

文章编号: 1007-2993(2026)03-0411-07

沟埋式管廊竖向荷载非线性分布效应研究

吴明¹ 景小斌¹ 余章华² 安鹏¹ 杨海峰³

(1. 长安大学地质工程系, 陕西西安 710054; 2. 五矿矿业工程设计有限公司, 安徽合肥 230601; 3. 信电综合勘察设计院有限公司, 陕西西安 710054)

【摘要】 针对沟埋式管廊上覆荷载非线性分布问题, 采用竖向微分单元法, 并引入土条间摩擦力假设, 推导出竖向土压力非线性分布的表达式。理论结果与沟埋式管廊现场实测对比表明, 非线性解析式可以描述沟埋式管廊上覆荷载的非线性特性。采用荷载结构法, 对管廊顶部分别施加线性荷载和非线性荷载进行计算, 结果表明: 在背景工程条件下, 管顶非线性荷载、管侧线性荷载模式下, 管廊结构顶部和底部变形量分别减小 15% 和 14%, 侧壁变形几乎没有影响; 管廊顶部跨中最大弯矩减小约 23%。

【关键词】 管廊; 沟埋; 荷载; 非线性分布; 结构内力

【中图分类号】 TU990.3

【文献标识码】 A

doi: 10.20265/j.cnki.issn.1007-2993.2024-0556

Study on effects of vertical nonlinear-distributed loads on trenched utility tunnel

WU Ming¹ JING Xiaobin¹ YU Zhanghua² AN Peng¹ YANG Haifeng³

(1. Department of Geological Engineering, Chang'an University, Xi'an 710054, Shaanxi, China; 2. Minmetals Mining Engineering Design Co., Ltd., Hefei 230601, Anhui, China; 3. China DK Comprehensive Engineering Investigation and Design Research Institute Co., Ltd., Xi'an 710054, Shaanxi, China)

【Abstract】 Aiming at nonlinear distribution of the overburden load of the buried utility tunnel, employing the vertical differential element method with the assumption on the friction force between the soil slices, the nonlinear analytical solution of the vertical soil pressure is deduced. The comparison between theoretical results and the field measurement of buried utility tunnel show that the nonlinear analytical solutions are able to describe the nonlinear distribution characteristics of loads on trenched utility tunnel. By the load structure method, the utility tunnel with its top bearing linear and nonlinear overburden loads is computed. The results show that under the engineering condition proposed by the paper, the mode of linear distribution on structure top and nonlinear distribution on side wall, the deformation value of structure top and bottom reduce 15% and 14%, respectively, nearly no effects on side wall deformation; the maximum moment of in the middle of utility tunnel top reduce 23%.

【Key words】 utility tunnel; trench-bury; loads; nonlinear distribution; structural internal force

0 引言

地下综合管廊作为一种多功能的市政基础设施, 已被国内众多城市纳入未来发展规划并付诸实施。某种程度上, 管廊所受的荷载同涵洞、埋管和隧道等工程问题具有共性。因此, 该类地下设施结构表面所受荷载的研究成果(包括大小、分布和推演理论)可以互相对照和借鉴。

通常对于地下工程上覆荷载的计算方法可依照马斯顿方法^[1]、普氏拱理论^[2]、层分法^[3-4]和顾安全法^[5]等。其中以层分法为基础而衍生的方法较多, 但是这些方法均隐含同一高度土层上的竖向土压力相等的

假设, 即认为荷载沿着结构顶部呈均匀矩形分布^[6]。然而现场实测和模型试验结果^[7-11]均表明, 管涵顶部竖向土压力呈非线性分布形式, 根据其埋埋方式不同, 非线性分布的模式有所差异。其中, 沟埋式结构顶部荷载实测分布呈现出跨中土压力小、靠近侧墙土压力大的模式。Tian 等^[12]观察到圆形钢管上覆的竖向荷载同样呈非线性分布, 并提出经验性函数用于描述其非线性特征, 但缺乏结合土力学理论的深入分析。汪大海等^[13]采用层分法, 引入土拱效应, 得出浅埋隧道的非线性上覆荷载解。张常光等^[14]同样采用层分法, 引入土拱效应, 给出了上埋式管涵的竖向荷载解

基金项目: 国家自然科学基金(41402245); 陕西省自然科学基金(2023-JC-YB-262); 陕西省重点研发计划(2022SF-269); 陕西省住房城乡建设科技计划项目(2014-k33)

作者简介: 吴明, 男, 1979 生, 博士, 副教授, 主要从事深基坑工程研究。E-mail: eagleming@chd.edu.cn

析式。Lin等^[15]也注意到了上覆荷载的非线性问题,针对隧道截面由于地层损失引起的上覆荷载重分布问题,结合层分法和土拱效应给出了解答。

明挖沟埋式管廊上覆荷载呈现非均匀分布,目前关于这种非线性荷载对结构内力影响的研究相对较少。为此,本文采用竖向条分法建立了明挖沟埋式管廊的竖向荷载非线性分布表达式,依托西咸新区某综合管廊工程,对沟埋式管廊结构顶部的荷载分布模式进行了现场测试,并将其和理论解析进行对照;最后基于荷载结构法,探讨了上覆非线性荷载对管廊结构的影响。

1 力学模型

1.1 基本假设

图1为沟埋式管廊力学模型。如图所示,极限破坏状态下,假设沟埋式管廊顶部土体发生滑动,土体内产生朗肯破裂面并向上延伸至填土表面,由于研究对象为对称结构,取其中一半进行分析,则管廊半宽为 b ,填土高度为 H ,破裂面和填土表面的交点距管廊中轴线距离为 B 。由图1中几何条件可得: $B = b + H/\tan\alpha$ 。

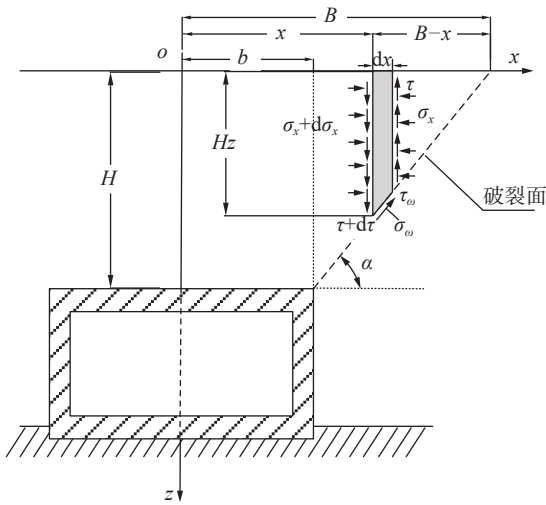


图1 沟埋式管廊力学模型

Fig. 1 Mechanic model of trench utility tunnel

为了简化理论推演步骤,有如下假设条件:

(1)上覆土体破坏过程中,破裂角 α 分别按如下方式取值。当明挖方案放坡脚较缓时,破裂面取朗肯主动破裂面($\alpha = \pi/4 + \varphi/2$),当坡脚较陡时,取管廊顶部和坡顶连线;

(2)填土表面水平,且土体为均匀、各向同性的非黏性土,其内摩擦角为 φ ;

(3)管顶上覆土体及土体与结构间的破坏关系满足莫尔-库仑准则,填土与管廊界面的摩擦角为 δ ;

(4)由于垂直方向上的水平土压力为非均匀分布,据此将微分单元体所受到的横向应力及层间剪切力简化成平均水平应力和平均剪切力, ξ 为摩擦比例系数。

1.2 公式推导

如图2所示,极限状态下的管顶上覆滑动土体为直角梯形土楔体,可将其划分为三角形ABE区域和矩形BCDE区域,分别命名为(a)区和(b)区,利用竖向微分单元法分别对其受力分析。

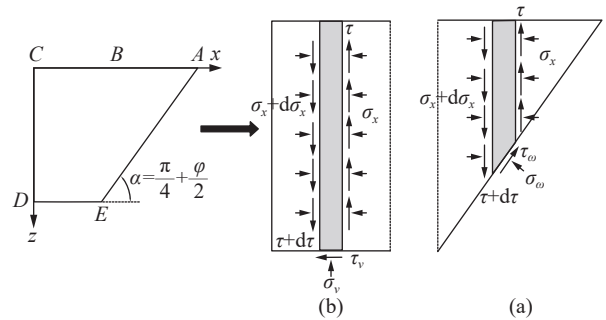


图2 上覆土体分区

Fig. 2 Divided zones of overlying soils

首先于图2右部三角形区域((a)区)的土楔体距管廊中轴线 x 处取高度为 H_z ,宽度为 dx 的土体薄层单元(见图1),由几何条件易得:

$$H_z = (B - x)\tan\alpha, (b \leq x \leq B) \quad (1)$$

根据(a)区竖向土条的应力平衡关系,可知其水平方向上合力为零有 $\sum X = 0$,得到水平平衡方程:

$$dP + \tau_w dx - \sigma_w dx \tan\alpha = 0 \quad (2)$$

式中: P 为土条的水平合力; σ_w 和 τ_w 分别为土体破裂面上的法向应力和剪切力。

同理,根据(a)区竖向微分单元体的竖向合力为零有 $\sum Z = 0$,得到竖向平衡方程:

$$\gamma H_z dx + dQ - \tau_w dx \tan\alpha + \sigma_w dx = 0 \quad (3)$$

式中: γ 为土体重量; Q 为土条的剪切合力。

令 $\tau_w = \sigma_w \tan\varphi$, $Q = \xi P$, $\xi = \tan\varphi'$, φ' 为土楔体发生滑动时的等效摩擦角。联立式(2)和式(3)得到 P 关于 x 的微分方程:

$$\frac{dP}{dx} = a_1(B - x) \quad (4)$$

其中 $a_1 = \frac{\gamma \tan\alpha}{1 + \tan\alpha \tan\varphi - \xi}$ 。

解此一阶线性齐次微分方程有:

$$P = a_1 \left(Bx - \frac{x^2}{2} \right) + C_1 \quad (5)$$

滑移面和填土平面的交点 $x = B$ 处, 竖向微分土单元体的高度 H_z 为 0, 所以单元体不受到水平合力的作用, 故边界条件为 $x = B, P = 0$ 。将其代入式(5)可求出待定系数 C_1 的值, 为

$$C_1 = -\frac{a_1 B^2}{2} \quad (6)$$

那么对于(a)区域竖向微分单元土体的平均横向应力 $\bar{\sigma}_x$ 可以按照式(7)计算:

$$\bar{\sigma}_x = \frac{P}{H_z} \quad (7)$$

整理化简得到:

$$\bar{\sigma}_x = \frac{a_1 (B - x)}{2 \tan \alpha} \quad (8)$$

需要注意式(8)中 $x \neq B$ 。

对于(b)区域, 单元土条高度为 H , 根据单元体竖向合力为零有 $\sum Z = 0$, 得到竖向平衡方程:

$$\gamma H dx - \sigma_v dx + H d\bar{\tau} = 0 \quad (9)$$

引入竖向土压力系数 k_v , k_v 定义为竖向应力与平均横向应力之比。假定作用在竖向微分单元体侧面的横向应力 σ_x 按主动土压力 E_a 分布, 那么 k_v 有:

$$k_v = \frac{\sigma_v}{\bar{\sigma}_x} = \frac{\gamma H}{K_a \int_0^h \gamma z dz / H} \quad (10)$$

式中: $\sigma_x = K_a \bar{\sigma}_x$; 主动土压力系数 $K_a = \tan^2(\pi/4 - \varphi/2)$, 代入 $\bar{\tau} = \xi \bar{\sigma}_x$ 并解微分方程式(9)得到:

$$\bar{\sigma}_x = \frac{\gamma H}{k_v} + C_2 e^{\frac{k_v x}{H}} \quad (11)$$

式中: C_2 为待定常数。

如果假设单元体的横向应力沿着水平方向呈连续分布的形式, 可以根据式(8)求解出 $x = b$ 处的平均横向应力, 将其当作式(11)的初始边界条件。据此将 $x = b, \bar{\sigma}_x = \frac{a_1 (B - b)}{2 \tan \alpha}$ 和 $k_v = \frac{\sigma_v}{\bar{\sigma}_x}$ 代入式(11)得到:

$$\sigma_v = \gamma H + k_v C_2 e^{\frac{k_v x}{H}} \quad (12)$$

式中: $C_2 = H \left(\frac{a_1}{2 \tan^2 \alpha} - \frac{\gamma}{k_v} \right) e^{-\frac{k_v b}{H}}$; 附加应力系数 $K' = k_v \left(\frac{a_1}{2 \gamma \tan^2 \alpha} - \frac{1}{k_v} \right) e^{\frac{k_v (x-b)}{H}}$ 。

那么式(12)即为所求的朗肯破裂面情况下管顶竖向土压力沿 $(0, b)$ 的横断面分布表达式, 且式(12)可简写成 $\sigma_v = (1 + K') \gamma H$ 。

2 对比验证

2.1 参数讨论

管廊顶部在边界处的荷载明显大于中轴线处, 这种差异是由竖向土条层间摩擦比例系数所决定的, 为了更深入地探究其对管廊上覆荷载分布和大小变化的影响, 绘制不同 φ' 值条件下的管顶竖向土压力沿水平方向的分布曲线, 如图 3 所示。

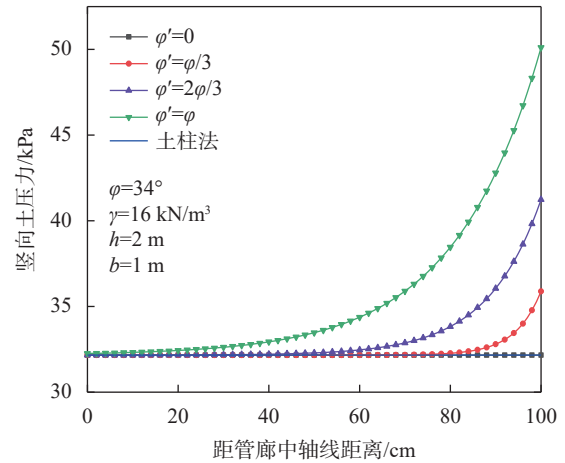


图 3 不同 φ' 值条件下的竖向土压力分布曲线
Fig. 3. Vertical earth pressure distribution curves with different conditions of φ'

如图 3 所示, 靠近管廊中轴线附近的土压力较小, 靠近边界处的土压力较大。当 $\varphi' = 0$ 时, 此时两侧滑移土体不产生附加应力的作用, 本文方法的计算结果为管廊上覆土柱压力, 当 φ' 不断增大, 趋近于 φ 时, 管顶上覆荷载分布曲线由线性变为非线性, 土条层间的摩擦作用更显著, 靠近管顶两侧的土压力值也随之增大。

2.2 现场监测

依托的地下综合管廊项目位于西安市西咸新区, 针对管顶上覆荷载进行现场监测, 具体土工参数见表 1。

表 1 某综合管廊试验相关土工参数
Tab. 1 Relevant geotechnical parameters of utility tunnel

管廊半宽 b/m	填土高度 h/m	填土重度 $\gamma/(kN \cdot m^{-3})$	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	外摩擦角 $\delta/(^\circ)$
1	3	19.3	28.3	$\frac{2\varphi}{3}$

如图 4 和图 5 所示, 管廊截面矩形断面宽 2 m、高 1.5 m、壁厚 0.25 m, 选取其中一处断面, 取其一半几何结构顶部, 埋设振弦式土压力盒, 土压力盒中心距 0.3 m。为了避免夯击损坏土压力盒, 特别于管廊顶部填筑约 20 cm 覆土时, 挖沟槽布设土压力盒(见图 4)。埋设过程中, 土压力盒尽量接触管廊顶部硬

面,并在其四周放置一定量的细砂,使其受力均匀,最终填筑完毕,测试得管廊顶部荷载分布见图6。由于管廊上覆土体采用分层碾压、夯实。施工过程一定程度影响土压力盒读数,比如本试验从中轴线数起第3个土压力存在一定误差,但不影响整体规律。



图4 西安某管廊测试现场
Fig. 4 Utility tunnel test site at Xi'an

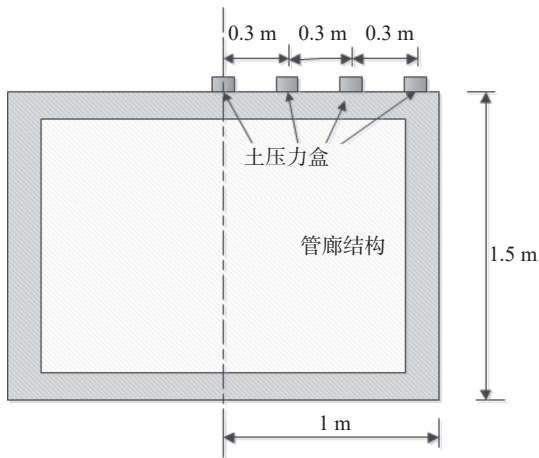


图5 管廊顶土压力盒布置剖面图
Fig. 5 Crossing section of earth pressure box on the utility tunnel top

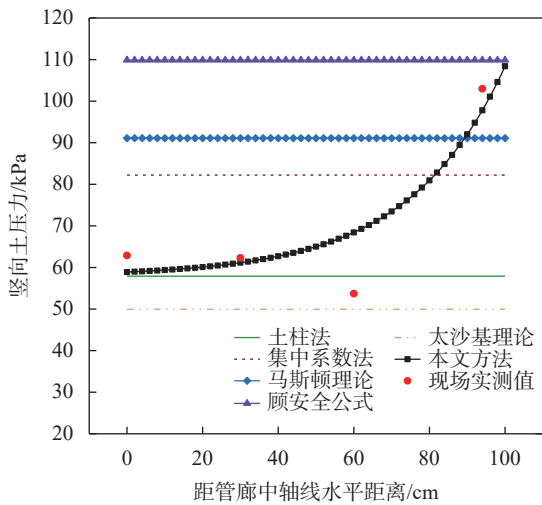


图6 理论法竖向土压力分布与现场实测对比
Fig. 6 Vertical earth pressure distribution comparison between the theoretical method and site monitoring datum

图6对比了本文方法和土柱法、集中系数法、太沙基法等理论法的土压力计算结果,各种方法对于管顶边界处的描述同实测值存在较大差距。其中土压力集中系数法、马斯顿理论和顾安全公式的计算结果对于管廊中轴线附近的理论值远大于实测值,说明线性土压力理论不能体现管廊顶部荷载的分布规律。本文方法与试验数据较吻合,体现了非线性计算方法的优势。

3 非线性上覆荷载对结构的影响

3.1 数值模型的建立

采用荷载-结构法对管廊结构变形和内力进行计算分析。通过对管廊顶部施加非线性荷载和线性荷载,对比计算管廊内力。此次数值计算以前述西咸新区某综合管廊为工程背景(参数见表1),分别采用本文方法和马斯顿土压力理论计算管顶竖向土压力,所建模型荷载分布见图7、图8。

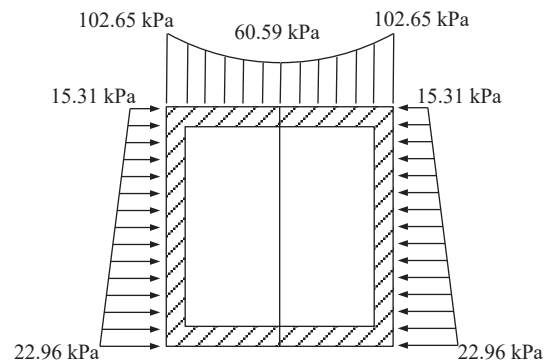


图7 非线性上覆荷载模型
Fig. 7 Nonlinear model of overlying loads

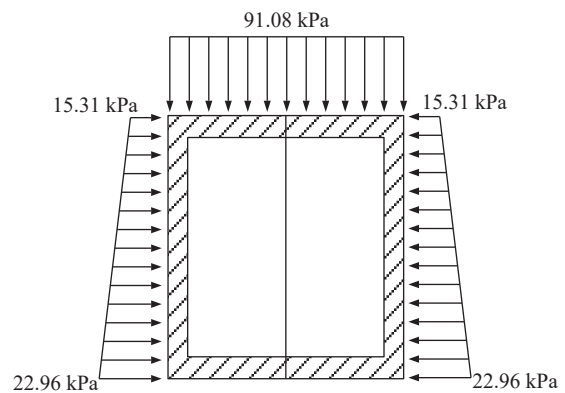


图8 线性上覆荷载模型
Fig. 8 Linear model of overlying loads

此次数值计算,用梁单元来模拟管廊墙体结构,分别将管廊模型的底部和顶部以及两侧壁各划分20个单元体,总共得到80个网格单元。为了与实际工况一致,将承载管廊的地基视为弹性体,管廊底部受到地基土体的抗力作用,用仅受压的曲面弹簧单元

来模拟地基弹性抗力, 并约束该管廊顶部中心点处水平方向的位移自由度, 以避免结构平动(见图 9)。

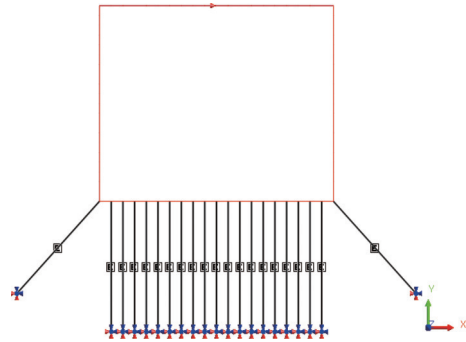


图 9 有限元模型
Fig. 9 FEM model

3.2 变形分析

图 10 为管廊顶部竖向变形曲线对比结果, 由图可见管廊结构顶部的变形整体上呈现“U”形且全为向下的位移(呈负值)。非线性竖向荷载作用下管顶竖向变形量明显小于线性竖向荷载的结果。前者竖向变形最大值(中轴线处)约为 4.4 mm, 最小值(边界处)约为 3.7 mm; 后者竖向变形最大值(中轴线处)约为 5.2 mm, 最小值(边界处)约为 4.3 mm。

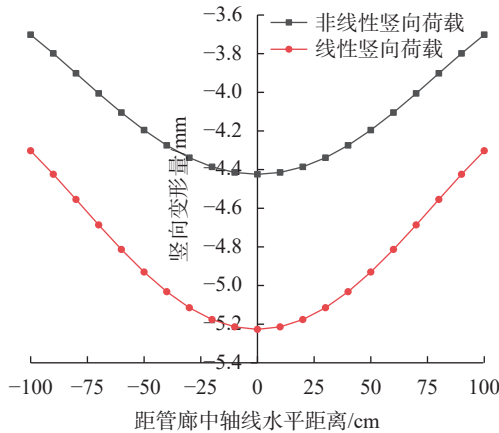


图 10 管廊顶部竖向变形曲线
Fig. 10 Vertical deformation curve of utility tunnel top

图 11 为管廊底部竖向变形曲线对比结果, 由图可见管廊结构底部的变形整体上呈现反“U”形且为受压位移(呈负值), 竖向变形特征与顶部相反, 呈现“中间小两侧大”的特点。非线性竖向荷载的竖向位移最大值(边界处)约为 3.7 mm, 最小值(中轴线处)约为 2.9 mm; 而线性竖向荷载的竖向位移最大值(边界处)约为 4.3 mm, 最小值(中轴线处)约为 3.3 mm。

图 12 为管廊侧壁水平变形曲线对比结果, 可以看出管廊结构侧壁整体向外变形(呈正值)。非线性竖向荷载条件下, 管侧变形量明显小于线性竖向荷载

的结果。前者变形最大值(距管顶 75 cm 处)约为 0.3 mm, 最小值(管顶和管底处)约为 -0.004 mm; 后者变形最大值(距管顶 75 cm 处)约为 0.4 mm, 最小值(管顶和管底处)约为 -0.004 mm。

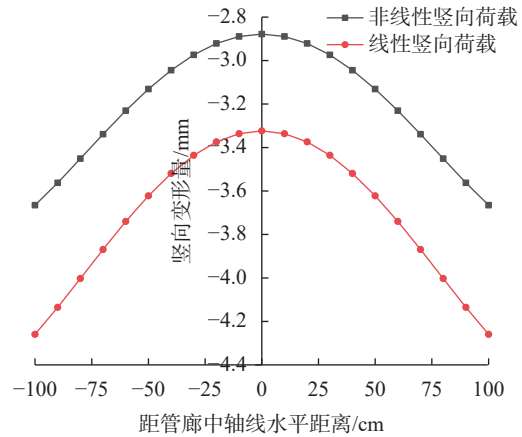


图 11 管廊底部竖向变形曲线
Fig. 11 Vertical deformation curve of utility tunnel bottom

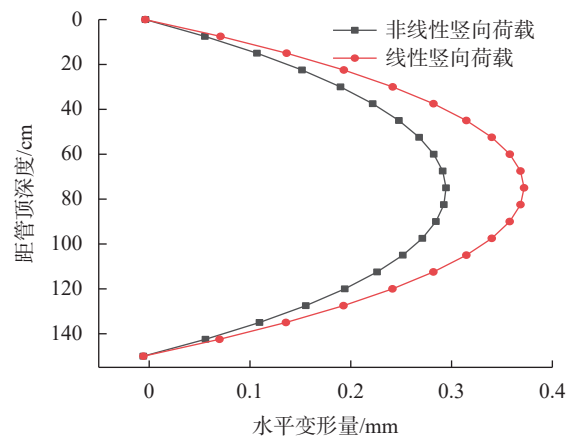


图 12 管廊侧壁水平变形曲线
Fig. 12 Horizontal deformation curve of side wall of utility tunnel

结合管廊变形分析可知, 管廊结构在竖向荷载作用下整体下沉, 由于管廊侧壁的支撑作用, 管顶两侧竖向变形量较小, 中轴线附近较大; 管廊底部情况相反, 具体为两侧较大, 中轴线附近较小。非线性荷载作用下, 管廊结构侧墙水平位移相对较小, 总体上竖向荷载分布模式对侧墙变形没有影响。总之, 荷载分布模型对管廊顶部的变形存在明显影响, 对侧墙变形影响微弱。相较于线性分布荷载, 非线性荷载模式下管廊结构顶和底部的变形量分别减小 15% 和 14%。

3.3 内力分析

图 13 为管廊顶部剪力曲线对比结果, 由图可知, 线性竖向荷载作用下管廊剪力曲线呈线性; 非线性竖向荷载则使剪力呈轻微非线性。二者的剪切趋势一

致,距管廊中轴线距离越远,剪力值越大,最大值分别约为 93.6 kN 和 80 kN。

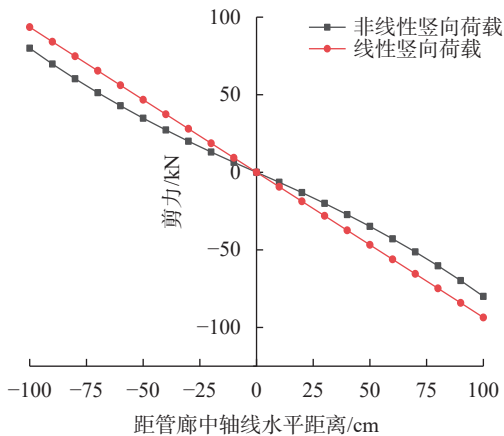


图 13 管顶剪力曲线

Fig. 13 Shear forces curve of utility tunnel top

图 14 为管廊顶部弯矩曲线对比结果,由图可知,两种荷载模式的管顶弯矩均呈抛物线型分布。非线性竖向荷载的弯矩极值分别约为 21.1 kN·m 和 -15.4 kN·m,且距管廊中轴线±74 cm 处存在反弯点;而线性竖向荷载的弯矩极值分别约为 27.5 kN·m 和 -19.2 kN·m,且距管廊中轴线±72 cm 处存在反弯点。

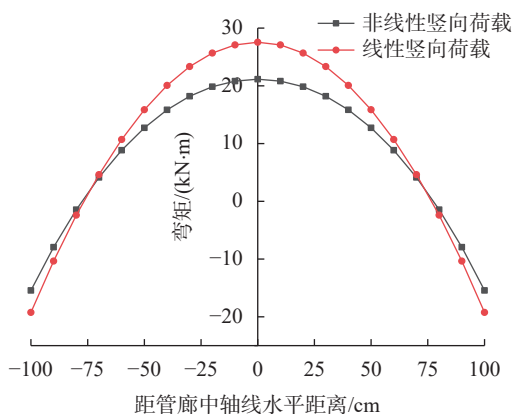


图 14 管顶弯矩曲线

Fig. 14 Moment curve of utility tunnel top

结合管顶变形对比分析可知,二者模拟得到的管顶向下受弯位置和范围比较接近,但非线性竖向荷载的弯矩较小。总之,荷载分布模式对于管廊顶部结构弯矩具有影响,与线性分布模式相比,管顶非线性而管侧线性分布荷载模式下,管廊顶部跨中最大弯矩约减小 23%。

4 结论

(1)本文所推导的非线性计算公式形式简单,不需要考虑土体等沉面问题,能够反映上埋式管廊顶部竖向土压力的非线性分布情况。根据数值解及回归

分析结果,给出了精确的解析公式,并可基于有限次计算得到具体的管廊土压力分布结果,可为确定上埋式管廊顶部荷载提供参考。

(2)沟埋式管廊结构在上覆土体荷载作用下顶部变形分布整体上呈现“U”形、底部则呈反“U”形,且均为受压位移,管廊侧壁变形向外,表现为“中间大,顶底小”的特点,管廊整体呈下沉趋势。在背景工程条件下,两种不同荷载模式对比表明,相较于线性分布模式,管顶为非线性、管侧为传统线性荷载模式下,管廊结构顶部和底部的变形量分别减小 15% 和 14%,侧壁变形几乎没有影响,管廊顶部跨中最大弯矩约减小 23%。

参考文献

- [1] MOSER A P. 地下管设计 [M]. 北京市市政工程设计研究总院《地下管设计》翻译组,译. 北京:机械工业出版社,2003. (MOSER A P. Buried pipe design[M]. Translation Team for Underground Pipe Design at Beijing Municipal Engineering Design and Research Institute, trans. Beijing: China Machine Press, 2003. (in Chinese))
- [2] 王毅才. 隧道工程 [M]. 北京:人民交通出版社,2006. (WANG Y C. Tunnel engineering[M]. Beijing: China Communications Press, 2006. (in Chinese))
- [3] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1943.
- [4] 曾国熙. 土填下涵管竖向土压力的计算 [J]. 浙江大学学报, 1960(1): 79-98. (ZENG G X. Calculation of vertical earth pressure of culvert pipe under soil[J]. Journal of Zhejiang University, 1960(1): 79-98. (in Chinese))
- [5] 顾安全. 上埋式管道垂直土压力的研究 [D]. 西安:陕西工业大学,1963. (GU A Q. Research on vertical earth pressure of upper buried pipeline[D]. Xi'an: Shaanxi University of Technology, 1963. (in Chinese))
- [6] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 城市综合管廊工程技术标准: GB 50838—2015[S]. 北京:中国计划出版社,2015: 72. (Ministry of Housing and Urban Rural Development of the People's Republic of China. Technical code for urban utility tunnel engineering: GB 50838—2015[S]. Beijing: China Planning Press, 2015: 72. (in Chinese))
- [7] 申文明,边学成,唐晓武,等. 低填方上埋式管涵土压力的模型试验和理论研究 [J]. 岩土工程学报, 2010, 32(7): 1017-1022. (SHEN W M, BIAN X C, TANG X W, et al. Model tests and theoretical studies on earth pressure on shallow positive buried culverts[J]. Chinese

- Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(7): 1017-1022. (in Chinese))
- [8] 杨明辉, 方天云, 赵明华, 等. 高填方段波纹管涵垂直土压力试验及计算 [J]. *公路交通科技*, 2014, 31(4): 33-38. (YANG M H, FANG T Y, ZHAO M H, et al. Test and calculation of vertical earth pressure on corrugated pipe culvert under high embankment[J]. *Journal of Highway and Transportation Research and Development*, 2014, 31(4): 33-38. (in Chinese))
- [9] 陶 涛, 蒋顺强, 秦长国, 等. 填土碾压对沟埋式箱涵土压力分布的影响研究 [J]. *中外公路*, 2015, 35(6): 29-32. (TAO T, JIANG S Q, QIN C G, et al. Fill compaction of ditch buried box culvert earth pressure distribution of impact study[J]. *Journal of China & Foreign Highway*, 2015, 35(6): 29-32. (in Chinese))
- [10] ABUHAJAR O, EL NAGGAR H, NEWSON T. Numerical modeling of soil and surface foundation pressure effects on buried box culvert behavior[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2016, 142(12): 04016072.
- [11] CHU I, WOO S K, WOO S I, et al. Analysis of vertical earth pressure acting on box culverts through centrifuge model test[J]. *Applied Sciences*, 2022, 12(4): 81.
- [12] TIAN Y, LIU H, JIANG X, et al. Analysis of stress and deformation of a positive buried pipe using the improved Spangler model[J]. *Soils and Foundations*, 2015, 55(3): 485-492.
- [13] 汪大海, 贺少辉, 刘夏冰, 等. 基于主应力旋转特征的浅埋隧道上覆土压力计算及不完全拱效应分析 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2019, 38(6): 1284-1296. (WANG D H, HE S H, LIU X B, et al. A modified method for determining the overburden pressure above shallow tunnels considering the distribution of the principal stress rotation and the partially mobilized arching effect[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, 38(6): 1284-1296. (in Chinese))
- [14] 张常光, 吴 凯, 隋建浩. 基于小主应力轨迹的上埋式涵管竖向土压力非线性描述 [J]. *岩土工程学报*, 2021, 43(12): 2200-2208. (ZHANG C G, WU K, SUI J H. Nonlinear descriptions of vertical earth pressure against positive buried pipelines based on minor principal stress trajectory[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2021, 43(12): 2200-2208. (in Chinese))
- [15] LIN X T, SU D, SHEN X, et al. Effect of tunnelling-induced ground loss on the distribution of earth pressure on a deep underground structure[J]. *Computers and Geotechnics*, 2022, 147: 104781.

收稿日期: 2024-11-27