

DOI: 10.11779/CJGE20220507

# 断层破碎带海底盾构隧道管片纵向沉降解析解及应用

付艳斌<sup>1,2,3</sup>, 王福道<sup>1,2</sup>, 陆岸典<sup>4</sup>, 张小龙<sup>5</sup>, 洪成雨<sup>1,3</sup>, 肖惠<sup>1,2</sup>

(1. 深圳大学土木与交通工程学院, 广东 深圳 518060; 2. 深圳大学滨海城市韧性基础设施教育部重点实验室, 广东 深圳 518060;

3. 深圳市地铁站绿色高效智能建造重点实验室, 广东 深圳 5180603; 4. 广东粤海珠三角供水有限公司, 广东 广州 511458;

5. 上海隧道工程与轨道交通设计研究院, 上海 200235)

**摘要:** 断层破碎带地层隧道沉降控制是海底盾构隧道建设的关键问题之一, 隧道的不均匀沉降诱发管片环缝张开、错台、螺栓应力增大乃至接缝渗漏水等现象, 严重影响隧道结构稳定和运营安全。针对断层破碎带地层海底盾构隧道纵向沉降问题, 分析隧道穿越断层破碎带地层全过程, 提出了归一化上覆荷载理论公式。通过泰勒级数公式将复杂上覆荷载在 5% 误差内简化为多段三次多项式函数, 结合 Timoshenko 梁理论推导建立了海底盾构隧道管片纵向沉降及内力系列解析解。最后结合工程实例对理论模型进行了验证。研究表明: 断层破碎带内隧道的沉降曲线表现为激增段、缓增段和骤减段。断层破碎带倾角越大, 断层破碎带与正常围岩界面附近不均匀沉降越大, 断层破碎带对延伸侧 1 倍破碎带宽度范围内隧道的沉降影响较大; 随着断层破碎带宽度的增加, 断层破碎带范围内隧道的沉降峰值逐渐增大并趋于稳定, 当断层破碎带宽度超过 6 倍洞径时, 隧道的沉降峰值基本保持不变。研究结果可为断层破碎带海底盾构隧道纵向沉降计算和性能评估提供依据。

**关键词:** 断层破碎带; 纵向沉降; 解析解; 海底盾构隧道; Timoshenko 梁

**中图分类号:** TU43; U45

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-4548(2023)07-1393-09

**作者简介:** 付艳斌(1977—), 男, 博士, 主要从事隧道及地下工程方面的教学与研究工作。E-mail: fuyanbin999@163.com。

## Analytical solution to longitudinal settlement of segments of subsea shield tunnels in fault fracture zones and its application

FU Yanbin<sup>1,2,3</sup>, WANG Fudao<sup>1,2</sup>, LU Andian<sup>4</sup>, ZHANG Xiaolong<sup>5</sup>, HONG Chengyu<sup>1,3</sup>, XIAO Hui<sup>1,2</sup>

(1. College of Civil and Transportation Engineering, Shenzhen University, Shenzhen 518060, China; 2. Key Laboratory of Coastal Urban

Resilient Infrastructures (MOE), Shenzhen University, Shenzhen 518060, China; 3. Shenzhen Key Laboratory of Green, Efficient and

Intelligent Construction of Underground Metro Station, Shenzhen 518060, China; 4. Guangdong GDH Pearl River Delta Water Supply Co.,

Ltd., Guangzhou 518060, China; 5. Shanghai Tunnel Engineering & Rail Transit Design and Research Institute, Shanghai 200235, China)

**Abstract:** The settlement control of tunnels in fault fracture zones is one of the key problems in the construction of subsea shield tunnels. The differential settlement of the tunnels induces the opening and dislocation of circumferential segment joint, increase of bolt stress and even leakage, which seriously affect the stability of tunnel structure and operation safety. Aiming at the longitudinal settlement of the subsea shield tunnels in the fault fracture zone stratum, through the analysis of the whole process of the tunnels crossing the fault fracture zone stratum, the theoretical formula for the normalized overlying loads is proposed, and the Taylor series expansion method is used to simplify the complex overburden loads into a multi-segment cubic polynomial function within 5% error. Combined with the Timoshenko beam theory, the analytical solution of the longitudinal settlement and internal force of the subsea shield tunnel segments is derived. Finally, the theoretical model is verified by an engineering example. The research shows that the settlement curve of the tunnel in the fault fracture zone shows surge section, slow increase section and sudden decrease section. The greater the dip angle of the fault fracture zone, the greater the differential settlement near the interface between the fault fracture zone and the normal surrounding rock. The fault fracture zone has a great influence on the settlement of the tunnels within the width of one time the fracture zone at the extension side. With the increase of the width of the fault fracture zone, the

peak settlement of the tunnel in the fault fracture zone gradually increases and tends to be stable. When the width of the fault fracture zone exceeds 6 times the tunnel diameter, the peak

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(52078304, 51938008, 52090084);  
广东省重点领域研发计划项目(2019B111108001, 2022B0101070001);  
深圳市科技计划项目(20220525163716003, KQTD20200909113951005)  
收稿日期: 2022-04-26

settlement of the tunnel basically remains unchanged. The research results may provide a basis for the longitudinal settlement calculation and performance evaluation of subsea shield tunnels in fault fracture zones.

**Key words:** fault fracture zone; longitudinal settlement; analytical solution; subsea shield tunnel; Timoshenko beam

## 0 引言

中国现阶段正处于水下盾构隧道建设的高峰期, 水下隧道的建设总体呈现出大断面、大埋深、高水压和地质条件日益复杂的趋势。不良地质段的沉降控制是海底隧道施工的核心技术之一, 它不仅对施工安全至关重要, 而且对隧道运营阶段的结构受力及长期安全性也是极其重要的<sup>[1]</sup>。断层破碎带是海底盾构隧道建设过程中常见的不良地质段, 在断层破碎带地层界面附近, 地层特性和隧道上覆荷载均发生显著变化, 极易造成隧道的不均匀沉降, 从而导致环缝张开、错台、螺栓应力增大乃至接缝渗漏水等现象, 严重影响盾构隧道的结构稳定和运营安全<sup>[2]</sup>。

目前常用的隧道上覆荷载计算方法有全土柱法、太沙基理论<sup>[3]</sup>、普氏理论<sup>[4]</sup>和规范公式<sup>[5]</sup>等。黎春林<sup>[6]</sup>在 Terzaghi<sup>[7]</sup>基础上推导了一种可以考虑地层损失和管片刚度的松动土压力计算公式。王浩等<sup>[8]</sup>基于普氏平衡拱理论, 提出适用于 3 洞小净距隧道的围岩压力计算方法。颜永斌等<sup>[9]</sup>用筒仓理论结合地层应力分布特征来求解断层破碎带内隧道的上覆荷载。由于断层破碎带形态各异, 填充物复杂, 目前断层破碎带地层隧道上覆荷载仍难以全面准确描述。

不同学者<sup>[10-12]</sup>将既有盾构隧道简化为无限长弹性直梁或 Euler-Bernoulli 梁放置于 Winkler 地基模型或 Pasternak 地基模型上, 研究既有隧道的力学响应。然而 Euler-Bernoulli 梁忽略了实际工程常发生的剪切变形。为更合理地描述隧道的实际变形模式, Wu 等<sup>[13]</sup>针对隧道的剪切变形, 基于 Liao 等<sup>[14]</sup>接头有一定影响范围思路同样引入剪切刚度影响系数推导隧道管片等效抗剪刚度, 将隧道视为 Timoshenko 梁, 从而考虑隧道纵向剪切效应。Zhang 等<sup>[15]</sup>在 Wu 等<sup>[13]</sup>基础上将既有隧道简化为能够考虑地层的压缩及剪切效应的 kerr 三参数地基上 Timoshenko 梁, 并依据高斯曲线推导出新隧道对既有隧道的纵向响应的解析解。目前 Timoshenko 梁在多段非均布复杂上覆荷载作用下难以直接求解, 通常以有限差分法进行数值计算。

为此, 本文将隧道上覆荷载概括为 4 种特征形态断层破碎带松动土压力的线性组合, 提出了归一化上覆荷载理论公式, 并将复杂上覆荷载在 5% 的误差内简化为三次泰勒多项式, 结合 Timoshenko 梁理论推导建立了断层破碎带海底盾构隧道管片纵向沉降及内力系列解析解, 并通过现场实测结果验证了本文理论模型和解析解的正确性。

## 1 断层破碎带隧道纵向上覆荷载分析

### 1.1 断层破碎带形态分析

断层破碎带是海底隧道建设中经常遇到的不良地质条件, 由于断层破碎带内岩体构造发育, 渗透性较大, 使得海底盾构隧道的上覆荷载比较复杂。如图 1 所示, 将隧道沿纵向分为 4 段:  $ab$  段为正常段,  $bc$  段为相交段,  $cd$  段为延伸段,  $de$  段为正常段。不同的相交段和延伸段组合可模拟不同形态的断层破碎带。

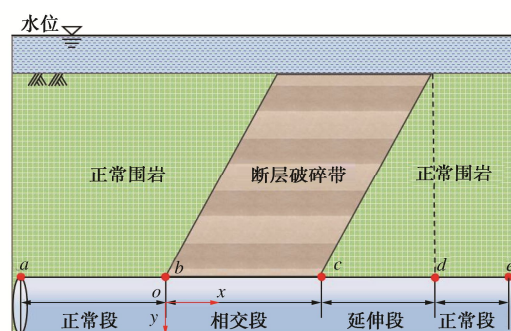


图 1 盾构隧道分段示意图

Fig. 1 Sectional diagram of shield tunnel

断层破碎带的规模根据地质构造的不同, 从几米到几千米不等。对于任意断层破碎带形态都可以看成以下 4 种特征形态的线性组合, 如图 2 所示。其中相交段为形态一、三的线性组合, 延伸段为形态二、四的线性组合。

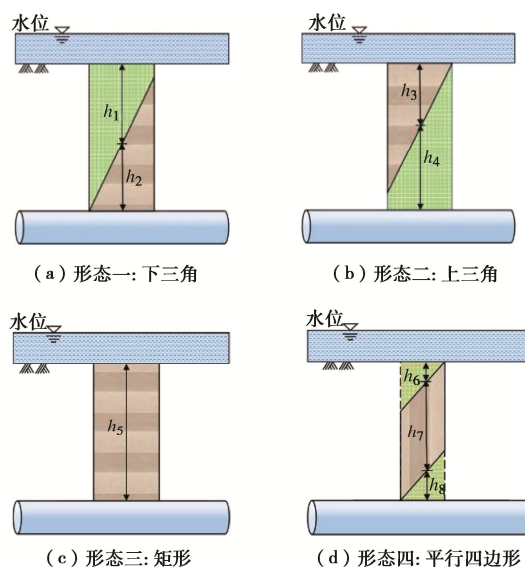


图 2 断层破碎带地层典型特征形态

Fig. 2 Typical characteristics and morphologies of strata in fault fracture zone



对于正常段  $ab$ 、 $de$ ，海底盾构隧道的纵向上覆荷载  $q_0(x)$ ：

$$q_0(x) = \frac{B_s \gamma_s - c_s}{k_s \tan \phi_s} (1 - e^{-k_s \tan \phi_s \cdot |h_{a1}/B_s|}) + p_0 e^{-k_s \tan \phi_s \cdot H/B_s} \quad (6)$$

结合正常段、相交段、延伸段的纵向上覆荷载，对于不同形态断层破碎带，纵向上覆荷载如表 2 所示，其中  $H$  为隧道埋深， $b_p$  为断层破碎带宽度， $\alpha$  为断层破碎带与隧道轴线的夹角。

## 2 盾构隧道纵向沉降解析解

### 2.1 隧道纵向沉降理论模型

为了更加准确计算盾构隧道的纵向沉降与内力，考虑管片接头对隧道整体剪切刚度的影响，将隧道管片结构视为置于 Winkler 地基上的 Timoshenko 梁，其纵向力学理论模型如图 4 所示。其中  $f_j(x)$  为盾构隧道纵向上覆荷载，由表 3 可知，隧道纵向上覆荷载  $f_j(x)$  共分为四类，即  $j=1\sim 4$ 。 $k_2$  为断层破碎带地层地基基床系数； $k_1$  为正常地层地基基床系数。根据隧道纵向上覆荷载的分段及地层的变化，盾构隧道沿纵向可以分为多段 Timoshenko 梁。

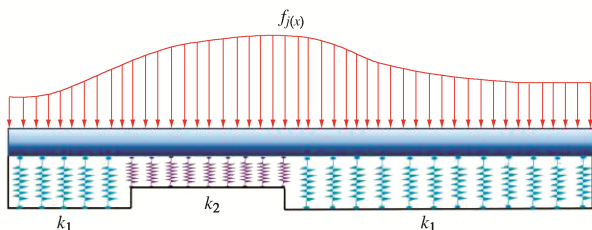


图 4 盾构隧道管片结构纵向理论模型

Fig. 4 Longitudinal theoretical model for segment structure of shield tunnel

根据 Timoshenko 梁理论，各段梁弯矩  $M_{ij}$ 、剪力  $Q_{ij}$ 、转角  $\theta_{ij}$  满足下面的关系：

$$M_{ij} = -(EI)_{eq} \frac{d\theta_{ij}(x)}{dx} \quad (7)$$

$$Q_{ij} = (kGA)_{eq} \left( \frac{dw_{ij}(x)}{dx} - \theta_{ij}(x) \right) \quad (8)$$

$$\theta_{ij} = \frac{dw_{ij}(x)}{dx} + \frac{1}{(kGA)_{eq}} \int [2f_j(x)r - 2k_i r w_{ij}(x)] dx \quad (9)$$

式中： $(EI)_{eq}$  为隧道纵向等效抗弯刚度； $(kGA)_{eq}$  为隧道纵向等效抗剪刚度； $i$  为梁段号， $k_i$  为第  $i$  段梁的地地基基床系数； $M_{ij}$  为第  $j$  类上覆荷载作用在隧道上  $i$  段梁产生的弯矩。4 类上覆荷载对应破碎带形态如表 3 所示。

在纵向上覆荷载  $f_j(x)$  作用下，可以得到在 Winkler 地基上 Timoshenko 梁关于纵向沉降  $w_{ij}(x)$  的微分方程：

$$\begin{aligned} & \frac{d^4 w_{ij}(x)}{dx^4} - \frac{2k_i r}{(kGA)_{eq}} \frac{d^2 w_{ij}(x)}{dx^2} + \frac{2k_i r}{(EI)_{eq}} w_{ij}(x) \\ & = \frac{2rf_j(x)}{(EI)_{eq}} - \frac{2r}{(kGA)_{eq}} \frac{d^2 f_j(x)}{dx^2} \quad (10) \end{aligned}$$

表 3 4 种破碎带形态及其对应上覆荷载

Table 3 Four types of fracture zones and their corresponding overlying loads

破碎带形态	$\alpha = 90^\circ$	$\tan \alpha > \frac{H}{b_p}$	$\tan \alpha = \frac{H}{b_p}$	$\tan \alpha < \frac{H}{b_p}$
上覆荷载	$f_1(x)$	$f_2(x)$	$f_3(x)$	$f_4(x)$

式 (10) 对应的齐次方程为

$$\frac{d^4 w_{ij}(x)}{dx^4} - \frac{A_{ia} d^2 w_{ij}(x)}{dx^2} + A_{ib} w_{ij}(x) = 0 \quad (11)$$

$$\text{式中, } A_{ia} = -\frac{2k_i r}{(kGA)_{eq}}, \quad A_{ib} = \frac{2k_i r}{(EI)_{eq}}.$$

其齐次方程通解为

$$\begin{aligned} w_{ij}(x) = & e^{\alpha_i x} [c_{i1} \cos(\beta_i x) + c_{i2} \sin(\beta_i x)] + \\ & e^{-\alpha_i x} [c_{i3} \cos(\beta_i x) + c_{i4} \sin(\beta_i x)] \quad (12) \end{aligned}$$

$$\text{式中, } \alpha_i = \frac{\sqrt{2\sqrt{A_{ib}} - A_{ia}}}{2}, \quad \beta_i = \frac{4A_{ib} - A_{ia}^2}{\sqrt{2\sqrt{A_{ib}} - A_{ia}}}, \quad c_{i1}, c_{i2},$$

$c_{i3}, c_{i4}$  为待定系数。

### 2.2 隧道纵向上覆荷载简化

由表 3 可知， $f_j(x)$  在其作用范围内任意开区间  $(x_0, x_n)$  具有直到  $n+1$  阶的导数。 $x_t$  为开区间  $(x_0, x_n)$  内的一点，对于任意  $x \in (x_0, x_n)$ ，由泰勒公式得：

$$\begin{aligned} f_j(x) = & \frac{f_j(x_t)}{0!} + \frac{f_j'(x_t)}{1!} (x - x_t) + \frac{f_j''(x_t)}{2!} (x - x_t)^2 + \dots + \\ & \frac{f_j^n(x_t)}{n!} (x - x_t)^n + R_n(x) \quad (13) \end{aligned}$$

$$R_n(x) = \frac{f_j^{(n+1)}(\xi)}{(n+1)!} (x - x_t)^{n+1} \quad (14)$$

式中， $\xi$  为  $x_t$  与  $x$  之间的某个值。当  $x \rightarrow x_t$  时，误差  $|R_n(x)|$  是比  $(x - x_t)^{n+1}$  高阶的无穷小， $x$  越趋近于  $x_t$ ，误差就越小。利用泰勒公式这个性质，可以提出高精度泰勒公式分段展开法，即对不同的  $x$  进行不同  $x_t$  处高精度  $n$  次多项式展开。

本文将纵向上覆荷载  $f_j(x)$  展开为三次泰勒多项式，其与  $f_j(x)$  的误差为

$$R_3(x) = \frac{f_j^{(4)}(\xi)}{4!} (x - x_t)^4 \quad (15)$$

对于有界函数  $f_j(x)$ ，当  $x \in (x_0, x_n)$  时， $|f_j^{(4)}(x)| \leq B$ ，则有下列不等式：



$$|R_3(x)| \leq \frac{B}{4!}(x-x_t)^4 \quad (16)$$

若本文最大误差取为 5%, 可以得到

$$|R_3(x)| \leq 0.05f_j(x) \quad (17)$$

联立求解式 (16), (17), 可以求出  $f_j(x)$  在  $x_t$  处最大误差为 5% 的展开区间  $(x_0, x_n)$ 。即  $f_j(x)$  可以在 5% 误差内简化为三次多项式函数:

$$f_j(x) \approx \frac{f_j(x_t)}{0!} + \frac{f'_j(x_t)}{1!}(x-x_t) + \frac{f''_j(x_t)}{2!}(x-x_t)^2 + \frac{f'''_j(x_t)}{3!}(x-x_t)^3, \quad x \in (x_0, x_n) \quad (18)$$

此时纵向沉降微分方程的特解为

$$w_{ij}^*(x) = \frac{f_j(x)}{k_i} \quad (19)$$

即 Timoshenko 梁纵向沉降微分方程通解  $w_{ij}(x)$  为  $w_{ij}(x) = e^{\alpha_i x} [c_{i1} \cos(\beta_i x) + c_{i2} \sin(\beta_i x)] +$

$$e^{-\alpha_i x} [c_{i3} \cos(\beta_i x) + c_{i4} \sin(\beta_i x)] + \frac{f_j(x)}{k_i} \quad (20)$$

假设隧道两端自由, 可得边界条件:

$$\lim_{x \rightarrow +\infty} Q_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow -\infty} Q_{ij}(x) = 0 \quad (21)$$

$$\lim_{x \rightarrow +\infty} M_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow -\infty} M_{ij}(x) = 0 \quad (22)$$

假定隧道沉降曲线连续可微可导, 在各段梁节点处隧道的弯矩、剪力、转角、纵向变形必然相等, 可以列出以下方程:

$$\lim_{x \rightarrow x_p} w_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow x_p} w_{ij}(x) \quad (23)$$

$$\lim_{x \rightarrow x_p} \theta_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow x_p} \theta_{ij}(x) \quad (24)$$

$$\lim_{x \rightarrow x_p} M_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow x_p} M_{ij}(x) \quad (25)$$

$$\lim_{x \rightarrow x_p} Q_{ij}(x) = \lim_{x \rightarrow x_p} Q_{ij}(x) \quad (26)$$

式中,  $x_p$  为各连接点横坐标。

由式 (21) ~ (26) 及式 (7) ~ (9), (12) 可以求出通解中待定系数  $c_{i1}$ ,  $c_{i2}$ ,  $c_{i3}$ ,  $c_{i4}$ 。

## 2.3 相关参数的确定

隧道纵向等效抗弯刚度  $(EI)_{eq}$  及纵向等效剪切刚度  $(kGA)_{eq}$  是决定隧道变形及内力分布的重要参数, 其等效纵向抗弯刚度<sup>[17]</sup>表达式为

$$(EI)_{eq} = \frac{\cos^3 \phi}{\cos \phi + \left( \phi + \frac{\pi}{2} \right) \sin \phi} E_c I_c \quad (27)$$

式中:  $E_c$  为管片结构弹性模量;  $I_c$  为管片环纵向惯性矩;  $\phi$  为中性轴位置的角度, 由下式确定:

$$\phi + \cot \phi = \pi \left( 0.5 + \frac{nk_b l_s}{E_c A_c} \right) \quad (28)$$

式中:  $k_b$  接头螺栓的平均线刚度,  $k_b = E_b A_b / l_b$ ,  $E_b$  为螺栓的弹性模量,  $A_b$  为螺栓的横截面积,  $l_b$  为螺栓长度;  $n$  为螺栓个数;  $l_s$  为管片环宽;  $A_c$  为隧道管片横截面积。

盾构隧道等效剪切刚度  $(kGA)_{eq}$  公式<sup>[13]</sup>为

$$(kGA)_{eq} = \zeta \frac{l_s}{\frac{l_b}{n\kappa_b G_b A_b} + \frac{l_s - l_b}{\kappa_c G_c A_c}} \quad (29)$$

式中:  $\zeta$  为修正系数, 在本文其值取 1;  $\kappa_b$  及  $\kappa_c$  分别为螺栓及管片环 Timoshenko 剪切系数, 对于圆形截面螺栓,  $\kappa_b$  取 0.9, 对于环形隧道管片环结构,  $\kappa_c$  取 0.5;  $G_b$  及  $G_c$  为分别螺栓剪切刚度及隧道管片剪切刚度,

两者与各自弹性模量的关系为  $G_b = \frac{E_b}{2(1+\nu_b)}$  及

$G_c = \frac{E_c}{2(1+\nu_c)}$ , 其中,  $\nu_b$  及  $\nu_c$  分别为螺栓及管片的泊松比。

Winkler 地基基床系数  $k$  表达式<sup>[18]</sup>为

$$k_s = \frac{1.3E_s}{2r(1-\nu_s^2)} 12 \sqrt{\frac{E_s(2r)^4}{(EI)_{eq}}} \quad (30)$$

$$k_p = \frac{1.3E_p}{2r(1-\nu_p^2)} 12 \sqrt{\frac{E_p(2r)^4}{(EI)_{eq}}} \quad (31)$$

式中:  $E_s$  为正常围岩地层弹性模量;  $\nu_s$  为正常围岩地层泊松比;  $E_p$  为断层破碎带地层弹性模量;  $\nu_p$  为断层破碎带地层泊松比。

## 3 工程实例

### 3.1 工程概况

珠三角水资源配置工程狮子洋段海底输水隧洞长 2252 m, 埋深 40 m, 采用泥水平衡盾构法施工, 最大水深为 27 m。管片采用 C50 钢筋混凝土管片错缝拼装, 外径 8.3 m, 内径 7.5 m, 管片环宽度 1.6 m。隧洞穿越 f114 断层破碎带, 该断面水深 10 m。断层宽度 28.5 m, 倾角约为 40°。表 4 给出断层破碎带与周边岩层的力学参数, 其中  $\gamma$  为重度,  $\phi$  为内摩擦角,  $c$  为黏聚力,  $E$  为弹性模量,  $\nu$  为泊松比,  $k$  为静止侧压力系数。断层破碎带的形态及其与盾构掘进面相对位置关系如图 6 所示。

由表 3 可知, 隧道上覆荷载为第四类  $f_4(x)$ 。根据破碎带的上覆荷载及地层的变化将隧道分为 5 段 Timoshenko 梁, 其范围分别为:  $(-\infty, 0]$ ,  $(0, b_p]$ ,  $(b_p, H/\tan \alpha]$ ,  $(H/\tan \alpha, b_p + H/\tan \alpha]$ ,  $(b_p + H/\tan \alpha, +\infty)$ 。纵向沉降微分方程式 (20) 相关的系数保留两位小数后分别为:  $c_{11} = -3.49 \times 10^{-9}$ ;  $c_{12} = 7.04 \times 10^{-9}$ ;  $c_{13} = 0$ ;

$c_{14}=0$ ;  $c_{21}=4.01 \times 10^{-10}$ ;  $c_{22}=-2.54 \times 10^{-10}$ ;  $c_{23}=-14.76$ ;  
 $c_{24}=17.53$ ;  $c_{31}=-1.26 \times 10^{-23}$ ;  $c_{32}=-3.22 \times 10^{-23}$ ;  $c_{33}=2.0$   
 $\times 10^9$ ;  $c_{34}=8.75 \times 10^8$ ;  $c_{41}=-1.14 \times 10^{-30}$ ;  $c_{42}=-8.73 \times$   
 $10^{-32}$ ;  $c_{43}=1.76 \times 10^{11}$ ;  $c_{44}=3.60 \times 10^{11}$ ;  $c_{51}=0$ ;  $c_{52}=0$ ;  
 $c_{53}=7.22 \times 10^{18}$ ;  $c_{54}=-5.95 \times 10^{17}$ 。

表 4 断层破碎带及围岩力学参数

Table 4 Mechanical parameters of fault fracture zone and surrounding rock

类型	$\gamma/$ ( $\text{kN} \cdot \text{m}^{-3}$ )	$\varphi/$ ( $^{\circ}$ )	$c/$ kPa	$E/$ GPa	$\nu$	$k$
正常围岩	26	30	100	1.6	0.33	0.49
断层 破碎带	20	25	30	0.5	0.40	0.67

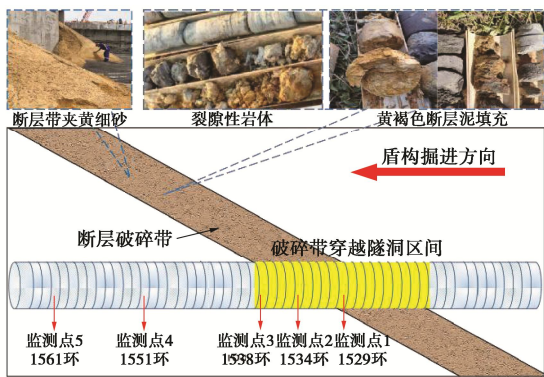


图 6 断层破碎带与隧道剖面图

Fig. 6 Section of fault fracture zone and tunneling position

3.2 监测点布设

根据工程地质条件，选取 5 个代表管片，分别为处于断层破碎带范围内的第 1529、1534 和 1538 环，断层破碎带之外的第 1551、1561 环。采用全分布式光纤传感器对管片进行监测，如图 7 所示。



图 7 光纤传感器分布示意图

Fig. 7 Distribution of optical fiber sensors

3.3 现场监测试验结果对比分析

采用偏压短柱法<sup>[19]</sup>通过实测钢筋应变反算盾构管片内力。如图 8 所示，将隧洞衬砌考虑成偏心受压短柱，建立力矩平衡方程，计算相关参数见表 5。

$$M = n_c(P_2 - P_1)\left(\frac{b}{2} - a'\right) + \frac{1}{12}b(\sigma_{c1} + \sigma_{c2})A_c \quad (32)$$

式中： $P_1$ 为管片外侧单根钢筋集中力； $P_2$ 为管片内侧单根钢筋集中力； $\sigma_{c1}$ 为管片内侧钢筋位置处混凝土应力； $\sigma_{c2}$ 为管片外侧钢筋位置处混凝土应力； $n_c$ 为管片内（外）侧环向主筋数量； $b$ 为管片厚度； $a'$ 为钢筋保护层厚度； $A_c$ 为管片横截面面积。

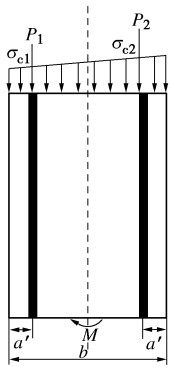


图 8 管片内力计算示意图

Fig. 8 Calculation of internal force of segment

表 5 螺栓及钢筋相关参数

Table 5 Relevant parameters of bolt and reinforcement

$a'/\text{mm}$	$E_c/\text{GPa}$	$n_1$	$n_2$	$E_c/\text{GPa}$
50	210	20	10	$3.15 \times 10^4$
$n_b$	$E_b/\text{GPa}$	$l_b/\text{mm}$	$A_b/\text{m}^2$	$\alpha_b/(^{\circ})$
28	210	730	$7.069 \times 10^{-4}$	35

注： $a'$ 为钢筋保护层厚度； $E_c$ 为钢筋弹性模量； $n_1$ 为管片内侧环向主筋数量； $n_2$ 为管片外侧环向主筋数量； $E_c$ 为管片弹性模量； $n_b$ 为纵向螺栓个数； $E_b$ 为螺栓弹性模量； $l_b$ 为螺栓长度， $A_b$ 为螺栓横截面积； $\alpha_b$ 为螺栓倾角。

对第 1534、1538 环管片结构的内力进行分析，管片环宽度为 1.6 m，同一环管片上理论计算弯矩值会在一定的范围波动，其与监测弯矩对比结果如图 9、10 所示。

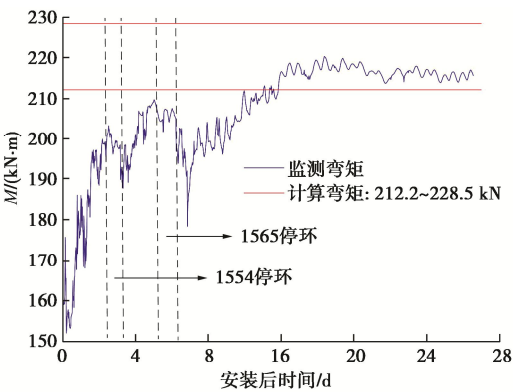


图 9 1529 环管片实测弯矩与计算弯矩

Fig. 9 Measured and calculated bending moments of segments of No. 1529 ring

由图 9、10 可知：现场实测得到的隧洞弯矩与理

论计算较为接近。1529 环根据现场实测钢筋应变反算管片弯矩值在 212.2~228.5 kN, 在监测后期管片的弯矩值基本稳定在 220 kN·m 左右。1538 环根据现场实测钢筋应变反算管片弯矩值在 175.4~193.6 kN·m, 1538 环管片弯矩值稳定在 180 kN·m 左右。

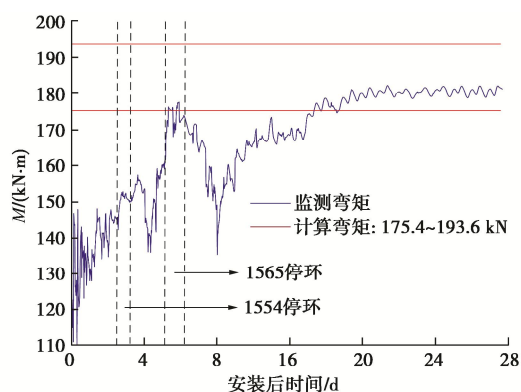


图 10 1538 环管片实测弯矩与计算弯矩

Fig. 10 Measured and calculated bending moments of segments of No. 1538 ring

## 4 参数敏感性分析

### 4.1 断层破碎带倾角

假定隧道埋深 40 m, 断层破碎带宽度为 30 m, 水深 10 m, 分别对断层破碎带倾角为 20°, 40°, 60° 和 80° 条件下隧道纵向沉降进行分析, 如图 11 所示。在断层破碎带区域隧道沉降先急剧增大, 后缓慢增加、最后急剧减小, 即曲线整体呈现三段变化规律: 激增段、缓增段和骤减段。在断层破碎带与正常围岩界面附近隧道不均匀沉降急剧增加。

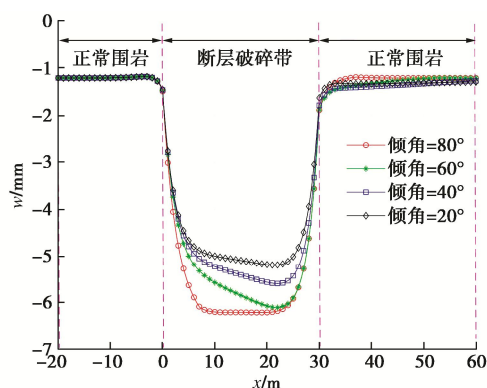


图 11 不同断层破碎带倾角隧道纵向沉降图

Fig. 11 Longitudinal settlements of tunnel with different inclination angles of fault fracture zone

### 4.2 断层破碎带宽度

假定隧道埋深 40 m, 断层破碎带倾角为 60°, 分别对断层破碎带宽度为 20, 30, 40, 50, 60 m 条

件下隧道纵向沉降进行分析, 如图 12 所示。随着断层破碎带宽度的增大, 断层破碎带范围内隧道的最大纵向沉降逐渐增大并趋于稳定, 最大沉降出现位置逐渐远离断层破碎带中部。对于 8.3 m 外径海底盾构隧道, 倾斜断层破碎带对延伸侧 1 倍破碎带宽度范围内隧道的沉降影响较大, 当断层破碎带宽度超过 50 m 时, 隧道的最大纵向沉降基本保持不变。

不同断层破碎带宽度对隧道纵向弯矩影响如图 13 所示。随着断层破碎带宽度增加, 在断层破碎带和正常围岩界面附近, 隧道纵向弯矩基本不变, 在断层破碎带内部隧道的纵向弯矩逐渐减小。对于 8.3 m 外径海底盾构隧道, 当破碎带宽度超过 40 m, 断层破碎带中部几乎无弯矩。

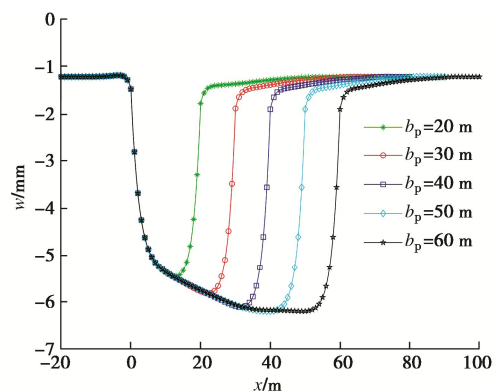


图 12 不同断层破碎带宽度隧道纵向沉降图

Fig. 12 Longitudinal settlements of tunnel with different widths of fault fracture zone

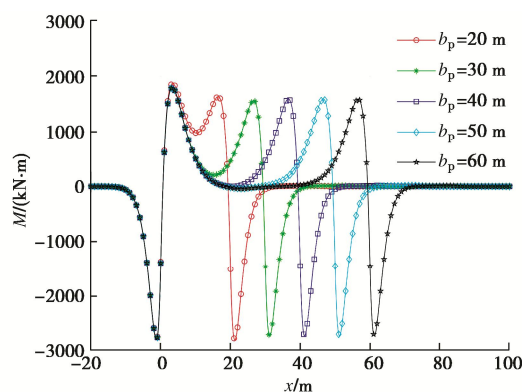


图 13 不同断层破碎带宽度隧道弯矩图

Fig. 13 Bending moments of tunnel with different widths of fault fracture zone

### 4.3 断层破碎带弹性模量

假定隧道埋深 40 m, 断层破碎带宽度为 30 m, 倾角为 60°, 分别对断层破碎带与正常围岩弹性模量比值为 1:2, 1:4, 1:6, 1:8 进行分析, 如图 14 所示。随着断层破碎带与正常围岩弹性模量比值的减

小,隧道沉降趋势基本不变,但不均匀沉降迅速增大。对于外径为 8.3 m 海底盾构隧道,当宽度为 30 m 的断层破碎带与正常围岩弹性模量比值小于 1:4 时,隧道的沉降量超过预警值 10 mm<sup>[20]</sup>。

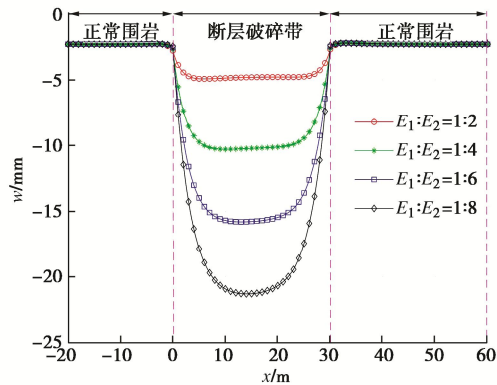


图 14 不同断层破碎带弹性模量隧道纵向沉降图

Fig. 14 Longitudinal settlements of tunnel with different elastic moduli of fault fracture zone

## 5 结 论

本文针对断层破碎带海底盾构隧道纵向沉降问题,基于太沙基松动土压力理论,结合泰勒级数展开公式,对断层破碎带海底盾构隧道纵向沉降及内力进行分析,得到以下 3 点结论。

(1) 通过分析海底盾构隧道穿越断层破碎带地层全过程,提出了可考虑断层破碎带宽度和倾角的统一荷载模型和理论公式。

(2) 针对复杂上覆荷载条件下 Timoshenko 梁难以直接求解问题,利用泰勒级数展开公式提出了高精度泰勒公式分段展开法,结合 Timoshenko 梁理论,推导建立了可用于复杂荷载作用下海底盾构隧道管片纵向沉降及内力系列解析解。工程实例表明本文理论推导的系列解析解能够较为准确地计算管片结构内力。

(3) 计算结果表明,断层破碎带内隧道的沉降曲线表现为激增段、缓增段和骤减段。断层破碎带对延伸侧 1 倍破碎带宽度范围内隧道的沉降影响较大;当断层破碎带宽度超过 6 倍洞径时,隧道的沉降峰值基本保持不变。

## 参考文献:

[1] 张顶立. 海底隧道不良地质体及结构界面的变形控制技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, **26**(11): 2161-2169. (ZHANG Dingli. Deformation control techniques of unfavorable geologic bodies and discontinuous surfaces in subsea tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and

Engineering, 2007, **26**(11): 2161-2169. (in Chinese))

[2] BURFORD D. Heave of tunnels beneath the shell centre, London, 1959-1986[J]. Géotechnique, 1988, **38**(1): 135-137.

[3] 王春浩. 超大断面黄土公路隧道围岩压力计算方法分析[J]. 现代隧道技术, 2015, **52**(3): 175-181. (WANG Chunhao. Calculation method for surrounding rock pressure of a loess highway tunnel with an extra-large section[J]. Modern Tunnelling Technology, 2015, **52**(3): 175-181. (in Chinese))

[4] 李鸿博, 郭小红. 公路连拱隧道土压力荷载的计算方法研究[J]. 岩土力学, 2009, **30**(11): 3429-3434. (LI Hongbo, GUO Xiaohong. Research on calculation methods of earth pressure on Multi-arch tunnel for highway[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, **30**(11): 3429-3434. (in Chinese))

[5] 铁路隧道设计规范: TB 10003—2016[S]. 北京: 中国铁道出版社, 2017. (Code for Design of Railway Tunnel: TB 10003—2016[S]. Beijing: China Railway Publishing House, 2017. (in Chinese))

[6] 黎春林. 盾构隧道施工松动土压力计算方法研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(9): 1714-1720. (LI Chunlin. Method for calculating loosening earth pressure during construction of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(9): 1714-1720. (in Chinese))

[7] TERZAGHI K. Theoretical Soil Mechanics[M]. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, Inc., 1943.

[8] 王浩, 杨新安, 王斌, 等. 3 洞小净距隧道围岩压力计算方法[J]. 中国铁道科学, 2020, **41**(3): 68-75. (WANG Hao, YANG Xin'an, WANG Bin, et al. Calculation method for surrounding rock pressure of closely spaced triple tunnels[J]. China Railway Science, 2020, **41**(3): 68-75. (in Chinese))

[9] 颜永斌, 董建华. 断层破碎带内隧道纵向受荷特征和变形分析[J]. 中国公路学报, 2021, **34**(11): 211-224. (XIE Yongbin, DONG Jianhua. Analysis of longitudinal deformation and stress characteristics of tunnel crossing fault fracture zone[J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, **34**(11): 211-224. (in Chinese))

[10] ZHANG Z G, HUANG M S, WANG W D. Evaluation of deformation response for adjacent tunnels due to soil unloading in excavation engineering[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2013, **38**: 244-253.

[11] LIANG R Z, XIA T D, HONG Y, et al. Effects of above-crossing tunnelling on the existing shield tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2016, **58**: 159-176.

[12] LIU X, FANG Q, ZHANG D L, et al. Behaviour of existing



- tunnel due to new tunnel construction below[J]. Computers and Geotechnics, 2019, **110**: 71-81.
- [13] WU H N, SHEN S L, LIAO S M, et al. Longitudinal structural modelling of shield tunnels considering shearing dislocation between segmental rings[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, **50**: 317-323.
- [14] LIAO S M, PENG F L, SHEN S L. Analysis of shearing effect on tunnel induced by load transfer along longitudinal direction[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2008, **23**(4): 421-430.
- [15] ZHANG D M, HUANG Z K, LI Z L, et al. Analytical solution for the response of an existing tunnel to a new tunnel excavation underneath[J]. Computers and Geotechnics, 2019, **108**: 197-211.
- [16] 陈祖煜. 土质边坡稳定分析: 原理·方法·程序[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2003. (CHEN Zuyu. Soil Slope Stability Analysis: Theory, Methods and Programs[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2003. (in Chinese))
- [17] 志波由纪夫, 川岛一彦, 大日方尚己, 等. 应答变位法によるツールドトンネルの地震時断面力の算定法[J]. 土木学会论文集, 1989, **404**(11): 385 - 394. (SHIBA Y, KAWASHIMA K, OBINATA N, KANO K. Evaluation method of longitudinal stiffness of shield tunnel linings for application to seismic response analysis[J]. Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers, 1989, **404**(11): 385-394. (in Japanese))
- [18] ATTEWELL P B, YEATES J, SELBY A R. Soil movements induced by tunnelling and their effects on pipelines and structures[M]. Glasgow: Blackie, 1986.
- [19] 张厚美. 地铁盾构工程设计与施工过程的若干问题研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2004. (ZHANG Houmei. Research on Some Problems in the Design and Construction Process of Subway Shield Engineering[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2004. (in Chinese))
- [20] 城市轨道交通结构安全保护技术规范: GJJ/T 202—2013[S]. 北京: 北京建筑工业出版社, 2013. (Technical Code for Protection Structures of Urban Rail Transit: GJJ/T 202—2013[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2013. (in Chinese))

## 第四届全国能源地下结构与工程学术研讨会 (一号通知·征文)

为聚集优秀的学术和工程技术人员,推动能源岩土工程的研究和应用,服务千年大计和国家战略。现拟于2023年9月,在河北雄安召开第四届全国能源地下结构与工程学术研讨会。届时将邀请国内外著名的能源岩土工程专家、新区建设者就能源地下结构与工程的发展做综述报告,分享最新的研究进展和成果,交流最新的学术观点和解决实际工程问题的新方法;同时,组织参观雄安新区建设,为学术界最新科研成果创造落地场景与合作机会,促进能源岩土学科“产学研用,协同创新”。

**会议议题:** ①能源地下结构与工程(包括能源桩、能源隧道、能源管廊、能源筏板、能源地下连续墙、能源竖井、建筑筏板下埋管以及大规模钻孔埋管等等); ②极端温度地下工程(冻结法隧道、高温岩石隧道、热固结地基处理工法、桩身检测热工法、隧道过火后安全评价、机场跑道及公路桥面等防冻除冰技术); ③抽水蓄能及地下压缩空气储能中的岩土工程技术; ④高放射性核废料及CO<sub>2</sub>地下封存; ⑤能源地下存储与输送; ⑥可燃冰、页岩气等油气开采相关岩土工程; ⑦浅层、中深层地热开发技术; ⑧能源地下工程中多场耦合岩土力学和

孔隙介质传输力学; ⑨其他与地热能、风能、太阳能等新能源利用相关的岩土工程问题。

**主办单位:** 中国岩石力学与工程学会能源地下结构与工程专委会

**承办单位:** 清华大学; 中国建筑科学研究院地基基础研究所; 三峡大学

**重要日期:** 2023年7月31日前稿件接收截止; 2023年8月20日前通知作者是否录用; 2023年8月31日前提交修改后的论文。

**论文出版要求:** 优秀稿件推荐至《清华大学学报》(正刊)、《深圳大学学报》(正刊)、《建筑科学》(正刊)、《建筑结构》(正刊)和《防灾减灾工程学报》(专栏正刊)发表。邮寄一份电子文本,论文中请务必注明详细通讯地址、邮编、联系电话及Email地址。

**论文投稿及会议报告事宜请联系:** 清华大学土木工程系郭红仙 13811838826, energy\_geotech2023@ylsas.cn(会议投稿), <https://kdocs.cn/l/cugFIoXrPltB?f=301>(模板下载)。

(中国岩石力学与工程学会能源地下结构与工程专委会 供稿)