

DOI: 10.11779/CJGE201702007

# 基于管土接触特性的顶进力计算模型分析

张 鹏, 马保松\*, 曾 聰, 谈力昕

(中国地质大学(武汉)工程学院, 湖北 武汉 430074)

**摘要:** 顶进力是顶管工程中管道结构设计、顶管机选型和工作井结构设计的决定性参数之一。为了更加准确地计算顶进力, 假设泥浆压力作用下孔壁保持稳定, 管道与孔壁土体发生部分接触, 采用协调表面 Persson 接触模型分析管土接触角度和接触压力分布规律, 在此基础上考虑管浆摩阻力影响推导出相应的顶进力计算公式。结果表明: 管土接触角度和接触压力分布受管道和地层力学参数影响, 软土层中管土接触角度可近似取  $180^\circ$  定值, 接触压力合力约为管道自重的 1.35 倍; 当管道与岩层力学性质接近时, 管土接触趋于点接触状态, 接触压力的合力为管道自重, 且工程实测顶进力与公式预测值相一致, 证明其具有适用性。

**关键词:** 顶管; 顶进力; 摩阻力; 接触压力

中图分类号: TU411 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2017)02-0244-06

作者简介: 张 鹏(1988-), 男, 博士研究生, 主要从事非开挖和管道工程等领域的科研工作。E-mail: cugpengzhang@163.com。

## Numerical model for jacking force based on pipe-soil contact characteristics

ZHANG Peng, MA Bao-song, ZENG Cong, TAN Li-xin

(Faculty of Engineering, China University of Geosciences (Wuhan), Wuhan 430074, China)

**Abstract:** Jacking force is one of the crucial parameters to decide design of pipe structure, selection of pipe jacking machines and design of shaft structure for jacking projects. In order to more accurately calculate the jacking force, it is assumed that the excavation tunnel is stable under mud pressure and partial contact occurs between pipe and soil of hole wall. The Persson contact model for coordinated surface is used to analyze contact angle of pipe-soil surface and distribution of contact pressure. On this basis, the formula for calculating the jacking force is deduced considering influence of friction resistance between pipe and mud concurrently. The results show that the contact angle of pipe-soil and the distribution of contact pressure are affected by the mechanical parameters of pipe and formation excavated. The contact angle approximatively tends to be constant value of  $180^\circ$ , and the resulting force of contact pressure is about 1.35 times the pipe weight for jacking in soft soil. When the mechanical properties of pipe and rock are close to each other, the pipe and rock tend to be point contact state. The resulting force of contact pressure is equal to the pipe weight. The jacking force measured during jacking process is consistent with that predicted by the proposed formula, and its applicability is proved.

**Key words:** pipe jacking; jacking force; frictional resistance; contact pressure

## 0 引言

随着中国城市化进程加快和基础设施需求增加, 以地下管线、综合管廊及地铁隧道和车站等为代表的地下空间结构将成为重点建设工程。顶管作为一种非开挖技术以其施工效率高、环境影响小等优点成为地下工程建设的关键技术之一。然而对于任一顶管工程, 其设计和施工首先要面临的就是管材与设备选择, 顶进力是管道结构设计、顶管机选型和工作井结构设计的决定性参数之一, 其预测的准确性直接关系到顶管工程成败。一旦实际顶力超过设计预测值, 则可能超过管道和工作井后背墙承载力, 导致管道破坏、工作

井混凝土墙开裂等事故; 反之, 若设计顶力远大于实际顶力, 则导致管道和工作井结构设计过于保守, 从而增加不必要的工程成本。

顶管顶进力由刀盘迎面阻力和管土侧摩阻力两部分组成, 其中管土侧摩阻力对顶进力大小起控制性作用。因此, 管土接触压力和管土摩擦系数是决定顶进力的主要参数。目前, 国内外已有顶进力计算模型根据掘进隧洞的稳定性主要有管土部分接触模型和管土

基金项目: 交通运输部项目 (201331J11300)

收稿日期: 2015-12-02

\*通讯作者 (E-mail: mabaosong@163.com)

全接触模型两种。

### (1) 管土部分接触模型

Milhgan 等<sup>[1]</sup>总结两种孔壁稳定条件下顶进力计算模型: ①顶进力等于管道自重与管土摩擦系数乘积(式(1)); ②Haslem<sup>[2]</sup>认为顶管管道仅与孔壁底部发生弹性接触和相对滑动, 采用 Hezrt 弹性接触模型得出管土接触宽度, 并通过管土黏着力与接触面积的乘积计算顶进力(式(2))。Khazaei 等<sup>[3]</sup>采用同样方法计算管土接触宽度, 并考虑了管道与泥浆之间的摩阻力。

### (2) 管土全接触模型

O’ Reilly 等<sup>[4]</sup>认为管道与孔壁土体完全接触, 顶进力等于克服管道上土压力引起的摩阻力; Sofianos 等<sup>[5]</sup>对管土全接触模型和部分接触模型顶进力进行了对比分析; 国内外相关设计规范大都采用管土全接触模型来计算顶进力, 如 GB50268—2008<sup>[6]</sup>和 CECS246—2008<sup>[7]</sup>(式3)选用摩阻力试验值, 而日本《推進工法体系》<sup>[8]</sup>(式4)通过太沙基土压力<sup>[9]</sup>模型计算。

$$F = \mu W, \quad (1)$$

$$F = F_s S, \quad (2)$$

$$F = F_0 + \pi D_p L f, \quad (3)$$

$$F = F_0 + \pi D_p L [(q + W)\mu + c]. \quad (4)$$

式中  $F$  为总顶进力;  $\mu$  为管土摩擦系数;  $W$  为管道重量;  $F_s$  为管土黏着力;  $S$  为管土接触面积;  $F_0$  为刀盘迎面阻力;  $D_p$  为管道外径;  $L$  为顶进距离;  $f$  为单位面积管土摩阻力;  $q$  为管道周围土压力;  $c$  为管土之间黏聚力。

除了上述两种管土接触模型, 叶艺超等<sup>[10]</sup>假设管道悬浮不与孔壁发生接触, 采用泥浆与管道之间的“固一液”接触特性, 推导出考虑泥浆触变性的顶进力公式。此外, 相关学者通过现场顶管试验对实际管土接触压力和顶进力进行了监测<sup>[11-13]</sup>, 并对各项进力计算模型进行对比验证, 大部分结果表明实测顶进力小于管土全接触模型预测值, 而大于管土部分接触顶进力计算值。随着顶管润滑泥浆的广泛使用, 不仅大大减小了管土之间的摩阻力, 同时在孔壁形成致密泥膜, 泥浆压力通过泥膜有效地作用在孔壁上, 起到了抑制孔壁变形, 减小管道土压力的效果。因此, 实际顶管施工时可能只有部分土压力作用在管道上, 显然管土全接触模型不能反映这一因素。而文献[3]管土部分接触模型未能考虑接触压力的分布, 其计算结果也存在一定误差。

因此, 本文在管土部分接触模型假设基础上, 考虑管道与掘进地层力学参数的差异性, 采用协调表面 Persson 接触模型分析管土接触角度和接触压力分布规律, 同时考虑管浆摩阻力的影响, 推导出相应的顶

进力计算公式, 通过工程实测数据验证其适用性。

## 1 管土接触压力计算

### 1.1 Persson 接触压力模型

传统弹性力学 Hertz 接触模型适用于两弹性体接触尺寸远小于自身尺寸的条件下, 由于管道与孔壁直径相差不大, 接触范围接近于二者尺寸, 属于协调表面接触问题, 需要采用 Persson 模型来计算<sup>[14]</sup>。

Persson 接触平面应变模型如图 1 所示, 圆形弹性体 A 中心作用集中力  $N$ , 与圆孔弹性体 B 接触, 由于二者外形接近, 接触尺寸迅速扩展, 可能与接触体尺寸相当, 接触圆弧对应角度为  $2\varepsilon$ 。以接触体 A 圆心为原点  $O_A$  建立极坐标系,  $O_AQ$  为  $0^\circ$  轴, 顺时针为正, 在引入 Dundurs 参数后, 推广得到接触角度与接触压的一般关系式为

$$\frac{E_A \Delta R}{(1-\nu_A^2)N} = \frac{(\alpha-1)[\ln(b^2+1)+2b^4]+2}{\pi(1+\alpha)(b^2+1)b^2} - \frac{4\beta}{\pi(1+\alpha)}, \quad (5)$$

$$\frac{R_A p(\theta)}{N} = \frac{1}{2\pi(b^2+1)b^2} \ln \left( \frac{\sqrt{b^2+1} + \sqrt{b^2-e^2}}{\sqrt{b^2+1} - \sqrt{b^2-e^2}} \right) + \frac{2\sqrt{b^2-e^2}}{\pi\sqrt{b^2+1}(1+e^2)}, \quad (6)$$

式中,  $\alpha$ ,  $\beta$  分别为第一、第二 Dundurs 参数, 与两接触体材料参数有关, 其中  $\alpha = (1-\eta)/(1+\eta)$ ,  $\beta = \lambda/2(1+\eta)$ ,  $\eta = E_A(1-\nu_B^2)/[E_B(1-\nu_A^2)]$ ,  $\lambda = [1-\nu_A/(1-\nu_A)] - \eta[1-\nu_B/(1-\nu_B)]$ ;  $\Delta R = R_B - R_A$ ;  $p(\theta)$  为  $\theta$  角处的接触压力;  $b$  和  $e$  为中间变量, 其中  $b = \tan(\varepsilon/2)$ ,  $e = \tan(\theta/2)$ 。如果  $N$  已知, 式(5)是关于  $\varepsilon$  的非线性方程, 可以通过数值分析方法求得, 再代入式(6)中求得接触压力的分布。

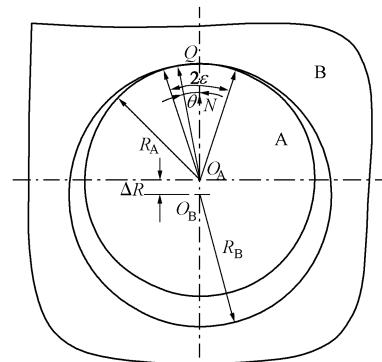


图 1 Persson 平面应变接触模型

Fig. 1 Persson's plane strain contact model

### 1.2 顶管管土接触压力计算

由式(5)、(6)可知, 对于特定几何尺寸的顶管工程, 管土接触特性主要取决于管道和土体的弹性模量和泊松比。目前, 常用顶管管道主要为钢筋混凝土管和钢管, 而顶管技术地层适应性广, 从软土到岩层

均可掘进, 常见的管道和土体平均力学参数如表 1 所示。对于顶管用钢筋混凝土管道, 要求其混凝土标号不得低于 C40, 同时, 考虑到钢筋含量较少(配筋率通常低于百分之几), 因此采用混凝土结构规范<sup>[15]</sup>中素混凝土力学参数近似代替钢筋混凝土材料参数。

### (1) 土层管土接触压力

当顶管掘进形成的孔壁在润滑泥浆压力作用下保持稳定, 管道竖直方向主要受自重作用。其在单位长度自重  $G$  作用下与孔壁接触计算模型如图 2 所示, 假定土体为各向同性线弹性体, 忽略孔壁和管道变形, 忽略泥浆力学性质对管土接触压力影响, 认为管道与孔壁直接接触。则可用式(5)、(6)求解管土接触角度  $2\epsilon$  以及接触压力分布  $p(\theta)$ 。

表 1 管道和土体力学参数

Table 1 Mechanical parameters of pipe and soil

管道和地层	弹性模量 $E/\text{MPa}$	泊松比 $\nu$	
钢管	$21.00 \times 10^4$	0.3	
C40	$3.25 \times 10^4$	0.2	
C45	$3.35 \times 10^4$	0.2	
C50	$3.45 \times 10^4$	0.2	
钢筋混 凝土管	$3.55 \times 10^4$	0.2	
C60	$3.60 \times 10^4$	0.2	
C65	$3.65 \times 10^4$	0.2	
C70	$3.70 \times 10^4$	0.2	
C75	$3.75 \times 10^4$	0.2	
C80	$3.80 \times 10^4$	0.2	
粗砂	33~46	0.33~0.4	
砂土	中砂 细砂 粉砂	33~46 24~37 10~14	0.33~0.4 0.33~0.4 0.33~0.4
粉土	11~23	0.43	
粉质黏土	8~45	0.25~0.35	
黏土	11~28	0.25~0.4	

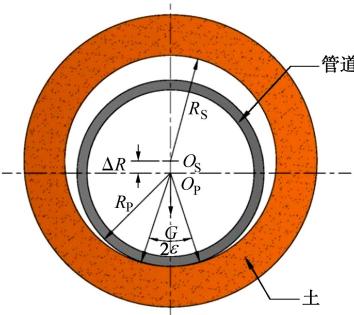


图 2 管土平面应变接触模型

Fig. 2 Plane strain contact model for pipe-soil

式(5)可变形为

$$(1+\alpha)=\frac{(1-\nu_p^2)G}{\pi E_p \Delta R} \left\{ \frac{(\alpha-1)[\ln(b^2+1)+2b^4]+2}{(b^2+1)b^2}-4\beta \right\} \quad (7)$$

通常管道弹性模量  $E_p$  远大于周围土体弹性模量  $E_s$ , 因此  $\alpha \rightarrow -1$ , 式(5)等号左边趋近于 0, 可简化为

$$\frac{-2[\ln(b^2+1)+2b^4]+2}{(b^2+1)b^2}=4\beta \quad (8)$$

可见, 管土接触角度仅与第二 Dundurs 参数有关, 对于特定顶管管道和土体, 其接触角度与管道自重无关, 接触压力分布仍由式(6)决定。在接触角度已知条件下, 根据式(6)得接触压力分布  $p(\theta)$ , 然后对  $p(\theta)$  在  $[-\epsilon, \epsilon]$  内积分, 便可求得接触压力的合力  $P$ 。

$$P=\int_{-\epsilon}^{\epsilon} p(\theta)R_p d\theta = G \int_{-\epsilon}^{\epsilon} \left[ \frac{1}{2\pi(b^2+1)b^2} \ln \left( \frac{\sqrt{b^2+1}+\sqrt{b^2-e^2}}{\sqrt{b^2+1}-\sqrt{b^2-e^2}} \right) + \frac{2\sqrt{b^2-e^2}}{\pi\sqrt{b^2+1}(1+e^2)} \right] d\theta \quad (9)$$

由于式(9)难以直接积分计算, 为了便于工程使用, 采用数值积分五点 Gauss-Legendre 公式计算:

$$\int_{-1}^1 f(x)dx \approx 0.2369f(0.9062) + 0.2369f(-0.9062) + 0.4786f(0.5385) + 0.4786f(-0.5385) + 0.5689f(0) \quad (10)$$

考虑到积分区间为  $[-\epsilon, \epsilon]$ , 不能直接采用 Gauss-Legendre 公式, 需要进行变换。令  $\theta = \epsilon t$ ,  $t \in [-1, 1]$ , 则  $\int_{-\epsilon}^{\epsilon} p(\theta)R_p d\theta = \epsilon \int_{-1}^1 p(\epsilon t)R_p dt$ , 变换后可通过数值分析或 Matlab 软件计算。

由于土层中通常  $\eta$  较大,  $\beta$  趋近于  $-(1-2\nu_s)/(2(1-\nu_s))$ , 分别计算不同土体泊松比  $\nu_s$  条件下管土接触角度, 结果如表 2 所示。可见随着土体泊松比增大, 管土接触角度随之减小,  $P/G$  比值也随之降低。一般土体泊松比在 0.2~0.4 之间, 此范围内各管土接触角度计算值以及  $P/G$  比值的相对误差均不超过 10%。因此, 为了便于工程计算, 可忽略土体泊松比对管土接触特性的影响, 且考虑到接触角偏大导致后续顶进力计算偏于安全, 在管土弹性模量相差较大条件下, 接触角度可近似取 180° 定值。

表 2 土体泊松比与接触角度

Table 2 Poisson's ratios and contact angles of soil

土泊松比 $\nu_s$	$\beta$	接触角度 $2\epsilon/(\text{度})$	$P/G$
0	-0.500	189.695	1.3896
0.1	-0.444	182.471	1.3598
0.2	-0.375	174.606	1.3285
0.3	-0.286	165.830	1.2952
0.4	-0.167	155.947	1.2597
0.5	0	144.700	1.2222

将 180° 接触角代入式(9)得:  $P=1.3498G$ , 可见, 在考虑管土接触压力分布条件下, 接触压力合力约为管道自重的 1.35 倍。因此, 式(1)直接采用管道自重乘以管土摩擦系数计算的顶进力偏小。

### (2) 岩层管土接触压力

由于岩层弹性模量基本都在  $10^4 \text{ MPa}$  数量级, 与管道弹性模量数量级相同, 式(5)无法进行简化, 此

时接触角度和接触压力由管道和岩层力学参数、管道尺寸和自重等决定, 求解过程较土层要复杂的多。但当管道力学参数与岩层相当时, 特别是对钢筋混凝土管道, 此时  $\alpha \rightarrow 0$ ,  $\beta \rightarrow 0$ , 式(5)改写为

$$\frac{E_p \Delta R}{G} = \frac{(1 - v_p^2) \{-[\ln(b^2 + 1) + 2b^4] + 2\}}{\pi(b^2 + 1)b^2}。 \quad (11)$$

对于混凝土管道, 令管道泊松比  $v_p = 0.2$ , 根据式(11)作如图3所示的  $E_p \Delta R / G$  与中间变量  $b$  之间的关系曲线。由图可知, 当  $E_p \Delta R / G$  较大时,  $b$  极小, 对应的接触角度也很小,  $E_p \Delta R / G$  和  $b$  近似呈线性相关; 当  $E_p \Delta R / G$  趋近于0时, 接触角度趋近于  $180^\circ$  定值。同理, 对于其他不同力学参数的管道和岩层, 也可以利用  $E_p \Delta R / G$  和  $b$  曲线图确定接触角度, 然后采用式(9)通过 Gauss-Legendre 公式求解管道和岩层接触压力的合力。

一般顶管工程其  $E_p \Delta R / G$  数量级在  $10^4 \sim 10^5$  范围内, 根据图3求得对应  $b$  值为  $10^{-3} \sim 10^{-2}$ , 换算成接触角度仅为  $0.23^\circ \sim 2.29^\circ$ , 因此可近似看作点接触, 此时接触压力的合力即为自重  $G$ 。

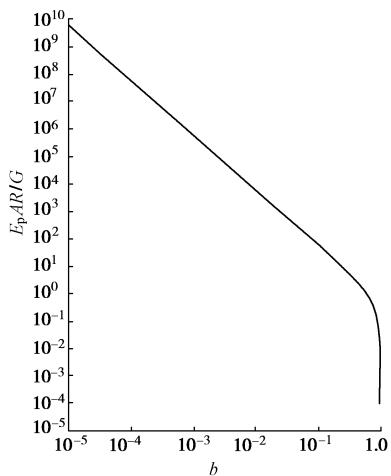


图3  $E_p \Delta R / G$  与  $b$  的关系曲线

Fig. 3 Relationship between  $E_p \Delta R / G$  and  $b$

## 2 顶进力公式推导

在顶管施工过程中, 管道在自重作用下, 会挤压下部环空润滑泥浆, 与孔壁土体接触, 而上部间隙增加, 则仅与泥浆接触。由于同时存在管土接触面和管浆接触面, 计算管道侧摩阻力时必须根据管土接触范围, 对两种侧摩阻力分别进行计算。

### 2.1 管土接触摩阻力

管土侧摩阻力由接触压力、接触角度和摩擦系数决定, 其中接触压力和角度可由上述分析计算, 而管土摩擦系数主要采用经验值和剪切试验值做参考。Stein 等<sup>[16]</sup>根据不同管土接触面特性总结表3所示的管土摩擦系数取值表, 考虑静摩擦系数为滑动摩擦系数

的1.5倍, 泥浆润滑条件下摩擦系数减小到0.1~0.3。

根据文献[3], 管土单位长度侧摩阻力  $f_1$  采用下式计算:

$$f_1 = (p\mu_1 + c_1)u_1, \quad (12)$$

式中,  $p$  为管土接触压力,  $\mu_1$  为管土摩擦系数,  $c_1$  为管土之间黏聚力,  $u_1$  为管土接触长度, 不同规范和学者对于管土摩擦角计算存在差别,  $c_1$  通常不考虑, 文献[8]中各参数规定如表4所示。在考虑管土接触压力分布条件下, 单位长度侧摩阻力  $f_1$  应为接触角  $[-\varepsilon, \varepsilon]$  内摩阻力积分合力, 即

$$f_1 = \int_{-\varepsilon}^{\varepsilon} (p(\theta)\mu_1 + c_1)R_p d\theta. \quad (13)$$

对于土层, 由式(9)得管土摩阻力  $f_1 = 1.35G\mu_1 + \pi D_p c_1 / 2$ , 而当管道与岩层力学参数相近时, 单位长度摩阻力  $f_1 = G\mu_1$ 。

表3 不同接触面摩擦系数

Table 3 Friction coefficients of different contact surfaces

接触面类型		摩擦系数
静摩擦	素混凝土与砂/砾石	0.5~0.6
	素混凝土与黏土	0.3~0.4
	离心素混凝土与砂砾	0.3~0.4
	离心素混凝土与黏土	0.2~0.3
滑动摩擦	素混凝土与砂/砾石	0.3~0.4
	素混凝土与黏土	0.2~0.3
	离心素混凝土与砂砾	0.2~0.3
	离心素混凝土与黏土	0.1~0.2
	润滑泥浆	0.1~0.3

表4 不同地层管土摩擦参数

Table 4 Pipe-soil friction parameters of different soil strata

地层	内摩擦角/(°)	贯入度 $N$	$c_1/\text{kPa}$	$u_1$
软弱土	15	4	10	0.1317
普通土	20	10	5	0.1763
普通土	30	15	0	0.2679
硬质土	40	30	0	0.3640

### 2.2 管浆接触摩阻力

与  $f_1$  计算类似, 单位长度管浆之间摩阻力  $f_2$  为

$$f_2 = (p_m\mu_2 + c_2)u_2, \quad (14)$$

式中,  $p_m$  为管道外侧泥浆压力, 通常  $p_m$  取值为管道中心静水压力加20 kPa,  $\mu_2$  为管道与泥浆之间摩擦系数,  $c_2$  为泥浆对管道的黏聚力,  $u_2$  为管与泥浆接触长度。文献[3]研究结果表明, 通常泥浆润滑性能较好,  $c_2$  可以忽略不计, 而单位面积摩阻力  $p_m\mu_2$  约为0.3~0.5 kPa。

同样, 考虑管土接触角度, 土层单位长度管浆摩阻力  $f_2 = (\pi D_p - u_1)p_m\mu_2 = \pi D_p p_m\mu_2 / 2$ , 当管道与岩层力学参数相近时,  $f_2 = \pi D_p p_m\mu_2$ 。综上所述, 可将土层和岩层中顶管单位长度总摩阻力计算公式总结如下:

土层:

$$f_t = 1.35G\mu_1 + \pi D_p c_1 / 2 + \pi D_p p_m\mu_2 / 2, \quad (15)$$

岩层:

$$f_t = G\mu_1 + \pi D_p p_m \mu_2, \quad (16)$$

相应的总顶进力  $F$  采用以下公式计算:

$$F = F_0 + f_t L, \quad (17)$$

式中, 对于泥水平衡顶管刀盘迎面阻力  $F_0 = p_m A$ ,  $A$  为刀盘面积, 管道单位长度摩阻力  $f_t$  可根据地层条件采用式 (15) 或式 (16) 计算。

### 3 工程实例分析

为了验证本文提出的顶进力计算公式的可行性, 以文献[3]中两个顶管工程为例, 分别就式 (1)、GB50268—2008 式 (3)、JMTA 式 (4) 和本文式 (17) 顶进力计算值与实测值进行对比, 两顶管工程 A 和 B 计算参数如表 5 所示。

表 5 工程 A 和 B 参数表

Table 5 Parameters of project A and B

工程参数	工程 A	工程 B
地层	Sandy gravel	Gravely sand
密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	1830	1670
贯入度 $N$	18	30
埋深/m	9.8~10.2	9.8~10.2
顶进长度/m	244.7	250.2
泥浆压力/kPa	114.5	114.5
管道重量/(kN·m <sup>-1</sup> )	5.5	5.5
地层 $E_s/\text{MPa}$	30	40
管道 $E_p/\text{MPa}$	$2.5 \times 10^4$	$2.5 \times 10^4$
管道 $\nu_p$	0.2	0.2
隧道直径 $D_s/\text{m}$	0.98	0.98
管道直径 $D_p/\text{m}$	0.8	0.8

由于工程资料中未给出地层具体内摩擦角和黏聚力, 考虑到顶进砂砾石地层, 管土黏聚力取 0; 考虑到泥浆润滑作用和顶管重启动时的静摩阻力, 根据 Stein 等<sup>[16]</sup>的研究结果, 本文顶进力计算式 (17) 中管土摩擦系数分别取下限值 0.2 和上限值 0.5, 泥浆与管道之间单位面积摩阻力取 0.5 kPa。式 (1) 中管土摩擦系数取上限值 0.5, GB50268—2008 顶进力计算式 (3) 中单位面积摩阻力取下限值 11 kPa, JMTA 公式 (4) 中管土摩擦系数根据表 4 取 0.3640。将计算参数分别代入上述公式, 与实测顶进力对比曲线如图 4~7 所示。

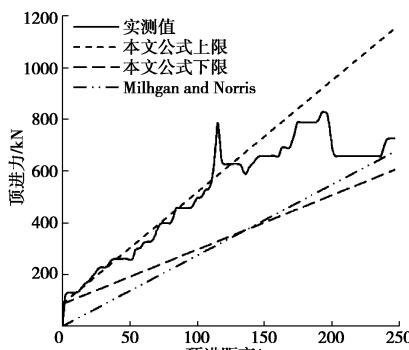


图 4 管土部分接触条件下工程 A 顶进力对比曲线

Fig. 4 Comparison of jacking forces of project A under partial contact of pipe-soil

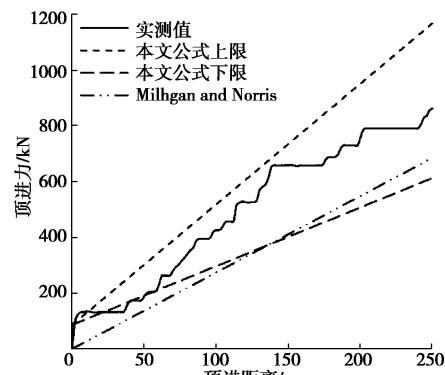


图 5 管土部分接触条件下工程 B 顶进力对比曲线

Fig. 5 Comparison of jacking forces of project B under partial contact of pipe-soil

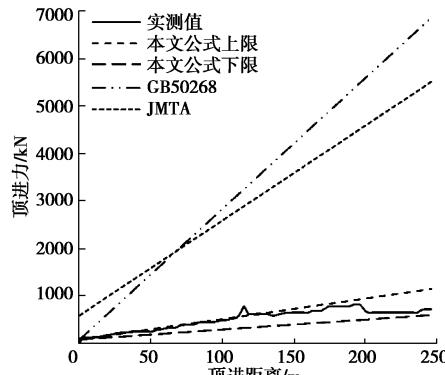


图 6 管土全接触条件下工程 A 顶进力对比曲线

Fig. 6 Comparison of jacking forces of project A under completely contact of pipe-soil

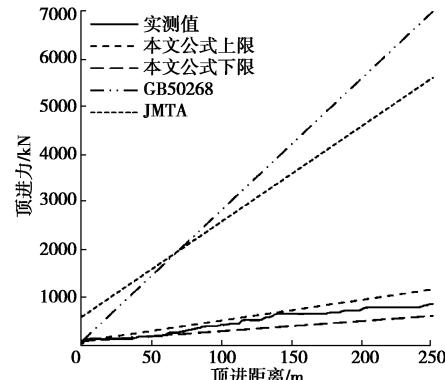


图 7 管土全接触条件下工程 B 顶进力对比曲线

Fig. 7 Comparison of jacking forces of project B under completely contact of pipe-soil

图 4, 5 均表明, 两工程实测顶进力除个别点外, 曲线随顶进距离增加大致呈线性增长的趋势。在考虑孔壁稳定条件下, Milhgan 和 Norris 式 (1) 由于未考虑刀盘迎面阻力和管土接触宽度, 即使不考虑泥浆润滑减阻作用, 在管土摩擦系数取上限值 0.5 时, 其计算值仍小于实测值, 不能很好地预测顶进力。而基于管土接触压力分布和接触角度推导的本文公式 (17), 通过代入不同的管土摩擦系数得到顶进力上限和下限曲线, 且实测顶进力曲线基本都位于两条曲线之间, 证明在孔壁稳定条件下该公式是合理的, 预测上限值

最大仅相当于实测值的 1.5 倍左右。

由图 6, 7 可得, GB50268—2008 式(3)和 JMTA 式(4)考虑管土全接触的顶进力计算模型, 计算值远大于实测值, 最大值约为实测值得 8~10 倍。这是由于管土全接触模型认为周围土压力完全作用在管道上, 而实际孔壁在泥浆压力下保持稳定, 管道上只作用部分土压力, 甚至没有土压力。因此, 目前各顶管规范中过大地估算管道周围土压力是导致顶进力计算值偏大的主要原因。

## 4 结 论

通过对管土接触力学特性分析, 综合得出考虑管土接触角度和接触压力分布规律的顶进力预测公式, 并与工程实测值和现有计算模型进行对比, 可以得到以下结论:

(1) 由于 Hertz 接触模型推导前提条件为接触面远小于接触体尺寸, 仅适用于局部接触计算, 而对于顶管工程, 其管道与掘进隧洞半径仅相差 20~50 mm。因此, 需采用适用于协调表面接触问题的 Persson 模型来分析管土接触特性, 后续分析结果也表明采用该模型是合理的。

(2) Persson 模型中管土接触特性(接触角度和接触压力分布)主要受管道和地层力学参数决定。当土层弹性模量远小于管道弹性模量时, 土体泊松比对接触角度影响很小, 管土接触角度可近似取定值 180°, 接触压力合力约为管道自重的 1.35 倍; 在管道与岩层力学性质接近条件下, 接触状态趋于点接触, 接触压力的合力为管道自重。

(3) 两工程实测顶进力与本文公式计算值趋势一致, 且实测值大都位于本文预测上限和下限曲线之间, 说明式(17)对于土层顶管顶进力计算具有适用性, 而相应的岩层管土摩阻力计算模型有待后续工程中验证。

## 参考文献:

- [1] MILLIGAN G W E, NORRIS P. Pipe-soil interaction during pipe jacking[J]. Proceedings of the ICE-Geotechnical Engineering, 1999, **137**(1): 27~44.
- [2] HASLEM R F. Pipe-jacking forces: from practice to theory[C]// Proceedings of ICE North Western Association Centenary Conference in Infrastructure Renovation and Waste Control. Manchester: Manstock, 1986: 173.
- [3] KHAZAEI S, SHIMADA H, MATSUI K. Analysis and prediction of thrust in using slurry pipe jacking method[J]. Abstract Tunnelling and Underground Space Techonlogy, 2004, **19**(4/5): 356~356.
- [4] O'REILLY, M P, ROGERS, C D F. Pipe jacking forces[C]// Proceedings of International Conference on Foundations and Tunnels. Edinburgh: Engineering Technics Press, 1987: 201.
- [5] SOFIANOS A I, LOUKAS P, CHANTZAKOS C. Pipe jacking a sewer under Athens[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2004, **19**(2): 193~203.
- [6] GB50268—2008 给水排水管道工程施工及验收规范[S]. 2008. (GB50268—2008 Code for construction and acceptance of water and sewerage pipeline works[S]. 2008. (in Chinese))
- [7] CECS246—2008 给水排水工程顶管技术规程[S]. 2008. (CECS246—2008 Technical specification for pipe jacking of water supply and sewerage engineering[S]. 2008. (in Chinese))
- [8] 日本推進技術協会. 推進工法体系[M]. 东京: 日本推進技術協会, 2013. (Japan Micro Tunneling Association. Pipe-jacking application[M]. Tokyo: Japan Micro Tunneling Association, 2013. (in Japanese))
- [9] TERZAGHI K. Theoretical soil mechanics[M]. New York: Wiley, 1943: 66~76.
- [10] 叶艺超, 彭立敏, 杨伟超, 等. 考虑泥浆触变性的顶管顶力计算方法[J]. 岩土工程学报, 2015, **37**(9): 1653~1659. (YE Yi-chao, PENG Li-min, YANG Wei-chao, et al. Calculation of jacking force for pipe-jacking considering mud slurry thixotropy[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015, **37**(9): 1653~1659. (in Chinese))
- [11] MILLIGAN G W E, NORRIS P. Site-based research in pipe jacking: objectives, procedures and a case history[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 1996, **11**: 3~24.
- [12] PELLET-BEAUCOUR A L, KASTNER R. Experimental and analytical study of friction forces during microtunneling operations[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2002, **17**(1): 83~97.
- [13] BARLA M, CAMUSSO M, AIASSA S. Analysis of jacking forces during microtunnelling in limestone[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2006, **21**(6): 668~683.
- [14] CIAVARELLA M, DECUZZI P. The state of stress induced by the plane frictionless cylindrical contact: the case of elastic similarity[J]. International Journal of Solids and Structures, 2001, **38**(26): 4507~4523.
- [15] GB50010—2010 混凝土结构设计规范[S]. 2010. (GB50010—2010 Code for design of concrete structures[S]. 2010. (in Chinese))
- [16] STEIN D, MÖLLERS K, BIELECKI, R. Microtunneling installation and renewal of nonman-size supply and sewage lines by the trenchless construction method[M]. Berlin: Ernst & Sohn, 1989.