

# 喷射火工况下系统存活性量化分析及计算

肖芳<sup>1</sup> 余洋<sup>1</sup> 董勇<sup>1</sup> 王楚琦<sup>1</sup> 陈俊文<sup>1</sup> 赵伟<sup>2</sup>

1. 中国石油工程建设有限公司西南分公司, 四川 成都 610041;

2. 四川石达能源发展有限公司, 四川 成都 610041

**摘要:**站场工艺安全设计过程中针对火灾工况下紧急泄放,常规做法是采用 API Std 521 标准经验示例,即紧急泄放要求为 15 min 内系统压力下降到 690 kPa 或者系统设计压力的 50%,但该方法仅仅是材料为 ASTM A515 Grade 70,壁厚为 25.4 mm 的碳钢容器系统示例。如果系统内壁厚小于 25.4 mm,则需要更快的紧急泄放速率。为提高管道系统火灾工况下存活性(Survivability)的认识,参考 API Std 521 标准并结合 Scandpower 导则等文献,从标准释义的源头并结合国外项目的具体做法,总结和探讨火灾工况尤其是喷射火工况下,系统存活性量化分析及计算方法,并且通过算例加以说明。本文的研究以及形成的分析计算方法,对工艺系统喷射火(Jet Fire)工况的安全设计提供了确切的参考。

**关键词:**喷射火;量化分析;热辐射;紧急泄放速率;存活性计算

DOI:10.3969/j.issn.1006-5539.2018.05.004

## System Survivability Quantitative Analysis and Calculation in Jet Fire

Xiao Fang<sup>1</sup>, Yu Yang<sup>1</sup>, Dong Yong<sup>1</sup>, Wang Chuqi<sup>1</sup>, Chen Junwen<sup>1</sup>, Zhao Wei<sup>2</sup>

1. China Petroleum Engineering & Construction Corp. Southwest Company, Chengdu, Sichuan, 610041, China;

2. Sichuan Shida Energy Development Limited Company, Chengdu, Sichuan, 610041, China

**Abstract:** The most common criteria for the emergency blowdown and depressurizing against fire case in facility safety design is API Std 521, which indicates that it is necessary to reduce pressure to 690 kPa or half of design pressure in 15 min for ASTM A515 Grade 70 system with wall thickness equal or greater than 25.4 mm only, while faster depressurization rate is required for wall thickness less than that. In order to strengthen the recognition of survivability in fire, the method and steps of survivability quantitative analysis and calculation for fire case especially jet fire are studied and summarized according to API Std 521 and guidelines of Scandpower and methods applied in overseas project, which provides reference for facility safety design under jet fire.

**Keywords:** Jet fire; Quantitive analysis; Thermal radiation; Emergency depressurization rate; Survivability calculation

收稿日期:2018-03-27

基金项目:中国石油工程建设有限公司工程项目“Arrow TIPEX FEED”(S 2017054 D 01)

作者简介:肖芳(1987-),女,四川泸州人,工程师,学士,主要从事油气田地面工程设计与研究工作。

## 0 前言

应对火灾工况的系统配置是工艺安全设计必不可少的环节,目前常用应对火灾的设计方法主要是设置火焰监测并联动紧急截断及泄放系统、压力容器设置火灾安全阀、保证防火间距、合理选材、设置防火层等。

近年来,新的理论认为,压力容器上设置火灾安全阀针对池火有效,但是对喷射火意义不大,喷射火影响范围为局部,且热辐射强度相对池火更大,过热后系统内压力上升,火灾安全阀并不能保证及时泄放以避免系统发生爆炸。针对喷射火,最经济有效的方法为紧急截断并通过 BDV 泄放,实现控制系统内的可燃气体量及降低系统内压力<sup>[1]</sup>。

目前,紧急泄放速率指标是 15 min 内泄放到设计压力的 50% 或者 690 kPa,但该泄放速率仅针对系统壁厚大于等于 25.4 mm 的普通碳钢系统,若系统中存在壁厚小于 25.4 mm 或者材质低于该碳钢强度(API Std 521《压力释放和降压系统》(后简称 API Std 521)给出的是 ASTM A 515 Grade 70 材料),则上述泄放速率指标欠准确,实际需要的泄放速率可能因为壁厚下降而上升,也可能因为选择较高强度的钢材而需要的泄放速率下降<sup>[1-2]</sup>,为此,本文结合国际标准对热辐射强度最大的喷射火工况进行爆炸量化分析计算,从而确定在不同壁厚及不同材质下,系统在喷射火环境下不发生爆炸的最小泄放速率及对应的泄放口径。

## 1 对火焰及火焰方程的认识

### 1.1 火焰分类及最高热辐射强度

火焰分为池火和喷射火两种类型。池火是可燃流体溢出形成可燃面,然后被点燃形成的火焰;喷射火是带压容器中喷出可燃流体且被点燃后形成的火焰,任何带压可燃介质泄放到大气中均可能产生喷射火<sup>[3]</sup>。火焰根据规模的不同分为大规模火焰和局部火焰。大规模火焰表示整个工艺系统或绝大多数工艺系统都暴露在火焰里;而局部火焰表示仅局部区域处于最大热辐射范围内<sup>[1,4]</sup>。

最大热辐射强度则与系统爆炸分析密切相关,泄放介质参数、火焰类型和规模等影响火焰的最大热辐射强度。通常喷射火的最高热辐射强度更大且通常影响局部区域,而池火最高热辐射强度相对较低且影响规模较大;同时,热辐射强度还受到是否有通风设备以及可燃燃料是否得到控制等因素的影响。火焰热辐射强度与燃料空气比值的典型关系图见图 1,横坐标表示燃烧过程中空气与燃料气的理论比值,当比值为 1 时,燃烧产生的热辐射强度最大<sup>[1,5]</sup>。

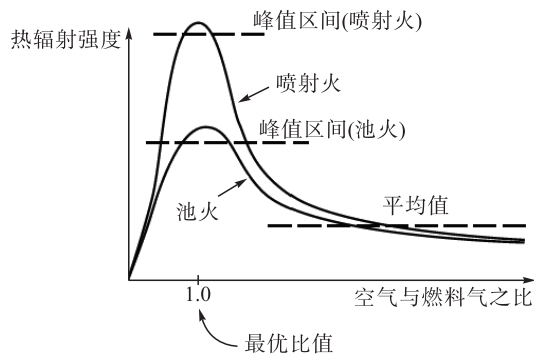


图 1 火焰热辐射强度与燃料空气比值的典型关系图

由于局部喷射火具有最大的热辐射强度,因此火灾工况下的爆炸分析取喷射火工况更为保守。相对池火而言,喷射火的特点是泄放点位置、火焰长度、火焰损伤位置等均难以预测,喷射火主要造成局部过热,管道强度下降,导致管道或设备失效爆炸,因此设置火灾安全阀对喷射火无效。

对抗喷射火通常的做法是通过做好检修防止泄漏,以及针对发生泄漏以后的缓解办法,比如加防火隔离层,增加紧急切断减少可燃介质,设置紧急泄放系统等<sup>[5-8]</sup>。防火隔离层理论上可以延长设备或管道失效破裂的时间,但并不可靠且不经济,除非隔离材料满足隔离要求,即能够承受持续火灾最高温度 904℃<sup>[1]</sup>。

### 1.2 火焰方程的理解

火焰方程适合所有火焰情况,利用该方程可以计算出净吸收热,从而进一步计算出金属表面的温度,便于得出金属在火焰辐射情况下的温度强度变化<sup>[1,6]</sup>。

随着被辐射时间的增加,被辐射设备温度不断上升,设备净吸收热量会下降,当火焰温度等于设备表面温度时,净吸收热量为 0,进入热量稳态。该方程默认视角因子为 1,因此并未体现在火焰方程汇总,视角因子为 1 表示火焰与被辐射对象之间并无阻碍<sup>[1,7-9]</sup>。

$$q_{\text{absorbed}} = \sigma \alpha_{\text{surface}} \epsilon_{\text{fire}} T_{\text{fire}}^4 - \epsilon_{\text{surface}} T_{\text{surface}}(t)^4 + h * [T_{\text{gas}} - T_{\text{surface}}(t)] \quad (1)$$

式中: $\sigma \alpha_{\text{surface}} \epsilon_{\text{fire}} T_{\text{fire}}^4$  为火焰到设备/管道的辐射热通量,  $\text{W}/\text{m}^2$ ;  $\epsilon_{\text{surface}} T_{\text{surface}}(t)^4$  为元件对外的再辐射热通量,  $\text{W}/\text{m}^2$ ;  $h * [T_{\text{gas}} - T_{\text{surface}}(t)]$  为燃烧介质和被辐射设备/管道的对流传热,  $\text{W}/\text{m}^2$ 。

## 2 爆炸分析及存活性计算步骤

当场站发生喷射火时,设备或管道在持续燃烧情况下应力下降,系统紧急截断后通过孔板泄压,保证随着时间变化,系统压力下降后计算目标位置实际承受的压力小于温度上升后管材逐渐下降的钢材极限拉伸应力 UTS<sup>[10-20]</sup>。

下述步骤以系统中管道进行分析,设备分析思路相同,爆炸分析及存活性计算框图见图2。

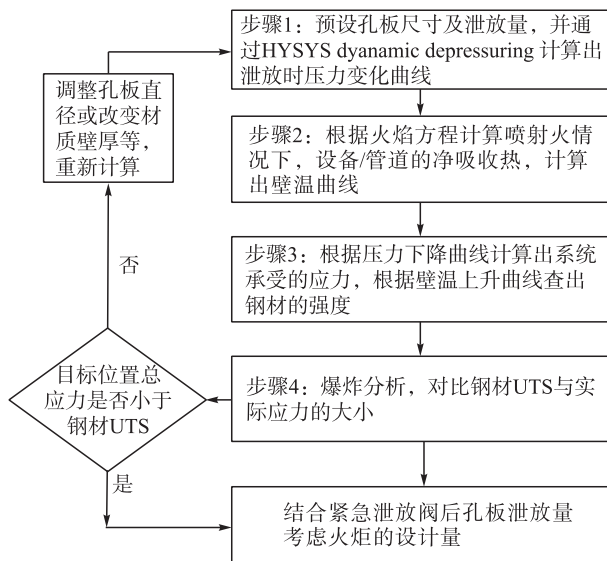


图2 爆炸分析及存活性计算框图

### 2.1 孔板选取及获取压力曲线

对于新建系统,可以根据已确定的工艺选材及选定的管道尺寸及壁厚等参数,通过后续步骤依次计算,若计算结果显示系统某个位置受喷射火影响会发生爆炸,即设备/管道无法存活。

在此过程中所得到的孔径应为能够保证存活的最小孔径,以便减少对放空系统的影响。另外,可通过选择 UTS 合适的管道材料,或者改变壁厚尺寸,满足工艺系统要求。

爆炸分析及存活性计算是动态的,需要引入时间概念,所有计算值均为随时间变化的曲线。获取压力变化时,需采用 HYSYS 泄放模块进行模拟,模拟时输入值包括系统容积统计、重量、材质、操作温度、操作压力等。

### 2.2 计算壁温曲线

#### 2.2.1 计算火焰的最大热辐射强度

火焰温度  $T_{\text{fire}}$  作为火焰方程的重要输入值,应力求精确,参数不足时可直接取 API Std 521 标准及 Scandpower 《火灾工况压力系统保护导则》中的推荐值,参数充足时推荐采用 Phast 软件模拟小孔泄落后产生喷射火情况下的最大热辐射强度,再通过下列公式由热辐射强度计算出火焰温度<sup>[2]</sup>:

$$\text{热辐射强度} = \sigma T_{\text{fire}}^4 \quad (2)$$

注意 Phast 软件模拟时,泄放孔推荐最大取 25 mm<sup>[20]</sup>,且取该泄放口处产生喷射火的最大热辐射强度;若已有三维配管模型,已明确喷射火及被辐射对象间的距离,那么此处可取目标位置的热辐射强度,但通常喷射火位置不易确定,所取最大的热辐射值较为保守。

#### 2.2.2 计算物体实际接收的热辐射强度

计算原理为火焰方程,原理及参数选取参见 1.2 火

焰方程的理解。

#### 2.2.3 计算设备/管道表面温度

根据热力学公式,计算目标位置在不同时刻的温度:

$$Q_{\text{time}} = mC_p(T_{\text{surface}}(t_2) - T_{\text{surface}}(t_1)) \quad (3)$$

式中:  $Q_{\text{time}}$  为设备/管道净吸收热,  $\text{kJ}/\text{m}^2$ ;  $m$  为钢材重量,  $\text{kg}/\text{m}^2$ ;  $C_p$  为比热容,  $\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $T_{\text{surface}}(t_2)$  和  $T_{\text{surface}}(t_1)$  分别为  $t_1$  和  $t_2$  两个时刻设备/管道的表面温度,  $^{\circ}\text{C}$ 。

### 2.3 系统应力变化及钢材 UTS

1) 随着时间推移,温度上升,计算目标位置的设备/管道材质逐渐下降的 UTS 值。

查询钢材信息,准确值可由钢材厂家提供,以 A 106 钢材为例,其参数拟合自材料曲线<sup>[2]</sup>参考普通碳钢典型 UTS 拟合值,见表 1。

表 1 普通碳钢典型 UTS 拟合值

钢材温度 $T/^{\circ}\text{C}$	比热容 $C_p /$ ( $\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ )	钢材极限拉伸 应力 /MPa
20	0.441 935	419.8
25	0.444 073	418.8
30	0.446 210	417.9
⋮	⋮	⋮
890	0.813 790	38.0
895	0.815 927	37.4
900	0.818 065	36.7

2) 随着时间推移,系统内的压力逐渐下降,介质逐渐减少,计算目标位置随时间变化的总应力。

总应力来源于内部应力、流体及材料的重力、热膨胀力等,但在爆炸分析时内部应力占主导。而目标位置理论上是整个系统中的任一位置,但是根据总应力公式可知,应力与  $OD/wt$  成正比,因此分析整个系统中该比值最小的位置最为保守。

应力计算公式方程<sup>[1]</sup>:

$$\sigma_h = [p(t) \times OD] / (2 \times wt) \quad (4)$$

$$\sigma_a = [p(t) \times OD] / (4 \times wt) \quad (5)$$

$$\sigma_e = (\sigma_h^2 + \sigma_a^2 - \sigma_h \sigma_a)^{0.5} \quad (6)$$

式中:  $\sigma_e$  为当量应力, MPa;  $\sigma_h$  为环向应力, MPa;  $\sigma_a$  为轴向应力, MPa;  $p(t)$  为  $t$  时刻系统内压力, MPa;  $OD$  为外径, m;  $wt$  为壁厚, m。

### 2.4 爆炸分析

随着辐射时间变化,设备/管道的应力与钢材 UTS 关系典型图见图 3。

当计算出的应力值小于钢材 UTS 时,设备/管道可以存活;当应力值大于等于钢材 UTS,爆炸会发生,即设备/管道不能存活,需要调整孔板尺寸提高泄放速率,或者改变设备/管道材质或规格。

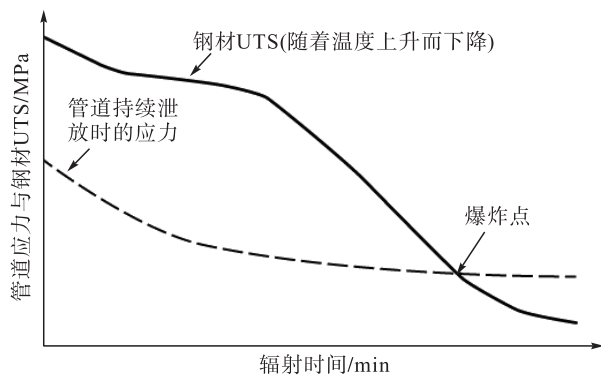


图 3 管道应力与钢材 UTS 间的关系典型图

### 3 算例分析

以某项目装置为例,进出站设置紧急截断阀,站内设有多个压力容器,系统内介质组分 98% 为  $\text{CH}_4$ ,系统紧急关断后的平衡压力为 10.2 MPa,温度为  $50^\circ\text{C}$ ,系统内容积

为  $28\text{ m}^3$ ,管道材质为碳钢 ASME A 106-B,管道及壁厚规格中  $OD/wt$  最小的管道为 DN 50 ( $60.3\text{ mm} \times 5.54\text{ mm}$ ),最大热辐射强度  $285\text{ kW/m}^2$ ,火焰温度为  $1\ 168^\circ\text{C}$ 。

#### 3.1 爆炸分析及存活性计算

计算过程数据统计、算例计算结果见表 2。

第一步,暂定孔板尺寸为 20 mm,通过 HYSYS 泄放模块模拟截断后的孔板泄放,获得管道内压力变化曲线及系统内介质总量,即表 2 中的 B、C 列。

第二步,在 excel 中编辑 2.2 中公式,便于计算不同时刻的各项参数取值,F 列为计算出的壁温。

第三步,根据 F 列壁温值查出该温度下的钢材 UTS,即 G 列;同时在 excel 中编辑应力计算公式,计算出总应力,即 H 列数据。

第四步,爆炸分析结果见 I 列,从结果可知,79 s 温度上升到  $890^\circ\text{C}$ ,系统发生爆炸。

表 2 计算过程数据统计、算例计算结果

A 泄放时间 /s	B 系统内压力 /kPa	C 系统内介质总量 /kg	D 吸收的热辐射强度 /( $\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$ )	E 单位面积吸收热量 /( $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$ )	F 目标位置表面温度 / $^\circ\text{C}$	G UTS /MPa	H 目标位置总应力 /MPa	I 爆炸分析结果
1	12 000.0	2 400.523	266.8	266.799	109.2	406.80	57.015	不爆炸
2	11 952.1	2 400.523	264.7	264.707	128.1	404.40	56.789	不爆炸
3	11 904.4	2 390.401	262.6	262.632	146.4	402.17	56.564	不爆炸
4	11 837.0	2 380.315	260.6	260.582	164.3	400.57	56.246	不爆炸
5	11 773.9	2 370.26	258.6	258.554	181.8	398.49	55.949	不爆炸
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
76	8 151.2	1 756.733	116.6	116.641	875.8	40.00	38.875	不爆炸
77	8 103.4	1 749.595	114.9	114.886	880.7	39.34	38.649	不爆炸
78	8 056.4	1 742.492	113.1	113.146	885.4	38.69	38.428	不爆炸
79	8 010.1	1 735.426	111.4	111.422	890.1	38.03	38.210	爆炸
80	7 984.5	1 728.394	109.7	109.713	894.7	38.03	38.089	爆炸
81	7 919.4	1 721.397	108.0	108.020	899.2	37.37	37.782	爆炸
82	7 874.9	1 714.435	106.3	106.339	903.6	36.71	37.573	爆炸
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
900	328.8	212.6	-	-	-	-	-	-

#### 3.2 结果分析

1) 根据上述爆炸分析, DN 50 ( $60.3\text{ mm} \times 5.54\text{ mm}$ ) 的管道无法存活,在 79 s 开始将发生爆炸,因此孔板直径为 20 mm 并不合适,需考虑增加孔板尺寸后,再次通过上述步骤核算并进行爆炸分析。

2) 若采用常规判定准则,上述算例中,紧急泄放到 900 s 时,系统内压仅为 328 kPa,小于 690 kPa,满足判定标准,认为取 20 mm 孔板直径满足要求。

综上,常规判定方法欠准确。

### 4 结论

1) 以往的 15 min 内泄放系统压力至 690 kPa 或设计压力的 50%,并不一定是火灾工况下紧急泄放的通用设计准则,对此,在 API Std 521 标准第 6 版已有适当的调整。实际上,由于管道的壁厚选择,极有可能其要求泄放时间更短。很多知名国际石油公司,如壳牌已经在其设计要求中提到工艺系统的设计应考虑管道的存活性。

2) 泄放时间的选择与系统设置有着紧密的联系,通常项目上应该权衡主动防火与被动防火设置方式,如通过设置有效的防火手段,降低放空投资,从而达到真正意义的防火安全设计。

本文通过对火焰及火焰方程的分析理解,结合 API Std 521 标准及 Scandpower 导则等国际文献,分析总结了火灾工况尤其是喷射火工况下,进行定量爆炸分析及存活性计算的方法步骤。上述方法在常规方法的基础上能够提供更加准确的计算结果,可为后续站场火灾工况的安全计算提供参考依据。

#### 参考文献:

- [1] American Petroleum Institute. API 521 Pressure-relieving and Depressuring Systems [S]. 6<sup>th</sup> ed. Washington, D. C.: API Publishing Services, 2014: 163 - 180.
- [2] Scandpower. Guidelines for the Protection of Pressurised Systems Exposed to Fire [R]. Norway: Scandpower Risk Management AS, 2004: 23 - 33.
- [3] 姜 好,张 鹏,马俊修.天然气管线泄漏喷射火视角因子分析[J].安全与环境学报,2015,15(5):112 - 115.  
Jiang Hao, Zhang Peng, Ma Junxiu. View Factor Analysis of Jet Fire Accidents with the Natural Gas Pipeline [J]. Journal of Safety and Environment, 2015, 15 (5): 112 - 115.
- [4] Salater P, Overaa S J, Kjensjord E. Size Depressurization and Relief Devices for Pressurized Segments Exposed to Fire [J]. Chemical Engineering Progress, 2002, 98 (9): 38 - 45.
- [5] Roberts T A, Buckland I, Shirvill L C, et al. Design and Protection of Pressure Systems to Withstand Severe Fires [J]. Process Safety and Environmental Protection, 2004, 82 (2): 89 - 96.
- [6] 姜巍巍,李 奇,李俊杰,等.喷射火及其热辐射影响评价模型介绍[J].石油化工安全环保技术,2007,23(1):33 - 36.  
Jiang Weiwei, Li Qi, Li Junjie, et al. The Introduction of the Jet Fire and Its Thermal Radiation Impact Assessment Model [J]. Petrochemical Safety and Environmental Protection Technology, 2007, 23 (1): 33 - 36.
- [7] 范小霞,唐 奕,邓经伟.喷射火危害模式下的城镇燃气管道泄漏危险域研究[J].城市建筑,2017,(8):325 - 326.  
Fan Xiaoxia, Tang Yi, Deng Jingwei. Research on Hazardous Area of Urban Gas Pipeline Leakage in Jet Fire [J]. Urbanism and Architecture, 2017, (8): 325 - 326.
- [8] 黄有波,董炳燕,吕淑然,等.天然气管道泄漏孔形状对喷射火影响模拟研究[J].中国安全科学学报,2015,25(7):62 - 67.  
Huang Youbo, Dong Bingyan, Lv Shuran, et al. Simulation Study on Influence of Natural Gas Pipeline Leak Hole Shape on Jet Fire [J]. China Safety Science Journal, 2015, 25 (7): 62 - 67.
- [9] 孟亦飞,赵东风,廖启霞.任意角度喷射火视角因子的计算[J].石油化工高等学校学报,2010,23(4):85 - 88.  
Meng Yifei, Zhao Dongfeng, Liao Qixia. View Factor Computation for Jet Fire of Any Direction [J]. Journal of Petrochemical Universities, 2010, 23 (4): 85 - 88.
- [10] 马德芝.喷射火模型在输气管道火灾爆炸事故分析中的应用[J].石化技术,2015,(9):86.  
Ma Dezhi. Application of Jet Fire Made in Analyzing the Fire Accident of Gas Pipeline [J]. Petrochemical Industry Technology, 2015, (9): 86.
- [11] 胡毅亭,饶国宁,陈网桦,等.天然气输送管道泄漏事故危害定量分析[J].中国安全科学学报,2003,13(6):21 - 24.  
Hu Yiting, Rao Guoning, Chen Wanghua, et al. Quantitative Risk Analysis on the Leakage of Compressed Natural Gas Pipeline [J]. China Safety Science Journal, 2003, 13 (6): 21 - 24.
- [12] 冯文兴,项小强,闫 啸,等.高压天然气管道泄漏燃烧爆炸后果[J].油气储运,2010,29(12):903 - 904.  
Feng Wenxing, Xiang Xiaoqiang, Yan Xiao, et al. Consequence of Combustion and Explosion After High-pressure Natural Gas Pipeline Leakage [J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2010, 29 (12): 903 - 904.
- [13] 王莉莉,王梦珠,吕 妍,等.高压天然气管道泄漏事故喷射火危害分析[J].武汉理工大学学报:信息与管理工程,2016,38(4):410 - 414.  
Wang Lili, Wang Mengzhu, Lv Yan, et al. Hazard Analysis of Jet Fire in High-pressure Natural Gas Pipeline Leakage [J]. Journal of Wuhan University of Technology: Information & Management Engineering, 2016, 38 (4): 410 - 414.
- [14] 王魁涛,李忠涛,王红红.海上平台概率爆炸风险分析方法及应用[J].石油化工安全环保技术,2015,31(5):38 - 43.  
Wang Kuitao, Li Zhongtao, Wang Honghong. Analysis Method for Probabilistic Explosion Risk at Offshore Platforms And Its Application [J]. Petrochemical Safety and Environmental Protection Technology, 2015, 31 (5): 38 - 43.
- [15] 王 华,邓 军,王连华,等.可燃性气体爆炸研究现状及发展方向[J].矿业安全与环保,2008,35(3):79 - 82.  
Wang Hua, Deng Jun, Wang Lianhua, et al. Current Research and Developing Direction of Inflammable Gas Explosion [J]. Mining Safety & Environmental Protection, 2008, 35 (3): 79 - 82.

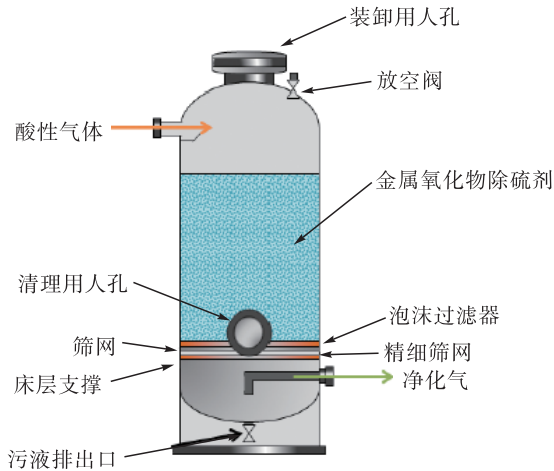


图5 脱硫塔的结构

5) 如果需进行除硫剂再生,其温度的检测和控制也是脱硫塔设计必须考虑的重要因素;中国石油西南油气田公司天然气研究院根据氧化铁固体除硫剂的再生特性,已成功开发出了温度检测报警仪。

## 5 结论

氧化铁固体除硫剂法是一种古老的非再生型脱硫工艺,应用于天然气净化工业已有近150年的历史。综合技术经济分析表明,该工艺最佳潜硫处理量为200~1000 kg/d;根据原料气中 $H_2S$ 含量不同,单套装置最大处理量可达 $100 \times 10^4 m^3/d$ 以上。在控制操作条件的工况下,该工艺的 $H_2S$ 净化度可达 $\leq 6 mg/m^3$ 以下,有效硫容量约为30% (w)。中国石油西南油气田公司天然气研究院研制的CT8-6氧化铁固体除硫剂不仅有效硫容较高,且侧压强度也较高,从而大大减少了除硫剂在使用过程中的破碎粉化。由于氧化铁固体除硫剂法脱硫工艺技术成熟可靠,工艺流程简单,易于操作维护,设

备投资与操作成本相对较低,故目前在川渝气田边远含硫气井的开发中得到广泛应用。

### 参考文献:

- [1] Echt B, Leppin D, Mamrosh D, et al. Low-tonnage Sulfur Removal and Recovery [C]//LRGCC. Proceedings of the 67<sup>th</sup> Annual Laurance Reid Gas Conditioning Conference. Norman: LRGCC, 2017: 1.
- [2] Schulz M. The New World of  $H_2S$  Scavenging Applications [C]//LRGCC. Proceedings of the 67<sup>th</sup> Annual Laurance Reid Gas Conditioning Conference. Norman: LRGCC, 2017: 150.
- [3] Kohl A, Nielsen R. Gas Purification [M]. 5<sup>th</sup> ed. Houston: Gulf Publishing Company, 1997: 1297.
- [4] 杨艳,童仕唐. 常温氧化铁脱硫剂研究进展[J]. 煤气与热力, 2002, 22(4): 326-328.  
Yang Yan, Tong Shitang. Progress of Study on Iron Oxide Desulfurizer at Ambient Temperature [J]. Gas & Heat, 2002, 22(4): 326-328.
- [5] 陈红萍,周坤. 固体脱硫剂的应用研究及展望[J]. 燃料与化工, 2010, 41(2): 6-9.  
Chen Hongping, Zhou Kun. Study and Prospecting of Solid Desulfurizer Application [J]. Fuel & Chemical Progresses, 2010, 41(2): 6-9.
- [6] 李必忠,陈惠. 氧化铁固体脱硫装置设计讨论[J]. 石油与天然气化工, 2002, 31(增刊): 41-43.  
Li Bizhong, Chen Hui. Discussion on Designing of Ferric Oxide Solid Desulfurization Unit [J]. Chemical Engineering of Oil and Gas, 2002, 31(Suppl): 41-43.

(上接第24页)

- [16] 关丽,刘德俊,周志强. 天然气管道泄漏爆炸实验分析[J]. 中国安全生产科学技术, 2014, 10(12): 40-45.  
Guan Li, Liu Dejun, Zhou Zhiqiang. Experimental Analysis on Leakage and Explosion of Natural Gas Pipeline [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2014, 10(12): 40-45.
- [17] 梁瑞,张春燕. 天然气管道泄漏爆炸后果评价模型对比分析[J]. 中国安全科学学报, 2007, 17(8): 131-135.  
Liang Rui, Zhang Chunyan. Comparative Analysis of Evaluation Models for Explosion Consequence Caused by Leakage of Natural Gas Pipelines [J]. China Safety Science Journal, 2007, 17(8): 131-135.
- [18] 董刚,唐维维,杜春,等. 高压管道天然气泄漏扩散过程

的数值模拟[J]. 中国安全生产科学技术, 2009, 5(6): 11-15.

- Dong Gang, Tang Weiwei, Du Chun, et al. Numerical Simulations of Release and Dispersion Process from High-pressure Natural Gas Pipeline [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2009, 5(6): 11-15.
- [19] 张冀东. 天然气管道泄漏爆炸后果的定量分析[J]. 内蒙古石油化工, 2012, 38(14): 66-67.  
Zhang Jidong. Quantitative Analysis of the Consequences of Leakage and Explosion of Natural Gas Pipeline [J]. Inner Mongolia Petrochemical Industry, 2012, 38(14): 66-67.
- [20] American Petroleum Institute. API RP 581 Risk-based Inspection Methodology [M]. 3<sup>rd</sup> ed. Washington, D. C.: API Publishing Services, 2016: 89.