}{\rho}, b_* = \frac{bR_1}{\sqrt{\rho\mu_s}} \\ s_* = sR_1 \sqrt{\frac{\rho}{\mu_s}}, \eta_2 = \frac{R_2}{R_1}, \eta = \frac{r}{R_1}, U_{S\eta} = \frac{U_{Sr}}{R_1}, W_\eta = \frac{W_r}{R_1} \end{cases} \quad (6)$$

可得 Laplace 变换域中的控制方程:

$$\begin{cases} (\lambda_{s*} + 2 + \alpha^2 M_*) \left( \frac{d^2 U_{S\eta}}{d\eta^2} + \frac{1}{\eta} \frac{dU_{S\eta}}{d\eta} - \frac{U_{S\eta}}{\eta^2} \right) + \\ \alpha M_* \left( \frac{d^2 W_\eta}{d\eta^2} + \frac{1}{\eta} \frac{dW_\eta}{d\eta} - \frac{W_\eta}{\eta^2} \right) = s_*^2 (U_{S\eta} + \rho_* W_\eta) \\ \alpha M_* \left( \frac{d^2 U_{S\eta}}{d\eta^2} + \frac{1}{\eta} \frac{dU_{S\eta}}{d\eta} - \frac{U_{S\eta}}{\eta^2} \right) + M_* \left( \frac{d^2 W_\eta}{d\eta^2} + \right. \\ \left. \frac{1}{\eta} \frac{dW_\eta}{d\eta} - \frac{W_\eta}{\eta^2} \right) = \rho_* s_*^2 U_{S\eta} + \left( \frac{\rho_* s_*^2}{n} + b_* s_* \right) W_\eta \end{cases} \quad (7)$$

引入两个标量势函数  $U_{S\eta} = \partial \bar{\phi}_S(\eta, s) / \partial \eta$  和  $W_\eta = \partial \bar{\phi}_f(\eta, s) / \partial \eta$ , 则式(7)可进一步分解为:

$$\begin{cases} \bar{\Delta}^2 \bar{\phi}_S - \alpha_1 \bar{\Delta} \bar{\phi}_S + \alpha_2 \bar{\phi}_S = 0 \\ \bar{\Delta}^2 \bar{\phi}_f - \alpha_1 \bar{\Delta} \bar{\phi}_f + \alpha_2 \bar{\phi}_f = 0 \end{cases} \quad (8)$$

其中:

$$\bar{\Delta} = \frac{d^2}{d\eta^2} + \frac{1}{\eta} \frac{d}{d\eta} \quad (9)$$

$$\begin{cases} \alpha_1 = \frac{(\lambda_{s*} + 2 + \alpha^2 M_*) (\rho_* s_*^2 + n b_* s_*)}{n(\lambda_{s*} + 2) M_*} + \\ \frac{M_* s_*^2 - 2\alpha M_* s_*^2 \rho_*}{(\lambda_{s*} + 2) M_*} \\ \alpha_2 = \frac{s_*^3 (\rho_* s_* + b_*) - n(\rho_* s_*^2)^2}{n(\lambda_{s*} + 2) M_*} \end{cases} \quad (10)$$

式(8)中第 1 个方程可进一步表为:

$$(\bar{\Delta} - \beta_1^2)(\bar{\Delta} - \beta_2^2) \bar{\phi}_S = 0 \quad (11)$$

其中:

$$\beta_{1,2}^2 = \frac{\alpha_1 \mp \sqrt{\alpha_1^2 - 4\alpha_2}}{2} \quad (12)$$

注意到边界条件  $\lim_{r \rightarrow \infty} U_{Sr} = 0$ , 并利用 Bessel 函数的渐近性质, 不难得到式(11)的通解为:

$$\bar{\phi}_S = B_1 K_0(\beta_1 \eta) + B_2 K_0(\beta_2 \eta) \quad (13)$$

同理, 式(8)中第 2 个方程有通解:

$$\bar{\phi}_f = C_1 K_0(\beta_1 \eta) + C_2 K_0(\beta_2 \eta) \quad (14)$$

将式(13)和式(14)代入式(7)中第 2 式可得:

$$C_i = \delta_i B_i, \quad i=1, 2 \quad (15)$$

其中,  $B_1$  和  $B_2$  为待定常数, 且:

$$\delta_i = \frac{n(\rho_* s_*^2 - \alpha M_* \beta_i^2)}{n(M_* \beta_i^2 - b_* s_*) - \rho_* s_*^2} \quad (16)$$

于是, Laplace 变换域中土体的径向位移和孔隙水的相对径向位移分别为:

$$\begin{cases} U_{S\eta}(\eta, s) = -\beta_1 B_1 K_1(\beta_1 \eta) - \beta_2 B_2 K_1(\beta_2 \eta) \\ W_\eta(\eta, s) = -\delta_1 \beta_1 B_1 K_1(\beta_1 \eta) - \delta_2 \beta_2 B_2 K_1(\beta_2 \eta) \end{cases} \quad (17)$$

这样, 利用式(3)和式(4)可得 Laplace 变换域中饱和土体的孔隙水压力和总应力分别为:

$$\begin{aligned} \frac{\bar{P}_f}{\mu_s} &= -(\alpha + \delta_1) M_* \beta_1^2 B_1 K_0(\beta_1 \eta) - \\ &(\alpha + \delta_2) M_* \beta_2^2 B_2 K_0(\beta_2 \eta) \end{aligned} \quad (18)$$

$$\left\{ \begin{aligned} \frac{\bar{\sigma}_{Sr}}{\mu_s} &= [\lambda_{s^*} + 1 + \alpha(\alpha + \delta_1)M_*] \beta_1^2 B_1 K_0(\beta_1 \eta) + \\ & [\lambda_{s^*} + 1 + \alpha(\alpha + \delta_2)M_*] \beta_2^2 B_2 K_0(\beta_2 \eta) + \\ & \beta_2^2 B_2 K_2(\beta_2 \eta) + \beta_1^2 B_1 K_2(\beta_1 \eta) \\ \frac{\bar{\sigma}_{S\theta}}{\mu_s} &= [\lambda_{s^*} + 1 + \alpha(\alpha + \delta_1)M_*] \beta_1^2 B_1 K_0(\beta_1 \eta) + \\ & [\lambda_{s^*} + 1 + \alpha(\alpha + \delta_2)M_*] \beta_2^2 B_2 K_0(\beta_2 \eta) - \\ & \beta_1^2 B_1 K_2(\beta_1 \eta) - \beta_2^2 B_2 K_2(\beta_2 \eta) \end{aligned} \right. \quad (19)$$

$$B_4 \left[ g \lambda_{L^*} I_0(g\eta) + 2 \frac{I_1(g\eta)}{\eta} \right] \quad (27)$$

1.3 连续条件和边界条件

假定饱和土体和弹性衬砌完全接触，两者间无相对滑移，且接触面处不渗透，则在饱和土体和弹性衬砌接触面 ( $r = R_2$ ) 处的连续性条件为：

$$\bar{\sigma}_{Sr} \Big|_{\eta=\eta_2} = \bar{\sigma}_{Lr}, \bar{U}_{Sr} \Big|_{\eta=\eta_2} = \bar{U}_{Lr} \Big|_{\eta=\eta_2}, \frac{\partial \bar{P}_f}{\partial r} \Big|_{\eta=\eta_2} = 0 \quad (28)$$

同时，在衬砌内边界 ( $r = R_1$ ) 处的边界条件为：

$$\bar{\sigma}_{Lr} \Big|_{\eta=1} = -\bar{f}(s) \quad (29)$$

其中， $\bar{f}(s)$  为爆炸载荷式(1)的 Laplace 变换，且：

$$\bar{f}(s) = 4f_0 \left( \frac{1}{1+(0.5+s)^2} - \frac{1}{1+(1+s)^2} \right) \quad (30)$$

将式(17)~式(19)、式(25)~式(27)代入式(28)和式(29)中，可得待定常数  $B_i$  ( $i = 1, 2, 3, 4$ ) 满足的线性代数方程组：

$$AB = b \quad (31)$$

其中： $A$  为  $4 \times 4$  阶的系数矩阵； $B = \{B_1, B_2, B_3, B_4\}^T$ ； $b = \{b_1, b_2, b_3, b_4\}^T$ 。由于篇幅所限，这里不给出其具体表达式。

由式(31)确定待定常数  $B_i$  ( $i = 1, 2, 3, 4$ ) 后，得爆炸载荷作用下深埋圆形隧洞饱和土-衬砌系统在 Laplace 变换域中的动力响应解。为了得到时域中系统应力、位移和孔隙水压力的动力响应，需对 Laplace 变换域中的相应物理量进行逆变换。显然，通常很难得到 Laplace 逆变换的解析表达式，为此，这里采用如下的 Crump 数值逆变换法<sup>[25]</sup>：

$$f(t) \approx \frac{e^{at}}{T^*} \left\{ \frac{f(a)}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} \left[ \operatorname{Re} \left[ f \left( a + \frac{k\pi i}{T^*} \right) \right] \cos \frac{k\pi t}{T^*} - \operatorname{Im} \left[ f \left( a + \frac{k\pi i}{T^*} \right) \right] \sin \frac{k\pi t}{T^*} \right] \right\} \quad (32)$$

2 算例和分析

2.1 程序验证

为验证 Crump 数值逆变换的有效性和本程序的可靠性，首先，考察深埋无衬砌圆形隧洞在图 3 所示简化三角形爆炸载荷<sup>[11,23]</sup>作用下的动力响应，并与文献[11]的结果进行比较。对于无衬砌圆形隧洞，有  $R_1 = R_2$ ，则边界条件变为：

$$\bar{\sigma}_{Sr} \Big|_{\eta=1} = -\bar{f}(s), \frac{\partial \bar{P}_f}{\partial \eta} \Big|_{\eta=1} = 0 \quad (33)$$

1.2 衬砌的控制方程与求解

将衬砌视为二维弹性介质，根据弹性理论，衬砌轴对称的动力方程为：

$$\frac{\partial^2 U_{Lr}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial U_{Lr}}{\partial r} - \frac{1}{r^2} U_{Lr} = \frac{\rho_L}{\lambda_L + 2\mu_L} \frac{\partial^2 U_{Lr}}{\partial t^2} \quad (20)$$

其中： $U_{Lr}$  为衬砌的径向位移； $\rho_L$  为衬砌的密度；而  $\lambda_L$  和  $\mu_L$  为衬砌的 Lamé 常数。

衬砌的径向和环向应力分别为：

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma_{Lr} &= \lambda_L \left( \frac{\partial U_{Lr}}{\partial r} + \frac{U_{Lr}}{r} \right) + 2\mu_L \frac{\partial U_{Lr}}{\partial r} \\ \sigma_{L\theta} &= \lambda_L \left( \frac{\partial U_{Lr}}{\partial r} + \frac{U_{Lr}}{r} \right) + 2\mu_L \frac{U_{Lr}}{r} \end{aligned} \right. \quad (21)$$

考虑到初始条件：

$$U_{Lr}(r, t) \Big|_{t=0} = \frac{\partial U_{Lr}(r, t)}{\partial t} \Big|_{t=0} = 0 \quad (22)$$

对控制方程式(20)的时间变量  $t$  进行 Laplace 变换，并引入如下无量纲变量和参数：

$$U_{L\eta} = \frac{U_{Lr}}{R_1}, \rho_{L^*} = \frac{\rho_L}{\rho}, \lambda_{L^*} = \frac{\lambda_L}{\mu_L} \quad (23)$$

可得 Laplace 变换域中的控制方程：

$$\frac{d^2 U_{L\eta}}{d\eta^2} + \frac{1}{\eta} \frac{dU_{L\eta}}{d\eta} - \frac{1}{\eta^2} U_{L\eta} - g^2 U_{L\eta} = 0 \quad (24)$$

其中， $g^2 = s_*^2 / (\lambda_{L^*} + 2)$ 。

式(24)的通解为：

$$U_{L\eta} = B_3 K_1(g\eta) + B_4 I_1(g\eta) \quad (25)$$

其中， $B_3$  和  $B_4$  为待定常数。

从而可得 Laplace 变换域中衬砌的应力为：

$$\frac{\bar{\sigma}_{Lr}}{\mu_L} = -B_3 \left[ g(\lambda_{L^*} + 2) K_0(g\eta) + 2 \frac{K_1(g\eta)}{\eta} \right] + B_4 \left[ g(\lambda_{L^*} + 2) I_0(g\eta) - 2 \frac{I_1(g\eta)}{\eta} \right] \quad (26)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_{L\theta}}{\mu_L} = B_3 \left[ -g \lambda_{L^*} K_0(g\eta) + 2 \frac{K_1(g\eta)}{\eta} \right] +$$

由此可确定饱和土的待定常数  $B_1$  和  $B_2$ ，从而得到三角形爆炸载荷作用下饱和土的动力响应。

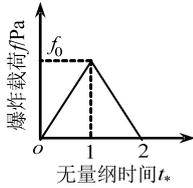


图3 三角形爆炸荷载模型  
Fig.3 Triangle blast load

选取如下无量纲参数<sup>[11]</sup>:

$$\lambda_{s*} = 2, b_* = 10, M_* = 20, \rho_* = 0.5, \alpha = 0.98, n = 0.4 \quad (34)$$

图4~图6给出了无衬砌圆形隧洞边界( $r = R_2$ )处土体的无量纲径向位移  $U_* = \mu_s U_{sr} / f_0 R_2$ 、无量纲环向应力  $\sigma_* = \sigma_{s\theta} / f_0$  和无量纲孔隙水压力  $P_* = P_f / f_0$  随无量纲时间  $t_*$  的响应, 其中, 虚线为文献[11]的相应结果。可见, 当时间  $t_* < 5$  时, 本文 Crump 数值逆变换结果与文献[11]结果吻合良好。但当  $t_* > 5$  时, 二者有一定的差别, 其主要原因是文献[11]采用的是 Stehfest 数值反演法<sup>[26]</sup>。同时发现本文的 Crump 数值结果具有更明显的波动性质。

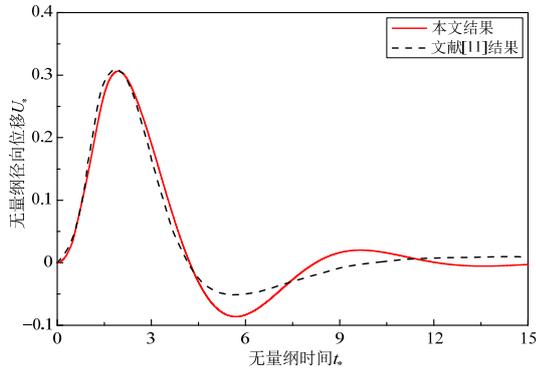


图4 本文与文献[11]的土体径向位移  $U_*$  结果对比  
Fig.4 Comparisons of the radial displacements  $U_*$  of soil between results presented in the paper and those in Ref. [11]

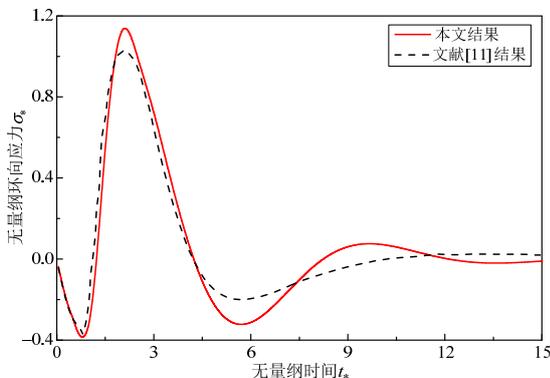


图5 本文与文献[11]的土体环向应力  $\sigma_*$  结果对比  
Fig.5 Comparisons of the circumferential stresses  $\sigma_*$  of soil between results presented in the paper and those in Ref. [11]

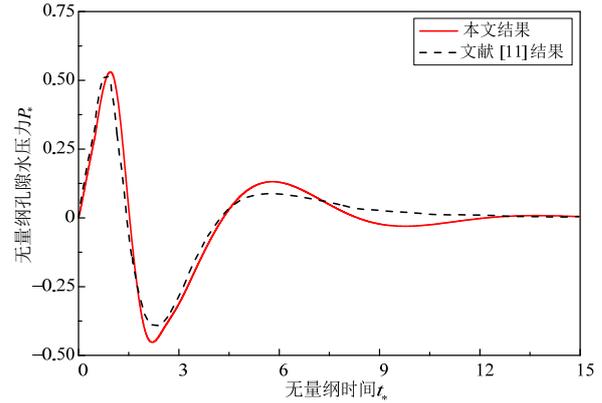


图6 本文与文献[11]的土体孔隙水压力  $P_*$  结果对比  
Fig.6 Comparisons of the pore water pressures  $P_*$  of the soil between results presented in the paper and those in Ref. [11]

事实上, 何光渝和郑书英<sup>[27]</sup>指出 Crump 法较 Stehfet 法有很大改进。图7给出了本文饱和土-弹性衬砌系统在爆炸载荷式(1)作用下土体边界处径向位移  $U_*$  的 Crump 法和 Stehfet 法数值结果比较。可见, 存在与无衬砌圆形隧洞相似的结果。

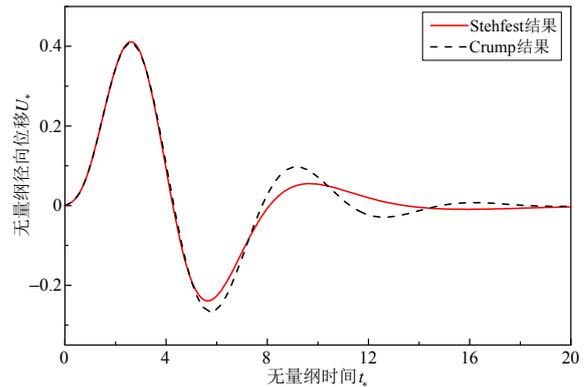


图7 饱和土-弹性衬砌系统土体径向位移  $U_*$  的 Crump 法和 Stehfet 法结果对比  
Fig.7 Comparisons of the radial displacements  $U_*$  of soil of the saturated soil-elastic lining system between the Crump and Stehfet methods

### 2.2 3种隧洞模型的饱和土动力响应

隧洞周围饱和土力学性能研究通常采用3种不同模型, 即忽略衬砌效应的无衬砌饱和土隧洞模型<sup>[4,11]</sup>、将衬砌等效为圆柱壳的饱和土-壳体衬砌耦合系统模型<sup>[2,4,13,17]</sup>和本文采用的将衬砌等效为弹性介质的饱和土-弹性衬砌耦合系统模型<sup>[5,6,15,18]</sup>。

在饱和土参数式(34)的基础上, 选取衬砌参数<sup>[17]</sup>:

$$\rho_{L*} = 1.5, \lambda_{L*} = 0.43, I = 4.34, h_* = 0.05 \quad (35)$$

其中,  $I = \mu_L / \mu_s$  为衬砌和土体的剪切模量比。

图8~图10给出了爆炸载荷式(1)下3种饱和土-隧洞衬砌模型中饱和土体边界处径向位移  $U_*$ 、环向应力  $\sigma_*$  和孔隙水压力  $P_*$  随时间  $t_*$  的响应。可

见,在这3种模型中,径向位移 $U_*$ 、环向应力 $\sigma_*$ 和孔隙水压力 $P_*$ 等随时间 $t_*$ 的响应性态基本一致,但饱和土-壳体衬砌系统模型响应最小,饱和土-弹性衬砌系统模型响应次之,而无衬砌饱和土隧洞模型的响应最大。其中,最大径向位移 $U_*$ 峰值依次增加了约8%;饱和土-壳体衬砌系统模型和饱和土-弹性衬砌系统模型的最大环向应力 $\sigma_*$ 和最大孔隙水压力 $P_*$ 基本相同,但无衬砌饱和土隧洞模型的最大环向应力 $\sigma_*$ 和最大孔隙水压力 $P_*$ 较前两种模型分别增加约15%和10%,且3种模型响应周期依次增大。可见,衬砌对隧洞附近饱和土响应有明显的影响。

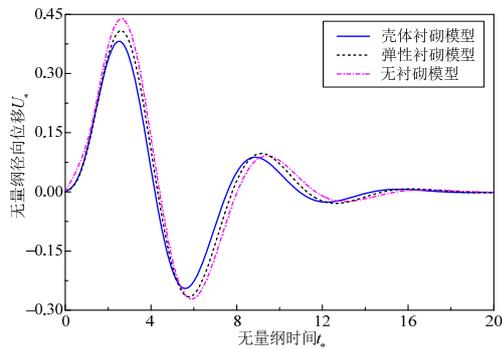


图8 3种饱和土-衬砌模型的土体径向位移 $U_*$

Fig.8 Radial displacements  $U_*$  of soil in three models of the saturated soil-lining

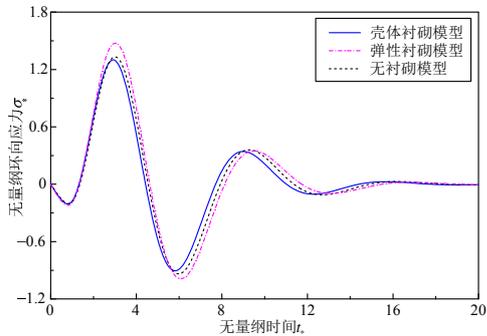


图9 3种饱和土-衬砌模型的土体环向应力 $\sigma_*$

Fig.9 Circumferential stresses  $\sigma_*$  of soil in three models of the saturated soil-lining

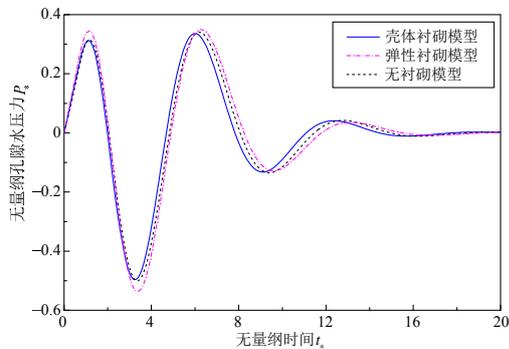


图10 3种饱和土-衬砌模型的孔隙水压力 $P_*$

Fig.10 Pore water pressures  $P_*$  of soil in three models of the saturated soil-lining

### 2.3 3种爆炸荷载模型的饱和土动力响应

由于爆炸荷载的复杂性,通常在结构响应分析中将爆炸荷载进行适当的简化。这里考察爆炸荷载的不同简化模型对饱和土-弹性衬砌系统动力响应的影响。记式(1)描述的爆炸荷载模型为模型I,忽略爆炸波反射产生负压效应的爆炸荷载模型记为模型II,即爆炸荷载图2中的AB段和CD段;而不考虑爆炸波反射效应的爆炸荷载模型记为模型III,即爆炸荷载图2中的AB段。

图11~图13为饱和土-弹性衬砌系统中饱和土体边界( $r=R_2$ )处土体的动力响应。同时,表1给出了与图11~图13对应的若干时刻 $t_*$ 的动力响应具体数值。从图中可见,在饱和土响应达到第1次峰值之前,不同爆炸荷载模型对饱和土的响应几乎没有影响,不同爆炸荷载模型的影响主要体现在第1次响应峰值之后的有限时间段内。同时,爆炸荷载模型模型II和模型III的响应差别较小。对比模型模型I和模型III的响应可以发现,爆炸荷载模型I引起的土体径向位移和环向应力的负峰值几乎是爆炸荷载模型III引起的土体径向位移和环向应力

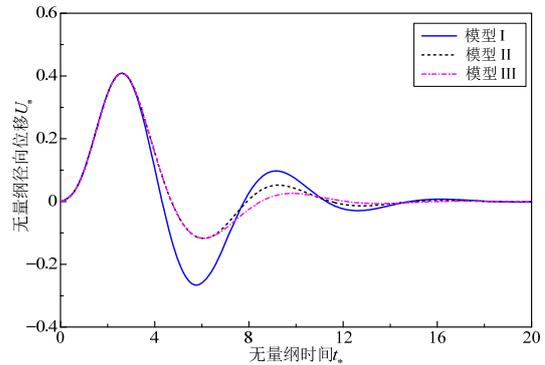


图11 不同爆炸荷载模型下土体径向位移 $U_*$ 的时程响应  
Fig.11 Responses of radial displacements  $U_*$  with time for different blast load models

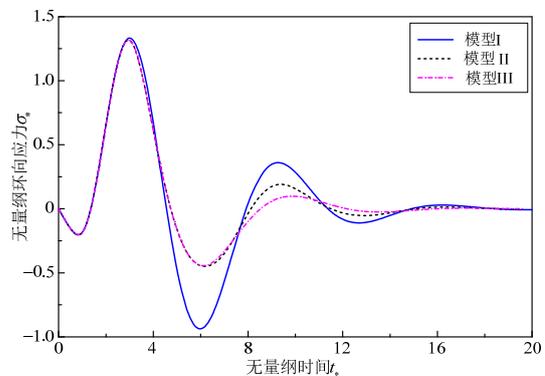


图12 不同爆炸荷载模型下土体环向应力 $\sigma_*$ 的时程响应  
Fig.12 Responses of circumferential stresses  $\sigma_*$  with time for different blast load models

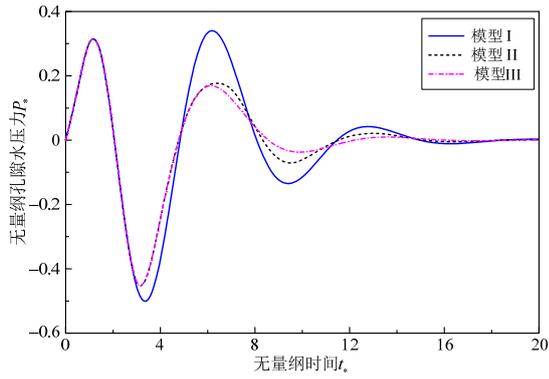


图 13 不同爆炸荷载模型下土体孔隙水压力  $P_*$  的时程响应  
Fig.13 Responses of pore water pressures  $P_*$  with time for different blast load models

表 1  $r=R_2$  处饱和土体的动力响应

Table 1		Dynamical responses of the saturated soil at $r=R_2$				
时间 $t_*$		0	3	6	9	12
模型 I	$U_*$	0	0.3935	-0.2691	0.1005	-0.0249
	$\sigma_*$	0	1.4003	-0.9753	0.3633	-0.0876
	$P_*$	0	-0.4867	0.3501	-0.1302	0.0303
模型 II	$U_*$	0	0.3935	-0.1215	0.0531	-0.0096
	$\sigma_*$	0	1.4005	-0.4585	0.1838	-0.0351
	$P_*$	0	-0.4868	0.1738	-0.0620	0.0127
模型 III	$U_*$	0	0.3935	-0.1215	0.0179	0.0012
	$\sigma_*$	0	1.4005	-0.4591	0.0650	0.0055
	$P_*$	0	-0.4868	0.1741	-0.0236	-0.0027

负峰值的两倍左右。因此，爆炸波反射产生的负压对饱和土体的动力响应有显著的影响。

### 2.4 空间分布曲线

图 14~图 16 给出了爆炸荷载式(1)作用下饱和土-弹性衬砌系统模型的饱和土体在不同时刻  $t_*$  的动力响应沿径向位置  $\eta$  的分布。可见，在时刻  $t_* = 1.5$  和  $t_* = 4.5$  时，饱和土体的响应较大。这是因为当  $t_* \approx 1.5$  时隧道内壁的爆炸荷载处于最大正值，而当  $t_* \approx 4.5$  时爆炸荷载处于最大负值，因此，系统响应较明显，并且，随着时间的推移，土体动

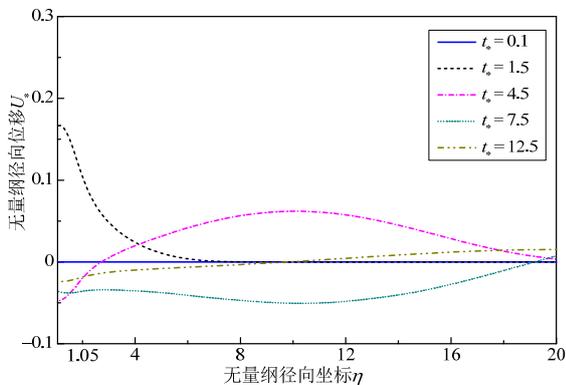


图 14 土体径向位移  $U_*$  沿径向位置  $\eta$  的分布  
Fig.14 Distributions of the radial displacements  $U_*$  of soil along the radial position  $\eta$

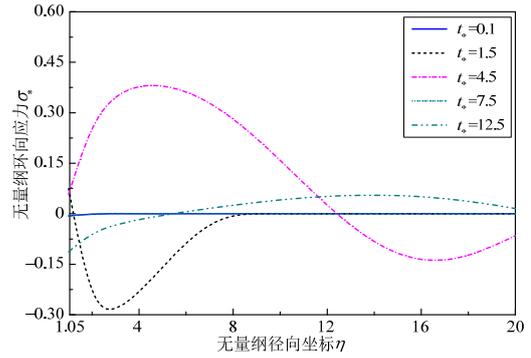


图 15 土体环向应力  $\sigma_*$  沿径向位置  $\eta$  的分布  
Fig.15 Distributions of the circumferential stresses  $\sigma_*$  of soil along the radial position  $\eta$

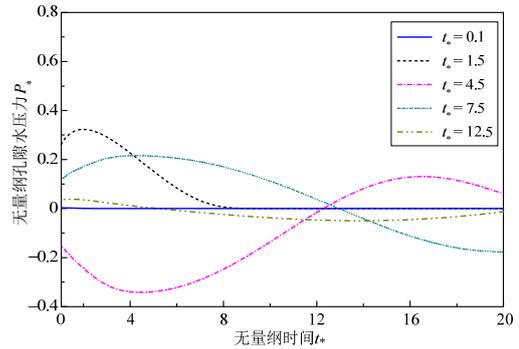


图 16 土体孔隙水压力  $P_*$  沿径向位置  $\eta$  的分布  
Fig.16 Distributions of the pore water pressures  $P_*$  of soil along the radial position  $\eta$

力响应逐渐减弱，在  $t_* = 12.5$  时，土体动力响应曲线接近于零。

### 2.5 参数分析

图 17~图 19 给出了当参数  $M_*$  取不同值，而其它参数同式(34)~式(35)时，爆炸荷载式(1)作用下饱和土-弹性衬砌系统模型的饱和土体边界 ( $r = R_2$ ) 处的动力响应。可见，随着参数  $M_*$  的增加，土体径向位移  $U_*$  和环向应力  $\sigma_*$  以及孔隙水压力  $P_*$  的振动周期增加，径向位移  $U_*$  的振动幅度略有增加，但环向应力  $\sigma_*$  和孔隙水压力  $P_*$  的振动幅度有明显增

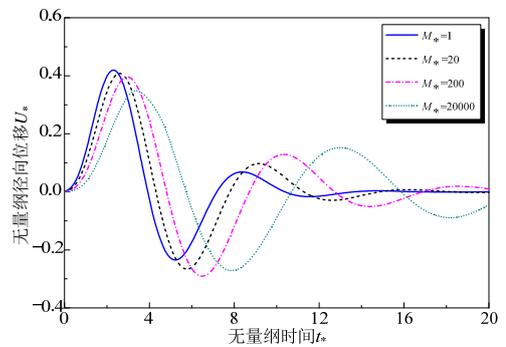


图 17 不同参数  $M_*$  的土体径向位移  $U_*$  时程响应  
Fig.17 Responses of radial displacements  $U_*$  of soil with time for different values of parameter  $M_*$

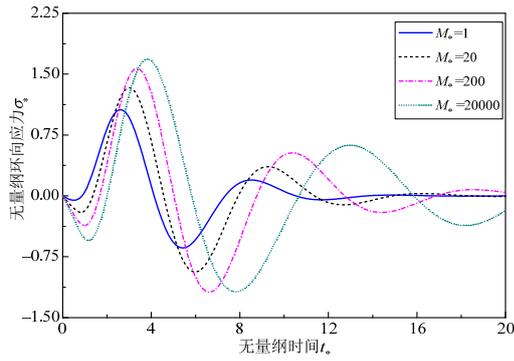


图 18 不同参数  $M_*$  的土体环向应力时程响应

Fig.18 Responses of circumferential stresses of soil with time for different values of parameter  $M_*$

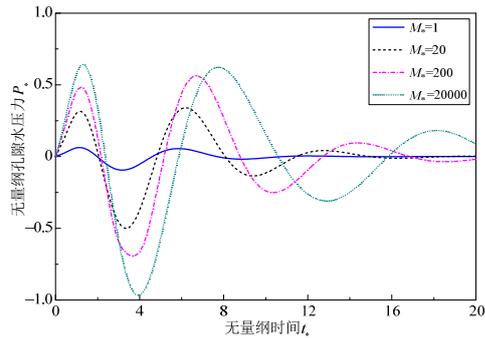


图 19 不同参数  $M_*$  的土体孔隙水压力时程响应

Fig.19 Responses of pore water pressures of soil with time for different values of parameter  $M_*$

加。其原因是随着  $M_*$  增大，孔隙水压缩性减小，因此，土体径向位移的正峰值减小，但环向应力和孔隙水压力峰值增大。当  $M_*$  很大时，表示孔隙水不可压缩时饱和土体的动力响应。

图 20~图 22 给出了当参数  $I = \mu_L / \mu_S$  取不同值，其他参数同式(34)~式(35)时，爆炸载荷式(1)作用下饱和土-弹性衬砌系统模型的饱和土体边界 ( $r = R_2$ ) 处的动力响应曲线。可见，随着参数  $I$  的增加，即弹性衬砌的刚度增加，土体径向位移  $U_*$ ，环向应力  $\sigma_*$  以及孔隙水压力  $P_*$  的振动幅值和周期减小。当参数  $I$  很大时，弹性衬砌几乎承担全部爆炸载荷，饱和土体几乎不变形。

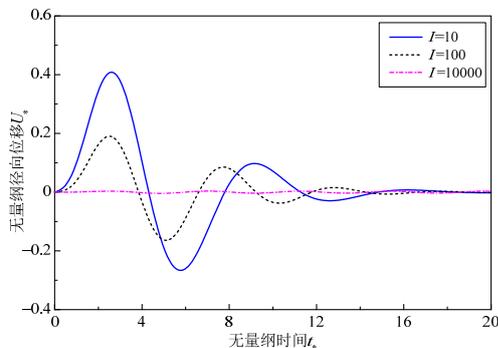


图 20 不同参数  $I$  的土体径向位移  $U_*$  时程响应

Fig.20 Responses of radial displacements  $U_*$  of soil with time for different values of parameter  $I$

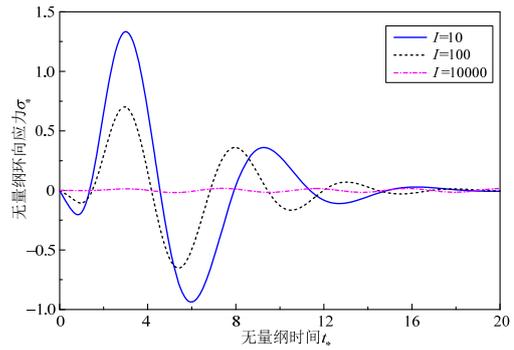


图 21 不同参数  $I$  的环向应力  $\sigma_*$  时程响应

Fig.21 Responses of circumferential stresses  $\sigma_*$  of soil with time for different values of parameter  $I$

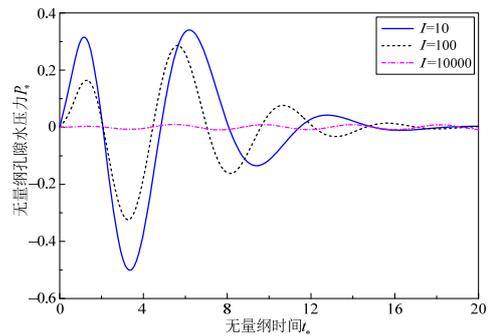


图 22 不同参数  $I$  的孔隙水压力  $P_*$  时程响应

Fig.22 Responses of pore water pressures  $P_*$  with time for different values of parameter  $I$

### 3 结论

考虑爆炸波的反射及其产生的负压效应，本文研究了深埋圆形隧洞饱和土-弹性衬砌系统在隧洞轴线发生爆炸时的动力响应。基于 Biot 理论和弹性理论，通过 Laplace 变换及其数值逆变换得到了饱和土和弹性衬砌的动力响应解，重点分析了不同隧洞模型和不同爆炸载荷模型对饱和土动力响应的影响，并进行了参数分析，得到以下结论：

- (1) 爆炸荷载作用下饱和土-壳体衬砌系统模型的土体响应最小，而无衬砌饱和土隧洞模型的土体响应最大，且其周期亦依次增大；
- (2) 爆炸波负压对饱和土的动力响应有显著影响，考虑与忽略爆炸波负压引起的土体径向位移和环向应力负峰值相差 2 倍左右；
- (3) 在爆炸荷载达到正负峰值时，饱和土体的动力响应亦接近正负峰值，说明饱和土体响应的滞后效应较弱；
- (4) 随着参数  $M_*$  的增加，土体径向位移、环向应力和孔隙水压力的振动周期增加，并且环向应力和孔隙水压力的幅度明显增加；
- (5) 随着弹性衬砌的刚度增加，饱和土体径向位

移、环向应力以及孔隙水压力的振动幅值和周期减小, 振动效应减弱。

#### 参考文献:

- [1] Forrestal M J, Sagartz M J. Radiated pressure in an acoustic medium produced by pulsed cylindrical and spherical shells [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1971, 38(4): 1057—1060.
- [2] Karpp R R, Duffey T A, Neal T R. Response of containment vessels to explosive blast loading [J]. *Journal of Pressure Vessel and Technology*, 1983, 105(1): 23—27.
- [3] Feldgun V R, Kochetkov A V, Karinski Y S, et al. Internal blast loading in a buried lined tunnel [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(3): 172—183.
- [4] Zakout U, Akkas N. Transient response of a cylindrical cavity with and without a bounded shell in infinite elastic medium [J]. *International Journal of Engineering Science*, 1997, 35(12): 1203—1220.
- [5] 高盟, 高广运, 王滢, 等. 均布突加荷载作用下圆柱形衬砌振动响应的解析解[J]. *岩土工程学报*, 2010, 32(2): 237—242.  
Gao Meng, Gao Guangyun, Wang Ying, et al. Analytical solution on dynamic response of lining subjected to sudden internal uniform loading [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, 32(2): 237—242. (in Chinese)
- [6] 闻敏杰, 杨晓, 张斌, 等. 基于分数导数本构的粘弹性土层-隧洞衬砌系统的稳态动力响应[J]. *应用力学学报*, 2012, 29(2): 182—187.  
Wen Minjie, Yang Xiao, Zhang Bin, et al. Steady dynamic responses of viscoelastic soil and tunnel lining system based on fractional derivative constitutive relation [J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2012, 29(2): 182—187. (in Chinese)
- [7] Biot M A. Theory of propagation of elastic waves in a fluid-saturated porous media, I. Low frequency range [J]. *Journal of Acoustical Society of American*, 1956, 28(2): 168—178.
- [8] Biot M A. Generalized theory of acoustic propagation in porous dissipative media [J]. *Journal of the Acoustical Society of America*, 1962, 34(5): 1254—1264.
- [9] Mei C C, Foda M A. Wave-induced responses in a fluid-filled poroelastic solid with a free surface—a boundary layer theory [J]. *Geophysical Journal International*, 1981, 66(3): 597—631.
- [10] Mei C C, Si I B, Cai D, et al. Scattering of simple harmonic waves by a circular cavity in a fluid-infiltrated poroelastic medium [J]. *Wave Motion*, 1984, 6(3): 265—278.
- [11] Senjuntichai T, Rajapakse R. Transient response of a circular cavity in a poroelastic medium [J]. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 1993, 17(6): 357—383.
- [12] 刘干斌, 谢康和, 施祖元. 粘弹性土体中深埋圆形隧道的应力和位移分析[J]. *工程力学*, 2004, 21(5): 132—138.  
Liu Ganbin, Xie Kanghe, Shi Zuyuan. Analysis of stress and displacement around a deep circular tunnel in viscoelastic soil [J]. *Engineering Mechanics*, 2004, 21(5): 132—138. (in Chinese)
- [13] Xie Kanghe, Liu Ganbin, Shi Zuyuan. Dynamic response of partially sealed circular tunnel in viscoelastic saturated soil [J]. *Soil Dynamic and Earthquake Engineering*, 2004, 24(12): 1003—1011.
- [14] Liu G B, Xie K H, Liu X. Dynamic response of a partially sealed tunnel in porous rock under inner water pressure [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2010, 25(4): 407—414.
- [15] 杨晓, 闻敏杰. 饱和分数导数型粘弹性土-深埋圆形隧洞衬砌系统的动力特性[J]. *工程力学*, 2012, 29(12): 248—255.  
Yang Xiao, Wen Minjie. Dynamic characteristics of saturated fractional derivative type viscoelastic soil and lining system with a deeply embedded circular tunnel [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(12): 248—255. (in Chinese)
- [16] 高华喜, 闻敏杰. 准饱和粘弹性土-隧洞衬砌系统的动力特性[J]. *工程力学*, 2013, 30(5): 90—96.  
Gao Huaxi, Wen Minjie. Dynamic characteristics of nearly saturated viscoelastic soil and lining system with a tunnel [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(5): 90—96. (in Chinese)
- [17] 蔡袁强, 陈成振, 孙宏磊. 爆炸荷载作用下饱和土中隧道的瞬态动力响应[J]. *岩土工程学报*, 2011, 33(3): 361—367.  
Cai Yuanqiang, Chen Chengzhen, Sun Honglei. Transient dynamic response of tunnels subjected to blast loads in saturated soil [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2011, 33(3): 361—367. (in Chinese)
- [18] Gao M, Wang Y, Gao G Y, et al. An analytical solution for the transient response of a cylindrical lined cavity in a poroelastic medium [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2013, 46(3): 30—40.
- [19] Liu Huabei. Dynamic analysis of subway structures under blast loading [J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2009, 27(6): 699—711.
- [20] An J, Tuan C Y, Cheeseman B A, et al. Simulation of Soil Behavior under Blast Loading [J]. *International Journal of Geomechanics*, 2011, 11(4): 323—334.
- [21] Anirban D. Numerical simulation of surface explosions over dry, cohesionless soil [J]. *Computers and Geotechnics*, 2012, 43(1): 72—79.
- [22] Jayasinghe L B, Thambiratnam D P, Perera N, et al. Computer simulation of underground blast response of pile in saturated soil [J]. *Computers and Structures*, 2013, 120(1): 86—95.
- [23] 丁桦, 郑哲敏. 爆破震动等效载荷模型[J]. *中国科学(E辑)*, 2003, 33(1): 82—88.  
Ding Hua, Zheng Zhemin. The model of equivalent load of blast vibration [J]. *Science in China (Series E)*, 2003, 33(1): 82—88. (in Chinese)
- [24] Luccioni B, Ambrosini D, Danesi R. Blast load assessment using hydrocodes [J]. *Engineering Structure*, 2006, 28(12): 1736—1744.
- [25] Crump K S. Numerical inversion of Laplace transforms using a fourier series approximation [J]. *Journal of the Association for Computing Machinery*, 1976, 23(1): 89—96.
- [26] Stehfest H. Numerical inversion of Laplace transforms [J]. *Communications of the ACM*, 1970, 13(1): 47—49.
- [27] 何光渝, 郑书英. 渗流力学问题中的数值反演解[J]. *应用力学学报*, 1997, 14(1): 113—117.  
He Guangyu, Zheng Shuying. Numerical inversion of laplace transform solution in dynamics of porous flow [J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 1997, 14(1): 113—117. (in Chinese)