

DOI: 10.11779/CJGE202102018

盾构隧道管片接缝气密性模拟方法与影响因素分析

孙 昕¹, 武 威^{2, 3}, 焦亚基², 金 瑞², 孟祥瑞², 朱合华^{2, 3}, 贺 洁², 涂新斌¹, 黄常元¹

(1. 国家电网有限公司, 北京 100031; 2. 同济大学土木工程学院地下建筑与工程系, 上海 200092; 3. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 盾构隧道穿越含气地层时, 施工对地层的扰动易引发气体泄漏, 气体易由盾构管片接缝处进入隧道内部, 极易引发爆炸等灾害。依托穿越长江高压含气地层的苏通 GIL 综合管廊工程, 较系统地研究了影响盾构管片接缝面气体泄漏的主要因素, 并提出对应改进措施。通过接缝室内模型试验, 分析了气压加载下接缝面气体泄漏的全过程, 从而揭示了气体在不同泄漏阶段影响接缝面气密性的主要因素。建立了接缝数值模拟模型, 研究了气压加载下, 接缝面张开量、管片表面粗糙程度对接缝气密性能的影响。基于粗糙表面密封间隙气体流动的 PC 模型, 建立了盾构管片接缝处气体泄漏率理论计算方法, 并将计算结果与模型试验结果进行对比, 证实了理论计算方法的可行性与适用性。最后, 结合模型试验与理论计算方法, 提出了降低接缝气体泄漏率的措施。

关键词: 盾构隧道; 管片接缝; 气密性能; 模型试验; 有限元分析; 理论计算方法

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)02-0375-08

作者简介: 孙 昕(1955—), 男, 安徽蚌埠人, 博士, 教授高级工程师, 主要从事能源(电力)系统技术研究与管理工作。E-mail: 13911152778@163.com。

Simulation method for gas tightness of segment joints of shield tunnels and analysis of influencing factors

SUN Xin¹, WU Wei^{2, 3}, JIAO Ya-ji², JIN Rui², MENG Xiang-rui², ZHU He-hua^{2, 3}, HE Jie², TU Xin-bin¹, HUANG Chang-yuan¹

(1. State Grid Corporation of China, Beijing 100031, China; 2. Department of Geotechnical Engineering, School of Civil Engineering,

Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Shanghai 200092, China)

Abstract: When a shield tunnel passes through a gas-bearing stratum, the disturbance of construction to the stratum is easy to cause gas leakage, and gas tends to enter the tunnel through the joint of shield tube, which is easy to cause explosion and other disasters. Based on the Sutong GIL integrated pipe gallery project which crosses the high-pressure gas-bearing strata in the Yangtze River, the main factors affecting gas leakage on the joint surface of shield tunneling tube are studied, and the corresponding improvement measures are proposed. The whole process of the gas leakage in the joint surface under pressure loading is analyzed through the joint model tests, and the main factors affecting the gas tightness of the joint surface at different stages of gas leakage are revealed. A numerical simulation model for joints is established to study the effects of the opening of the joint surface and the roughness of the pipe surface on the gas tightness performance of joints under pressure loading. Based on the PC model for gas flow in seal gap of rough surface, the theoretical method for gas leakage rate at the joint of shield tube is established, and the results are compared with those of model tests, which proves the feasibility and applicability of the theoretical method. Finally, by combining the model tests and the theoretical method, the measures to reduce the gas leakage rate of joints are put forward.

Key words: shield tunnel; segment joint; gas tightness; model test; finite element method; theoretical method

0 引言

盾构隧道施工面临的地质环境越来越复杂, 很多重要的盾构隧道工程需要跨越江河湖泊底部富含高压有害气体的地层。根据卢浩等^[1]的研究成果, 当隧道穿越富含高压气体的地层时, 盾构施工导致高压气体的释放与泄漏, 进而引起地层扰动与结构变形, 使盾

构隧道的防水性能下降; 当地层扰动与结构变形较大时, 甚至会引起突泥涌水等严重工程事故。在盾构隧道运营阶段, 长期微弱的气体泄漏易引发地层长期变

基金项目: 国家电网有限公司科研项目 (SGSHJY00JGJS1800085)

收稿日期: 2019-08-30

修改稿返回日期: 2020-04-17

*通信作者 (E-mail: weiwu@tongji.edu.cn)

形, 降低隧道服役性能。唐益群等^[2]的研究表明, 在盾构隧道正常运营期间, 有害气体向隧道内泄漏的主要路径为管片接缝处的密封间隙, 且管片接缝处橡胶密封垫在气压作用下受力与变形行为对管片接缝处的气密性能起着决定性作用。

依托苏通 GIL 综合管廊的盾构隧道工程, 通过试验与有限元数值模拟, 本文研究了管片接缝处气体泄漏与橡胶垫受力和变形行为, 内容包括: ①试验研究不同工况气压加载下管片接缝处气体泄漏全过程, 并以临界气压作为衡量管片接缝处气密性能的指标, 得到影响管片接缝气密性的关键因素; ②采用有限元数值模拟, 得到不同工况下密封垫间接触应力分布, 并以平均接触应力作为评价指标, 分析了盾构管片表面粗糙程度对密封垫间平均接触应力的影响; ③基于气体平均流动模型(PC 模型)与密封间隙气体流动理论, 提出了管片接缝处气体泄漏率理论计算方法, 并与试验测得的气体泄漏率对比, 证实了该方法的可靠性。

1 盾构隧道工程简介

该盾构隧道工程平面线形如图 1 (a) 所示, 所用管片以 C60 混凝土制成, 管片间采用单排高强螺栓连接。为保证管片间接缝处良好的密封性, 在管片接缝面上预留内外两道沟槽, 沟槽内安装三元乙丙橡胶密封垫, 橡胶密封垫的邵氏硬度为 67 度, 内外密封垫断面如图 1 (b) 所示。

根据地质勘查报告, 隧道横穿的长江江槽区域富含高压有害气体, 气体主要成分为甲烷 (CH₄), 高压气体压力范围为 0.25~0.9 MPa, 隧道穿越地层的地质情况如图 1 (c) 所示。

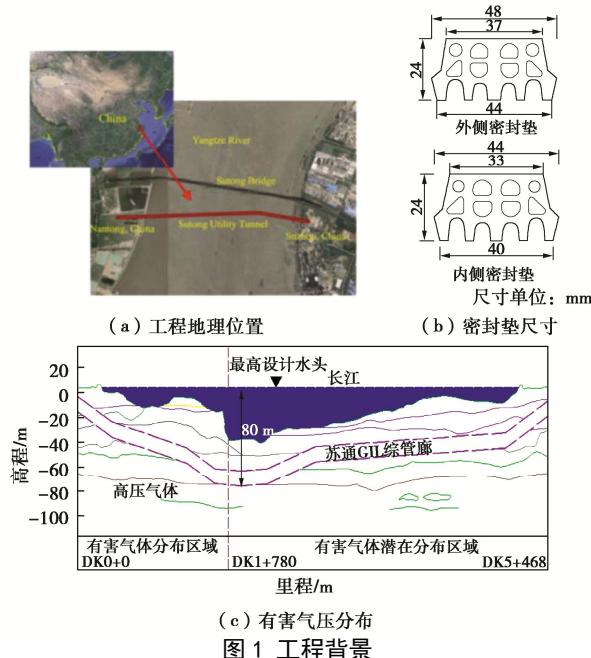


Fig. 1 Background of shield tunnel project

2 室内模型试验

2.1 试验方案

本文试验目的在于探究不同类型的盾构隧道管片接缝在不同张开量工况下气体泄漏率随气压加载的变化。参考工程经验, 选取临界气压 (泄漏率为 100 mL/min 时对应气压值) 作为接缝抵抗气密性失效能力的指标, 并分析了接缝张开量、盾构表面粗糙程度对临界气压的影响。

出于安全考虑, 试验采用空气代替甲烷气体, 由于气体黏度对流动性影响很大, 应当基于甲烷与空气的动力黏度关系对气体泄漏率进行修正。气体压力与温度对气体的动力黏度也有影响, Chapman 等^[3]的研究表明, 温度对气体动力黏度的影响大于气体压力对动力黏度的影响, 故本试验应进行温度监测, 以便将各组试验测得的泄漏率在同一温度 (20°C) 和对应气体动力黏度下进行泄漏率修正。参考 Woods^[4]的修正方法, 基于气体体积泄漏率与气体动力黏度、气体温度之间的关系, 对试验测得的气体泄漏率在同一温度 (20°C) 下修正, 从而得到单位长度接缝气体泄漏率:

$$q = q_t \frac{uT}{u_t T_t B} \quad (1)$$

式中 q 为修正后单位长度接缝气体泄漏率; q_t 为试验测得的气体泄漏率; T 为统一温度值; T_t 为试验温度; u 为统一温度下气体动力黏度; u_t 为试验温度对应的气体动力黏度; B 为密封垫轴线长度。

2.2 试验装置与加载方案

试验装置 (图 2) 由接缝模拟、位移加载、气压加载和数据监测 4 个子装置组成。接缝模拟子装置由管片、双侧密封垫组成, 其中混凝土试件外尺寸为 70 cm × 70 cm × 30 cm, 钢试件外尺寸为 70 cm × 0 cm × 5 cm, 其接封面一侧的沟槽尺寸与实际工程中沟槽尺寸相同, 其外圈密封圈的作用是形成封闭体系; 温度传感器用于对测量的气体泄漏率在统一温度下进行修正。目前苏通 GIL 工程已勘测到的最大气压为 0.9 MPa, 从预留安全系数的角度考虑, 试验将最大气压增至 2.3 MPa。

试验过程中气压由低至高逐级加载, 气压增高会导致密封垫发生变形, 干扰气体流动, 影响结果的精确性, 因此每级调高气压, 维持 15~20 min 后开始计量泄漏率。

2.3 试验工况

由于苏通 GIL 综合管廊工程采用了两道止水条, 对内外侧不同的密封垫—沟槽形式分别设计了接缝模拟子装置。此外, 试验采用钢和 C60 混凝土两种材料

制作接缝模拟的管片部分。试验工况如表1所示, 本试验共分4组: ①钢试件内接缝密封垫试验(Test-SI); ②钢试件外接缝密封垫试验(Test-SO); ③混凝土试件内接缝密封垫试验(Test-CI); ④混凝土试件外接缝密封垫试验(Test-CO)。

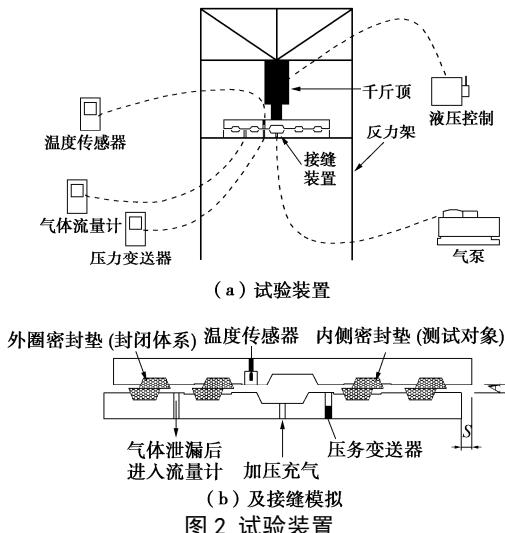


Fig. 2 Test apparatus and joint simulation

表1 试验工况

Table 1 Test conditions

试验组别	管片材料	密封垫形式	接缝张开量/mm
Test-SI	钢	内侧	13, 10, 8, 6, 4
Test-SO	钢	外侧	13, 10, 8, 6, 4
Test-CI	C60混凝土	内侧	13, 10, 8, 6, 4
Test-CO	C60混凝土	外侧	13, 10, 8, 6, 4

2.4 结果与分析

将试验结果在统一温度下(20°C)修正, 得到各组试件在气压加载全过程中泄漏率曲线, 如图3所示。试验中气体泄漏率跨度范围大, 既有微弱泄漏发生, 也有大规模泄漏, 主要取决于接缝面张开量大小与气压高低。

当接缝面张开量大于或等于8 mm时, 泄漏率曲线具有明显的拐点。当气压增加到曲线拐点时, 气体泄漏进入大规模泄漏阶段, 气体泄漏随气压增长而迅速增加, 曲线拐点对应的气压值主要取决于接缝面张开量大小。

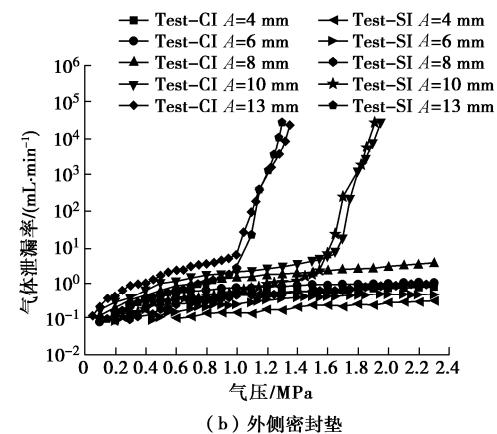
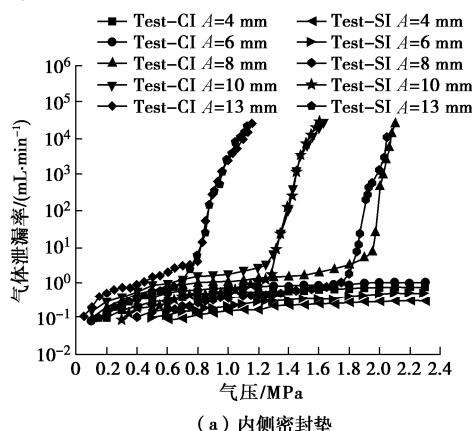


图3 气压加载全过程气体泄漏率曲线

Fig. 3 Curves of gas leakage rate in whole process of pneumatic loading

为方便评价接缝面抵抗气体泄漏的能力, 以临界气压作为接缝面气密性能的评价指标, 其对应的气体泄漏率为 100 mL/min , 隧道每延米气体泄漏量达 2400 mL/min , 大规模气体泄漏引起地下水涌出, 易引发甲烷爆炸等极端事故。各工况下接缝面临界气压与张开量的关系如图4所示。

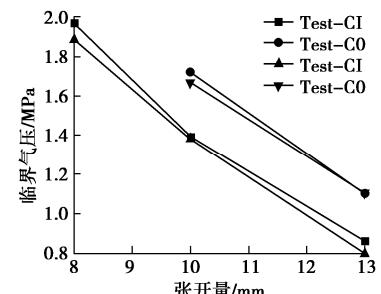


图4 临界气压与张开量

Fig. 4 Relationship between joint opening and critical pressure

由图4可知, 接缝面临界气压随接缝面张开量增加而明显降低, 说明接缝面张开量是影响接缝气密性能的重要因素; 另外, 外侧密封垫的临界气压高于内侧密封垫的临界气压, 说明接缝面接触面积越大, 密封垫压缩变形时稳定性越好, 对接缝气密性能越好。

在隧道运营期发生的气体长期微弱泄漏会引起地层长期变形, 降低隧道服役性能。由图5可知, 微弱泄漏阶段混凝土试件气体泄漏率高于钢试件气体泄漏率。随着接缝张开量增加, 混凝土试件的气体泄漏率与钢试件的气体泄漏率差距迅速增大, 说明管片表面粗糙度对气体泄漏率的影响随气压增大而增大。

3 有限元数值模拟

3.1 有限元模型

本文以内侧密封垫为例, 采用有限元软件ABAQUS,

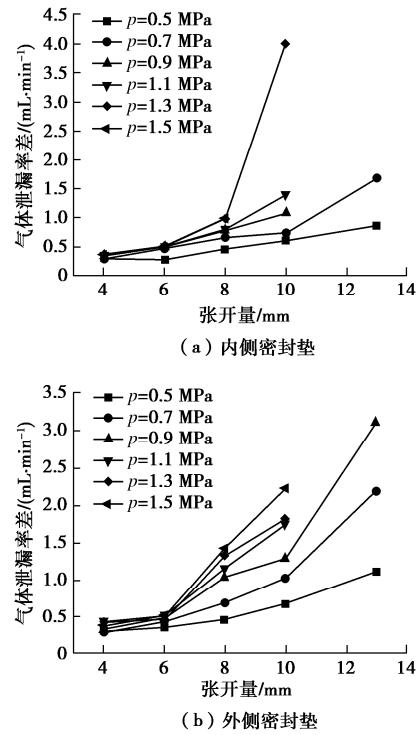


图 5 钢试件与混凝土试件气体泄漏率差异

Fig. 5 Difference of gas leakage rate between concrete and steel plates

建立密封垫—管片沟槽二维受力模型, 分析了管片粗糙程度对密封垫变形与密封垫间接触应力的影响。密封垫截面尺寸远大于其厚度, 因此本文仅建立二维平面模型, 并采用平面应变假设。橡胶材料属于超弹性材料, 其本构模型采用双参数 Mooney-Rivlin 模型^[7], 对于不可压缩材料, 其应变能密度函数为

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) \quad (2)$$

式中, I_1 与 I_2 为 Green 应变张量的两个主不变量, C_{10} 与 C_{01} 为材料参数, 其与初始剪切模量 G_g 和杨氏模量 E_g 之间存在如下关系:

$$\left. \begin{aligned} G_g &= 2(C_{10} + C_{01}), \\ E_g &= 3G_g, \\ C_{01} &= 0.25C_{10}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

本文密封垫橡胶材料的邵氏硬度为 67 度, 根据 Gent^[5]的研究成果, $C_{01}=0.161 \text{ MPa}$, $C_{10}=0.646 \text{ MPa}$ 。因沟槽的刚度远大于橡胶垫刚度, 故以刚性壳体模拟沟槽, 并在上下沟槽中点分别设置参考点, 用于控制橡胶垫张开量与固定底部沟槽。

为与接缝模型试验结果对比, 考虑了与模型试验相同张开量的工况, 橡胶材料之间的法向接触行为为硬接触, 即两个接触表面之间能够传递的接触压力大小没有限制, 当接触面的接触应力变为 0 或负值时, 两个接触面分离开, 并且解除相应节点上的接触约束; 切向接触行为采用库仑摩擦模型, 根据丁文其等^[6]的

研究成果, 摩擦系数设置为 0.57。密封垫与沟槽之间法向接触行为为硬接触, 切向接触行为为库仑摩擦模型, 对应不同粗糙程度的管片表面, 摩擦系数一般取 0.25~0.90, 为分析管片粗糙程度对密封垫变形与密封垫间接触应力的影响, 分别考虑了摩擦系数为 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8 等 5 种管片。加载过程如图 6 所示。

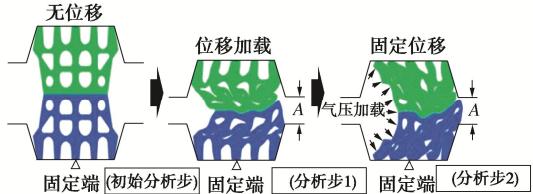


图 6 加载模拟过程图

Fig. 6 Loading simulation process

3.2 数值模拟结果与分析

本文共涉及 25 种工况, 统计了不同张开量工况, 不同的管片表面粗糙程度下密封垫受力变形与密封垫间接触应力分布, 分析了不同的密封垫张开量工况下, 盾构管片接缝粗糙程度对密封垫间接触应力分布的影响。

部分工况密封垫变形如图 7 所示。由数值模拟变形图可知: 气体泄漏的主要通道是密封垫之间接触面, 接缝面张开量越小, 沟槽对密封垫的约束能力越强。当接缝张开量大于等于 10 mm 时, 在气压作用下密封垫间的接触面分离, 说明气体大规模泄漏的通道形成, 密封垫间的接触面是接缝气密性的薄弱面。

为简单起见, 以气压为 1.3 MPa, 张开量为 6 mm 时的密封垫间接触面接触应力分布(图 8)为例, 分析盾构管片表面粗糙度对密封垫间接触应力分布的影响。当摩擦系数为 0.7 和 0.8 时, 沿路径接触应力最大值发生在靠近气压加载一侧, 且沿路径方向, 不存在接触应力为 0 的点; 而当摩擦系数较低时, 接触应力最大值发生在远离气压加载一侧, 且多处接触应力为 0。这表明盾构表面越粗糙, 沟槽对密封垫的约束能力越强, 密封垫间接触面的气密性越好。

综合室内模型试验与数值模拟结果, 分析可知, 在气体微弱泄漏阶段, 管片表面粗糙度对接缝面气密性影响呈两面性: 一方面, 沟槽与密封垫接触面的摩擦力限制了密封垫在气压作用下相对于沟槽的位移。管片越粗糙, 接缝处各接触面中接触应力为 0 MPa 的区域越小, 说明在气压作用下, 接触脱开的区域越小, 沟槽对密封垫约束能力越强, 接触应力分布越有利于防止气体泄漏。另一方面, 在细观几何构造层面, 管片越粗糙, 其表面存在分布不均的突起与凹陷, 当密封垫变形较小时, 沟槽与密封垫的接触存在空隙, 沟

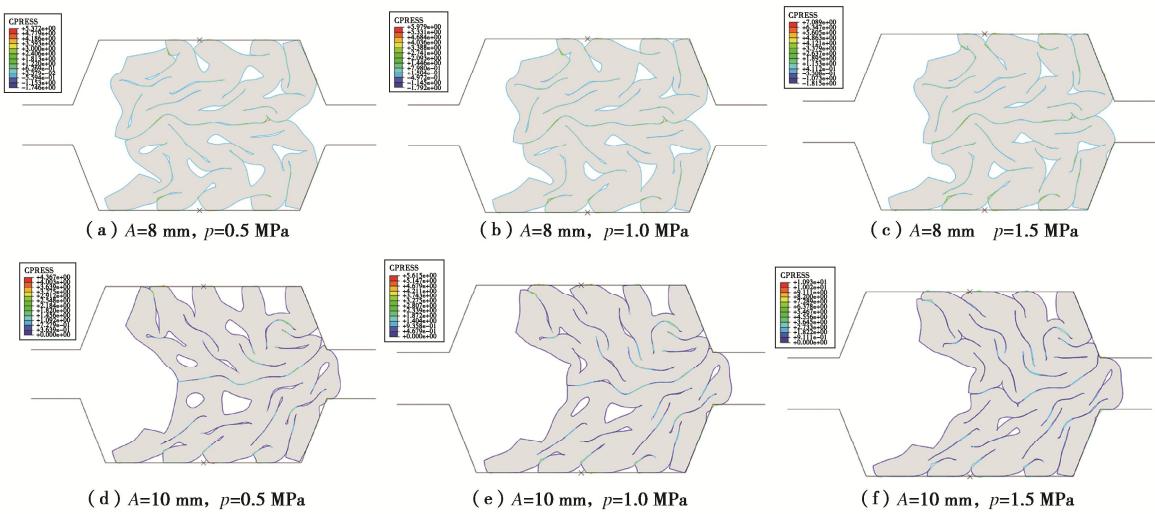


图 7 密封垫变形图

Fig. 7 Deformations of gasket

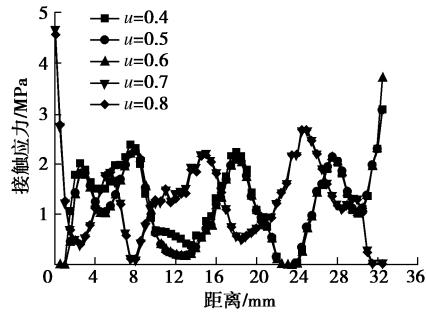


图 8 密封垫不同粗糙度下的接触应力分布图 (气压 1.3 MPa, 张开量 6 mm)

Fig. 8 Distribution of contact stress between two gaskets with different interface roughnesses (gas pressure of 1.3 MPa, interface opening of 6 mm)

槽与密封垫的接触面更易形成气体泄漏通道。减小接缝面张开量既可以提高沟槽对密封垫的约束能力, 又可以使密封垫被充分压缩变形, 使沟槽与密封垫之间的空隙被填充, 关闭了沟槽与密封垫接触面上潜在的气体泄漏通道, 降低气体泄漏率。

图 9 展示了密封垫间接触面平均接触应力与气压的关系。在沟槽的约束作用下, 随着气压增加, 密封垫接触面的平均接触应力增长, 且增量与接缝张开量密切相关, 当张开量小于等于 10 mm 时, 随气压增加, 平均接触应力增加; 而当张开量等于 13 mm 时, 随气压增加, 平均接触应力变化不大, 甚至略有降低。控制接缝面张开量可以在气体微弱泄漏阶段有效利用接缝面的自密作用, 减小隧道运营中气体长期泄漏。

4 气体泄漏率计算方法

4.1 粗糙表面密封间隙气体流动模型

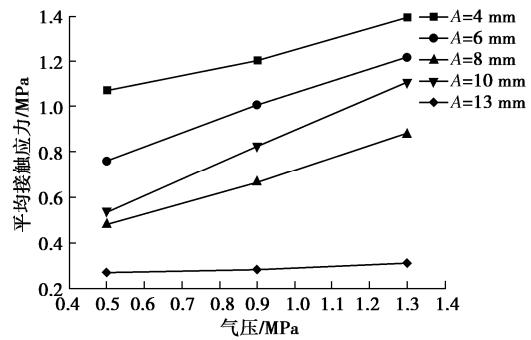
图 9 接缝不同张开量下平均接触应力随气压变化 ($u=0.4$)

Fig. 9 Relationship between average contact stress of gasket-gasket interface and gas pressure

在密封与润滑的问题中, 基于润滑理论的基本方法可建立粗糙表面密封间隙气体流动模型, 即满足一定边界条件的 N-S 方程。Patir 等^[8]提出了不可压缩流体平均流动模型 (PC 模型), 该模型适用于等温气体在粗糙表面密封间隙的流动问题, 并引入流量因子表征表面粗糙度对密封间隙气体流动的影响。

PC 模型中, 假设粗糙表面的接触状态如图 10(a) 所示, 上下表面均有一个基准面, 基准面的间距用 h , h_1 与 h_2 表示, 即粗糙度幅值; h_1 与 h_2 的标准差为 σ_1 与 σ_2 , 则接触面联合粗糙度幅值为 $h_1 + h_2$, 联合标准差为 $\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}$ 。接缝面密封间隙中取单元体如图 10(b) 所示。

在流体等温与不可压缩条件下, 单元体流量为

$$\left. \begin{aligned} q_x &= -\frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{u_1 + u_2}{2} h, \\ q_y &= -\frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial p}{\partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中 q_x 与 q_y 表示局部流量, 均为随机函数, μ 为流

体动力黏度。

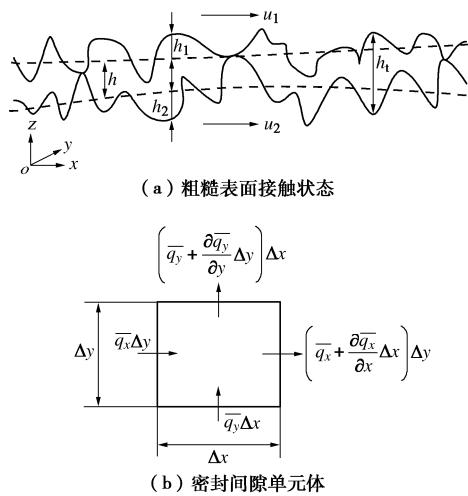


图 10 粗糙表面接触状态和密封间隙单元体

Fig. 10 Contact condition of rough surface (a) and sketch map of unit in sealing clearance (b)

单元体的平均流量为

$$\left. \begin{aligned} \bar{q}_x &= -\phi_x \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \frac{u_1 + u_2}{2} h + \frac{u_1 - u_2}{2} \sigma \phi_s, \\ \bar{q}_y &= -\phi_y \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

式中 ϕ_x 与 ϕ_y 分别为 x 与 y 方向的压力流量因子, 表示粗糙表面密封间隙气体平均流量与光滑表面密封间隙气体的平均流量之比; \bar{p} 为平均气压; ϕ_s 为剪切流量因子, 表示接缝面相对滑动时产生的附加流量的影响, σ 为联合粗糙度幅值的标准差, h 为名义膜厚。

任晓等^[9]在 PC 模型中引入了理想气体状态方程:

$$p = \rho R_g T, \quad (6)$$

式中, p 为气压值, ρ 为气体密度, R_g 为比气体常数, T 为气体温度。

将等温条件下理想气体状态方程代入式(5)中, 并假设接缝上下表面无相对滑动, 得到等温条件理想流体在粗糙表面密封间隙平均流量公式:

$$\left. \begin{aligned} \bar{q}_x &= -\phi_x \frac{ph^3}{12\mu RT} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x}, \\ \bar{q}_y &= -\phi_y \frac{ph^3}{12\mu RT} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

流体均满足连续性方程, 即

$$\frac{\partial \bar{q}_x}{\partial x} + \frac{\partial \bar{q}_y}{\partial y} = \frac{\partial \bar{h}}{\partial t}. \quad (8)$$

将式(7)代入流体连续性方程(8)中得到静密封、等温条件下, 粗糙表面密封间隙气体流动的平均雷诺方程:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\phi_x \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\phi_y \frac{h^3}{12\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} \right) = 0. \quad (9)$$

并考虑到密封垫接缝处气体泄漏路径 y 方向尺寸远小于 x 方向尺寸, 将平均流量公式代入流体连续性方程得到一维泄漏时气体流动的平均雷诺方程:

$$\frac{d}{dx} \left(\phi_x \frac{h^3}{12\mu} \frac{dp}{dx} \right) = 0. \quad (10)$$

解方程得到一维泄漏条件下气体质量泄漏率计算公式:

$$q_m = \phi_x \frac{bh^3}{24\mu R_g T} \frac{p_1^2 - p_2^2}{l}. \quad (11)$$

式中 q_m 为气体质量泄漏率; b 为接缝长度; R_g 为比气体常数; p_1 与 p_2 为计算单元进出口端的压力; l 为接缝计算单元的宽度, 即气体泄漏所需要穿越的距离。

Patir 等^[8]在 PC 模型中给出了高斯随机表面密封间隙压力流量因子的计算公式:

$$\phi_x = \begin{cases} 1 - D e^{-R^*(h/\sigma)} & (\gamma \leq 1) \\ 1 + D e^{-R^*} & (\gamma \geq 1) \end{cases}, \quad (12)$$

式中, D , R^* 取值与 γ 相关, γ 为表示表面粗糙度纹理方向的表征参数, γ 越大, 说明纹理的方向越倾向于与气压方向平行。当纹理方向与气压方向平行时, γ 取无穷大; 当纹理方向与气压方向垂直时, γ 取为 0。

根据两个粗糙表面接触的 GT 模型^[7], 接触面接触总压力 P_c 与膜厚比的关系:

$$P_c = K'E'F_{5/2}(h/\sigma), \quad (13)$$

式中 E' 为接触面的等效弹性模量, K' 为表征接缝面几何特征的参数。各参数可根据下式计算:

$$\frac{1}{E'} = \frac{1}{2} \left(\frac{1-u_1^2}{E_1} + \frac{1-u_2^2}{E_2} \right), \quad (14)$$

$$K' = \frac{8\sqrt{2}}{15} \pi (\eta R_s \bar{\sigma})^2 \sqrt{\frac{\bar{\sigma}}{R_s}}. \quad (15)$$

式中 E_1 与 E_2 为两个接触面的弹性模量; u_1 与 u_2 为两个接触面的泊松比; η 为粗糙表面的峰点密度; R_s 为峰点曲率半径; $\bar{\sigma}$ 为综合粗糙峰高度分布均方差。

4.2 管片接缝气体泄漏率计算方法

由于数值模拟中得到的接触应力与气压荷载处于同一数量级, 在计算时需要对气压分布迭代求解, 直至气压分布收敛。以接触面上离散节点的气压值 $P_h(x_i)$ 、接触应力值 $P(x_i)$ 代替连续分布的气压值与接触应力值, 通过式(13)与式(12)计算得到各节点的膜厚 $h(x_i)$ 与压力流量因子 $\phi_x(x_i)$ 。具体计算流程如图 11 所示。

4.3 计算参数

采用 4.2 节的方法计算管片接缝气体质量泄漏率,

表 2 粗糙接触表面特征参数

Table 2 Characteristic parameters of rough contact surface

接触表面类型	$\sigma / \mu\text{m}$	E' / MPa	K'	D	R^*
密封垫-密封垫	0.300	0.645	1.50	1	0.54
密封垫-沟槽(钢)	0.244	12.900	0.75	1	0.54
密封垫-沟槽(混凝土)	0.508	12.900	0.75	1	0.54

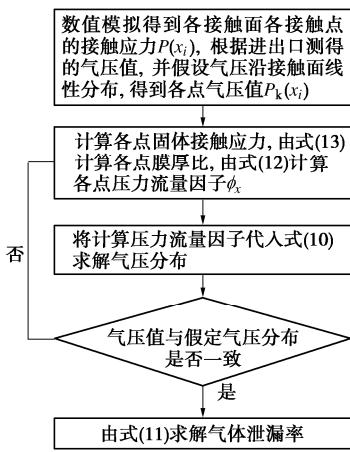


图 11 计算流程图

Fig. 11 Flow chart of calculation

应当先确定气体的物理力学参数、粗糙接触面微观几何形态参数及密封垫与管片材料的力学参数等。

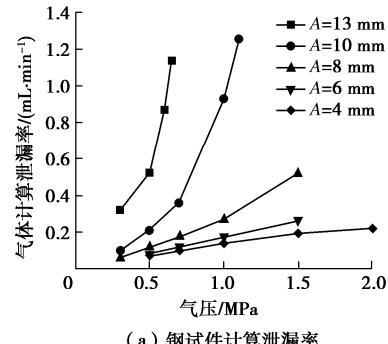
试验采用空气取代甲烷气体，并在统一温度 $T = 293.15\text{K}$ (20°C) 下修正，空气比气体常数 $R_g = 286.7 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ，动力黏度 $\mu = 1.81 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ 。

采用扫描电子显微镜获取粗糙表面的几何信息，并根据扫描结果对粗糙表面进行三维重构与参数计算分析。计算获得各接触面的粗糙度特征参数如表 2 所示。

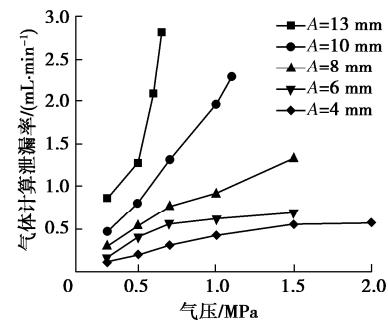
4.4 理论计算结果与分析

针对内侧密封垫试验下 (Test-CI 和 Test-SI) 的各个组合工况，选取了不同的气压值的气体计算泄漏率 (图 12)。由图 12 可见：②泄漏率随着张开量增加而迅速增加。当接缝张开量小于等于 8 mm 时，接缝处仅发生微弱气体泄漏，随气压增加，气体计算泄漏率增长缓慢。当接缝张开量大于等于 10 mm 时，随气压增加，接缝处气体泄漏由微弱泄漏阶段迅速发展成大规模泄漏；②接缝张开量、气压一定工况下，混凝土接缝模拟装置气体泄漏率总体高于钢管片的气体泄漏率。由图 12 可见各工况与气压条件下理论计算泄漏率的发展趋势与模型试验结果一致，说明基于 PC 模型的泄漏率计算方法可以较好地模拟密封间隙气体泄漏行为。

为说明计算方法的准确性，将张开量为 6 mm 工况下气体泄漏率的试验值与理论分析值比较，分析结果如图 13 所示。

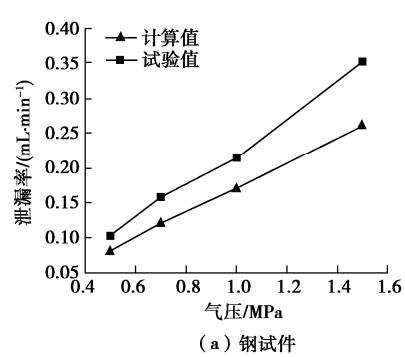


(a) 钢试件计算泄漏率

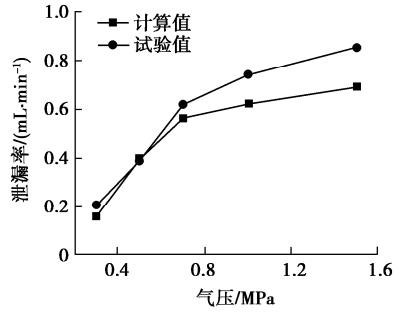


(b) 混凝土试件计算泄漏率

Fig. 12 Relationship between computed gas leakage and gas pressure



(a) 钢试件



(b) 混凝土试件

图 13 气体泄漏率的试验与理论计算值对比

Fig. 13 Comparison between computed and tested gas leakages

混凝土接缝模拟装置的理论计算气体泄漏率与试验值偏差较小, 且在气压较大时, 偏差保持在较低的水平。由图 13 可知, 基于 PC 模型的气体泄漏率计算方法具有较好的精度。

由式(4)可知, 气体泄漏率与平均膜厚的三次方成正比, 因此在接触材料力学参数确定的情况下, 应当使接触面保持光滑, 降低气体泄漏率。由式(5)可知, 密封间隙压力流量因子 ϕ_x 与粗糙表面纹理方向有关, 可以在构件加工过程中构造垂直气压方向的纹理, 降低密封间隙压力流量因子 ϕ_x 。

5 结 论

本文依托苏通 GIL 综合管廊—盾构隧道工程水下地层富含高压有害气体的实例, 首先, 采用室内模型试验与数值模拟相结合的方法, 研究盾构管片接缝面处气体泄漏行为, 确定影响接缝面气体泄漏率的主要因素; 其次, 基于粗糙表面密封间隙气体流动模型, 提出了接缝面气体泄漏率的理论计算方法, 并将理论计算结果与模型试验结果对比, 证实了气体泄漏率理论计算方法的可行性与适用条件。得到以下 4 点结论。

(1) 由室内模型试验可知, 盾构管片接缝面的泄漏过程分为微弱与大规模泄漏阶段, 且由微弱泄漏到大规模泄漏的变换迅速: 在气体微弱泄漏阶段, 影响接缝面气体泄漏率的主因是粗糙程度, 表面越粗糙, 气体泄漏率越大; 在大规模泄漏阶段, 影响接缝面气密性能的主因是张开量, 张开量越大、临界气压越低, 接缝面抗气压性能越差。

(2) 自密封作用随张开量增大而下降, 在张开量较小时, 随气压增大, 接缝自密封作用明显; 而在张开量较大时, 随气压增大, 接缝自密封作用不明显。

(3) 提出的基于 PC 模型的气体泄漏率理论计算方法可以有效估计盾构管片接缝面的气体泄漏率, 且计算方法更适合混凝土管片接缝处气体泄漏率的计算。

(4) 降低接缝面膜厚比可以有效降低气体泄漏率, 将构件表面打磨光滑或者构造垂直气压加载方向的纹理, 均可有效降低盾构管片接缝面的气体泄漏率。

参 考 文 献:

- [1] 卢 浩, 王明洋, 戎晓力, 等. 含气地层中气体释放对盾构隧道稳定性影响研究[J]. 岩土力学, 2013, 34(增刊 1): 301–306. (LU Hao, WANG Ming-yang, RONG Xiao-li, et al. Study of influence of gas entering tunnel on stability of

- shield tunnel in gassy soil layer[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(S1): 301–306. (in Chinese))
- [2] 唐益群, 叶为民, 张庆贺. 长江口软土层中沼气与隧道安全施工技术研究[J]. 同济大学学报(自然科学版), 1996(4): 465–470. (TANG Yi-qun, YE Wei-min, ZHANG Qing-he. Marsh gas in soft stratum at the estuary of the Yangtse River and safety measures of construction of the tunnel[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 1996(4): 465–470. (in Chinese))
- [3] CHAPMAN S, COWLING T G. The Mathematical Theory of Non-Uniform Gases: An Account of the Kinetic Theory of Viscosity, Thermal Conduction and Diffusion in Gases[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1970.
- [4] WOODS L C. An Introduction to the Kinetic Theory of Gases and Magnetoplasmas[M]. Oxford: Oxford University Press, 1993.
- [5] RIVLIN R S. Large elastic deformations of isotropic materials IV: further developments of the general theory[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1948, 241: 379–397.
- [6] GENT A N, CAMPION R P. Engineering with Rubber: How to Design Rubber Components[M]. New York: Hanser Gardner Publications, 2001.
- [7] 丁文其, 赵伟, 彭益成, 等. 盾构隧道防水密封垫长期防水性能预测方法研究[C]// 水下隧道建设与管理技术论文集, 2013, 北京: 28–33. (DING Wen-qi, ZHAO Wei, PENG Cheng-yi, GUO Xiao-hong, YANG Lin-song, TUO Yong-fei. Research on the method of predicting the long-term waterproof performance of shield tunnel waterproof gasket[C]// Technical Papers on Underwater Tunnel Construction and Management, 2013, Beijing: 28–33. (in Chinese))
- [8] PATIR N, CHENG H S. Average flow model for determining effects of three-dimensional roughness on partial hydrodynamic lubrication[J]. Journal of Tribology, 1978, 100(1): 12–17.
- [9] 任晓. 三维粗糙表面的表征及其气体密封性能研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2009. (REN Xiao. Characterization and Gas Sealing Performance Analysis of Three-Dimensional Rough Surfaces[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009. (in Chinese))