

陈利琼, 饶洪玮, 李扬, 等. 天然气喷射火致并行管道失效的热力机制与安全阈值研究[J]. 安全与环境学报, 2026, 26(6): 2315–2323.

CHEN L Q, RAO H W, LI Y, et al. Investigation of the thermal mechanism and safety threshold for parallel pipeline failures due to natural gas jet fires[J]. Journal of Safety and Environment, 2026, 26(6): 2315–2323.

天然气喷射火致并行管道失效的热力机制与安全阈值研究*

陈利琼¹, 饶洪玮¹, 李扬², 张开¹, 贾昊雨¹

(1 西南石油大学石油与天然气工程学院, 成都 610500;

2 国家石油天然气管网集团有限公司油气调控中心, 北京 100013)

摘要:针对天然气管道泄漏燃烧对并行管道的影响和破坏问题, 基于小孔泄漏和多物理场耦合理论建立并行管道燃烧流场和管道模型, 通过 Fluent 软件进行模拟仿真分析。通过改变并行间距及并行管道壁厚、管径和管输压力, 模拟分析不同因素下管道最大等效应力的变化趋势和屈服压力安全值, 再对 4 种因素的影响结果进行敏感性分析。结果表明: 为防止并行管道失效, 管道间距应保持 4.62 m 及以上, 管道壁厚需保持在 27.48 mm 及以上, 管径需控制在 648.5 mm 及以下, 管输压力需保持在 9.96 MPa 及以下。影响因素影响度从高到低依次为并行间距、壁厚、管径及管输压力。从输气管道安全性的角度来讲, 并行管道敷设应该优先考虑增加并行间距, 其次为增加管道壁厚和减小管径, 最后可以适当地减小管输压力。

关键词:安全工程; 并行管道; 泄漏燃烧; 等效应力; 敏感性分析

中图分类号: X937; TE973

文献标志码: A

文章编号: 1009-6094(2026)06-2315-09

DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2025.0912

0 引言

油气输运管道是我国能源发展的重要组成部分, 为了实现油气资源的安全可靠供给, 我国已经规划并建成了许多大型油气输送管道。管道输送的多为易燃易爆物品, 一旦发生泄漏, 很容易引发燃烧和爆炸事故。2004年5月29日, 四川省泸州市发生了一起燃气管道泄漏爆炸事故, 导致5人死亡、35人受伤^[1]。2013年1月2日, 山东省青岛市黄岛区经济技术开发区一输油管道破裂, 造成了上百人伤亡的灾难性后果^[2]。我国有较多的天然气管道双管或多管并行敷设情况, 一旦引发并行管道连锁失效, 后果将是灾难性的。

国内外学者对天然气喷射火对并行管道的影响开展了研究。1999年, Mazzola^[3]首次系统分析了管道不同破裂尺寸下喷射火对并行管道失效程度的影响规律, 为后续研究奠定了理论基础。Liu等^[4]构建了隧道管道爆炸三维非线性有限元模型, 揭示了泄漏面积和爆心距离等参数对相邻管道损伤程度的耦合作用机制。He等^[5]基于喷射火热辐射特性, 结合管道力学性能试验数据, 建立了高温环境下并行管道承载力评估模型, 实现了射流火焰热风险的分

级量化。国内方面, 向波^[6]于2009年率先提出并行敷设管道的安全控制指标体系, 建立了泄漏工况下并行管道安全距离与最小壁厚的计算模型。2023年, 王彬彬等^[7]创新性地引入云模型理论, 构建了并行油气管道多因素耦合风险评估方法。李镇裕等^[8]通过数值模拟揭示了环境风速对天然气泄漏燃烧过程的影响规律, 阐明了喷射火对相邻管道的热力耦合作用机制。廖科熹等^[9]利用 Fluent 软件系统研究了不同泄漏孔径下天然气喷射火羽流演化特性, 并定量表征了相邻输油管道的热响应阈值。

尽管现有研究在油气管道失效机理与影响因素方面取得了重要进展, 但针对天然气持续燃烧条件下并行管道屈服应力演变规律的研究尚存不足。本文基于多物理场耦合理论, 通过 Fluent 软件构建天然气燃烧流场与并行管道应力场的耦合数值模型, 系统揭示输气管道泄漏燃烧过程中并行管道的应力演化规律与失效模式, 并采用 Morris 法对关键影响因素进行敏感性排序。研究结果可为并行管道安全间距优化与运行防护策略制定提供理论支撑。

1 燃烧有限元模型的建立

1.1 模型建立

根据管道参数资料, 两条并行敷设的天然气管

* 收稿日期: 2025-05-29

作者简介: 陈利琼, 教授, 博士(后), 博士生导师, 从事油气储运安全技术和工艺优化等研究, 2739324830@qq.com; 张开(通信作者), 博士研究生, 从事油气储运工程研究, 1030711679@qq.com。

道管径为 1 016 mm,壁厚为 22.9 mm,管输压力为 8 MPa,管内温度为 293 K;原油管道管径为 813 mm,壁厚为 28.6 mm,管输压力为 8 MPa,管内温度为 300 K。管材均为 X70 钢,埋深 1 m,管道间距为 2 m。

为了模拟分析的精确性,建立三维模型开展研究,主要包括空气域、天然气管道域、管道泄漏口域及原油管道域。模拟计算区域尺寸(长×宽×高)为 50 m×20 m×20 m,计算域左下区域设置了两根并行管道,其中靠左侧为天然气管道,靠右侧为原油管道,如图 1(a)所示。天然气管道中段 10 m 处为泄漏口,其孔径根据管道历史资料保守设置为 50 mm^[10-11],角度为 0,形状为圆形,如图 1(b)所示。

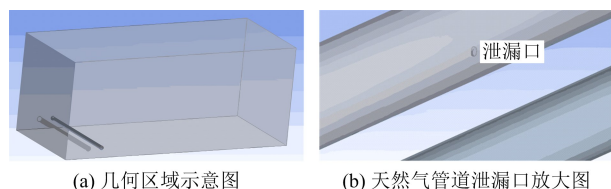


图1 天然气管道模型图

Fig.1 Diagram of natural gas pipeline model

1.2 网格划分及无关性验证

由于输气管道的泄漏压力较大,气体喷射会导致高速射流,使得空气域附近的流体速度和压力等梯度变化较大。为了保证模拟结果的准确性,对泄漏口区域进行了网格加密处理,最小线网格达到 0.02 m。全局网格如图 2(a)所示,泄漏口网格划分如图 2(b)所示。对网格数量 50 万、90 万、129 万、180 万进行无关性验证,如图 3 所示,当网格数量达到 129 万后,管道压力的变化很小。综合考虑模拟的精度及计算效率,选择网格数 129 万进行模拟分析。

1.3 模拟参数设置

模拟结果与计算工况密切相关,其中环境温度、环境风速、泄漏压力、泄漏孔径、泄漏方向和并行间距等参数对计算结果有重要影响。模拟工况参数如表 1 所示。

表1 模拟工况参数

Table 1 Parameters of simulated working conditions

环境温度/ K	环境风速/ (m·s ⁻¹)	泄漏压力/ Pa	泄漏孔径/ mm	泄漏方向/ (°)	并行间距/ m	原油管道温度/ K	原油管道换热系数/ (W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)
293	1	3 323 838	50	0	2	300	254.91

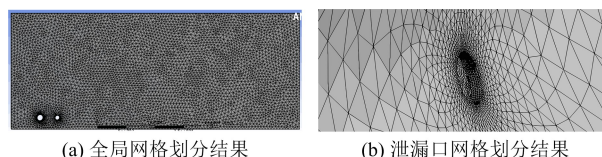


图2 网格划分结果

Fig.2 Grid division results

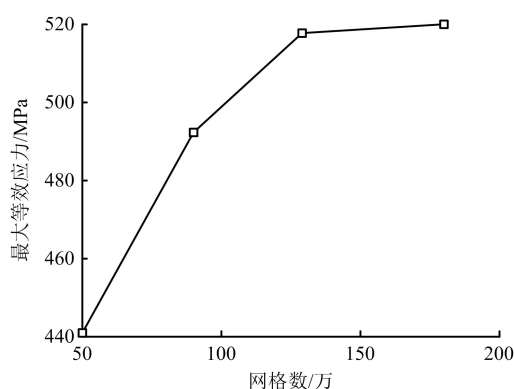


图3 网格无关性验证

Fig.3 Grid independence verification

1.4 数学模型

Fluent 软件中有多种湍流模型可供选择提供,其中标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型是在燃烧模拟中应用最广泛的模型,其精度已经在许多工程实践问题中得到了验证^[12]。因此,选用标准 $k-\varepsilon$ 模型进行分析,同时由于喷射火在空气域中受浮力的影响,需要考虑全浮力效应。整体控制方程以 $k-\varepsilon$ 模型方程为基础,方程为

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho u \frac{\partial k}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho u \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right] + \frac{C_{1\varepsilon} \varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2)$$

$$G_k = \mu_t \left\{ 2 \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 \right\} \quad (3)$$

式中 ρ 为密度, kg/m³; k 为湍流动能, m²/s²; t 为时间, s; u 为速度在 x 方向的分量, m/s; μ 为动力黏

度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; μ_l 为湍流黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; σ_k 为湍流动能的湍流普朗特数; G_k 为湍流动能生成项, $\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s}^2)$; ε 为湍流耗散率, m^2/s^2 ; σ_ε 为湍流耗散率的湍流普朗特数; $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 为模型常数; v 为速度在 y 方向的分量, m/s ; y 为垂直于 x 方向的空间坐标, m 。文中流体为不可压缩流体, 经验常数 $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_{2\varepsilon} = 1.92$, $\sigma_k = 1$, $\sigma_\varepsilon = 1.3$ [13]。

在燃烧、热传导、热耦合等场合需要用到辐射模型。P1 模型的辐射效果好, 便于分析 [14], 其方程式为

$$q_r = - \frac{1}{3(a + \sigma_s) - C\sigma_s} \nabla G \quad (4)$$

$$\nabla (I \nabla G) - aG + 4a^2 \sigma T^4 = S_G \quad (5)$$

$$- \nabla q_r = aG - 4a^2 \sigma T^4 \quad (6)$$

式中 q_r 为辐射热量, W ; a 为材料吸收系数; σ_s 为扩散系数; C 为线性各向异性散射系数; G 为入射辐射, W/m^2 ; I 为辐射扩散系数, m ; σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数; T 为温度, K ; S_G 为辐射源项, W/m^2 。

1.5 边界条件

天然气泄漏口的边界条件设置为压力入口。除泄漏口外, 管道其他面均设置为壁面, 管道外围的流体域底面同样设置为壁面。流体域四周除左侧面外均设置为压力出口, 压力为 $101\,325\text{ Pa}$ 。流体域左侧面为空气入口, 设置为速度入口。为了模拟内压的影响, 在并行管道内壁预设压力 8 MPa 。

1.6 模型准确性验证

为进一步验证有限元模型的有效性, 基于文献 [9] 参数建立对比模型, 该文献针对高度相似灾害场景且采用相同模拟方法进行研究, 为本模型的热力-结构耦合过程合理性提供了间接验证。设置的泄漏孔径为 41.3 mm , 取气体流速为 1.5 m/s , 采用本文的研究方法进行网格划分和边界条件设置, 并与文献 [9] 分析结果进行比较, 计算结果如表 2 所示。通过对比得到, 原油管道热应力最大误差为 5.9% , 原油管道温度最大误差为 2.9% , 火焰温度最大误差为 4.2% , 火焰长度最大误差为 3.2% , 均低于美国机械工程师学会 (American Society of Mechanical Engineers, ASME) 标准允许阈值, 且最高

温度出现位置的比例极其接近。结果表明, 本文建立的数值模型具有较高的精度, 确保后续失效机理研究的理论基础具有充分工程可信度。

2 模拟结果

2.1 喷射火焰燃烧温度及速度

根据建立的数值模型及模拟工况, 分析输气管道泄漏引起的喷射火对并行原油管道的影响, 如图 4 和 5 所示。

从图 5 可以看出, 天然气泄漏后引起的喷射火燃烧的最高温度达到了 $1\,860\text{ K}$ ($1\,587\text{ }^\circ\text{C}$), 当并行间距为 2 m 时, 喷射火的最高温度在原油管道附近, 管道处于喷射火焰最高温度处, 此时受到热辐射强度最强。而在泄漏口出口位置由于速度高, 与空气未充分混合, 燃烧不充分, 温度较低。如图 5 所示, 泄漏口出口速度最高达到了 30.4 m/s , 由于实际流体的黏性阻力消耗了动量, 冲击到原油管道的速度逐渐下降。在与管道接触进行动量交换之后, 速度驻点上移, 流体绕过管道上壁, 向外扩散导致速度降低明显。

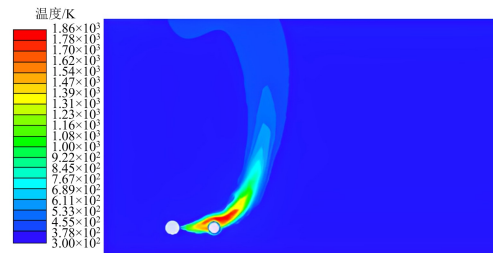


图 4 泄漏口天然气燃烧温度场云图

Fig. 4 Nephogram of temperature field for natural gas combustion at the leak opening

2.2 管道等效应力

通过对原油管道进行热应力模拟分析, 得到原油管道在空气域耦合面压力、并行管道管输压力、喷射火辐射强度及喷射火温度共同作用下的等效应力情况, 如图 6 所示。

结合图 6 可得最大等效应力出现在正对火焰冲击的中心截面处, 约为 507 MPa 。根据管道许用热

表 2 数值模拟结果对比分析

Table 2 Comparison and analysis of numerical simulation results

模拟值	管道最大热应力/ MPa	管道最高温度/ $^\circ\text{C}$	火焰温度/ $^\circ\text{C}$	火焰长度/ m	最高温度出现位置/%
本文模拟值	325.62	314.71	1 892	17.98	31.90
文献 [9] 模拟值	344.94	324.11	1 973	18.56	32.20

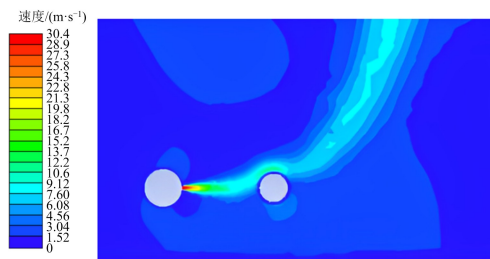


图5 泄漏口天然气燃烧速度场云图

Fig. 5 Nephogram of velocity field for natural gas combustion at the leak opening

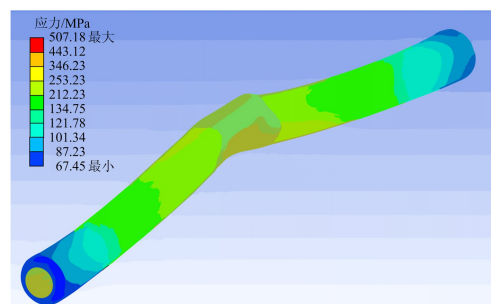


图6 管道等效应力

Fig. 6 Pipe equivalent stress

应力判断公式(7),结合原油管道冷态许用应力和热态许用应力,计算出原油管道的许用热应力为453 MPa,作为下文管道屈服应力临界值。

$$[\sigma]_T = f(1.25[\sigma]_c + 0.25[\sigma]_h) \quad (7)$$

式中 $[\sigma]_T$ 为设计温度下的许用应力, Pa; $[\sigma]_c$ 为冷态时管材的许用应力, Pa; $[\sigma]_h$ 为热态时管材的许用应力, Pa; f 为管道工作年限内根据管线伸缩的总循环次数所确定的应力降低系数。

3 不同因素影响分析

根据不同因素建立特定条件下的原管道泄漏模

型,设置固定泄漏口,不考虑泄漏孔径及泄漏口形状等因素的影响,在计算原油管道屈服应力后,对原油管道的并行间距、管输压力、管道壁厚及管径这四个因素进行进一步模拟研究。

3.1 并行间距

将并行间距设为变量,分别为1 m、2 m、4 m、6 m和8 m,对原油管道进行模拟研究,得到如图7所示的原油管道的热应力等效云图。

结果表明,随着并行间距增大,原油管道对喷射火焰的物理阻碍效应减弱,导致火焰燃烧区域扩展、喷射距离增加。同时,受限空间效应的降低使得浮

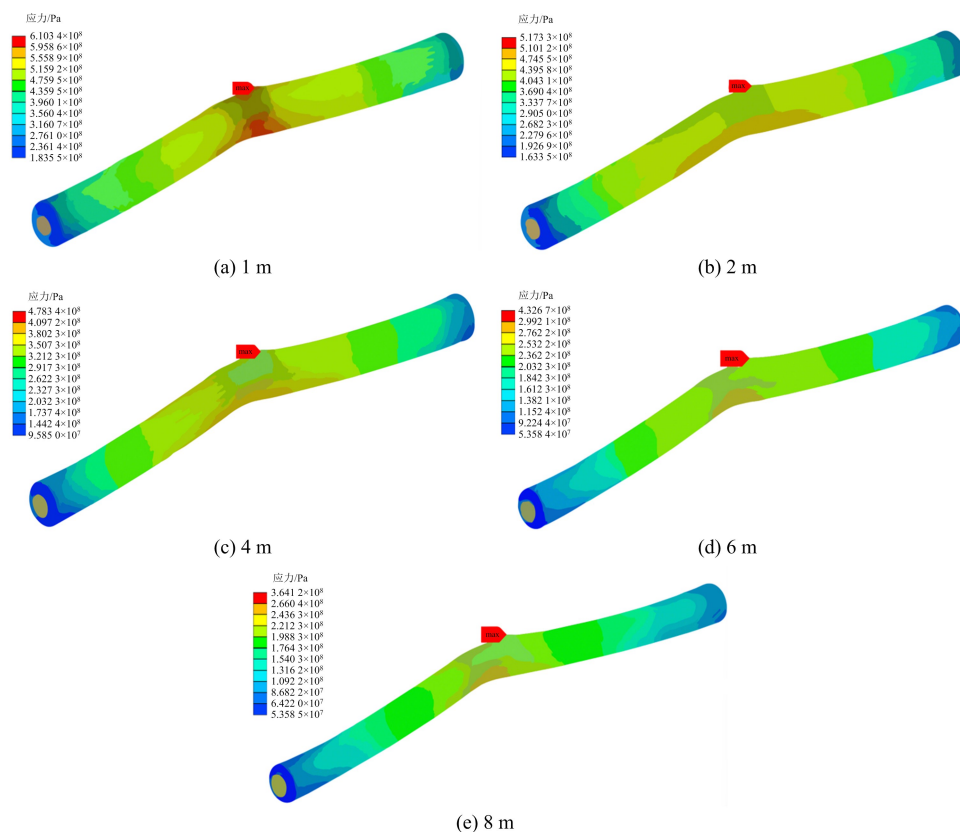


图7 不同并行间距下管道最大等效应力云图

Fig. 7 Nephogram of the maximum equivalent stress in the pipeline at different parallel spacings

力效应相对增强,火焰末端向上扩散趋势加剧,高温核心区位置随之抬升,但冲击管道的作用范围和辐射强度都会减小。随着并行间距增大,燃烧流场区域内的火焰最高温度基本没有变化,但喷射火焰最大辐射强度随之减小,原油管道耦合面在相同辐射时间下所受的辐射强度也不断减小。不同并行间距下喷射火对管道的最大等效应力见表 3。

根据表 3 的 5 组数据拟合得到最大等效应力与并行间距的函数表达式为

$$y = 631.18 - 54.17x + 3.38x^2 \quad (8)$$

式中 y 为管道的最大等效应力,MPa; x 为并行间距,m。

该二次多项式模型的决定系数(R^2)为 0.992,表明模型能够解释 99.2% 的数据变异,拟合优度较高。模型的均方根误差(Root Mean Square Error, RMSE)为 12.3 MPa,平均绝对误差(Mean Absolute Error, MAE)为 9.8 MPa,表明预测值与实际值的平均偏差较小。最大残差出现在 $x = 8$ m 处,为 -51.8 MPa,其余数据点的残差均在 ± 30 MPa 以内;特别是在 $x \leq 6$ m 范围内,模型预测精度较高,误差控制良好。

根据许用热应力判断公式,原油管道的许用热应力为 453 MPa,通过拟合公式计算,在并行间距为 4.62 m 时达到屈服的许用热应力值。因此,并行管道的并行间距应大于 4.62 m。

3.2 管输压力的影响分析

将管输压力作为模拟变量,分别设置原油管道内管输压力为 4 MPa、6 MPa、8 MPa、10 MPa 和 12 MPa,对管输压力的影响进行模拟研究。原油管道不同管输压力下喷射火热辐射影响最大等效应力见表 4。

结果表明,原油管道管输压力在由 4 MPa 上升到 12 MPa 的过程中,管道最大等效应力随之增大,大体呈现线性规律,最大值为 597 MPa,最小值为 283 MPa。这种变化的原因在于,管道内的流体压力增大,导致管道壁面承受的环向应力和轴向应力同步增加。根据薄壁压力容器理论^[15],内压与管壁的应力呈线性正相关。同时随着压力增大,管道的主应力分量协同增长,进一步推动了等效应力的增加,从而使管道在高压条件下承受更大的应力。

根据表 4 的 5 组数据拟合得到最大等效应力与管输压力的函数表达式为

$$y = 200.3e^{0.082x} \quad (9)$$

式中 y 为管道的最大等效应力,MPa; x 为管输压力,MPa。

该指数增长模型的决定系数(R^2)为 0.999,表明模型能够解释 99.9% 的数据变异,拟合优度极高。模型的均方根误差(RMSE)为 0.3 MPa,平均绝对误差(MAE)为 0.2 MPa,表明预测值与实际值的偏差极小,最大残差不超过 ± 0.5 MPa。所有数据点

表 3 不同并行间距的最大等效应力

Table 3 Maximum equivalent stress for different parallel spacing

管径/mm	管输压力/MPa	并行间距/m	管道壁厚/mm	最大等效应力/MPa	屈服情况
813	8	1	28.6	610	屈服
813	8	2	28.6	517	屈服
813	8	4	28.6	478	屈服
813	8	6	28.6	432	未屈服
813	8	8	28.6	364	未屈服

表 4 不同管输压力的最大等效应力

Table 4 Maximum equivalent force for different pipeline pressures

管径/mm	管输压力/MPa	并行间距/m	管道壁厚/mm	最大等效应力/MPa	屈服情况
813	4	2	28.6	283	未屈服
813	6	2	28.6	357	未屈服
813	8	2	28.6	448	未屈服
813	10	2	28.6	515	屈服
813	12	2	28.6	597	屈服

的预测值与实际值高度吻合,验证了模型在给定范围内的精确性。

该模型适用于管输压力4~12 MPa的范围。若超出此范围进行外推,模型可能高估实际应力。指数增长模型能够准确反映应力随内压递增的趋势,但需注意模型预测的应力会无限增大,这与材料的实际屈服强度限制矛盾,因此须在合理压力范围内使用。

根据许用热应力判断公式,结合拟合公式计算得到管输压力的最大值为9.96 MPa。当并行管道输送压力大于9.96 MPa时,喷射火灾将引起管道应力失效。

3.3 管道壁厚

为了研究管道壁厚对于喷射火焰的影响,将原油管道壁厚作为模拟变量,分别设置壁厚为15 mm、20 mm、25 mm、30 mm和35 mm,对管道壁厚的影响进行模拟研究,模拟结果见表5。

结果表明,原油管道壁厚在由15 mm上升到35 mm过程中,管道最大等效应力随之减小,大体也呈现线性规律,应力最大值为616 MPa,最小值为375 MPa。这种变化的原因在于,较厚的管道壁能够提供更好的热辐射缓冲作用,从而减小等效应力。当管道壁厚为30 mm时,管道已经发生了屈服失效。

根据表5的5组数据拟合得到最大等效应力与管道壁厚的函数表达式为

$$y = 881e^{-0.0242x} \quad (10)$$

式中 y 为管道的最大等效应力,MPa; x 为管道壁厚,mm。

模型的决定系数(R^2)为0.993,表明模型能够解释99.3%的数据变异,拟合优度较高。均方根误差(RMSE)为7.3 MPa,平均绝对误差(MAE)为6.2 MPa,最大残差出现在管道壁厚 $x = 30$ mm处,为+12 MPa。其余数据点的残差均在 ± 10 MPa以内,表明模型在大部分范围内预测精度较高。该模型适用于管道壁厚15~35 mm的范围。

根据许用热应力判断公式,原油管道的许用热应力为453 MPa,结合拟合公式计算得到管道屈服失效的最小壁厚为27.48 mm。当壁厚小于27.48 mm时喷射火灾将引起管道应力失效。

3.4 管径

将管径作为模拟变量,分别设置管径为400 mm、500 mm、600 mm、800 mm和1 000 mm,对管径的影响进行模拟研究。根据模拟得到不同管径下的最大等效应力,见表6。

结果表明,原油管径在由400 mm上升到1 000 mm过程中,原油管道最大等效应力随之增大,应力最大值为604 MPa,最小值为291 MPa。这种变化的原因在于,随着管径 D 的增大,管道外壁受热面积呈线性扩展,显著提升了火焰辐射热流和对流换热的总输入能量,与火焰直接冲刷接触的外壁面容易结

表5 不同管道壁厚的最大等效应力

Table 5 Maximum equivalent force for different pipeline wall thicknesses

管径/mm	管输压力/MPa	并行间距/m	管道壁厚/mm	最大等效应力/MPa	屈服情况
813	8	2	15	616	屈服
813	8	2	20	545	屈服
813	8	2	25	471	屈服
813	8	2	30	438	未屈服
813	8	2	35	375	未屈服

表6 不同管径的最大等效应力

Table 6 Maximum equivalent force for different pipe diameters

管径/mm	管输压力/MPa	并行间距/m	目标管道壁厚/mm	最大等效应力/MPa	屈服情况
400	8	2	28.6	291	未屈服
500	8	2	28.6	372	未屈服
600	8	2	28.6	411	未屈服
800	8	2	28.6	519	屈服
1 000	8	2	28.6	604	屈服

构失稳。当管径为 800 mm 时,管道已经发生了屈服失效。

为准确获得管径对管道等效应力的影响变化趋势,根据表 6 的 5 组数据拟合得到最大等效应力与管径的函数表达式为

$$y = -1724 + 336 \ln x \quad (11)$$

式中 y 为管道的最大等效应力, MPa; x 为管径, mm。

模型的决定系数(R^2)为 0.994,拟合优度较高。均方根误差(RMSE)为 9.2 MPa,平均绝对误差(MAE)为 6.7 MPa,最大残差出现在管径达到 600 mm 处,为 -16 MPa。其余数据点的残差均在 ± 8 MPa 以内,表明模型在大部分范围内预测精度较高。该模型适用于管径 400 ~ 1 000 mm 的范围内。

结合拟合公式计算得到管径的最大值为 648.5 mm。

3.5 影响因素敏感性分析

为探究不同影响因素对并行管道影响的重要性,采用单因素敏感性分析法对不同工况条件下的等效应力情况进行敏感性分析,公式如下。

$$a_i = \frac{\Delta \sigma / \sigma}{\Delta f / f} \quad (12)$$

式中 a_i 为变量 i 的敏感度系数; $\Delta \sigma$ 为由 Δf 引起的管道等效应力峰值的变化量; σ 为管道等效应力峰值, MPa; Δf 为在一定范围内该影响因素的变化量; f 为某一影响因素的取值。

当并行管道的最大等效应力与影响因素正相关时,敏感度系数为正,反之为负。其中,某一因素的敏感度系数绝对值越大,对并行管道的影响越大。以有限元模型工况参数为基础,设定这四种影响因素的变化率为 5%、10%、15%、20%,计算各影响因素的应力敏感度系数,如表 7 所示。

根据表 7 绘制如图 8 所示的应力敏感度系数与影响因素变化率关系图。

由表 7 及图 8 可知,在不同并行间距和壁厚因素的影响下,并行管道的应力敏感度系数都为正,而在管径和内压因素的影响下都为负。所有影响因素的变化率均在小范围内波动,往正负方向同等变化的总体趋势均保持平缓,大致呈现对称状态。其中并行间距下敏感度系数的绝对值最大,能达到 2.15。在 5% ~ 20% 的变化率波动范围内,这四组影响因素对管道最大等效应力的影响程度从高到低依次为并行间距、壁厚、管径及管输压力。

需要说明的是,应力敏感度系数与变化率之间

表 7 各影响因素下应力敏感度系数

Table 7 Stress sensitivity coefficients for each influencing factor

影响因素 变化率/%	不同影响因素的应力敏感度系数			
	并行间距	管输压力	管道壁厚	管径
-20	1.35	-0.78	1.27	-1.14
-15	1.78	-0.95	1.51	-1.39
-10	2.15	-1.12	1.82	-1.47
-5	1.96	-1.28	1.48	-1.65
5	2.08	-1.34	1.66	-1.25
10	1.64	-1.17	1.24	-1.36
15	1.88	-1.25	1.35	-1.14
20	1.46	-0.89	1.17	-0.98

未形成明确函数关系,主要源于管道系统的非线性力学特性;几何非线性导致敏感度高度依赖当前基准状态,参数间隐性耦合(如间距变化通过边界条件调制管径效应)及承载模式跃迁(如内压触发弯曲路径切换)进一步破坏了线性比例规律。因此,表 7 中平缓对称趋势仅表征当前参数范围的局部特征,超出此域或基准值改变时规律可能失效。

应力敏感度系数与影响因素变化率之间的关系缺乏规律性,主要是由于管道系统的非线性特性。管道的应力反应受多个因素的交互影响,这些因素在不同条件下的影响方式并非简单的线性关系。尤其在压力较大或管道状态发生变化时,各个因素的效应可能呈现复杂的非线性响应,从而使应力敏感度系数与变化率之间的关系变得不规则。

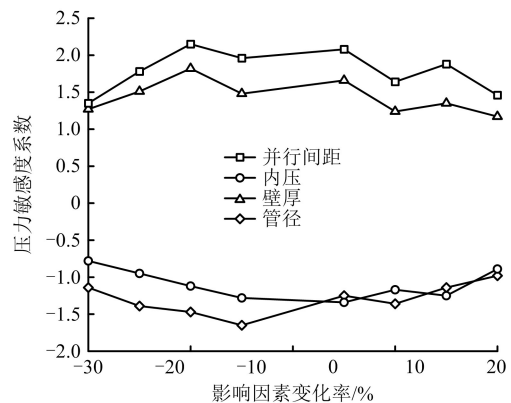


图 8 应力敏感度系数与影响因素变化率关系

Fig. 8 Relationship between stress sensitivity coefficient and change rates of influencing factors

4 结 论

(1) 以输气管道失效引起气体燃烧形成喷射火焰的热辐射对并行原油管道的影响进行建模, 结合原油管道冷态许用应力和热态许用应力, 计算出原油管道的许用热应力为 453 MPa。

(2) 对并行管道的四种影响因素进行对比分析, 分别对不同的并行间距、管道壁厚、管径和管输压力 20 种工况进行数值模拟, 得到了不同工况下管道等效应力的变化规律, 以及不同工况条件下管道极限屈服的安全值。对于文中工况, 根据拟合公式, 管道间距应保持 4.62 m 及以上, 管道壁厚需保持在 27.48 mm 及以上, 管径需控制在 648.5 mm 及以下, 管输压力需保持在 9.96 MPa 及以下。

(3) 对四种影响因素进行敏感性分析, 得到这四组影响因素对管道等效应力影响程度从高到低依次为并行间距、壁厚、管径及管输压力, 为并行管道安全设计提供了明确的优先级依据。

参考文献 (References):

- [1] 杨凯, 吕淑然, 高建村, 等. 城市燃气管道泄漏多因素耦合致灾机制研究[J]. 安全与环境学报, 2018, 18(2): 576-582.
YANG K, LÜ S R, GAO J C, et al. Research on the disaster-resulting mechanism of the multi-factors in addition to the urban gas pipeline leakage[J]. Journal of Safety and Environment, 2018, 18(2): 576-582.
- [2] 张宏. 解读黄岛事故调查报告, 落实管道完整性管理[J]. 油气储运, 2014, 33(11): 1171-1173.
ZHANG H. To implement the pipeline integrity management by learning from Huangdao accident[J]. Oil and Gas Storage and Transportation, 2014, 33(11): 1171-1173.
- [3] MAZZOLA A. Thermal interaction analysis in pipeline systems[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 1999, 12(6): 495-505.
- [4] LIU W, ZHANG P, WANG J, et al. Multi-conditional dynamic response of parallel multi-pipelines in the same tunnel based on leakage and explosion conditions: a case study of China-Myanmar tunnel pipelines [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2024, 208: 105145.
- [5] HE T J, JI X H, WANG Y W, et al. Experimental research on the thermal and mechanical response of flowing pipelines under the horizontal jet flame [J]. Process Safety and Environmental Protection, 2023, 185: 36-52.
- [6] 向波. 并行管道安全间距及保护措施研究[J]. 天然气与石油, 2009, 27(3): 1-3, 10.
XIANG B. Research on safety spacing and protection measures of parallel pipelines[J]. Natural Gas and Oil, 2009, 27(3): 1-3, 10.
- [7] 王彬彬, 张兴龙, 李开鸿, 等. 基于云模型的隧道并行管道间风险评价方法[J]. 油气储运, 2023, 42(3): 298-305.
WANG B B, ZHANG X L, LI K H, et al. Evaluation method for risks between parallel pipelines in tunnel based on cloud model [J]. Oil and Gas Storage and Transportation, 2023, 42(3): 298-305.
- [8] 李镇裕, 梁栋, 沈浩, 等. 并行铺设天然气管道喷射火的数值模拟研究[J]. 科技通报, 2017, 33(1): 67-70.
LI Z Y, LIANG D, SHEN H, et al. Study on simulation of jet fire of paralleled natural gas pipelines[J]. Science and Technology Bulletin, 2017, 33(1): 67-70.
- [9] 廖柯熹, 王雨薇, 何国玺, 等. 天然气喷射火对相邻架空输油管道热影响分析[J]. 消防科学与技术, 2023, 42(4): 448-453.
LIAO K X, WANG Y W, HE G X, et al. Analysis of thermal effect of natural gas jet fire on adjacent oil pipeline[J]. Fire Science and Technology, 2023, 42(4): 448-453.
- [10] 冯云飞, 吴明, 闫明龙, 等. 燃气管道泄漏模型的研究进展[J]. 当代化工, 2011, 40(12): 1255-1257.
FENG Y F, WU M, YAN M L, et al. Research progress in leakage models for gas pipelines [J]. Contemporary Chemical Industry, 2011, 40(12): 1255-1257.
- [11] 吴起, 姜平, 冷世荣, 等. 长输天然气管道事故泄漏速率算法改进研究[J]. 中国安全生产科学技术, 2012, 8(9): 38-42.
WU Q, JIANG P, LENG S R, et al. Study on improved algorithm of leaking velocity in long-distance CNG pipe accident[J]. Journal of Safety Science and Technology, 2012, 8(9): 38-42.
- [12] Fluent Inc.. Ansys fluent theory guide: standard, RNG, and realizable $k-\varepsilon$ models [M]. Canonsburg: Ansys Inc., 2006.
- [13] LAUNDER B E, SPALDING D B. The numerical computation of turbulent flows[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3(2): 269-289.
- [14] 邓笔财, 谢秀娟, 杨少柒, 等. 采用不同辐射换热模型对液氦传输管线的数值研究[J]. 低温与超导, 2015, 43(11): 26-29.
DENG B C, XIE X J, YANG S Q, et al. Numerical simulation on the thermal characteristics of LHe transfer

lines by using different radiation models[J]. *Cryogenics and Superconductivity*, 2015, 43(11): 26–29.

Code for design of oil transportation pipeline engineering: GB 50253—2014[S].

[15] 输油管道工程设计规范: GB 50253—2014[S].

Investigation of the thermal mechanism and safety threshold for parallel pipeline failures due to natural gas jet fires

CHEN Liqiong¹, RAO Hongwei¹, LI Yang², ZHANG Kai¹, JIA Haoyu¹

(1 School of Petroleum and Natural Gas Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China;

2 Oil & Gas Dispatch and Control Center, Pipe China, Beijing 100013, China)

Abstract: To examine the impact and potential damage caused by natural gas pipeline leakage and subsequent combustion on adjacent parallel pipelines, a comprehensive numerical model was developed that integrates combustion flow dynamics with structural response. This model is based on small-hole leakage theory and incorporates multiple physical field couplings, including fluid flow, heat transfer, combustion chemistry, and thermo-mechanical deformation of metallic materials. Simulations were conducted using ANSYS Fluent, allowing for precise handling of transient reactive flows, high-temperature radiation effects, and fluid-structure interactions. Special emphasis was placed on accurately capturing the dynamic evolution of the leakage jet, flame propagation, and the resulting thermal and mechanical loads exerted on nearby pipelines. The computational framework systematically varied four key parameters—parallel spacing, pipe wall thickness, pipe diameter, and internal pressure—to analyze their influence on pipeline integrity. For each condition, the maximum equivalent stress and yield safety margin of the affected pipeline were calculated. Additionally, sensitivity analyses were performed to evaluate the relative importance of each parameter. This methodological approach facilitates a quantitative assessment of how geometric and operational factors collectively affect the survivability of parallel pipeline systems under accidental scenarios. The results indicate clear threshold values for safe operation. Specifically, the minimum safe spacing between adjacent pipelines is 4.62 m, the required wall thickness is at least 27.48 mm, the pipe diameter should not exceed 648.5 mm, and the internal pressure must be maintained below 9.96 MPa. The sensitivity ranking reveals that pipeline spacing is the most critical factor, followed by wall thickness, pipe diameter, and internal pressure. Increasing parallel spacing is the most effective strategy for mitigating thermal and mechanical interference, while enhancing wall thickness significantly bolsters structural resilience. In comparison, reducing pipe diameter and internal pressure provides additional safety benefits, though their effectiveness is relatively lower. These findings offer practical design guidelines for ensuring safe pipeline layouts and implementing risk control measures in complex natural gas transportation networks.

Key words: safety engineering; parallel pipelines; leakage combustion; equivalent stress; sensitivity analysis