

复合材料缠绕修复管道的应变分析*

STRAIN ANALYSES OF REPAIRED PIPELINES BY ENWINDING COMPOSITE MATERIALS

杨寄诚**¹ 王言聿²

(1. 航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司, 成都 610092)

(2. 西南交通大学 力学与工程学院, 成都 610031)

YANG JiCheng¹ WANG YanYu²

(1. AVIC Chengdu Aircraft Industrial (Group) Co., Ltd., Chengdu 610092, China)

(2. School of Mechanics and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

摘要 管道修复对于保障油气管道的安全运行起到十分重要的作用。基于玻璃纤维复合材料缠绕修复管道的内压试验,并考虑复合材料的各向异性建立了修复管道的有限元模型,有限元计算结果与试验结果高度吻合,验证了有限元模型的准确性。分析结果表明:管道修复后,缺陷中心的环向应变随内压的变化特征呈现出三阶段的非线性趋势。缺陷中心环向应变增长趋势的第二次加剧是管道失效的特征,此时,管壁的膨胀不再是均匀的,缺陷环向两侧弹性保留区的存在将会导致缺陷区域的凹陷。研究结果对管道缠绕层设计提供了参考依据。

关键词 玻璃纤维复合材料 油气管道 应变分析 有限元分析 修复

中图分类号 TE973

Abstract Rehabilitation technique of pipelines plays a very important role in ensuring the safe operation of oil and gas pipelines. Based on the internal pressure test of repaired pipelines by enwinding glass fiber composites, the finite element model of the repaired pipe is established by considering the anisotropy of the composite material. The finite element calculation results are in good agreement with the experimental results, and the accuracy of the finite element model is verified. The results show that the circumferential strain of the defect center presents a nonlinear three stage trend with the change of internal pressure after repaired. The second aggravation of circumferential strain growth trend in defect center is the characteristic of pipeline failure, this moment, the expansion of the tube wall is no longer uniform, and the elastic retention zone on both sides of the defect will cause the dent in the defect area. The research results provide reference for the design of pipeline enwinding layer.

Key words Glass fiber composites; Oil and gas pipelines; Strain analysis; Finite element analysis; Repair

Corresponding author: YANG JiCheng, E-mail: 421403288@qq.com

Manuscript received 20180704 in revised form 20180813.

引言

服役中的油气管道受到地质环境以及某些人为因素的影响,不可避免地会产生各种缺陷,因此,修复受损管道对于保障管道的安全运行起到举足轻重的作用。复合材料管道修复技术凭借其特有的优势得到了广泛应用,并形成了国际上较为通用的缠绕层设计规范^[1]。为了能够安全合理地缠绕层进行设计,国内外学者对复合材料缠绕修复管道做了大量相关研究。H S da Costa Mattos 等对复合材料修复的金属薄壁管道进行研究,基于试验验证,提出了一种能够预测管道

失效压力的方法^[2];帅健等分析了复合材料缠绕修复管道的应力,对基于有限元法和解析法得到的缠绕层厚度和长度进行了对比^[3];张万里等采用电阻应变计法测量缺陷处,补强修复前后的应变值,研究管道承压能力和安全系数的变化^[4];冯学军对纤维缠绕复合材料管的强度进行了分析,研究了强度与铺层角度的关系^[5]。柳军等采用耦合的有限元数值算法,计算了碳纤维增强型复合材料缠绕修复的压力管道横向贯穿裂纹以及横向椭圆型表面裂纹前沿应力强度因子,据此分析了碳纤维增强型复合材料套袖长度对压力管道裂纹应力强度因子的影响^[6];邹海翔等使用有限元方法

* 20180704 收到初稿,20180813 收到修改稿。

** 杨寄诚,男,1993年2月生,重庆忠县人,汉族,航空工业成都飞机工业(集团)有限责任公司,助理工程师,强度设计师,硕士研究生,研究方向为结构强度分析。

对缺陷管道在芳纶纤维复合材料补强前后进行仿真分析,并研究修复厚度、内压、缺陷深度对修复效果的影响^[7];但对于复合材料修复后管道缺陷区域应变随内压的变化特征,以及管道的塑性失稳特征分析等均未见报道。因此,本文以含体积型缺陷管道(以下简称“管道”)为研究对象,基于玻璃纤维复合材料缠绕修复管道的内压试验及复材和树脂的力学性能测试,进行了有限元模拟,研究了复合材料修复管道缺陷区域应变随内压的变化特征,对变化特征的成因进行了详尽分析,以期管道缠绕层设计提供参考依据。

1 试验

1.1 内压试验

试验管道长 3.5 m,规格为 $\Phi 508 \times 8.7$ mm,由常用的 X60 管线钢制成。根据某现场管道的腐蚀型缺陷,并参照文献[8]将缺陷尺寸进行了简化,进而在试验管道外表面制造长、宽、深分别为 110 mm,70 mm,6.1 mm 的体积型缺陷。为了实现内压加载,在管道两端进行焊接密封。

在缺陷周围粘贴 L 型双向应变花,粘贴位置如图 1 所示,其中 0 号测点位于缺陷中心,1 号测点位于缺陷边缘处,2 号测点位于缠绕层修复区的边缘,3 处测点均在修复区域内。随后,在缺陷处填充高强度环氧树脂填料(图 2),并采用湿缠绕法在缺陷上缠绕玻璃纤维层。待纤维层固化后,每层纤维厚度约 0.8 mm,试验设计的缠绕层总厚度为 6.4 mm(8 层)。考虑到目前通用的工业规范 ASME B31.4^[9]中所规定的安全系数,试验管道的最大许用操作压力为 11 MPa。

1.1.2 试验步骤

通过数控液压系统对管道加载内压,从 0 MPa 开始,压力每升高 1 MPa 保压 10 s,一直加载到 11 MPa

为止,在每次保压时记录各个测点的应变数据。

1.1.3 试验结果

试验结果如表 1 所示,不难看出,在内压作用下,

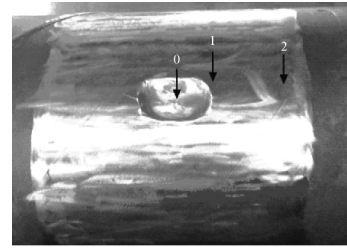


图 1 缺陷模型及测点位置

Fig.1 Defect model and location of measuring point

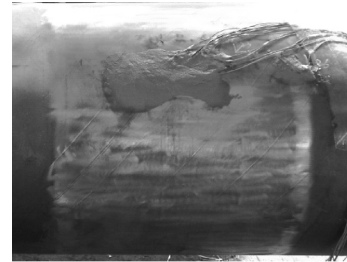


图 2 环氧树脂填料

Fig.2 Epoxy resin filler

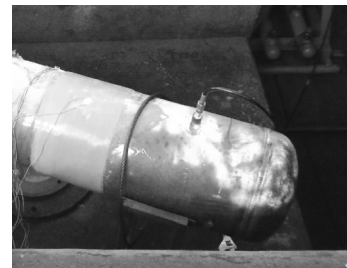


图 3 修复后的试验管道

Fig.3 Repaired test pipe

表 1 不同内压下各测点应变

Tab.1 Strain of each point under different internal pressure

内压 Pressure/MPa	0 号测点 Point 0		1 号测点 Point 1		2 号测点 Point 2	
	环向应变 Circumferential strain/ $\mu\epsilon$	轴向应变 Axial strain/ $\mu\epsilon$	环向应变 Circumferential strain/ $\mu\epsilon$	轴向应变 Axial strain/ $\mu\epsilon$	环向应变 Circumferential strain/ $\mu\epsilon$	轴向应变 Axial strain/ $\mu\epsilon$
1	243.8	24.3	108.3	12.3	101.9	35.8
2	503.6	43.1	215.1	17.9	205.1	63.6
3	760.4	59.8	320.8	20.6	310.4	89.4
4	1 045.8	77.4	436.2	26.8	419.0	113.8
5	1 305.0	94.8	537.8	27.2	518.8	146.2
6	1 620.8	99.6	650.2	27.2	626.8	173.6
7	2 303.8	80.4	669.6	-50.8	727.4	199.8
8	3 087.2	91.2	766.8	-87.0	841.0	231.4
9	4 045.4	55.8	851.6	-114.2	936.2	262.2
10	5 598.2	5.8	933.6	-151.8	1050.0	295.8
11	7 753.0	-154.2	972.8	-186.0	1134.4	327.6

缺陷管道 3 处测点的环向应变随内压增大而增大,且远远大于轴向应变,而缺陷中心(0 号测点处)的环向应变又远大于其他部位,所以缺陷中心的环向应变是一个具有代表性意义的典型特征结果。

1.2 复材及树脂力学性能测试

玻璃纤维复合材料力学性能测试执行标准为《GB/T 1447-2005 纤维增强塑料拉伸性能试验方法》,树脂力学性能测试执行标准为《GB/T 2567-2008 树脂浇铸体性能试验方法》。测试采用 WDW3100 拉压试验机完成,测试流程如图 4。

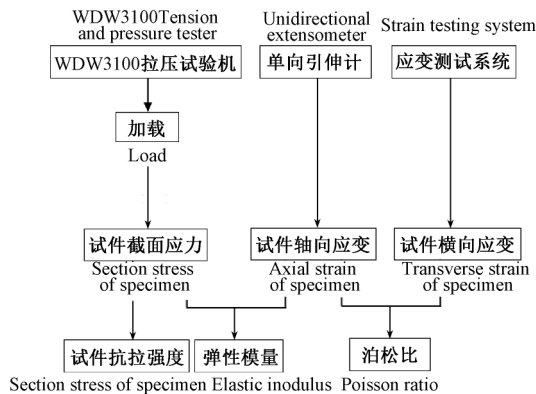


图 4 测试流程
Fig.4 Test flow

1.2.1 测试结果

玻璃纤维复合材料具有正交各向异性本构。根据力学性能测试结果(表 2、表 3)结合文献[10]提供的组分材料性能参数,按 Chamis 细观力学公式^[11]确定了如下本构参数: $E_x = 20.35 \text{ GPa}$, $E_y = 6.35 \text{ GPa}$, $E_z = 6.35 \text{ GPa}$, $\nu_{xy} = 0.31$, $\nu_{yz} = 0.19$, $\nu_{xz} = 0.31$, $G_{xy} = 2.36 \text{ GPa}$, $G_{yz} = 1.17 \text{ GPa}$, $G_{xz} = 2.36 \text{ GPa}$ 。其中, E 指弹性模量, ν 指泊松比, G 指剪切模量,下标 x 表示管道环向, y 表示轴向, z 表示径向。测试表明,复合材料的整个承载历程中,应力应变关系的非线性程度微弱,故本文只考虑复合材料的线性本构。

表 2 纤维测试结果

Tab.2 Fiber test results

试样编号 Piece number	1 No.1	2 No.2	3 No.3	4 No.4	平均值 Average
弹性模量 Elastic modulus/GPa	20.22	22.14	19.25	19.79	20.35
泊松比 Poisson's ratio	0.31	0.32	0.33	0.28	0.31
抗拉强度 Tensile strength/MPa	570	562	540	645	579

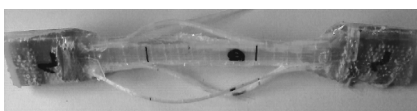


图 5 复材拉伸破坏

Fig.5 Tensile failure of compound material

表 3 树脂测试结果

Tab.3 Resin test results

试样编号 Piece number	1 No.1	2 No.2	3 No.3	4 No.4	平均值 Average
弹性模量 Elastic modulus/GPa	2.49	2.29	2.21	2.24	2.31
泊松比 Poisson's ratio	0.39	0.38	0.42	0.41	0.4
抗压强度 Compressive strength/MPa	102.4	96.9	94.1	97.8	97.8



图 6 树脂压缩破坏

Fig.6 Resin compression failure

2 有限元模型

上述内压试验仅仅得到了一定内压范围内缺陷周围 3 处测点的应变数据,为了进一步研究缺陷周围应变随内压的变化特征,需要建立有限元模型进行更深入的研究。

2.1 网格划分和材料特性

根据管道结构和载荷的对称性,建立了管道的 1/4 模型(如图 7)。管道采用 8 节点六面体单元划分网格,缺陷处填料采用 10 节点四面体单元,缠绕层采用 8 节点六面体层合单元。

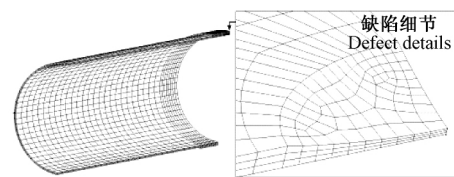


图 7 复材修复管道有限元模型

Fig.7 Finite element model of compound material repair pipeline

X60 管线钢的弹性模量为 207 GPa,泊松比为 0.3,屈服应力 413 MPa,强度极限为 590 MPa,进入塑性状态之后,其应力-应变曲线可由 Ramberg-Osgood 模型较好描述^[12]

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left[1 + \frac{9}{11} \left(\frac{\sigma}{360} \right)^{10} \right] \quad (1)$$

式中 ε 为真应变, σ 为真应力。

2.2 载荷与边界条件

管道的主要载荷为内压,模拟过程中,对管道内壁所有表面以增量的形式均匀施加压力。由于模型和载荷具有对称性,经过缺陷中心的横向截面和纵向截面

均为对称边界条件。此外,为了避免管道的刚性移动,约束管道模型端面的 z 方向位移,并在此截面上选取了一个位于模型高度 $1/2$ 处的节点约束了 x 方向和 y 方向的自由度。

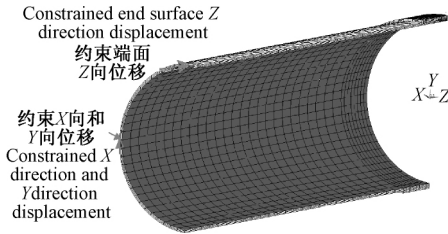


图8 载荷与边界条件

Fig.8 Load and boundary condition

2.3 失效准则

当管壁或者缠绕层达到其强度极限,即认为结构失效。失效准则如下:对于复合材料缠绕层,当缠绕层的主应力达到拉伸强度,修复管道失效^[13];对于管材,当管壁的最大 von Mises 应力达到其拉伸强度时,修复管道失效。

3 有限元模拟及分析

3.1 有限元结果的验证

众所周知,当管道的主要载荷为内压时,管道各位置的环向应变远大于轴向应变,环向应变是管道承载能力的主要影响因素,所以主要对有限元结果的环向应变进行分析。图9是0号测点处应变随内压的变化曲线,图10是1号和2号测点处应变随内压的变化曲线。从两图中不难看出,有限元模拟结果与试验结果高度一致,从而验证了有限元模型的正确性。由于缺陷中心的环向应变是一个具有代表性意义的典型特征结果,下文将主要对其进行分析。

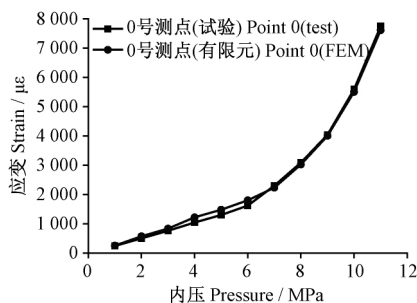


图9 0号测点环向应变

Fig.9 Circumferential strain of point 0

3.2 缺陷中心环向应变分析

分别对未修复的管道以及缠绕层厚度为 3.2 mm , 6.4 mm (试验缠绕层厚度), 12.8 mm 的管道进行了有限元模拟。管道修复之后,均是复合材料首先达到其强度极限。4种模型对应的失效内压分别是: 14.6

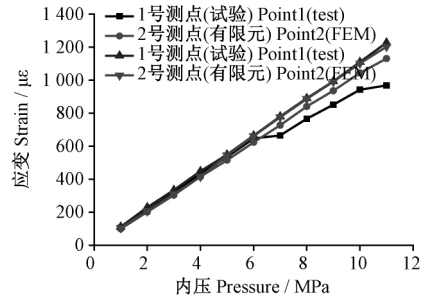


图10 1号、2号测点环向应变

Fig.10 Circumferential strain of point 1 and 2

18.0 MPa , 20.4 MPa , 22.0 MPa 。

图11是不同厚度缠绕层修复后缺陷中心环向应变随内压的变化曲线。不难看出,缺陷中心环向应变的快速增长是管道失效的特征。为了进一步研究缺陷中心应变随内压的变化特征,选取了缠绕层厚度为 6.4 mm 的算例展开进一步分析。在分析中,提取了缺陷中心具有代表性意义的3个特征点的环向应变。3个特征点的位置如图12所示,其中 a 为缺陷中心管壁下表面, c 为缺陷中心管壁上表面, b 为缺陷中心壁厚 $1/2$ 处。

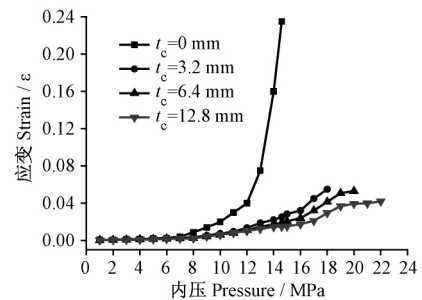


图11 缺陷中心环向应变(不同 t_c)

Fig.11 Circumferential strain of defect center(different t_c)

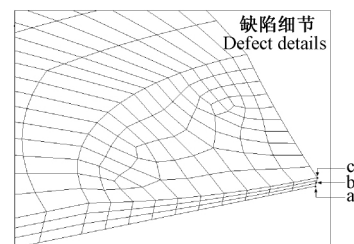


图12 a b c 3点位置

Fig.12 Position of a b c

从图13中可以看出 a , b , c 点的环向应变随内压的变化特征呈现出三阶段的非线性趋势。在内压为 8 MPa 时,环向应变增长趋势第一次加剧,类似特征从试验结果中也能得到(见图9)。这是由于管壁发生屈服造成的,有限元的节点解也证实了这一点。当内压达到 16.6 MPa 时, a , b , c 点环向应变的增长趋势进一

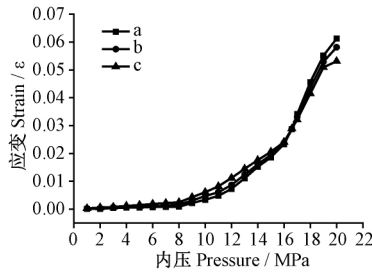


图 13 缺陷中心各点环向应变 ($t_c = 6.4 \text{ mm}$)

Fig.13 Circumferential strain of each point in defect center ($t_c = 6.4 \text{ mm}$)

步加剧。值得注意的是,在内压达到 16.6 MPa 之前,3 点的环向应变大小为: $a < b < c$,这是由于缺陷区域管壁的局部鼓胀。但在内压达到 16.6 MPa 之后,3 点的环向应变大小为: $a > b > c$ 。为了研究此现象产生的原因,对 16 MPa 后的管道横向截面变形进行观察。图 14 为不同内压下管道横向对称截面变形图,图中虚线为变形前的管道,实线为变形后的管道(为了便于观察,未显示填料和缠绕层)。从图中可见,当内压达到 16.6 MPa 后,管壁的膨胀不再是均匀的,缺陷区域逐渐凹陷。

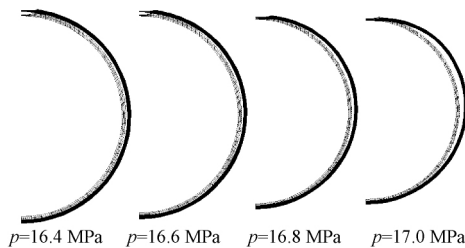


图 14 管道横向对称截面变形

Fig.14 Transverse symmetric cross section deformation of pipes

当内压达到 20 MPa 时,管道不同位置的横向截面变形如图 15 所示。图中, d_z 表示所取截面与缺陷中心的距离。 $d_z = 80 \text{ mm}$ 的截面已不在缺陷区域,而位于修复区的完好管壁上。从图 15 中可以看出,不仅在 $d_z = 0 \text{ mm}$ (缺陷中心) 截面上,缺陷区域产生了凹陷,而且整个缺陷区域的管壁都产生了凹陷,甚至在缺陷区域以外,管壁的变形也不再是均匀的。由于管壁的凹陷,缠绕层也发生了凹陷,如图 16 所示。图中浅色区域代表变形前的状态,深色区域代表变形后的状态。

造成上述现象的原因是缺陷处出现了弹性保留区。当内压达到 16 MPa 时,管壁的塑性区域(面积较大区域)如图 17 所示;当内压达到 17 MPa 时,管壁的塑性区域如图 18 所示;不难看出,管壁从内表面开始屈服,且塑性区域在管壁上从内向外扩展。值得注意的是,缺陷环向两侧位置始终存在一个弹性保留区

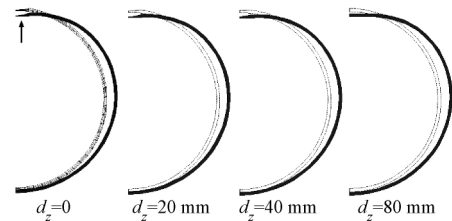


图 15 20 MPa 下横向截面变形

Fig.15 Transverse section deformation of 20 MPa

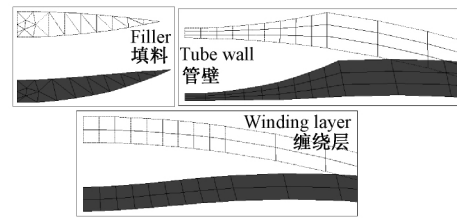


图 16 20 MPa 下各材料变形

Fig.16 Deformation of each material of 20 MPa

(图 18 中面积较小区域),该区域中的管壁在内压不断升高的过程中一直处于弹性状态。由于弹性区域内管壁抵抗变形的能力强于其他部位已屈服的管壁,所以其环向膨胀量小于其他部位,导致了缺陷区域的凹陷。



图 17 16 MPa 下管壁塑性区域

Fig.17 The plastic zone of the tube wall of 16 MPa

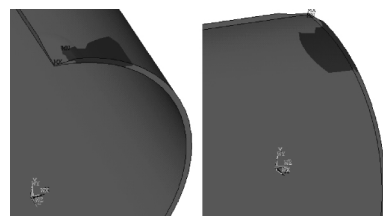


图 18 17 MPa 下管壁塑性区域

Fig.18 The plastic zone of the tube wall of 17 MPa

4 结论

本文基于含体积型缺陷管道的内压试验及复材和树脂的力学性能测试,研究了复合材料修复管道缺陷

区域应变随内压的变化特征,并对变化特征的成因进行了详尽分析,主要结论如下:

1) 玻璃纤维复合材料缠绕修复管道后,缺陷中心的环向应变随内压的变化特征呈现出三阶段的非线性趋势。直至管道失效,缺陷中心环向应变的增长趋势将会有两次加剧,且第二次加剧程度明显高于第一次。

2) 缺陷中心环向应变增长趋势的第二次加剧是管道失效的特征,此时大部分管壁皆已屈服,但缺陷环向两侧始终存在一个弹性保留区,且该区域中的管壁在内压不断升高的过程中一直处于弹性状态。

3) 弹性保留区的存在导致了缺陷区域的凹陷,从而导致缺陷中心管壁内表面、外表面以及壁厚 1/2 处 3 点的环向应变大小出现反转。

参考文献(References)

- [1] American Society of Mechanical Engineer , ASME PCC-2-2011 , Repair of pressure equipment and piping [S]. New York: American Society of Mechanical Engineer 2011.
- [2] Da Costa Mattos H S , Reis J M L , et al. Failure analysis of corroded pipelines reinforced with composite repair systems [J]. Engineering Failure Analysis. 2016 , 59(223) : 223-236.
- [3] 帅 健 , 刘 惟 , 王俊强 , 等. 复合材料缠绕修复管道的应力分析 [J]. 石油学报 , 2013 , 34(2) : 372-379.
SHUAI Jian , LIU Wei , WANG JunQiang , et al. Stress analysis of repaired pipelines by enwinding composite materials [J]. Acta Petrolei Sinica , 2013 , 34(2) : 372-379 (In Chinese) .
- [4] 张万里 , 奚运涛. 碳纤维复合材料补强修复效果的在线评价方法 [J]. 机械强度 , 2013 , 35(6) : 869-872.
ZHANG WanLi , XI YunTao. In-line monitoring method of carbon fiber composition pipeline repair effects [J]. Journal of Mechanical Strength , 2013 , 35(6) : 869-872 (In Chinese) .
- [5] 冯学军. 纤维缠绕复合材料管的强度分析 [J]. 机械强度 , 2012 , 34(6) : 840-843.
FENG XueJun. Strength analysis of filament wound composite pipe [J]. Journal of Mechanical Strength , 2012 , 34(6) : 840-843 (In Chinese) .
- [6] 柳 军 , 严 波 , 卢岳川 , 等. 碳纤维复合材料缠绕修复的压力管道断裂分析 [J]. 核动力工程 , 2011 , 32(2) : 48-52.
LIU Jun , YAN Bo , LU YueChuan , et al. Fracture analysis for pressure pipe wrapped with carbon-fiber reinforced composites [J]. Nuclear Power Engineering , 2011 , 32(2) : 48-52 (In Chinese) .
- [7] 邹海翔 , 马廷霞 , 谢娜娜 , 等. 芳纶纤维复合材料修补缺陷管道的仿真分析 [J]. 油气储运 , 2016 , 35(11) : 1206-1211.
ZHOU HaiXiang , MA TingXia , XIE NaNa , et al. Simulation analysis for repairing defective pipelines with AFRP [J]. Oil & Gas Storage and Transportation , 2016 , 35(11) : 1206-1211 (In Chinese) .
- [8] Netto T A , Ferraz U S , Estefan S F. The effect of corrosion defect on the burst pressure of the pipeline [J]. Journal of Constructional Steel Research , 2005 , 61(8) : 1185-1204.
- [9] American Society of Mechanical Engineer , B31.4-2016 , Pipeline transportation systems for liquids and slurries , [S]. New York: American Society of Mechanical Engineer 2016.
- [10] Khan A S , Colak O U , Cental P. Compressive failure strengths and modes of woven S2-glass reinforced polyester due to quasi-static and dynamic loading [J]. International Journal of Plasticity , 2002 , 18 (10) : 1337-1357.
- [11] Charnis C C. Mechanics of composite materials: past , present and future [J]. Journal of Composite Technology and Research , 1989 , 11(1) : 3-14.
- [12] 马廷霞 , 杨永和 , 许 震 , 等. X60 管线钢的本构关系及失效判据 [J]. 重庆大学学报 , 2014 , 37(8) : 67-75.
MA TingXia , YANG YongHe , XU Zhen , et al. Constitutive relation and failure criterion for X60 pipeline steel [J]. Journal of Chongqing University , 2014 , 37(8) : 67-75 (In Chinese) .
- [13] Duell J M , Wilson J M , Kessler M R. Analysis of a carbon composite overwrap pipeline repair system [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping , 2008 , 85(11) : 782-788.