

DOI:10.19853/j.zgjsps.1000-4602.2020.20.005

水泥砂浆喷涂法修复钢筋混凝土管道结构性能

史国棚¹, 马保松², 杨超¹, 曾聪¹

(1. 中国地质大学 工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 中山大学 土木工程学院, 广东 珠海 519082)

摘要: 水泥砂浆喷涂法非开挖修复技术能够提高管道力学性能, 目前在国内应用广泛。为深入探究砂浆内衬修复技术对管道的修复效果和机理, 对一根直径1 m、垂直变形为14.7%、砂浆内衬层厚度为50 mm的修复钢筋混凝土管道进行裂纹三边荷载试验, 得到了修复后管道裂缝萌生和承载能力变化规律。根据试验结果建立有限元模型, 分析了砂浆喷涂厚度、原管变形程度、内衬层加筋对修复效果的影响。研究表明, 内衬层厚度增加可以提高修复结构的承载力, 并在原管破损程度较小时修复效果较好; 内衬层加筋可提升修复管道的力学性能, 配筋率增加可提高修复承载能力, 钢筋加固位置越靠近内衬管内表面, 修复结构的抗裂强度就越高, 极限承载力越低。

关键词: 地下管道; 非开挖修复; 三边荷载试验; 有限元模拟

中图分类号: TU990.3 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4602(2020)20-0032-07

Structural Performance of Reinforced Concrete Pipe Repaired by Cement Mortar Spraying Method

SHI Guo-peng¹, MA Bao-song², YANG Chao¹, ZENG Cong¹

(1. Faculty of Engineering, China University of Geosciences, Wuhan 430074, China; 2. School of Civil Engineering, Sun Yat-sen University, Zhuhai 519082, China)

Abstract: The trenchless rehabilitation technology of cement mortar spraying can improve the mechanical properties of pipelines, and currently is widely used in China. In order to further explore the effect and mechanism of mortar lining repair technology on the pipeline, a three-edge bearing test was carried out on a repaired concrete pipeline of diameter 1 m, vertical deformation 14.7%, and lining thickness 50 mm. The law of pipeline crack initiation and bearing capacity variation after repair was obtained. Based on the test results, a finite element model was established to analyze the influence of mortar spraying thickness, original pipe deformation degree, and reinforced inner lining on the repair effect. The research results show that the increase of inner lining thickness can improve the bearing capacity of the repaired structure, and the repair effect is better when the original pipe is less damaged; the reinforced inner lining can improve the mechanical properties of the repaired pipeline and the increase of reinforcement ratio can increase the repaired load. The closer the reinforced location is to the inner surface of the lining pipe, the higher the crack resistance of the structure and the lower the ultimate bearing capacity of the structure.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51979254)
通信作者: 曾聪 E-mail: zengcong@126.com

Key words: sunken pipe; trenchless rehabilitation; three-edge bearing test; finite element simulation

城镇供排水管道是市政设施的重要组成部分,是城镇的“地下生命线”。随着我国地下管道的高速建设,接近使用年限的管道越来越多,管道也随之出现一些结构性和功能性缺陷,导致城市供排水能力下降,给城市建设和人民生活带来不便^[1-2]。喷涂法是一种常用的非开挖修复方法,通过喷涂头将浆液喷涂到管道内壁形成砂浆内衬,从而实现管道结构强度修复的目的。该技术于2008年由马保松教授引入国内^[3-5]。

不少学者对喷涂法修复技术的修复机理进行了研究。WRC^[6]、Zhao等^[7]分别假定内衬管与原管为叠合结构和复合结构,根据梁模型完成了外压集中荷载作用下的结构计算公式,但他们的模型结果与Shi等^[8]的试验存在较大的误差;张海丰^[5]试验发现内衬管与原管界面间的劈拉抗拉强度为自身材料劈拉强度的47%~73%;赵雅宏等^[9]在张海丰试验结果基础上,通过假定“管道-内衬”界面抗力大于荷载时形成叠合结构,抗力小于荷载时形成复合结构,完成了曲梁修复力学模型的推导,其结果与精确值的误差<1%。

上述研究大多通过对曲梁模型进行试验或理论推导,Najafi等^[10]通过三边荷载试验研究了在完整

管道添加内衬管后管道的变形规律。笔者在Najafi试验的基础上,通过在破损管道添加砂浆内衬层进行三边荷载试验,得出了修复前后管道承载能力、裂缝发展、结构变形规律,并以此为基础建立了修复后的钢筋混凝土管道有限元模型,讨论了原管破坏程度、内衬层厚度和配筋对修复后管道结构力学性能的影响。

1 试验概况

1.1 试验管道

本次试验包含两类管道:一类是原管(host-pipe, HP管),一类是在进行三边荷载试验之后的HP管基础上喷涂砂浆形成的修复管(repaired-pipe, RP管)。

HP管是在重庆大学附属的预制混凝土工厂依据《混凝土与钢筋混凝土排水管》(GB/T 11836—2009)^[11]标准,采用C50混凝土制成的钢筋混凝土管道,C50混凝土各组分含量分别为水泥375 kg/m³、沙子850 kg/m³、石材1 090 kg/m³、水135 kg/m³和1%含量高效减水剂。环筋和纵筋均为冷轧变形钢筋,其标准强度为 $f_{y,k} = 550 \text{ N/mm}^2$,抗拉设计强度为 $f_y = 400 \text{ N/mm}^2$ 。

HP管参数见表1。

表1 HP管参数

Tab.1 Parameters of HP pipe

内径/ mm	壁厚/ mm	外径/ mm	钢筋笼 位置	环筋					纵筋			钢筋总 质量/ kg
				钢筋直 径/mm	螺旋直 径/mm	数量/根	长度/ mm	质量/ (kg·m ⁻¹)	直径/ mm	数量/ 根	质量/ (kg·m ⁻¹)	
1 000	100	1 200	内层	8	1 040	10	100	12.9	8	20	7.9	42.9
			外层	8	1 146	10	100	14.2	8	20	7.9	

将HP管养护28 d后,依据《混凝土与钢筋混凝土排水管》(GB/T 11836—2009)标准对管道进行三边荷载试验,然后在HP管上喷涂抗压强度为60 MPa、抗拉强度为6 MPa的PL-8000高强度纤维增强砂浆,制作RP管。由于HP管内表面较光滑,在喷制砂浆制作内衬管时,内衬管的顶部脱落,导致在管道端面上形成了台阶面。为了便于研究HP管和内衬管之间的界面作用和观察裂纹的发展,利用切削工具对端面进行了加工,保证端面光滑。整个管道被漆成白色。

1.2 三边荷载试验

将RP管养护28 d后,采用最大荷载为10 MN的电液伺服压缩机对管道进行三边荷载试验。为便于观察管道裂缝扩展和破损情况,采用了标准中超过裂缝荷载80%的加载方式,即多级加载,每级加载10 kN,加载速度为30 kN/(m·min),每级间隔3 min,用来测量裂缝宽度和记录管道破损情况。

加载后管道破坏情况见图1。使用两个量程为300 mm、精度为0.01 mm的位移传感器来测量管道顶部和侧壁的垂直挠度和水平挠度。在内衬管内表

面安装 4 个型号为 BX120 - 50AA 的应变片测量裂纹形成周围的应力,其电阻值为 $(120 \pm 0.2) \Omega$ 、灵敏度为 $(2.08 \pm 0.5)\%$, 将其与应变采集仪 DH 3816 连接进行数据采集。

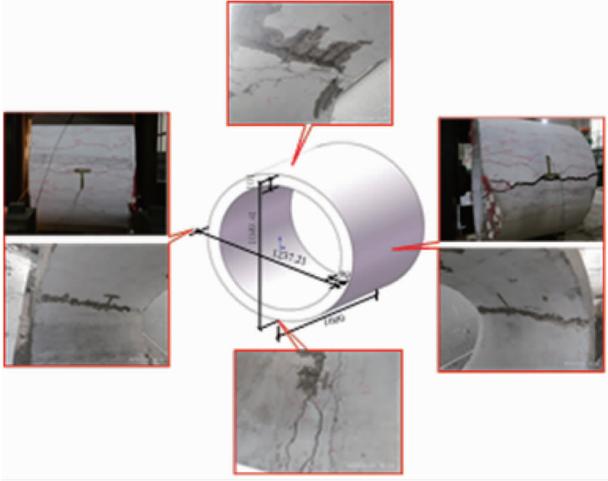


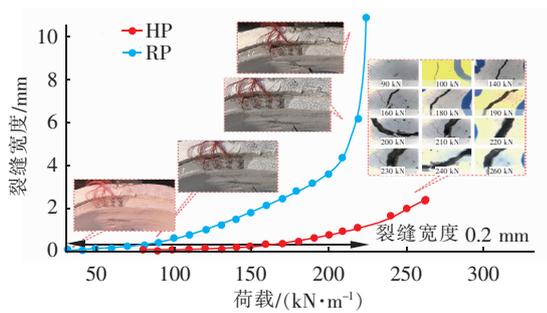
图 1 HP 管损伤状态

Fig. 1 Damage status of HP pipe

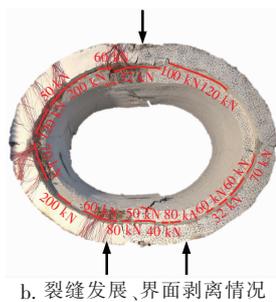
2 试验结果及分析

2.1 加载过程

管道的三边荷载试验总共加载了 21 级荷载,管道在加载中的损伤演化如图 2 所示。



a. HP、RP 管裂缝宽度-荷载关系



b. 裂缝发展、界面剥离情况

图 2 管道三边荷载试验结果

Fig. 2 Results of three-edge bearing test of pipe

从图 2(a) 可以发现,随着试验荷载的增大,管道的裂缝宽度也在不断增大。RP 管在前两级加载

中没有产生明显的裂缝,由此认定此阶段为弹性阶段。在第 3 级荷载加载过程中,管道逐渐有破坏的声音传出,并在内衬管顶部内表面发现裂缝,随后此裂缝从内衬管的内表面延伸到了与 HP 管的交界面,并在界面上观察到一个 10° 左右环向范围两管脱开区域。而后继续加载,发现脱开区域已从管道顶部扩展到了管腰。在加载第 21 级荷载时,内衬管与 HP 管界面完全脱开,内衬管顶部与 HP 管脱离了 20 mm,管道达到极限承载力。

图 2(b) 表示管道裂纹产生、界面剥离时所对应的加载值大小。加载过程中最先在内衬管顶部、底部观察到裂纹,所对应的荷载值分别为 32、40 kN,而后在管腰附近观察到了裂纹,所对应的荷载值为 70 kN,可见管道的顶、底部和腰部是容易被破坏的部位。在试验中观察到的管道破损演化基本可概括为内衬管先产生裂缝,而后界面分离。

2.2 承载性能

图 3 为 HP、RP 管的荷载 - 位移曲线。

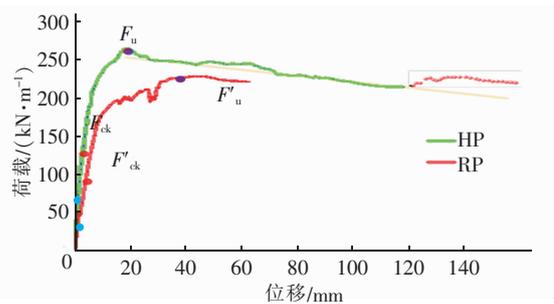


图 3 HP、RP 管荷载 - 位移曲线

Fig. 3 Load and displacement curves of HP and RP pipe

根据 Fuente 等^[12]的纤维增强钢筋混凝土管的荷载 - 位移曲线模型,对 HP 管和 RP 管的曲线进行分析。对于 HP 管道,其承载力远远超过了《混凝土和钢筋混凝土排水管》(GB/T 11836—2009)设定的同尺寸钢筋混凝土管道的标准值,达到了 264.32 kN/m。承载力增强是由于纤维的加入,而纤维的加入同样改变了管道的破坏模式,使其极限荷载与裂缝荷载之比达到 2.94。图 3 中淡黄色曲线表明,当管道达到极限负荷后,荷载 - 位移曲线退化过程表现出一定的线性关系。

当 RP 管加载 30 kN 时,内衬管的顶部出现裂缝,当加载值达到 223 kN 时,认定管道产生了塑性变形,当超过 226 kN 的极限荷载后,管道承载能力开始下降。

图3中HP管中淡红色部分是根据HP管三边试验结果反推出HP管变形超过120mm后荷载-位移趋势线,与RP管曲线对比,发现相同荷载作用下,RP管的变形量仅为30mm,并且此荷载后RP整体承载力曲线在淡红色趋势线以上,说明修复后管道承载性能得到增强。

3 有限元模型

3.1 模型简介

根据表1数据,通过有限元软件ABAQUS对上述试验进行1:1建模,模型中HP管、RP管混凝土结构采用混凝土塑性损伤模型,求解采用ABAQUS/Standard模式,网格选用八节点线性六面体单元。

在管道上方建立参考点,将此点与管道顶部建立耦合作用,通过对此点实施向下的位移来实现模拟中三边荷载试验的加载。根据试验中管道约束方式,在模型管道底部设置2个自由度完全固定的垫片建立约束,因为研究重点是钢筋混凝土管道变形规律,故将垫片简化为弹性。

采用T3D2桁架单元和关键字Embedded对混凝土管中钢筋网进行设置,依据试验材料参数设置钢筋抗拉强度为400MPa。

3.2 本构关系

HP管、内衬管为混凝土结构,其本构关系采用混凝土塑性损伤模型,此模型是依据Lubliner等^[13]和Lee等^[14]模型建立,可用于分析单调荷载和循环荷载作用下混凝土的破坏过程。通过设置参数 d (刚度降低变量SDEG),并且细微划分结构网格,可以观察到裂纹发展的程度。此本构模型的应力-应变关系可表示为:

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_c (\varepsilon_c - \varepsilon_c^{pl}) \quad (1)$$

$$\sigma_t = (1 - d_t) E_c (\varepsilon_t - \varepsilon_t^{pl}) \quad (2)$$

式中 σ_t 、 σ_c ——分别为拉伸应力和压缩应力

d_t 、 d_c ——分别为拉伸损伤因子和压缩损伤因子

ε_t 、 ε_c ——分别为单轴拉伸应变和压缩应变

ε_t^{pl} 、 ε_c^{pl} ——拉伸和压缩等效塑性应变

E_c ——材料的初始(未损坏)模量

其中 d_t 和 d_c 分别由以下公式确定:

$$d_t = 1 - \frac{\sigma_t/E_c}{\varepsilon_t^{pl}(1/b_t - 1) + \sigma_t/E_c} \quad (3)$$

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c/E_c}{\varepsilon_c^{pl}(1/b_c - 1) + \sigma_c/E_c} \quad (4)$$

式中 b_c 、 b_t 分别为卸载后非弹性压缩、拉伸应变参数,根据Birtel等^[15]试验分别取值为0.1和0.7。

本试验采用的混凝土的峰值抗压强度标准值 $f_{ck} = 50$ MPa,并在其中加入6%的纤维以提高管件的抗裂性,这使得《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010,2015年版)中给出的本构关系不再适用,故选用Blanco等^[16]提出的适用于纤维混凝土的本构模型,其关键点的拉伸应力-应变关系如图4所示。

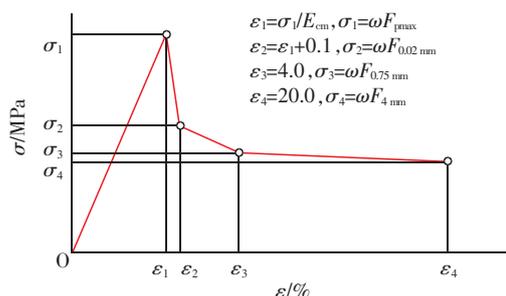


图4 纤维增强混凝土应力-应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curve of fiber-reinforced concrete

3.3 接触面模型

不少学者对内衬管与既有管道之间的界面作用关系进行了研究,根据RP管的损伤破坏情况,显然Shi等^[8]假设的黏结界面模型更加准确。为此采用ABAQUS中的Cohesive模型对这种界面机理进行表征,界面强度和材料强度是Cohesive模型中的两个重要参数,材料参数与本构模型有关。张海丰^[5]试验发现内衬管与原管界面间的劈拉抗拉强度为0.95~1.86MPa。

3.4 破损HP管模型重建

HP管等效值计算方法实例见图5。根据试验结果和图5(a)可知,加载后HP管形状发生了明显的改变,管顶、管腰、管底部位破坏严重,受拉产生了很多裂缝,它们之间有一个基本完好的过渡区,在此提出了一种基于刚度折减的拉伸损伤失效模型,来确定加载后HP管的剩余强度。

根据图5(a)HP管SDEG云图及各网格区域对应的损伤程度,采用面积加权法计算各部位的刚度折减系数SDEG*,计算方法见下式:

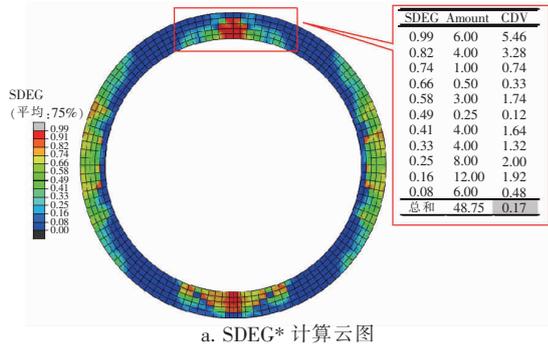
$$SDEG^* = \frac{\sum_{i=1}^n SDEG_i \cdot V_i}{V_{total}} \quad (5)$$

式中 V_i ——管道不同破坏部位的面积, m^2

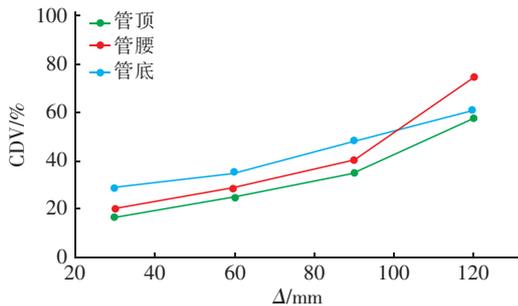
V_{total} ——管道横截面总面积, m^2

SDEG——管道塑性损伤程度

图5(b)是由式(5)计算的不同变形条件下管道各部位综合损伤值(CDV)。如当HP管的纵向变形达到30 mm时,管顶、管底和管腰等危险区域中的等效SDEG(SDEG*)分别为17%、29%和20%。



a. SDEG* 计算云图



b. 危险部位 CDV 值

图5 HP管等效值计算方法实例

Fig.5 Example of equivalent value calculation method

已知HP管为纤维增强混凝土材料,根据图5计算结果,损伤区域的拉伸应力-应变曲线见图6。

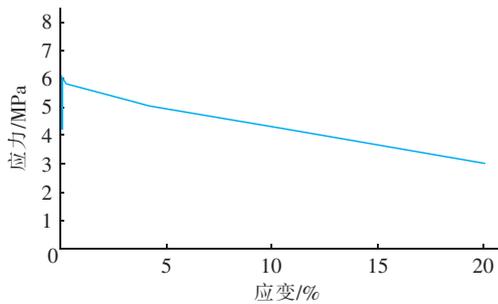


图6 损伤区域的拉伸应力-应变曲线

Fig.6 Tensile stress and strain curve of the damaged area

3.5 模型准确性证明

图7为HP管和RP管的数值模拟与试验的对比结果,发现在开裂区HP管和RP管的模拟结果和试验结果有一定的偏差,而在开裂区以外,HP管和RP管的模拟和试验偏差逐渐减小,HP管峰值负荷误差为1.15%。

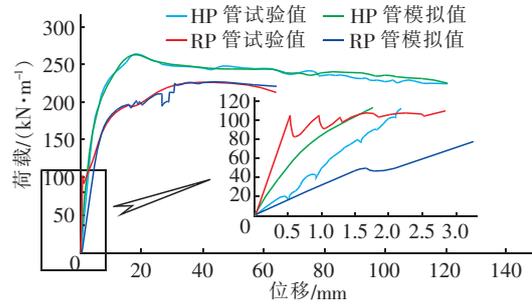


图7 HP、RP管的试验和模拟结果

Fig.7 Experiment and simulation results of HP and RP pipe

4 数值模拟结果分析

4.1 喷涂厚度模拟

图8显示了内衬管壁厚分别为25、50、75和100 mm的RP管的荷载-位移曲线,可以看出随着内衬管壁厚增大,修复结构承载力也在增加。在开裂区的放大图中,橙色点表示不同条件下管道的结构刚度,25 mm对应管道的结构刚度为93.75 kN/m,内衬层每增加25 mm,管道结构刚度相应增加60%、152.1%和500.0%。随着刚度的增加,管道产生的裂纹也在增加。

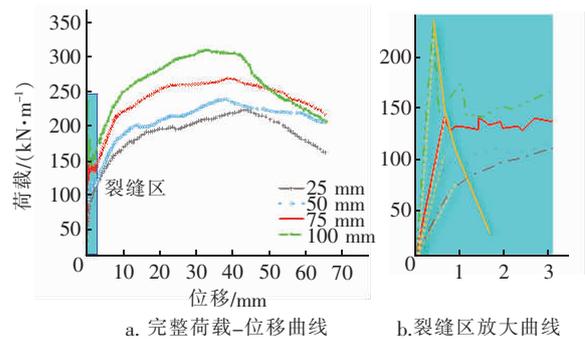


图8 不同修复厚度下荷载-位移曲线

Fig.8 Load and displacement curves under different restoration thicknesses

另一方面,原HP管的极限承载力为264.3 kN/m,数值模拟结果表明,75 mm砂浆内衬层修复后的管道承载能力仍低于原管,而使用100 mm砂浆内衬修复后的管道极限承载力也仅提高17.2%;喷涂100 mm砂浆不仅造价较高,而且会使管道损失近18%的过流面积。由此可见,单纯通过喷涂砂浆对破损程度较大的管道进行结构修复,收益不高。

4.2 HP管变形程度

根据试验结果和模拟结果,当HP管变形过大,

喷涂高性能砂浆很难提高管道的承载能力,为此改变 HP 管变形程度,研究喷涂 50 mm 高性能砂浆对 HP 管的修复效果,模拟结果见图 9。

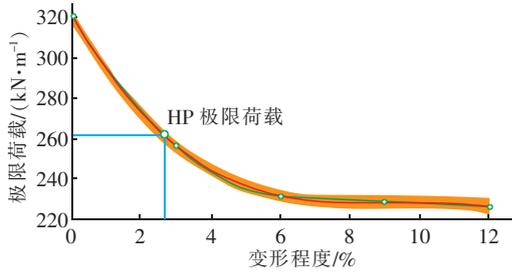


图 9 RP 管的承载能力 - HP 管变形程度曲线

Fig. 9 Curve of bearing capacity of RP pipe and deformation degree of HP pipe

由图 9 可知,HP 管的初始变形在 0 ~ 6% 时修复效果较好,并且管道变形程度对修复效果的影响较大;当初始变形超过 6% 时,修复后效果明显变差;数值模拟结果表明,HP 管初始变形程度 < 2.7% 时,50 mm 砂浆修复后管道强度将高于 HP 管初始变极限承载力,一旦变形超过 2.7%,50 mm 砂浆修复后管道强度仍将低于原 HP 管,不能增加结构强度,只会减缓管道破坏。可见选择合适的修复时间点极其重要。根据数值模拟结果,得到极限承载力 (P_u) 与 HP 管初始变形 (Δ) 关系方程,如下式所示,其中 R^2 值为 0.998。

$$P_u = -0.1206\Delta^3 + 3.3471\Delta^2 - 30.72\Delta + 321.14 \quad (6)$$

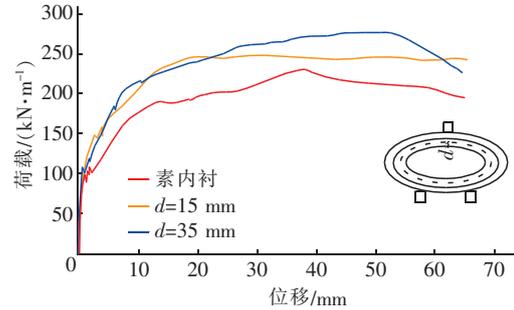
4.3 加筋修复效果

图 10(a) 表示为内衬层中钢筋位置对 RP 管承载力的影响,结果显示当钢筋与内衬层内表面距离 (d 值) 分别为 15、35 mm 时,RP 管的使用荷载分别为 86.4、72 kN/m,与未加筋修复管极限强度 (47.8 kN/m) 相比,分别增加了 80% 和 50%,极限荷载增加了 9.7% 和 23%。可见 d 值越小,修复后的管道在裂纹未萌生阶段承力性能越好,而极限荷载能力会变差。

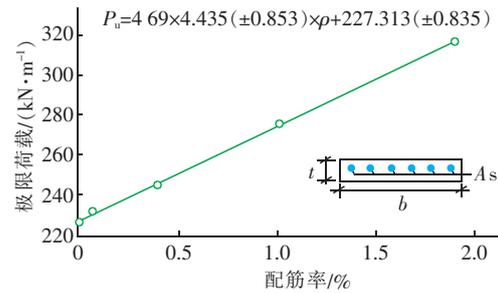
图 10(b) 表示 d 值为 35 mm 时修复管的极限强度随内衬管中配筋率的变化,当配筋率 ρ 值分别为 0.063%、0.393%、1.01% 和 1.901% 时,RP 管的极限强度与未配筋修复管相比分别提高了 2.36%、8.54%、22.18% 和 39.77%,与未损伤 HP 管相比分别提高了 -12.48%、-7.21%、4.47% 和 19.50%。

结果表明,修复结构的承载力与内衬管配筋率 ρ 之间存在良好的线性关系,拟合公式为:

$$P_u = 4.69 \times 4.435 (\pm 0.853) \times \rho + 227.313 (\pm 0.853) \quad (7)$$



a. 钢筋位置对承载能力的影响



b. 配筋率对承载能力的影响

图 10 加筋修复效果分析

Fig. 10 Reinforcement repair effect analysis

5 结论

从管道三边荷载试验和有限元模型分析中可以得出以下结论:

① 管顶、管底和管腰是原有管道破坏程度最严重的部位,也是修复结构中界面最先脱离、裂纹最先萌生部位。

② 砂浆内衬层厚度增加可以提高管道结构刚度和承载能力。

③ HP 管的初始变形在 0 ~ 6% 时修复效果较好。HP 管初始变形程度 < 2.7% 时,50 mm 砂浆修复后管道强度将高于 HP 初始变极限承载力;当变形 > 2.7% 时,修复后管道强度仍将低于原有管道,不能增强结构强度,只会减缓管道破坏。

④ 内衬层中配筋率越高,修复管道力学性能越好;钢筋加固位置越靠近内衬管内表面,修复结构的抗裂强度就越高,极限承载力越低。

参考文献:

[1] CJJ 181—2012, 城镇排水管道检测与评估技术规程

- [S]. 北京:中国建筑工业出版社,2012.
CJJ 181 - 2012, Technical Specification for Inspection and Evaluation of Urban Sewer [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012 (in Chinese).
- [2] 孔耀祖. 原位浇筑法管道和检查井非开挖修复技术研究及应用[D]. 北京:中国地质大学,2017.
Kong Yaozu. Study and Application of Cast In-situ Method for Pipeline and Manhole Trenchless Rehabilitation [D]. Beijing: China University of Geosciences, 2017 (in Chinese).
- [3] 马保松. 非开挖工程学[M]. 北京:人民交通出版社,2008.
Ma Baosong. The Science of Trenchless Engineering [M]. Beijing: China Communications Press, 2008 (in Chinese).
- [4] 马保松. 非开挖管道修复更新技术[M]. 北京:人民交通出版社,2014.
Ma Baosong. Trenchless Pipeline Rehabilitation and Renewal Technology [M]. Beijing: China Communications Press, 2014 (in Chinese).
- [5] 张海丰. 水泥砂浆内衬法修复混凝土重力管道理论与实验研究[D]. 北京:中国地质大学,2019.
Zhang Haifeng. Theoretical and Experimental Study on Structural Performance of the Sprayed-on Cement Mortar Liners Rehabilitating Precast Concrete Drainage Pipe [D]. Beijing: China University of Geosciences, 2019 (in Chinese).
- [6] Water Research Centre. Sewerage Rehabilitation Manual [M]. UK: Water Authorities Association, 1983.
- [7] Zhao J Q, Daigle L. Structural performance of sliplined watermain[J]. Can J Civil Eng, 2001, 28 (6): 969 - 978.
- [8] Shi Z, Masaaki N, Yoshifumi T. Sewer Renovation in Structural Analysis and Renovation Design of Ageing Sewers[M]. Berlin: De Gruyter Open, 2016.
- [9] 赵雅宏, 马保松, 张海丰, 等. 既有管道与内衬叠合界面受力性能及计算方法[J/OL]. 哈尔滨工业大学学报. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.T.20200323.1411.008.html>, 2020-03-23.
Zhao Yahong, Ma Baosong, Zhang Haifeng, et al. Mechanical behavior and calculation method of interface between host pipeline and lining [J/OL]. Journal of Harbin Institute of Technology. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.T.20200323.1411.008.html>, 2020-03-23.
- [10] Najafi M, Sever F. Structure Capabilities of No-Dig Manhole Rehabilitation Products [M]. USA: Water Environment Research Foundation, 2015.
- [11] GB/T 11836—2009, 混凝土与钢筋混凝土排水管[S]. 北京:中国质检出版社,2009.
GB/T 11836 - 2009, Concrete and Reinforced Concrete Sewer Pipes [S]. Beijing: China Quality Inspection Press, 2009 (in Chinese).
- [12] Fuente A D L, Escariz R C, Figueiredo A D D, et al. A new design method for steel fibre reinforced concrete pipes[J]. Constr Build Mater, 2012, 30: 547 - 555.
- [13] Lubliner J, Oliver J, Oller S, et al. A plastic-damage model for concrete [J]. Int J Solids Struct, 1989, 25 (3): 299 - 326.
- [14] Lee J, Fenves G. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures [J]. J Eng Mech, 1988, 124(8): 892 - 900.
- [15] Birtel V, Mark P. Parameterized finite element modeling of RC beam shear failure [A]. Proceedings of the 19th Annual International ABAQUS Users' Conference [C]. Boston: [S. n.], 2006.
- [16] Blanco A, Pujadas P, Cavalaro S, et al. Constitutive model for fibre reinforced concrete based on the Barcelona test [J]. Cem Concr Compos, 2014, 53: 327 - 340.



作者简介: 史国棚(1994 -), 男, 河北邢台人, 硕士研究生, 主要从事非开挖研究工作。

E-mail: 735176822@qq.com

收稿日期: 2020-06-12