

DOI: 10.11973/jxgccl230379

# 某气撬设备 16MnIII 钢锻管开裂原因

姚伟<sup>1</sup>, 夏培培<sup>2</sup>, 张开<sup>1</sup>, 董天宇<sup>1</sup>, 谷云龙<sup>2</sup>, 杨柳青<sup>3</sup>

(1. 河北省特种设备监督检验研究院廊坊分院, 廊坊 065000; 2. 中国石油天然气管道科学研究院有限公司, 廊坊 065000; 3. 北华航天工业学院材料工程学院, 廊坊 065000)

**摘要:** 某气撬设备在运往现场后发现进口过滤单元处的 16MnIII 钢锻管出现开裂。采用宏观形貌观察、金相检验、能谱分析、化学成分分析、硬度测试、断口形貌观察和有限元分析等方法分析了该锻管开裂的原因。结果表明: 该锻管的开裂性质为解理脆性断裂; 结合有限元模拟和管系实际受力状况推测, 运输过程中管系承受过大弯矩是锻管在变壁厚处开裂的主要原因。

**关键词:** 16MnIII 钢; 锻管; 开裂; 失效

**中图分类号:** TG142.1

**文献标志码:** B

**文章编号:** 1000-3738(2024)06-0113-06

## 0 引言

16MnIII 钢具有良好的焊接性能和力学性能, 是最常用的压力容器锻管材料之一。在压力容器锻管的生产过程中, 可以通过成分设计和冶炼、热处理等工艺参数调整来优化材料成分、组织和性能, 最终达到提高锻管综合性能的目的<sup>[1-4]</sup>。某公司制造的气撬设备在运往现场后发现进口过滤单元处锻管出现开裂, 断口位于锻管与法兰焊接对接焊缝 B15 和锻管与主管路焊接角焊缝 D2 中间, 距 B15、D2 焊缝距离分别约为 10、30 mm, 锻管材料为正火态 16MnIII 钢, 主管路焊接端尺寸分别为  $\phi 321.3 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ ,  $\phi 21.3 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ ,  $\phi 32 \text{ mm} \times 9.35 \text{ mm}$ ,  $\phi 33.7 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ 。据现场反馈, 设备发货时整个放空管路, 但未拆卸下来单独运输, 每路放空管段与主管路连接的管段需承受质量 17 kg 以上。经确认, 锻管的质量、检验和验收均符合 NB/T 47008—2017 标准规定, 对接焊缝 B15 和角焊缝 D2 的焊接工艺均符合要求。为了找到该锻管开裂原因, 防止再次出现此问题, 作者对其进行了失效分析。

## 1 理化检验及结果

### 1.1 宏观形貌

由图 1 可见: 开裂处位于锻管的变壁厚处, 断口

较平直, 与锻管轴向垂直, 开裂长度约占开裂锻管周长的 1/2, 断口处锈蚀严重; 开裂处未见明显的塑性变形和机械损伤痕迹。



(a) 原始形貌 (b) 除漆后形貌

图 1 锻管开裂处宏观形貌

Fig. 1 Macromorphology at cracking of forging pipe: (a) original morphology and (b) morphology after paint removal

### 1.2 显微组织和微区成分

在锻管管体未开裂处分别制取横截面和纵截面的金相试样, 经粗磨、抛光、体积分数 4% 的硝酸乙醇溶液腐蚀后, 采用 Imager.M1m 型光学显微镜观察显微组织。由图 2 可见: 正火态 16MnIII 钢锻管的显微组织主要为白色块状铁素体和黑灰色珠光体, 晶粒较细小, 根据 GB/T 6394—2017 评定其晶粒度为 8 级; 带状组织较明显, 由铁素体与珠光体沿压延变形方向交替形成<sup>[5]</sup>, 根据 GB/T 13299—2022 评定其带状组织为 4~5 级。带状组织是一种常见的亚共析钢显微组织缺陷, 一般不破坏钢的连续性, 但会导致钢的力学性能变得不均匀<sup>[6]</sup>。

采用 JSM 6360LV 型扫描电镜 (SEM) 和 Noran System Six 型能谱仪 (EDS) 对横截面试样进行微观

收稿日期: 2023-08-14; 修订日期: 2024-04-24

基金项目: 河北省高等学校科学技术研究项目 (CXY2024017); 沧州市重点研发“揭榜挂帅”项目 (212101005D); 廊坊市科技支撑计划项目 (2023011088)

作者简介: 姚伟 (1970—), 男, 河北廊坊人, 工程师, 学士

通信作者: 杨柳青副教授

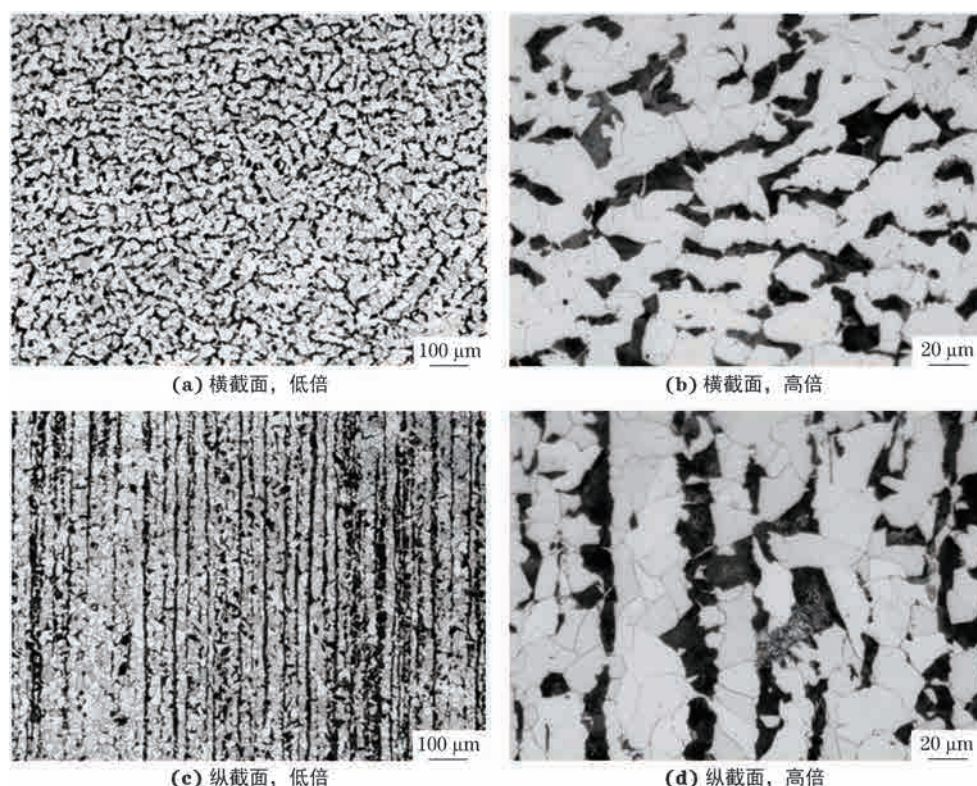


图2 开裂16MnIII钢锻管中未开裂处的横截面和纵截面显微组织

Fig. 2 Cross section (a-b) and longitudinal section (c-d) microstructures of uncracked position in cracked 16MnIII steel forging pipe:

(a, c) at low magnification and (b, d) at high magnification

形貌观察和微区成分分析。由图3可知:16MnIII钢锻管横截面呈现多边形铁素体和片状珠光体组织均匀分布,在铁素体和珠光体晶粒晶界附近出现较多疑似夹杂物的黑色颗粒。对黑色颗粒进行能谱分析,由图4可知:夹杂物中富集铝、硅、钛、硫、锰等元素,绝大多数可能为 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 、 $\text{SiO}_2$ 、 $\text{TiO}_2$ 等氧化物,少量为硫化物系夹杂物 $\text{MnS}$ 。 $\text{Al}_2\text{O}_3$ 和 $\text{SiO}_2$ 等属于脆性夹杂物,热加工时其形状和尺寸不发生变化; $\text{MnS}$ 属于非金属塑性夹杂物,具有良好的变形能力,热加

工时可能延展为细条状,使材料的力学性能呈现各向异性<sup>[7]</sup>。形状不规则且尺寸较大的夹杂物的存在会破坏基体的连续性和均匀性,引起应力集中从而导致开裂<sup>[8-9]</sup>。试验观察到的夹杂物形状规则,边界圆滑,且尺寸均在 $5\mu\text{m}$ 以内,对锻管性能影响不大。

### 1.3 化学成分

根据GB/T 4336—2016,在开裂16MnIII钢锻管未开裂处切取块状试样,采用SPECTRO Lab M8型直读光谱仪分析化学成分。由表1可知,16MnIII

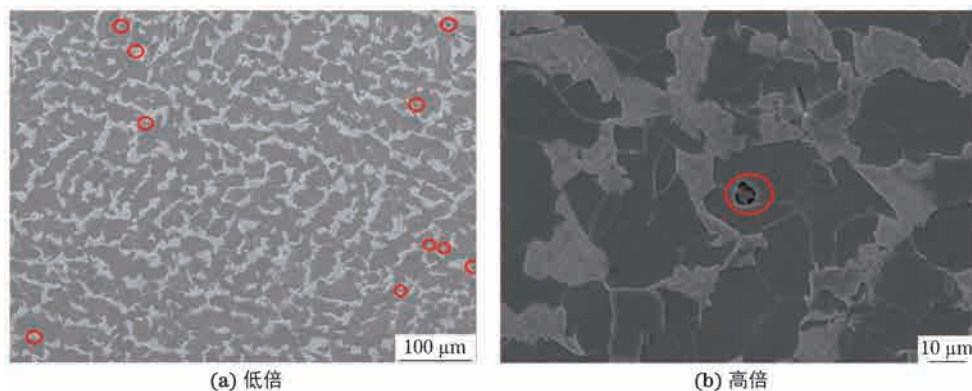


图3 开裂16MnIII钢锻管中未开裂处横截面的SEM形貌

Fig. 3 SEM morphology of cross section of uncracked position in cracked 16MnIII steel forging pipe:

(a) at low magnification and (b) at high magnification



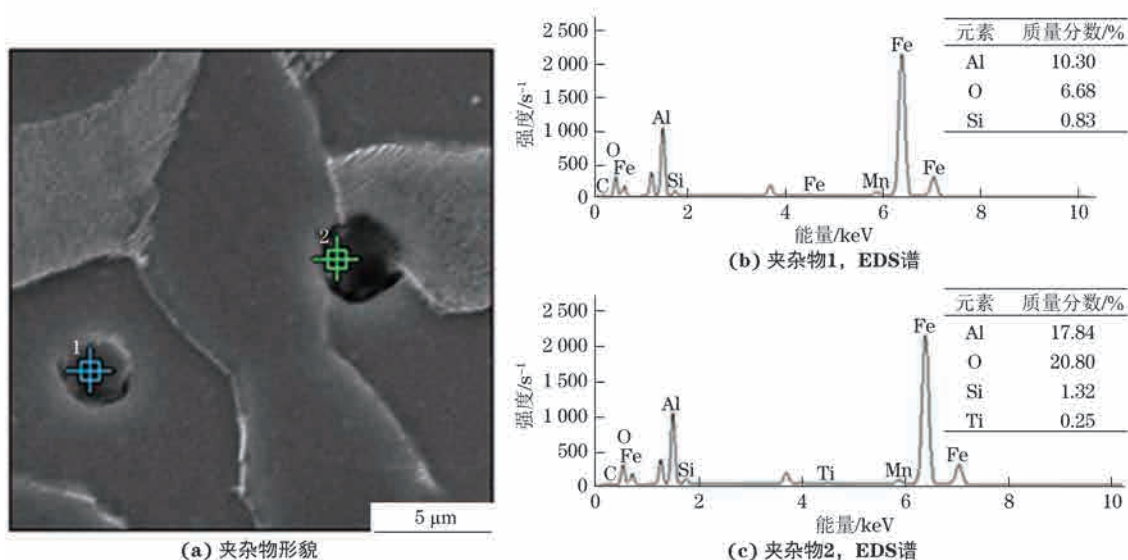


图4 开裂16MnIII钢锻管中未开裂处夹杂物的形貌和EDS分析结果

Fig. 4 Morphology (a) and EDS analysis results (b-c) of inclusions at uncracked position in cracked 16MnIII steel forging pipe:  
(b) inclusion 1 and (c) inclusion 2

表1 16MnIII钢锻管的化学成分

Table 1 Chemical composition of 16MnIII steel forging pipe

项目	质量分数/%							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu
测试值	0.14	0.32	1.44	0.019	0.008	0.04	0.01	0.02
标准值	0.13~0.20	0.20~0.60	1.20~1.60	≤0.030	≤0.020	≤0.30	≤0.30	≤0.25

锻管的化学成分符合NB/T 47008—2017对16MnIII钢的要求。

#### 1.4 硬度

根据GB/T 231.1—2018,采用HBV-30A型布氏硬度计测试了16MnIII钢锻管未开裂处横截面和纵截面的布氏硬度,压头直径为1 mm,载荷为294.2 N,保载时间为15 s,各测3点取平均值。试验得到16MnIII钢锻管未开裂处横截面和纵截面的硬度分别为157, 150 HBW,符合NB/T 47008—2017标准要求(硬度为128~180 HBW)

#### 1.5 断口形貌

采用线切割法沿裂纹走向将锻管开裂处(锻管与法兰焊接处)切开,用乙醇、丙酮超声波震荡清洗。由于断口区域氧化锈蚀非常严重,已不能显现清晰的原始断口形貌,故将断口用 $1\text{ mol}\cdot\text{L}^{-1}$ 的盐酸溶液反复清洗,将锈蚀基本去除后观察其宏观形貌。由图5可见,开裂16MnIII钢锻管的起裂处位于锻管自身的变壁厚处外表面,断口整体较为平齐,呈较粗糙的结晶状。在开裂处附近未见明显的塑性变形和机械损伤痕迹。

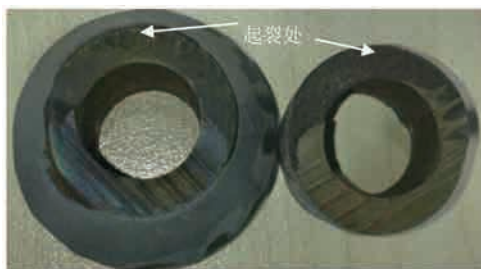


图5 16MnIII钢锻管裂纹断口的宏观形貌

Fig. 5 Cracking fracture macromorphology of cracked 16MnIII steel forging pipe

采用SEM观察断口微观形貌。由图6可见:断口的裂纹源区及附近区域较平齐,裂纹源区一侧出现较明显的撕裂棱形条纹花样,一般由裂纹急速扩展而形成;裂纹扩展区较平坦,呈现解理断裂形貌。

## 2 有限元分析

采用Creo软件建立了法兰锻管连接管系的三维有限元模型,如图7所示。采用HyperMesh专业前处理软件进行六面体网格划分,网格数量为4 800,网格类型为C3D8R。输出计算文件后,导入ABAQUS软件进行有限元模拟,锻管材料屈服强度为350 MPa,

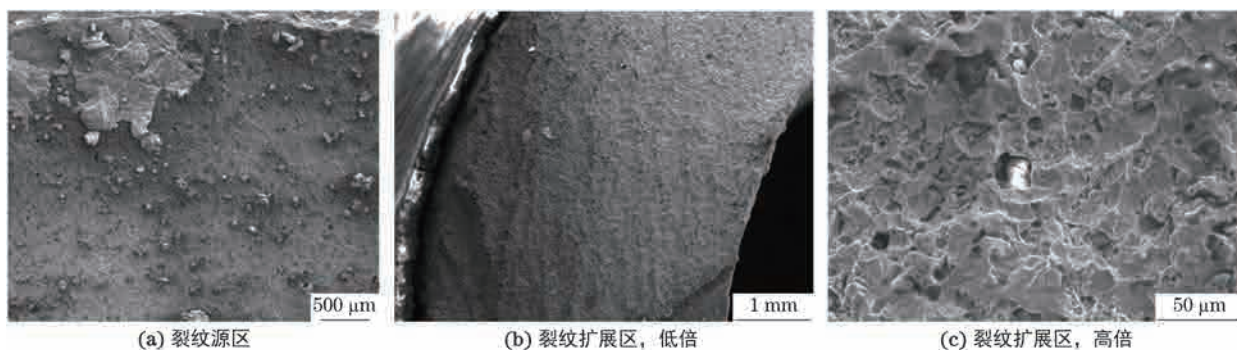


图6 16MnIII钢锻管裂纹断口处裂纹源区和裂纹扩展区的SEM形貌

Fig. 6 SEM morphology of crack source region (a) and crack growth region (b-c) on crack fracture of 16MnIII steel forging pipe: (b) at low magnification and (c) at high magnification

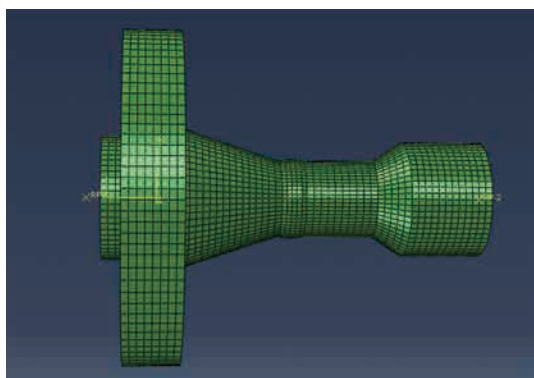


图7 管系的有限元模型

Fig. 7 Finite model of piping system

抗拉强度为565 MPa, 弹性模量为201 GPa, 泊松比为0.3。采用第四强度理论, 以Mises等效应力为判据, 对管系失效方式进行判断。

首先对管系进行重力分析。每路放空管段包含与主管路连接的管段和球阀(约6 kg)、节流截止放空阀(约10 kg)、连接球阀和节流截止放空阀管段(约1 kg), 因此正常安装情况下, 与主管路连接的管系需承受17 kg以上质量。将管系实际承受质量(17 kg)对应的重力(166.6 N)施加于法兰端部。由图8可见,

在重力作用下, 管系最大应力为1.36 MPa, 最大位移为0.16 mm, 受力情况良好, 基本不会发生失效。

结合受力情况, 对管系的抗弯性能进行极限抗弯强度分析。由图9可见, 当管系承受弯矩大于336 N·m时, 最大Mises等效应力达到材料屈服强度, 局部发生屈曲失稳, 模拟得到的失稳位置为变壁厚处, 与实际开裂位置相同。

结合受力情况, 对管系的抗扭性能进行极限抗扭强度分析。由图10可见, 当管系承受扭矩大于400 N·m时, 最大Mises等效应力达到材料屈服强度, 局部发生屈曲失稳, 模拟得到的失稳位置位于焊缝上端, 与实际开裂位置不相同。

### 3 开裂原因分析

16MnIII钢锻管开裂位置两侧焊缝的焊接工艺符合要求, 说明焊接过程对开裂处的不利影响基本可以忽略; 锻管的组织、化学成分、硬度等符合相关标准要求, 钢中的夹杂物尺寸较小, 形状规则, 对锻管性能的影响不大; 裂纹断口呈较粗糙的结晶状, 裂纹源区有较明显的撕裂棱形条纹花样, 裂纹扩展区

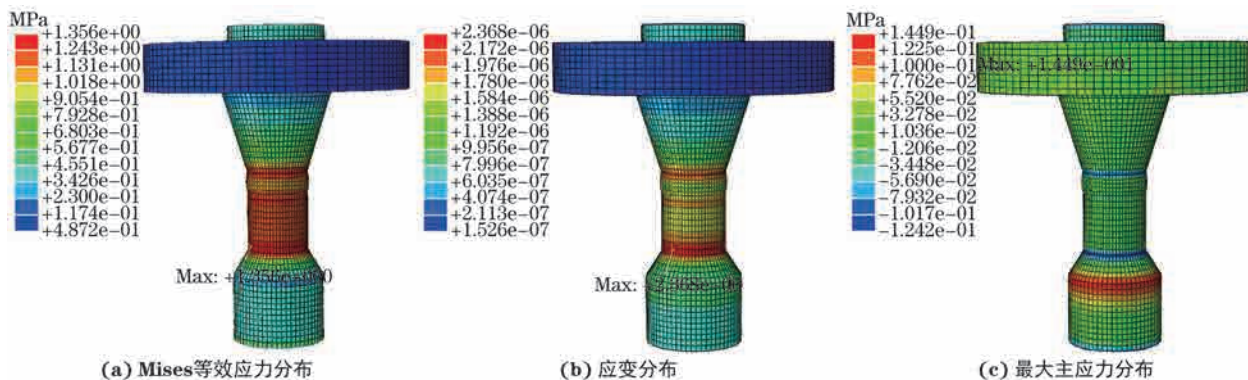


图8 管系承受166.6 N重力时的计算云图

Fig. 8 Calculated nephogram of piping system subjected to 166.6 N gravity: (a) Mises equivalent stress distribution; (b) strain distribution and (c) maximum principal stress distribution



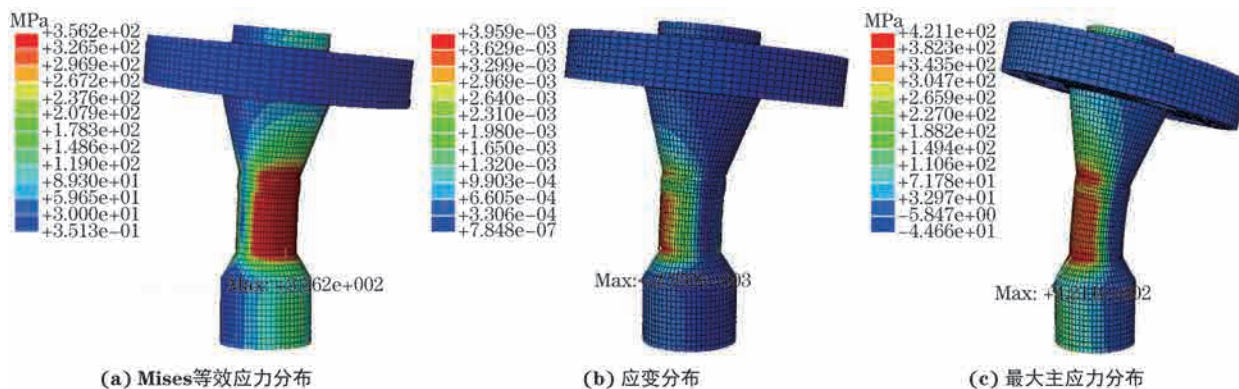


图9 管系承受 336 N·m 弯矩时的计算云图

Fig. 9 Calculated nephogram of piping system subjected to 336 N·m bending moment: (a) Mises equivalent stress distribution; (b) strain distribution and (c) maximum principal stress distribution

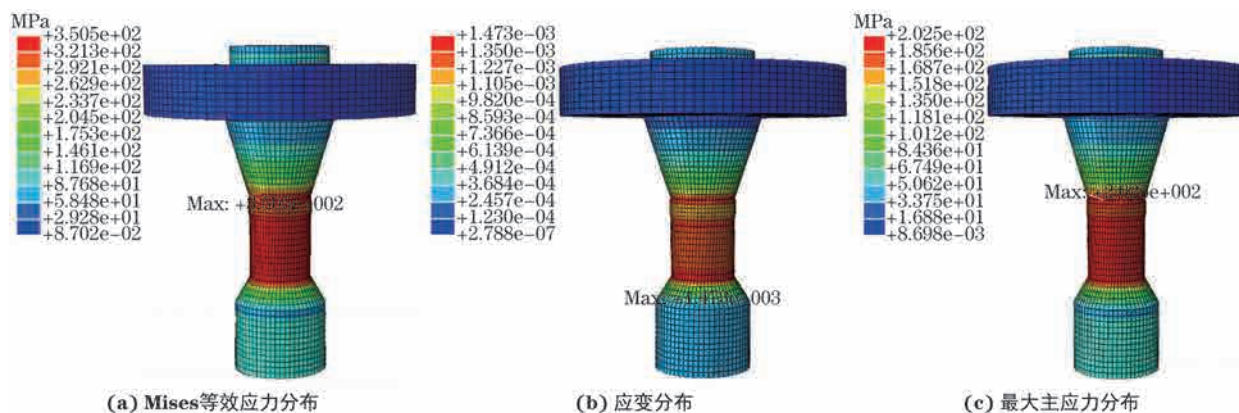


图10 管系承受 400 N·m 扭矩时的计算云图

Fig. 10 Calculated nephogram of piping system subjected to 400 N·m torque: (a) Mises equivalent stress distribution; (b) strain distribution and (c) maximum principal stress distribution

呈解理断裂形貌;有限元模拟法兰锻管连接管系受力结果表明,管系承受过大弯矩可能是锻管在变壁厚处开裂的最大原因。实际上,开裂处所在的管系统受力为“一端固支、一端自由,且自由端为集中载荷的单自由度系”状态。由于集中载荷端质量较大、力臂较长,静止状态下不会在固支处产生弯矩,但当集中载荷端出现横向加载荷时,载荷方向与力臂垂直,使得固支处出现较大的弯矩,导致过大应力。管系运输时未单独拆卸运输或对管系进行加固,运输过程中的车辆启动、刹车、转弯等行为均可造成管系的瞬间横向载荷过大。这种动载荷与管系正常工作的静载荷相比具有“成倍增长”的特点,在“大载荷”和“快速加载”的叠加下管系自身工艺结构薄弱位置发生典型脆性断裂。建议在运输时对管系进行拆卸和加固处理,避免固支处承受较大的瞬间横向载荷,从而引发过大的弯矩。

## 4 结论

(1)该16MnIII钢锻管的开裂性质为解理脆性断裂。锻管连接管系运输时未单独拆卸运输或进行加固,运输过程中易出现瞬间横向载荷过大的情况,导致法兰承受较大弯矩,当弯矩过大时变壁厚处发生失稳而开裂;管系承受过大弯矩是锻管在变壁厚处开裂的最大原因。

(2)建议在运输时对管系进行拆卸和加固处理,以避免固支处承受较大的瞬间横向载荷,从而引发过大的弯矩。

## 参考文献:

- [1] 史伟,赵江涛,孙彦百,等.钛微合金化对Q345D钢冲击韧性影响的探讨[J].热处理技术与装备,2014,35(3): 31-34.  
SHI W, ZHAO J T, SUN Y B, et al. Discuss on impact toughness of Ti microalloying for Q345D steel[J]. Heat Treatment Technology and Equipment, 2014, 35(3):

- 31-34.
- [2] 洪福东,冯路路,乔文玮,等.热处理工艺对16Mn钢组织和性能的影响[J].金属热处理,2019,44(12):157-160.  
HONG F D, FENG L L, QIAO W W, et al. Effect of heat treatment processes on microstructure and properties of 16Mn steel[J]. Heat Treatment of Metals, 2019, 44(12): 157-160.
- [3] 蒙骞,史伟,俄馨,等.回火温度对12Cr2Mo1钢锻件力学性能的影响[J].机械研究与应用,2020,33(3):235-237.  
MENG Q, SHI W, E X, et al. Effect of tempering temperature on mechanical properties of the 12Cr2Mo1 steel forgings[J]. Mechanical Research & Application, 2020, 33(3): 235-237.
- [4] 俄馨,李岗,史伟,等.热处理工艺对16Mn钢锻件显微组织和力学性能的影响[J].理化检验(物理分册),2022,58(3):6-9.  
E X, LI G, SHI W, et al. Influence of heat treatment process on microstructure and mechanical properties of 16Mn steel forging[J]. Physical Testing and Chemical Analysis (Part A: Physical Testing), 2022, 58(3): 6-9.
- [5] 杨永坤,朱佳雨,李小明,等.低碳合金钢带状组织控制研究现状[J].钢铁,2023,58(4):1-10.  
YANG Y K, ZHU J Y, LI X M, et al. A review of research on banded structure control in low carbon alloy steel[J]. Iron & Steel, 2023, 58(4): 1-10.
- [6] 王荣.42CrMoA钢制内齿圈开裂失效分析[J].机械工程材料,2015,39(12):107-110.  
WANG R. Failure analysis of cracking in inner gear ring made of 42CrMoA steel[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2015, 39(12): 107-110.
- [7] 宋啸虹,蒋晓东,董雷云,等.新氢压缩机缸盖螺栓断裂机理及对策[J].腐蚀与防护,2017,38(11):894-897.  
SONG X H, JIANG X D, DONG L Y, et al. Fracture mechanism and countermeasure of cylinder cover bolt in a make-up hydrogen compressor[J]. Corrosion & Protection, 2017, 38(11): 894-897.
- [8] 王甲安,石岩,乔立捷.风电机组高强螺栓断裂原因[J].理化检验(物理分册),2022,58(10):71-74.  
WANG J A, SHI Y, QIAO L J. Fracture reason of high strength bolt in wind turbine[J]. Physical Testing and Chemical Analysis (Part A: Physical Testing), 2022, 58(10): 71-74.
- [9] 王长健,颜凌云,刘俊清.16Mn III钢法兰锻件焊接开裂原因分析[J].理化检验(物理分册),2015,51(1):52-54.  
WANG C J, YAN L Y, LIU J Q. Analysis on cracking reason of flange forgings of 16Mn III steel during welding[J]. Physical Testing and Chemical Analysis (Part A: Physical Testing), 2015, 51(1): 52-54.

## Reason for Cracking of 16MnIII Steel Forging Pipe for Skid Mounted Equipment

YAO Wei<sup>1</sup>, XIA Peipei<sup>2</sup>, ZHANG Kai<sup>1</sup>, DONG Tianyu<sup>1</sup>, GU Yunlong<sup>2</sup>, YANG Liuqing<sup>3</sup>

(1. Langfang branch of Hebei Special Equipment Supervision and Inspection Institute, Langfang 065000, China;

2. China Petroleum Pipeline Research Institute Co., Ltd., Langfang 065000, China;

3. College of Materials Engineering, North China Institute of Aerospace Engineering, Langfang 065000, China)

**Abstract:** The 16MnIII steel forging pipe at the inlet filter unit for a skid mounted equipment was found to be cracked after transporting to the site. The reasons for the cracking of the forging pipe were analyzed by macroscopic morphology observation, metallographic inspection, energy spectrum analysis, chemical composition analysis, hardness test, fracture morphology observation and finite element analysis. The results show that the cracking mechanism of the forging pipe was cleavage brittle fracture. Through the finite element simulation and the actual stress condition of the pipe system, it was concluded that the excessive bending moment of the pipe system during transportation might be the main reason for cracking at the variable wall thickness of the forging pipe.

**Key words:** 16MnIII steel; forging pipe; cracking; failure