

· 全尺寸零件结构试验 ·

# 长输管道焊接修复结构的全尺寸实验

帅 健<sup>1</sup>, 王 晓 明<sup>1</sup>, 卜 文 平<sup>2</sup>

(1. 中国石油大学 机电工程学院, 北京 102249; 2 中国石化销售公司, 北京 100110)

**摘 要:** 完成了一组“扣帽子”和“补板”两种形式的管道焊接修复结构的全尺寸爆破试验, 测量了修复结构中的爆破压力和应变分布, 并分析了应力集中、屈服极限载荷等。结果表明, 修复结构的屈服极限和完好管道相比有所降低, 最低为完好管道屈服极限的 85%, 而各种修复结构的爆破压力基本相同, 约为完好管道爆破压力的 96%, 爆破是由于最大剪应力的韧性过载引起的韧性破坏; 单孔管道的破裂位置均远离焊接结构处, 多孔管道的爆破发生在两管帽之间, 说明多管帽修复结构不利于管道承压; 修复结构存在一定程度的应力集中, 疲劳试验的结果还表明, 修复结构有较好的抗疲劳破坏能力。通过试验, 验证了管道焊接修复结构的承压能力。

**关键词:** 长输管道; 全尺寸试验; 焊接; 修复; 爆破; 应变

**中图分类号:** TB973.0346.4 **文献标识码:** A **文章编号:** 1006-7167(2007)10-0224-04

## Full Size Experiments of Welding-repaired Pipelines

SHUAI Jian, WANG Xiaoming, BU Wenping

(1. Faculty of Mechanical and Electronic Eng., China Univ. of Petroleum, Beijing 102249, China;  
2. Sinopec Sales Limited Corporation, Beijing 100110, China)

**Abstract:** A set of the full scale burst experiments were conducted for the two kinds of welding-repaired pipelines, welded either a tube cap or a patch. Their strain distributions were measured and their stress concentration and yield and burst load were analyzed. The results showed that the yield limit loads of the repaired pipelines decreased, among which the lowest one decreased up to 85% of that of the pipeline that were not damaged, whereas their burst pressures remained the same, being equal to about 96% of that of the pipeline that were not damaged. The burst was a ductile fracture resulted from the maximal shear stress. On the pipelines with a single drilled hole, the burst occurred far from the welding sites, whereas on the pipelines with several holes drilled in short span, the burst took place between the two adjacent tube caps, suggesting that multi-cap repair is disadvantageous to the loading capability of the pipelines. Welding repair resulted in the stress concentration in a certain degree. Furthermore, results show that repaired pipelines still have a good anti-fatigue capability. The full size experiments in this paper have demonstrated the loading capacity of the repaired pipelines.

**Key words:** Long-distance pipeline; Full size experiment; Welding; Repair; Burst; Strain

**CLC number:** TB973.0346.4

**Document code:** A

**Article ID:** 1006-7167(2007)10-0224-04

近年来, 在输油管道上频繁发生打孔盗油活动, 对被打孔的管道必须进行修复。据调查, 现场修复打孔管道的方式有两种: ① 在盗油阀不漏油的情况下, 在盗油管外焊接一小段管帽, 俗称“扣帽子”, 即将管道

上的开孔连同一小段盗油支管与阀门一起封闭在管帽内。在管线不停输的情况下, 采用此种方法比较简单, 这也是目前较为常用的一种修复方法。② 如果出现了跑油停输的情况, 则将盗油支管从根部完全截去, 采用与管道材质和规格相同或相近的片状管材焊接在小孔部位并将其完全覆盖, 俗称“补板”。以这两种形式修复后, 帽子或补板会永久留在打孔管道上。显然, 上

收稿日期: 2007-04-15

作者简介: 帅 健 (1963-), 博士, 教授。

©1994-2018 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. <http://www.cnki.net>

述修复结构破坏了管道原有的应力状态, 导致应力集中, 是管道安全运行的一大隐患。

为了评价打孔管道采用“扣帽子”和“补板”方法修复后的安全性, 本文进行了管道修复结构的全尺寸爆破试验<sup>[1-3]</sup>, 为评价打孔管道修复措施的合理性以及管道修复后的安全性评价提供依据。

## 1 试验方法

### 1.1 试件

采用某管线库存的  $\Phi 711 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$  钢管, 其材质为 X60。试验确定此管材的实际屈服极限为 553 MPa, 拉伸极限为 653 MPa, 有很好的延展性。根据管道环向应力的公式<sup>[4]</sup>, 可以确定完好管道的屈服极限压力为 15.56 MPa, 爆破压力为 18.37 MPa。

在管道上钻一个直径为  $\Phi 24 \text{ mm}$  的孔, 并按照现

### 1.2 试验程序

首先在试验管道上布置好应变片; 然后向管道内注水并排空管道内的空气, 待管道注满水后, 启动泵开始向管道内加压进行爆破或疲劳载荷试验。全尺寸水压试验包括两种试验程序: ① 直接爆破试验程序: 压力从 0 升至 10 MPa, 每升压 2 MPa 保压后测量一次应变, 从 10 MPa 升至 14 MPa 期间每升压 1 MPa 保压后测量一次应变, 从 14 MPa 升至试件破裂, 每升压 0.5 MPa 测量一次应变。② 先疲劳后爆破试验程序: 先进行规定循环次数的疲劳载荷试验, 中断后, 再进行爆破试验, 爆破试验的程序同上。疲劳载荷的循环次数为 5000 次, 试件 3-1 的疲劳载荷变化为 10~12 MPa, 试件 3-2 的疲劳载荷变化为 6~8 MPa, 最大压力高于该管线的设计压力 6.2 MPa。

## 2 试验结果

### 2.1 断裂情况

6 个试件均加压至爆破断裂, 其中试件 3-1 和试件 3-2 经历了 5000 次疲劳载荷试验, 均未发生损坏, 断裂是在疲劳载荷试验后的爆破试验的结果。

在管道发生爆破前, 由于管道有很大的塑性变形, 因此, 加压缓慢。单孔试件 1-1、1-2 和 3-1 发生断裂的部位均远离焊接的管帽或补板处, 断口呈典型延性断裂特征, 裂纹两端偏转约  $45^\circ$  后迅速止裂。从组织形貌及晶粒来看, 管道母材的晶粒较细, 材质正常。5 个管帽试件 2-2 和 3-2 的断裂发生在两管帽之间, 裂口撕裂了 3 个管帽后发生偏转止裂。而 2 个管帽试件 2-1 的管体未发生断裂, 但发现明显的鼓胀现象, 鼓胀段长约 0.67 m, 鼓胀最大处距离试件中心约为 1.95 m, 鼓胀段的最大周长为 2.47 m, 比试验前增加了 76 mm, 增加量约为管道周长的 10.69%。试件 2-1 的断裂发生在封头环焊缝处, 原因是封头焊接质量可能有

场抢修管道时的修复工艺, 在管道打孔处焊接“帽子”或“补板”。“帽子”为一  $\Phi 159 \times 6$  短管, 高 200 mm, 材质为 Q235。“补板”从相同规格管道上截取, 尺寸为  $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 8.4 \text{ mm}$ 。各试件参数如表 1 所示。

表 1 管道全尺寸试验试件

编号	外径 $\times$ 壁厚 /mm $\times$ mm	长度 /mm	管材	试验 类型	结构 型式
1-1	711 $\times$ 10	6000	X60	爆破	1 个管帽
1-2	711 $\times$ 10	6000	X60	爆破	1 个补板
2-1	711 $\times$ 10	6000	X60	爆破	2 个管帽
2-2	711 $\times$ 10	7200	X60	爆破	5 个管帽
3-1	711 $\times$ 10	6000	X60	疲劳	1 个管帽
3-2	711 $\times$ 10	7200	X60	疲劳	5 个管帽

问题。

### 2.2 应变测量

所有试验均在管道的修复部位及其附近布置了应变片, 测量应变。图 1 是试件 3-1 的测点位置和方向展开图。以管帽为中心, 分别沿管道的轴向、圆周方向排列应变片 5~12 和 23~34。距管帽外侧轴向距离 480 mm 处沿管道圆周上也均匀布置了应变片 13~22。所有应变片编号为奇数是轴向应变, 偶数是环向应变。此外, 在试件 3-1 的管帽上还布置有应变片 1、2、3、4、35、36、37 和 38。其余试件根据其结构不同, 应变片的布置有所变化。图 2 和图 3 分别是试件 3-1 管帽周围测点的轴向应变和环向应变。

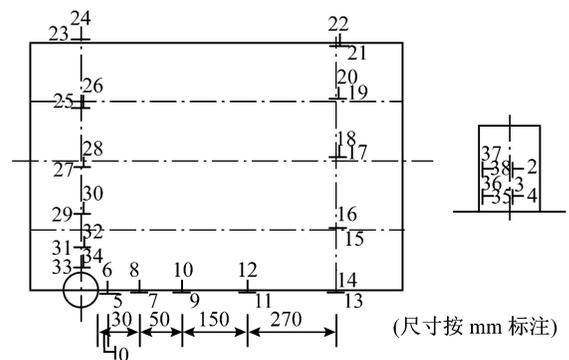


图 1 试件 3-1 的应变片布置图

### 2.4 屈服极限载荷

本次试验取得了打孔管道修复结构关键点的应变-载荷关系的数据, 因此可以通过试验结果确定打孔管道修复结构的屈服极限载荷, 为评价修复结构的承压能力提供参考。采用两倍弹性斜率的方法<sup>[5,6]</sup>, 确定屈服极限载荷, 得到结构承载能力的一个重要指标。

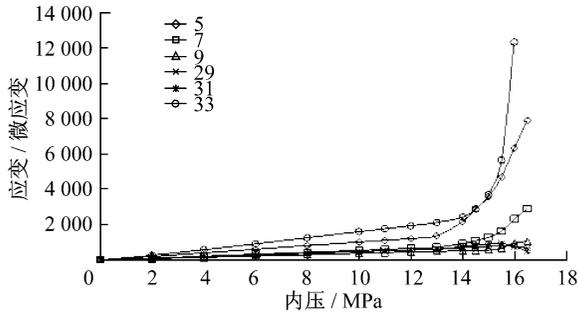


图 2 试件 3-1 中的轴向应变

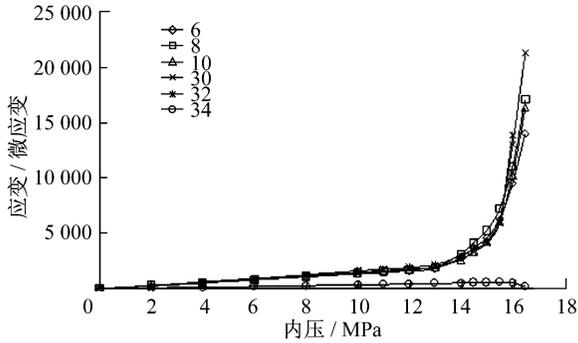


图 3 试件 3-1 管帽附近的环向应变

### 3 分析与讨论

对记录的所有应变测量数据进行分析计算, 全部结果列入表 2 中。

从表中可以看出, 尽管 6 个试件的结构不同, 且其中 2 个试件经历了高应力水平的疲劳载荷, 但各试件的爆破压力相差不大, 约为完好管道爆破压力的 96%, 且爆破断裂断口呈典型延性断裂特征。各个试件爆破压力相同的原因是试验管材的延展性好, 在管道爆破前, 已经处于大面积的屈服状态, 管道上的应力分布趋于均匀。

屈服极限载荷是管道强度设计的依据, 根据表 5 中的结果, 各种修复结构的屈服极限压力明显低于完好管道的屈服极限压力, 最低为完好管道屈服极限压力的 85%, 最高为完好管道屈服极限的 90%, 说明管道修复后的安全承压能力有所降低。

从爆破位置来看, 单孔和两孔结构的破裂不在修复部位附近, 而是在远离修复部位处, 而 5 个管帽结构的破裂发生在两管帽之间, 说明多管帽结构不利于管

表 2 全尺寸爆破实验结果汇总

试件	单开孔试件		密集开孔试件		疲劳爆破试验试件	
	试件 1-1	试件 1-2	试件 2-1	试件 2-2	试件 3-1	试件 3-2
结构	1 管帽	补板	2 管帽	5 管帽	1 管帽	5 管帽
爆破压力 /MPa	17.5	17.6	17.8	17.8	17.6	17.6
爆破位置 /情形	管体	管体	管体鼓胀	两管帽之间	管体	两管帽之间
屈服极限压力 /MPa	13.18	13.65	14.82	13.4	14.45	13.35

道承压, 应考虑改变修复方式。

经历 5000 次疲劳载荷循环后, 试件 3-1 和试件 3-2 与未经历疲劳载荷的相同结构的试件 1-1 和试件 2-2 的屈服极限载荷、爆破压力及破裂位置基本相同, 表明修复结构有较好的抗疲劳破坏的能力。但试件 3-1 的非线性转变压力和屈服极限载荷略高于试件 1-1, 其可能的原因是由于试件 3-1 采用了高达 10~12 MPa 的循环载荷, 使管道修复结构的高应力区产生较大范围的塑性变形, 按照塑性力学的材料硬化原理<sup>[7]</sup>, 在经历了塑性变形后, 材料的屈服极限升高, 因而试件整体的屈服极限也升高。由于全尺寸疲劳试验的代价太大, 采用更多次数的循环载荷不一定可取, 应考虑结合管材的疲劳性能测试评价修复结构的疲劳寿命。

上述试验中, 修复部位的焊接处均未发生破坏, 表明只要管道的修复结构的焊接质量良好, 管道修复结构能够满足管道正常运行的要求。

### 4 结论

(1) 管道修复后的屈服极限压力相对于完好管道有所降低, 最低为完好管道屈服极限压力的 85%。

(2) 各种修复结构的爆破压力基本相同, 约为完好管道爆破压力的 96%, 爆破是由于最大剪应力的韧性过载引起的韧性破坏。

(3) 单孔管道修复结构的爆破位置均远离焊接的管帽或补板处, 5 个管帽的修复结构的爆破发生在两管帽之间。说明多管帽结构不利于管道承压。

(4) 经过 5000 次循环载荷的管道修复结构的屈服极限压力、爆破压力及爆破位置和未经过疲劳载荷的修复结构基本相同, 表明修复结构有较好的抗疲劳能力。

(6) 通过试验, 验证了打孔管道修复结构的承压能力, 为打孔管道修复结构的应力状态的详细分析提供了基础数据。

### 参考文献 (References)

- [1] Chappetti M D, Otegui J L, Manfredi C, et al. Full Scale Experimental Analysis of Stress States in Sleeve Repairs of Gas Pipelines. International Journal of Pressure Vessels and Piping. 2001, 78(5): 379.

(下转第 274 页)

电化学监测, 辅助电极和参比电极分别为铂电极和饱和甘汞电极 (SCE)。

## 2 试验结果与讨论

分别选择试验阳极极化电位的  $-600\text{ mV}$   $-700\text{ mV}$  自腐蚀电位, 阴极极化电位  $-800\text{ mV}$   $-900\text{ mV}$   $-1\ 100\text{ mV}$   $-1\ 300\text{ mV}$   $-1\ 500\text{ mV}$  (SCE), 测试电位对 16 Mn 钢腐蚀疲劳裂纹扩展速率的影响。在试验采用恒  $\Delta K$  外加的应力强度因子为  $33\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ , 此时的裂纹扩展为稳态扩展, 16 Mn 钢在空气中的疲劳裂纹扩展速率为  $7.5\times 10^{-5}\text{ mm}/\text{N}$

图 1 是在给定的恒  $\Delta K=33\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  条件下, 在 3.5% NaCl 水溶液和自然海水中 16 Mn 钢的裂纹扩展速率与外加电位的关系曲线。可见在 3.5% NaCl 水溶液中, 当外加电位为  $-800\text{ mV}$  (SCE) 时, 裂纹扩展速率最小, 当外加电位偏离  $-800\text{ mV}$  (SCE) 时, 裂纹扩展速率增大, 偏离越多, 增加越明显。在自然海水中, 裂纹扩展速率在外加电位为  $-900\text{ mV}$  (SCE) 时, 裂纹扩展速率最低, 当外加电位正移, 裂纹扩展速率增大; 当外加电位负移时, 裂纹扩展速率亦增大, 但当外加电位降到  $-1\ 100\text{ mV}$  (SCE) 以后, 裂纹扩展速率基本保持不变。

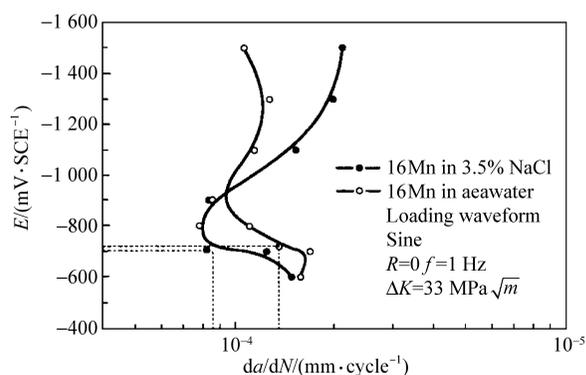


图 1 在 3.5% NaCl 水溶液和自然海水中 16 Mn 钢时裂纹扩展速率与外加电位的关系

从图中可以看出, 对于 3.5% NaCl 水溶液腐蚀疲劳裂纹扩展, 在自腐蚀电位条件下 (图 1 中 A 点) 裂纹扩展速率为  $8.2\times 10^{-5}\text{ mm}/\text{N}$  大于空气中的  $7.5\times$

$10^{-5}\text{ mm}/\text{N}$ 。这是因为在自腐蚀电位下裂纹尖端的阳极溶解促进了裂纹扩展, 造成较空气中的数值增大<sup>[2]</sup>。当外加电位正移偏向阳极电位时, 阳极溶解加剧, 促进裂纹扩展。当外加电位负移偏向阴极极化时, 材料充氢, 导致氢脆<sup>[2]</sup>, 也扩大裂纹扩展速率。因而可以认为腐蚀疲劳裂纹扩展可能受到两种控制因素的影响。

从图中也可以看出, 对于自然海水, 在自腐蚀电位条件下 (图 1 中 B 点) 的腐蚀疲劳裂纹扩展速率为  $1.3\times 10^{-4}\text{ mm}/\text{N}$  远大于空气中的  $7.5\times 10^{-5}\text{ mm}/\text{N}$ 。在自腐蚀电位和阳极电位下, 阳极溶解占主导地位, 在阴极腐蚀电位下, 一方面材料充氢发生氢脆, 另一方面海水中的阳离子沉积逐渐增大, 抑制了阳极溶解<sup>[3]</sup>, 使得裂纹扩展速率减小。进一步降低电位, 阳离子沉积增强, 裂纹扩展速率逐渐稳定。因而在自然海水中出现了第三种控制因素。

由此我们认为船体材料在实际的运行过程中, 疲劳裂纹的扩展是有裂纹尖端的阳极溶解、氢脆和钙质沉积共同控制的。究竟是哪一个因素起主要作用, 在于外加电位的条件, 也是几个因素竞争的结果。

## 3 结 论

外加电位对 16 Mn 钢在 3.5% NaCl 水溶液和自然海水中的腐蚀疲劳裂纹扩展具有重大的影响。在 3.5% NaCl 水溶液中, 自腐蚀电位条件下, 裂纹扩展速率最小。而在自然海水中, 阴极电位  $-900\text{ mV}$  (SCE) 条件下, 裂纹扩展速率最小, 继续降低电位到  $-1\ 100\text{ mV}$  (SCE) 以下裂纹扩展速率趋于稳定。

## 参考文献 (References)

- [1] 石生泰. 金属腐蚀与防护科学技术的发展与前瞻 [J]. 腐蚀与防护, 1990 11(1): 23-25
- [2] Duh J B, Tsai W T, Lee J T, et al. Effect of potential on the corrosion fatigue crack growth rate of Fe-Al-Mn alloy in 3.5~5.0% NaCl solution [J]. Corrosion, 1990 46(12): 983-988.
- [3] 李 异. 钙质覆盖层对海洋工程结构的保护 [J]. 腐蚀与防护, 1989 10(2): 39

## (上接第 226 页)

- [2] Björnøy OH, Sigurdsson G. Residual Strength of Corroded Pipelines. DNV Test Results Q. Proceedings of the Tenth (2000) International Offshore and Polar Engineering Conference, Seattle, USA, May 28-June 2, 2000. 189.
- [3] Björnøy OH, Rengard Q, Frøedheim S, et al. Residual Strength of Dented Pipelines. DNV Test Results Q. Proceedings of the Tenth (2000) International Offshore and Polar Engineering Conference, Seattle, USA, May 28-June 2, 2000. 182.
- [4] 帅 健, 于桂杰. 管道及储罐强度设计 [M]. 北京: 石油工业出版社, 2006. 2-9.
- [5] 全国压力容器标准化技术委员会. JB 4732-1995 钢制压力容器分析设计标准 [S]. 1995.
- [6] 金志江, 曹 明, 谢 涛. 带椭圆形管帽球形容器极限载荷的试验研究 [J]. 工程设计学报, 2004 11(5): 256.
- [7] 王 仁, 熊祝华, 黄文斌. 塑性力学基础 [M]. 北京: 科技出版社, 1998. 3-8.