研究论文

DOI：10.11949/0438-1157.

天然气井口压力能释热防冻系统释热与抗冲蚀性能的数值模拟

惠苗[1]，陈宇航[1]，张丹[1]，杨庆忠[2]，赵峥延[3]

（[1] 西安交通大学能源与动力工程学院，陕西 西安 710049；[2] 天津商业大学机械工程学院，天津 300134；[3] 长庆油田油气工艺研究院，陕西 西安 710021）

摘要： 针对天然气井口冬季冻堵，本文提出了压力能释热防冻系统将井口天然气的压力能转化为热能用于防冰。针对其中纯天然气流动传热、含砂气流对管内壁面冲蚀磨损建立了计算模型，通过数值模拟分析了结构参数、来流工况及含砂条件对该系统释热性能和结构寿命的影响。计算中，来流压力为16~28 MPa，来流温度为250~310 K，体积含砂率为0.0002~0.0011%。结果表明：天然气经缩放喷管加速后在前台阶变径区形成激波，可实现“压力能-动能-热能”转化，释热功率密度可达1.70×10^{3}~2.87×10^{3} kW·m^{-3}。该释热功率密度随前台阶高度的升高存在峰值，随来流压力的增大存在结构极限，但与外部对流传热几乎无关。含砂天然气对结构的冲蚀主要集中在前台阶凸起迎流棱边处，最大质量冲蚀率随体积含砂率和颗粒粒径增大而升高，导致连续冲蚀寿命呈指数式降低。本文模拟的材料中TP304L不锈钢抗冲蚀性能最好，连续冲蚀寿命可达88.28天，适用于前台阶等冲蚀敏感区域。变工况下，防控外冰是制约释热系统功能范围的主因。实现外冰防控条件适宜的入口压力范围为19~22 MPa；随着管外对流传热系数的增强，防冰功能范围缩小，所需的入口温度也由296 K~302 K提升至301~310 K。上述结果可为天然气井口压力能释热防冻系统的设计和运行提供技术支撑。

关键词： 天然气管道冻堵；压力释热；数值模拟；冲蚀磨损

中图分类号： TK124　　**文献标志码：** A

文章编号： 0438-1157（XXXX）XX-0001-17

Numerical simulation of heat-release performance and erosion resistance of a pressure-energy heat-release anti-freezing system for natural gas wellheads

HUI Zhuo[1], CHEN Yuhang[1], ZHANG Dan[1], YANG Qingzhong[2], ZHAO Zhengyan[3]

([1] *School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an* 710049, *Shaanxi, China*; [2] *School of Mechanical Engineering, Tianjin University of Commerce, Tianjin* 300134, *China*; [3] *Research Institute of Oil and Gas Technology, Changqing Oilfield Company, Xi'an* 710021, *Shaanxi, China*)

Abstract: In order to prevent freeze blockage at natural gas wellheads in winter, a pressure-energy heat-release anti-freezing system is proposed to convert the pressure energy of wellhead natural gas into thermal energy for ice prevention. Numerical models are established for the flow and heat transfer of pure natural gas and the erosive wear of the inner wall caused by sand-laden natural gas. The effects of structural parameters, inlet operating conditions and sand-carrying conditions on the heat-release performance and structural service life of the system are investigated through numerical simulations. In the calculations, the inlet pressure ranges from 16 to 28 MPa, the

收稿日期： 2026-08-04　　**修回日期：** 2026-09-09

通信作者： 张丹(1983—)，男，博士，教授，zhangdan@mail.xjtu.edu.cn

第一作者： 惠苗(2003—)，男，硕士研究生，15209123671@stu.xjtu.edu.cn

基金项目： 国家油气重大专项(2025ZD1405705)

引用本文： 惠苗, 陈宇航, 张丹, 杨庆忠, 赵峥延. 天然气井口压力能释热防冻系统释热与抗冲蚀性能的数值模拟[J]. 化工学报, XXXX, XX(XX): 1-17

Citation: HUI Zhuo, CHEN Yuhang, ZHANG Dan, YANG Qingzhong, ZHAO Zhengyan. Numerical simulation of heat-release performance and erosion resistance of a pressure-energy heat-release anti-freezing system for natural gas wellheads[J]. CIESC Journal, XXXX, XX(XX): 1-17

inlet temperature ranges from 250 to 310 K, and the volumetric sand concentration ranges from 0.0002% to 0.0011%. The results show that the natural gas is accelerated through a converging-diverging nozzle. A shock wave is subsequently generated in the front-step section with an abrupt change in flow area. This process realizes the conversion of pressure energy into kinetic energy and then into thermal energy. The heat-release power density ranges from 1.70×10^3 to 2.87×10^3 kW·m^{-3}. The heat-release power density exhibits a peak as the front-step height increases. It approaches a structure-dependent limit with increasing inlet pressure, but is almost unaffected by external convective heat transfer. The erosive wear caused by sand-laden natural gas is concentrated mainly at the upstream-facing edge of the front-step protrusion. The maximum mass erosion rate increases with increasing volumetric sand concentration and particle size. Consequently, the continuous-erosion service life decreases exponentially. Among the materials investigated, TP304L stainless steel exhibits the best erosion resistance. Its continuous-erosion service life can reach 88.28 days, making it suitable for erosion-sensitive regions such as the front step. Under variable operating conditions, the prevention of external icing is the primary factor limiting the operating range of the system. The suitable inlet-pressure range for preventing external icing is 19-22 MPa. As the external convective heat transfer coefficient increases, the anti-icing operating range narrows. Meanwhile, the required inlet-temperature range increases from 296-302 K to 301-310 K. The results provide technical support for the design and operation of pressure-energy heat-release anti-freezing systems for natural gas wellheads.

Keywords: natural gas pipeline freeze blockage; pressure-energy heat release; numerical simulation; erosion and wear

引 言

在“双碳”战略引领下,天然气作为低碳高效化石燃料,对我国能源体系升级有重要意义。相较于煤炭等传统高碳能源,天然气在同等热值下的二氧化碳、氮氧化物排放量分别降低44%和50%,且无粉尘颗粒与二氧化硫排放,环保优势显著[1]。“十四五”期间,我国天然气年消费量、年产量增速分别为5.8%、6.5%[2],到2025年,其在化石能源消费占比已达11.2%[3]。作为西气东输核心气源地的鄂尔多斯盆地气田,其年产量已达全年全国消费总额的18.5%。但该地天然气含水量大[4-5],在冬季极易造成井口管道冻堵,严重影响了冬季天然气的生产与供应。

现有天然气防冻堵技术主要有脱水防冻与水合物抑制两类。前者主要通过化学吸收[6-7]、物理吸附[8]、膜分离[9]等方法将天然气所含水分彻底脱除,以避免冻堵。而水合物抑制法主要是通过加热管道、注入热力学抑制剂、调整运行压力等方法规避冻堵[10]。但这些方法都需外部干预,且工艺复杂、运维难度大,不适合井口防冻堵及大规模推广。考虑到地层天然气具有压力能,本文提出了天然气压力能释热防冻系统(以下简称压力释热系统)。该系统首先通过缩放喷管释放压力能,获得超音速天然气气流;而后借助流道变径产生激波,将动能转化为热能,用以加热管壁、防止所含水分冻结。该系统不仅结构简单、无运动部件,还实现了就地取材、无人值守。

这种利用压力能释热实现井口防冻堵的方法鲜有报道,但其中利用流场结构变化诱发激波,将超音速动能转化为热能并加以利用的思想在航空发动机等其他工程热物理领域已有研究。Araújo Pedro等[11]通过数值模拟研究了超燃冲压发动机高超声速进气道气动热载荷的形成机理。发现高超声速来流经进气道压缩后产生斜激波,将气体动能转化为热能是产生热载荷的主因;且流道变化越剧烈,气动温升越显著,最高可达845 K,热载荷可达0.3~0.6 MW。何粲等[12]围绕Ma=12下超燃发动机进气道几何结构变化对流场的影响开展了数值模拟。结果表明:不同的流道几何结构可使得高超声速来流产生不同强度的斜激波,波后气体温升可达607~723 K。Smirnov N N等[13-14]针对旋转爆轰冲压发动机燃烧室的流动、燃烧和温度演化过程开展了数值模拟,发现适当改变燃烧室进气道几何结构可诱导高速助燃空气产生激波,波后气体温度升高约300 K,使燃烧速率较常规缓燃提升近100倍。赵廷等[15]为常规涡轮发动机引入环形燃烧室,通过数值模拟指出该燃烧室流道结构的突变可产生激波,实现燃气的二次增温、增压,其最高温升可达560 K,并使

得发动机单位功率提升36.9%。姜宗林等[16]实验研究了爆震发动机在Ma=7来流下的燃烧特性。发现进气道几何结构突变可使高超声速来流产生稳定的附体斜激波，波后气流净温升可达796 K，燃尽时间缩短至微秒级，热效率较传统缓烧高约50%。这些研究均说明合理设计流道几何结构诱导超音速气流产生激波可将其动能快速、高效转化为热能，用于后续热利用。这为本文提出的“压力能－动能－热能”的压力释热技术路线提供了借鉴。

此外，考虑到井口天然气具有一定的含砂量，其对压力释热系统关键变径结构的冲蚀磨损严重影响了释热效果与系统寿命[17]。为了评估压力释热系统的服役时长，本文亦调研了超音速含砂气流对管件磨损的研究。Hutchings等[18]提出用质量冲蚀率R_{ero}表征固体颗粒冲蚀壁面的强度，其定义为单位时间、单位面积上材料因冲蚀导致的质量损耗，单位为kg·m^{-2}·s^{-1}。彭建峰等[19]指出可以通过构件允许最大冲蚀质量损耗与质量冲蚀率的比值对结构寿命进行评估。在油气工业管道中，规定允许壁厚减薄限值≤12.5%[20]。Hosseini等[21]通过数值模拟研究了高速含砂天然气对内流道焊接余高部位的冲蚀磨损，指出流场发生畸变是导致变径管磨损加剧的主因，当焊接余高从0 mm增至3 mm时，变径管质量冲蚀率提升可达140%。罗召钱等[22]针对高速含砂天然气对井口节流管件的磨损开展了实验观测与数值模拟。结果指出固体颗粒的粒径、质量流量与入口速度是影响冲蚀速率的主要因素。陈傲等[23]通过耦合Oka冲蚀模型对推进系统变径强制锥受颗粒冲蚀磨损的过程开展了数值模拟。结果指出流道变径处是冲蚀磨损的集中区域。偶国富等[24]实验研究了超音速含砂气流对煤化工管道的冲蚀磨损。结果指出在颗粒入射角为15°~25°时冲蚀率达到峰值；通过精准流道匹配设计可抑制或减缓磨损。

综上，现有研究表明，利用流道结构变化诱导激波实现超音速气流动能向热能转化具有一定的理论与工程基础；同时，超音速含砂气流对变径结构的冲蚀磨损是影响系统服役性能的重要因素。基于此，本文针对天然气井口防冻堵问题，提出压力能释热原型系统，并围绕不同工况下天然气的流动传热及含砂气流对系统的冲蚀磨损过程开展数值模拟，以评估系统的释热性能与使用寿命。

1 计算模型

1.1 压力能释热原型系统

如图1所示，压力能释热原型系统为轴对称结构，由释压喷管、前台阶变径管和扩压管三部分组成。核心原理是：(1) 利用缩放型的释压喷管将天然气压力能转换为动能；(2) 利用前台阶变径管诱发超音速天然气来流产生激波，利用激波将天然气动能转换为热能，用以加热管壁，防止冻堵；(3) 在扩压管内将动能转化为压力能，以满足下游作业需求。表1列出了系统模型各部分尺寸以及各项输入参数的范围。

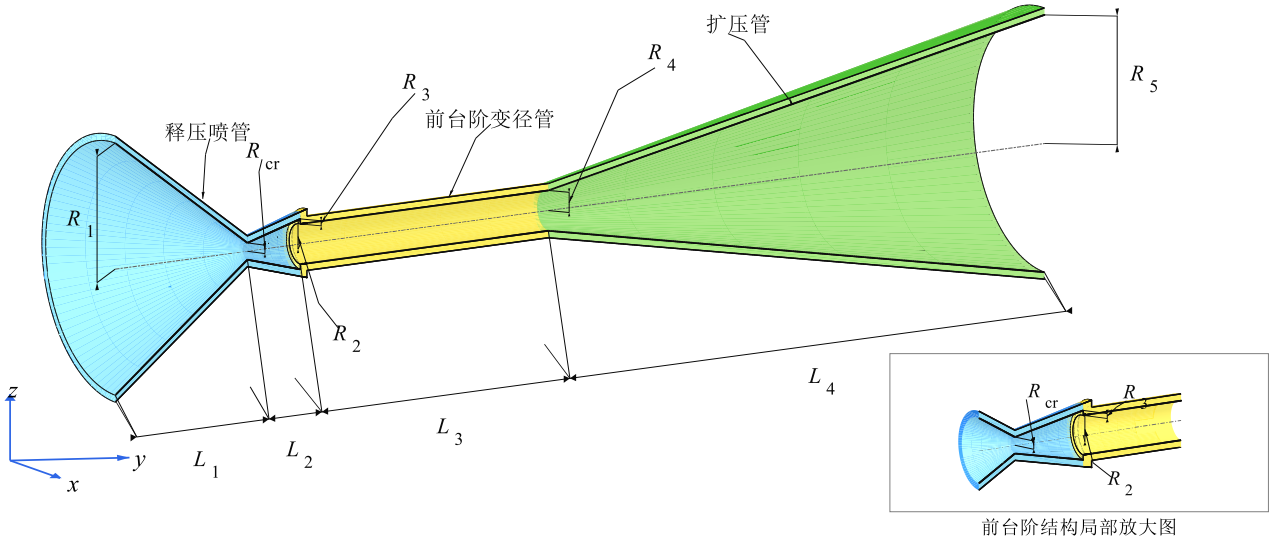

图1 压力释热系统的计算区域

Fig. 1 Computational domain of the pressure-energy heat-release system

表 1　主要参数及取值范围

Table 1　Main parameters and their ranges

类别	参数	参数范围
释压喷管	渐缩段/mm	R_1=90
		R_{cr}=6
		L_1=160
	扩张段/mm	R_2=18
		L_2=64
前台阶变径管	前台阶段/mm	L_3=300
		R_3 =2~5
	初始壁厚/mm	δ_0=10
扩压管	扩压段/mm	R_4=14.4
		R_5=91.8
		L_4=600
输入参数	来流温度/K	T_0=250~310
	来流压力/MPa	$p_{0=}$16~28
	外壁面–环境对流换热系数/(W·m^{-2}·K^{-1})	h_{cov}=6~14
	体积含砂率/%	C_v=0.0002~0.0011
	颗粒粒径/mm	d_p=0.1~0.7
	管壁材料	铁(API 5L X52)、铝(6061–T6)、铜(C12200)、不锈钢(TP304L)
天然气热物性参数	密度/(kg·m^{-3})	ρ_g=24.84~283.04
	压缩因子	Z=0.67~0.94
	比焓/(kJ·kg^{-1})	h_s=–340.66~33.31
	比定压热容/(kJ·kg^{-1}·K^{-1})	c_p=2.13~3.59
	绝热指数	γ=1.20~1.40
	焦耳–汤姆逊系数/(K·MPa^{-1})	μ_{JT}=0.77~4.51

1.2　压力能释热系统的计算模型

本文以图 1原型系统管内流场为计算区域，针对该区域内纯天然气的流动传热与含砂天然气对管壁的冲蚀磨损建立了计算模型。该模型主要以(1) 前台阶高度；(2) 天然气来流温度、压力等入口参数；(3) 含砂率、颗粒粒径等固相参数；(4) 管壁材料等参数为输入；以计算区域内的温度场、压力场及质量冲蚀率为计算目标。据此可实现对释热性能、系统寿命的评估。为简化计算，本模型提出如下假设：

(1) 压力能释热装置可视为二维轴对称结构；

(2) 前台阶变径管部分，考虑天然气与内壁面的对流换热、内外壁面之间的导热以及外壁面与环境的对流换热。

(3) 砂粒被视为粒径一致的刚性球体。

1.2.1　*纯天然气流动传热的计算*　图 1系统的释热性能可通过纯天然气在计算区域内的流动传热过程来评估。纯天然气在系统内的流动为二维轴对称流动，满足如下可压缩流体的质量、动量及能量守恒方程，分别如式(1)~(3)所示：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{u}) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial (\rho \boldsymbol{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho\, \boldsymbol{uu}) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \rho \boldsymbol{f} \tag{2}$$

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot [(\rho E + p)\boldsymbol{u}] = \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \boldsymbol{u}) + \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho \boldsymbol{f} \cdot \boldsymbol{u} \tag{3}$$

式中：μ为流体的动力粘度；$\boldsymbol{\tau}$为粘性应力张量；$\boldsymbol{f}$为单位质量体积力；E为单位质量总能量；λ为流体导热系数。

式(3)为天然气连续相的总能量守恒方程。为进一步明确管壁传热计算，前台阶变径管固体域采用导热方程，并在气–固界面满足温度与热流连续条件，外壁面采用第三类对流换热边界(式(4)~(6))：

$$\nabla \cdot \left(\lambda_w \nabla T_w\right) = 0 \tag{4}$$

$$T_g = T_w, -\lambda_g \frac{\partial T_g}{\partial n} = -\lambda_w \frac{\partial T_w}{\partial n} \tag{5}$$

$$-\lambda_{\mathrm{w}}\frac{\partial T_{\mathrm{w}}}{\partial n}=h_{\mathrm{cov}}\left(T_{\mathrm{w}}-T_{\infty}\right) \tag{6}$$

式中：λ_{w}、λ_{g}分别为管壁与天然气导热系数；T_{∞}为环境温度；n为壁面法向坐标。上述方程与式(1)~(3)共同构成天然气–管壁传热计算。

考虑到释热装置内部为超音速可压缩流动，流场包含前台阶激波、强剪切分离与高应变率区域，计算采用重整化群（Re-normalization group, RNG）k–ε湍流模型[25]。RNG k–ε湍流模型的湍流动能k和湍流耗散率ε的约束方程如式(7)、(8)所示：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{1}{k}\mu_{\mathrm{eff}}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)+G_{\mathrm{k}}+G_{\mathrm{b}}-\rho\varepsilon-Y_{\mathrm{M}}+S_{\mathrm{k}} \tag{7}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{1}{\varepsilon}\mu_{\mathrm{eff}}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)+C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}\left(G_{\mathrm{k}}+C_{3\varepsilon}G_b\right)-C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k}-R_{\varepsilon}+S_{\varepsilon} \tag{8}$$

式中：$C_{1\varepsilon}$=1.42，$C_{2\varepsilon}$=1.68；G_{k}表示平均速度梯度产生的湍流动能；G_{b}是由浮力产生的湍流动能；Y_{M}表示可压缩湍流中波动膨胀对总耗散率的贡献；R_{ε}是应变修正项；S_{k}和S_{ε}是湍流动能方程和湍流耗散率方程中的附加源项，本文计算中未额外引入该类源项。当流动处于高应变率状态时，模型可动态调整R_{ε}，降低湍流粘度，有效改善标准k–ε湍流模型在强剪切、激波与分离流动中湍流粘度过高、流场预测失真的问题。

计算中原型系统出入口设定为压力边界条件，计算参数范围[26-27]如表1所示。通过计算获得的释热系统内部温度场、压力场等可评估其释热性能。其中，h_{cov}=6~14 W·m^{-2}·K^{-1}用于表征井口外露管道冬季近静风至弱风条件下的外部对流换热：较小值对应近静止空气下的自然对流，较大值用于考虑弱风扰动造成的换热增强；较强空气流动条件则在2.3节中单独考察。

1.2.2 *含砂天然气冲蚀磨损的计算* 含砂天然气对流道壁面的冲蚀磨损本质上是气固两相流与固体壁面的相互作用过程。其中，气相为连续的天然气，描述其流动的控制方程依然采用式(1)~(3)。固相为天然气携带的固体颗粒。采用Lagrange方法追踪每个离散相粒子的运动轨迹及其碰壁(式(9))[28-29]。本文采用Euler - Lagrange框架描述含砂天然气流动。考虑到本文体积含砂率仅为0.0002%~0.0011%，颗粒对连续相流场的反馈较弱[30]，冲蚀计算采用气相向颗粒相的离散相模型（Discrete Phase Model，DPM）单向耦合：首先求解天然气连续相稳态流动与传热场，收敛后在该流场中注入离散砂粒；颗粒运动方程调用其所在位置的气相速度、密度、粘度等局部参数，并通过曳力项确定颗粒速度和运动轨迹。砂粒与气相之间不发生质量传递；同时不考虑颗粒对连续相动量和能量的反馈，因此连续相质量、动量和能量方程中无需引入DPM相间交换反馈源项。

$$m_{\mathrm{p}}\frac{d\boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}}{dt}=m_{\mathrm{p}}\frac{18\mu C_D\,\mathrm{Re}_{\mathrm{p}}}{24\rho_{\mathrm{p}}d_{\mathrm{p}}^2}\left(\boldsymbol{u}-\boldsymbol{u}_p\right)+m_{\mathrm{p}}\frac{\boldsymbol{g}(\rho_p-\rho)}{\rho_p}+\boldsymbol{F} \tag{9}$$

式中：m_{p}为颗粒的质量；$\boldsymbol{u}$为连续相速度；$\boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}$为颗粒速度；$\mu$为流体动力粘度；等号右侧第一项为颗粒曳力；$\rho_{\mathrm{p}}$为颗粒的密度；$d_{\mathrm{p}}$为颗粒直径；$C_{\mathrm{D}}$为流体阻力系数；$\mathrm{Re}_{\mathrm{p}}$为颗粒雷诺数；$\boldsymbol{F}$为碰壁附加力，其按碰撞前后颗粒动量在一个时间步内的变化计算如式(10)。

$$\boldsymbol{F}=m_{\mathrm{p}}\frac{\boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}^{+}-\boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}^{-}}{\Delta t} \tag{10}$$

式中，$\boldsymbol{u}_p^-$和$\boldsymbol{u}_p^+$分别为碰撞前、后颗粒速度；Δt为碰撞所对应的计算时间步长。颗粒撞击壁面后采用反弹边界处理，将碰撞前、后颗粒速度分别分解为壁面法向$\boldsymbol{n}$和切向$\boldsymbol{t}$分量，其变化关系为式(11)：

$$\begin{cases}\boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}^{+}=u_{\mathrm{p,n}}^{+}\boldsymbol{n}+u_{\mathrm{p,t}}^{+}\boldsymbol{t}\\ \boldsymbol{u}_{\mathrm{p}}^{-}=u_{\mathrm{p,n}}^{-}\boldsymbol{n}+u_{\mathrm{p,t}}^{-}\boldsymbol{t}\end{cases},\begin{cases}u_{\mathrm{p,n}}^{+}=-e_{\mathrm{n}}u_{\mathrm{p,n}}^{-}\\ u_{\mathrm{p,t}}^{+}=e_{\mathrm{t}}u_{\mathrm{p,t}}^{-}\end{cases} \tag{11}$$

法向和切向速度恢复系数采用Forder等[31]给出的入射角关联式(式(12))：

$$\begin{cases}e_{\mathrm{n}}=0.988-0.78\alpha+0.19\alpha^2-0.024\alpha^3+0.027\alpha^4\\ e_{\mathrm{t}}=1-0.78\alpha+0.84\alpha^2-0.21\alpha^3+0.028\alpha^4-0.022\alpha^5\end{cases} \tag{12}$$

式中：$u_{p,n}^-$、$u_{p,t}^-$分别为碰撞前颗粒速度的法向和切向分量；$u_{p,n}^+$、$u_{p,t}^+$分别为碰撞后颗粒速度的法向和切向分量；e_{n}、e_{t}分别为法向和切向速度恢复系数；α为颗粒相对壁面切线的入射角。

本文中，质量冲蚀率R_{ero}的计算采用Oka模型[32]计算，如式(13)所示。

$$R_{\mathrm{ero}}=E_{90}\left(\frac{V}{V_{\mathrm{ref}}}\right)^{k_2}\left(\frac{d_{\mathrm{p}}}{d_{\mathrm{ref}}}\right)^{k_3}f\left(\gamma'\right) \tag{13}$$

式中：E_{90}为颗粒以90°冲击壁面时的参考冲蚀率；V为颗粒冲击壁面时的速度；V_{ref}为参考速度；d_{ref}为颗粒参考粒径；k_2及k_3分别为速度指数与粒径指数；$f(\gamma')$为冲击角函数，其表达式如式(14)所示：

$$f\left(\gamma'\right)=(\sin\gamma')^{n_1}(1+H_v(1-\sin\gamma'))^{n_2} \tag{14}$$

式中：γ'为壁面冲击角，且满足$\gamma'=180\alpha/\pi$；H_{v}为壁面材料的维氏硬度；n_1及n_2为角度函数常数。

温度对气固两相冲蚀计算的影响主要通过连续相流场间接体现：式(3)求得的温度场与天然气热物性共同决定气相密度、粘度等参数，进而改变颗

粒雷诺数Re_p、阻力系数C_D和曳力，使颗粒撞壁速度V及冲击角γ'发生变化，并最终影响Oka冲蚀率。

本文砂粒采用石英砂，Oka模型参数按统一基准设置。颗粒及Oka模型参数见表2，管壁材料参数见表3。

通过上述计算可获得释热系统内壁面不同部位的质量冲蚀率，进而可评估其使用寿命。

表2　砂粒及Oka冲蚀模型参数

Table 2　Sand-particle and Oka erosion-model parameters

类别	参数	参数值
颗粒	颗粒材料	石英砂(SiO_2)
	颗粒密度/(kg·m^{-3})	ρ_p=2650
Oka模型	90°参考冲蚀率/(kg·m^{-2}·s^{-1})	E_{90}=6.154×10^{-4}
	参考速度/(m·s^{-1})	V_{ref}=104
	参考粒径/mm	d_{ref}=0.326
	速度指数/1	k_2=2.35
	粒径指数/1	k_3=0.19
	角度函数常数/1	n_1=0.8
	角度函数常数/1	n_2=1.3

1.2.3　*计算方法*　本文计算流程如图2所示，首先通过纯天然气流动传热模型分析释热效果、探析影响释热的主要因素；而后在满足防冻堵要求的工况下开展质量冲蚀率计算，评估释热系统的使用寿命；最后总结释热系统的适用工况范围。其中，冲蚀磨损计算以收敛后的气相流场作为DPM颗粒运动的输入，按照“气相流场参数→颗粒轨迹→撞壁参数→Oka冲蚀率”的顺序进行。

表3　管壁材料的冲蚀计算参数与力学性能

Table 3　Erosion-calculation parameters and mechanical properties of pipe-wall materials

管壁材料	密度/(kg·m^{-3})	H_v/GPa	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa
API 5L X52	7850	1.8	≥359	≥455
6061-T6	2700	1.0	≥240	≥260
C12200	8930	0.8	69~345	221~379
TP304L	8030	2.0	≥170	≥485

计算中网格划分采用结构化网格并对释热装置壁面、缩放喷管的喉部以及前台阶凸台部分的网格进行了加密处理。为适配高压、可压缩流体，选用基于密度算法的求解器。为提供较高精度，对流通量采用对流上游分裂方法(Advection Upstream Splitting Method，AUSM)离散。

如表4所示，为确定合理的网格疏密度，本文采用不同网格下前台阶处温度、流速与压力开展无关性验证，最终选择网格3。

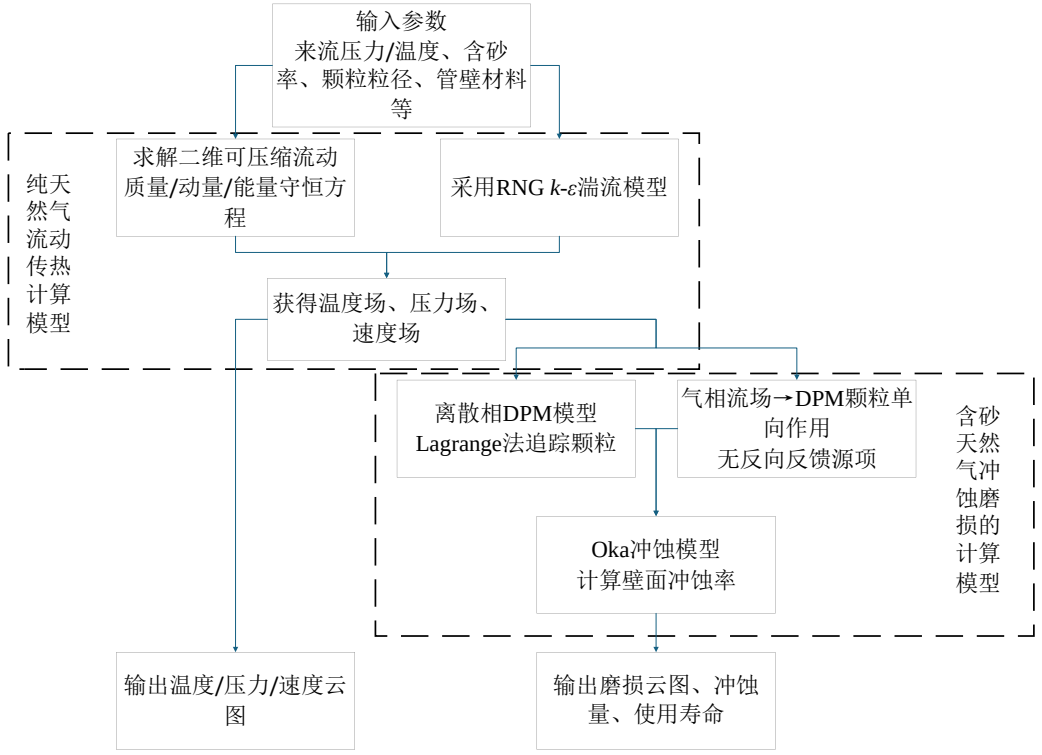

图2　计算流程

Fig. 2　Computational procedure

表 4 网格无关性验证

Table 4 Grid-independence verification

序号	网格数	前台阶外壁面温度/K	前台阶流速/(m·s^{-1})	前台阶压力/MPa
网格 1	55197	276.28	104.55	2.36
网格 2	66802	276.52	104.44	2.41
网格 3	77561	276.91	104.36	2.45
网格 4	89688	276.93	104.33	2.47
网格 5	102022	276.97	104.31	2.48
最大偏差		0.25%	0.23%	5.08%

典型工况下，压力能释热装置内部的流动与能量转换特征如图 3 所示。气流流经释压喷管缩放段时，喉部区域的压力与温度骤降，流速升高至峰值；进入前台阶变径结构后，产生激波，流速急剧衰减，局部温度与压力快速回升；在下游扩压段，流速平稳降低，压力、温度逐步回升。实现了“压力能－动能－热能”的释热过程。

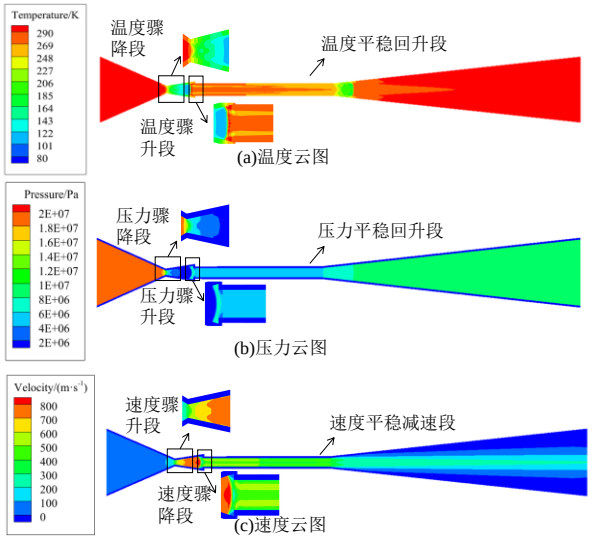

图 3 典型工况下的流场结构

Fig. 3 Flow-field structure under typical operating conditions

2 结果与分析

根据上述模型，本文在表 1 所示的参数范围内，对模型的温度场、压力场、速度场演化，以及冲蚀磨损开展计算与分析。

2.1 压力释热系统流动传热性能的研究

井口冻堵形成的冰层分为外冰和内冰。外冰是因管外壁温度低于冰点诱发管外环境中水蒸气凝固形成。防控条件是外壁面温度 T_w>273 K。内冰是管内流动天然气所携水分在足够过冷度下凝固形成的。流动天然气进入过冷、并在达到 Wilson 点后才发生自发成核，成核后的冰晶还需足够的时间完成“生长—壁面沉积—积累堵塞”的连续过程才能形成内冰[33-35]。结合压力释热系统的流道结构与图 3(c)所示的典型流速分布可知，缩放喷管喉部流通截面最小，低温膨胀显著、结冰风险高，因此本文以喉部温度 T_{cr} 作为内冰风险的评价指标。根据文献[36-37]，以 T_{cr}>233 K，即过冷度不超过 40 K 为内冰防控条件。

为衡量系统释热强度，定义释热功率密度 P_v 为天然气经过前台阶激波压缩前后显热增量与变径管段体积的比值(式(15))，单位为 kW·m^{-3}。

$$P_v = \frac{\dot{m}\cdot \bar{c}_p \cdot \Delta T_s}{\pi R_4^2 \cdot L_3} = \frac{\dot{m}\cdot \bar{c}_p\left(\bar{T}_2 - \bar{T}_1\right)}{\pi R_4^2 \cdot L_3} \tag{15}$$

式中：$\dot{m}$ 为天然气质量流量；$\bar{c}_p$ 为激波前后温度范围内天然气的平均定压比热容；$\bar{T}_1$ 为激波前截面气体平均温度，$\bar{T}_2$ 为激波后截面气体平均温度，ΔT_s 为气体经过激波后的温升。为满足防冻要求，释热装置在满足上下游工艺压力的同时需具备足够的 P_v。

2.1.1 不同前台阶高度 图 4 对比了不同前台阶高度 R_3 下变径管附近的温度场。(1) 流体最高温度均出现在前台阶激波后。(2) 在 R_3 由 2 mm 增大到 4 mm 的过程中，波后流体最高温度逐渐升高；但当 R_3 继续升高至大于 4 mm 后，该最高温度有所下降。

图 5 对比了不同管外对流传热系数 h_{cov} 下 P_v 随 R_3 的变化。(1) 相同 h_{cov} 下，P_v 随 R_3 的增大有峰值存在。与图 4 温度场相对应，当 R_3 较小时，其诱发的激波为附体激波，R_3 的增加对超音速气流的压缩作用逐渐增强，气流动能向内能转化更加充分，导致 P_v 持续升高；而当 R_3 继续增大到 4 mm 后，激波与边界层相互作用可引起边界层分离并形成弓形脱体激波，此时脱体激波与前台阶之间的低速回流区扩大，波后高温气体因回流卷吸与近壁低温气体充分混合[16]，导致激波后气体最高温度与有效 P_v 不升反降。(2) R_3 一定时，P_v 随 h_{cov} 的增加无显著变化，说明环境侧对释热过程的影响可忽略不计。

图 6 对比了不同 h_{cov} 下缩放喷管喉部温度 T_{cr} 与前台阶外壁面温度 T_w 随 R_3 的变化。(1) 在附体激波阶段，T_{cr} 与 T_w 均随 R_3 升高而迅速增加；而在脱体激波阶段，R_3 的继续增大导致 P_v 减小，T_w 也随之降低；但超音速流动下，激波后流场变化对喉部流场影响有限，导致 T_{cr} 随 R_3 变化不大。(2) 相同 R_3 下，随着 h_{cov} 的增大，T_w 略有降低。说明环境散热增强会抵消释

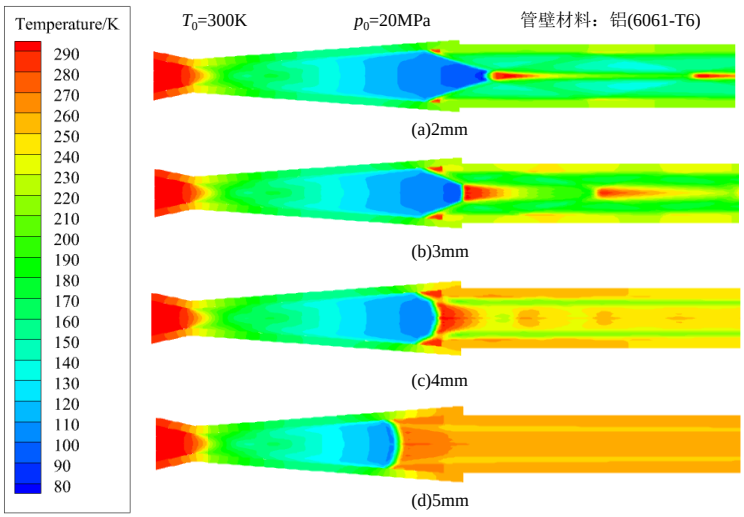

图 4　不同R_3下前台阶处的温度云图

Fig. 4　Temperature contours near the front step at different front-step heights

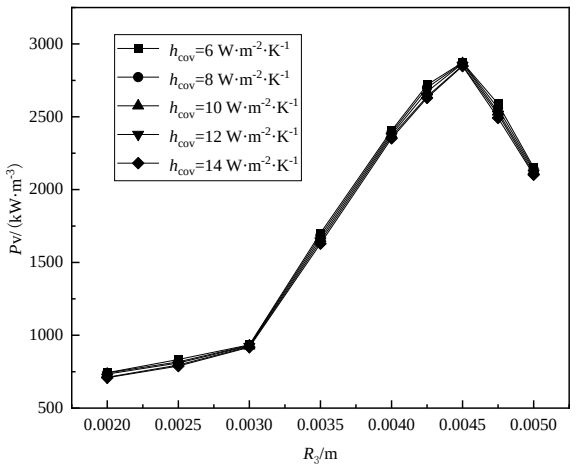

图 5　不同前台阶高度下的释热功率密度

Fig. 5　Heat-release power density at different front-step heights

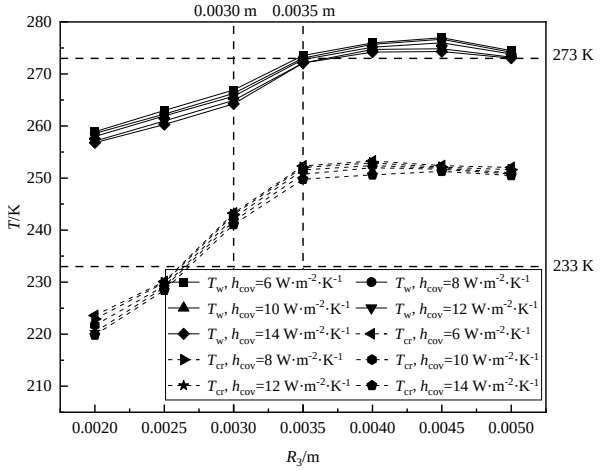

图 6　不同前台阶高度下的前台阶外管壁与喉部温度

Fig. 6　Outer-wall and throat temperatures at different front-step heights

热装置的升温效果。但T_{cr}随h_{cov}变化不明显。以上结果说明前台阶高度与外部对流传热对喉部温度影响可忽略不计。(3) 图 6 进一步指出R_3小于 3.5 mm 时T_w低于 273 K，难以防止外冰生成；R_3小于 3.0 mm 时T_{cr}低于 233 K，存在内冰析出风险。因此，综合防冻要求和释热效果，图 1 结构下前台阶合理高度范围是 3.5~4.5 mm。

2.1.2　不同来流温度　图 7 对比了不同天然气来流温度T_0下变径管附近的温度场。(1) 随着T_0的增加，前台阶及下游流场的高温区域持续扩大。(2) 前台阶变径处始终是温度骤升核心区，喉部为低温区，且整体温度随T_0升高而上升，说明系统的释热能力随天然气入口温度的提高而增强。

图 8 对比了不同h_{cov}下P_v随T_0的变化。(1) P_v随T_0的升高单调增大。与图 7 的温度场相对应，不同T_0下激波的位置和形态基本一致。本文释压喷管喉部半径为R_{cr}=6 mm，出口半径为R_2=18 mm，故喷管出口与喉部面积比A_e/A^*=9。由缩放喷管面积-马赫数关系可得等熵膨胀下喷管出口天然气Ma=3.49，法向激波前后温度比如式(16)：

$$\frac{\overline{T}_2}{\overline{T}_1}=\frac{\left[2\gamma Ma^2-(\gamma-1)\right]\left[2+(\gamma-1)Ma^2\right]}{(\gamma+1)^2Ma^2} \tag{16}$$

计算得$\overline{T}_2/\overline{T}_1\approx 2.75$，由于面积-马赫数关系中不直接包含来流温度$T_0$，在喷管结构、入口压力及气体物性参数保持不变时，不同T_0工况下激波前马赫数及对应的$\overline{T}_2/\overline{T}_1$变化较小。因此激波引起的温升可表示为$\Delta\overline{T}_s=\overline{T}_2-\overline{T}_1=\overline{T}_1(\overline{T}_2/\overline{T}_1-1)$。$T_0$越高，激波前平均温度$\overline{T}_1$相应升高，使波后温升$\Delta T_s$增大，从而提

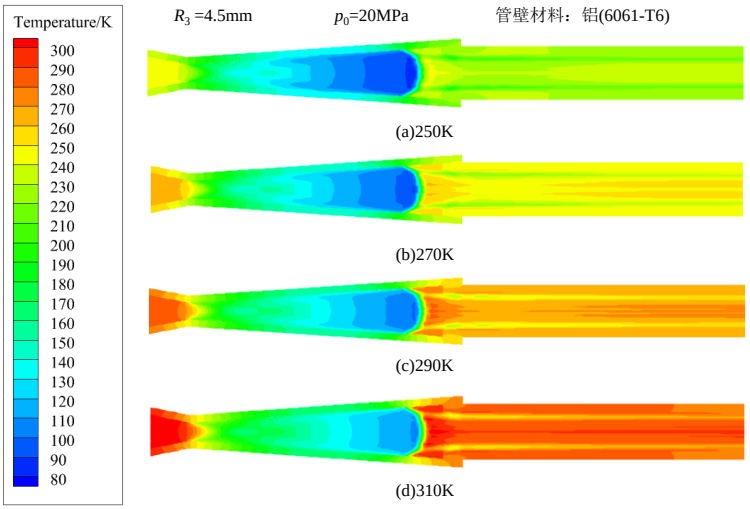

图 7 不同来流温度下前台阶处的温度云图

Fig. 7 Temperature contours near the front step at different inlet temperatures

升 P_v。(2) T_0一定时，P_v随 h_{cov}的增加同样无显著差异，再次验证了环境侧散热对释热强度的影响可忽略。

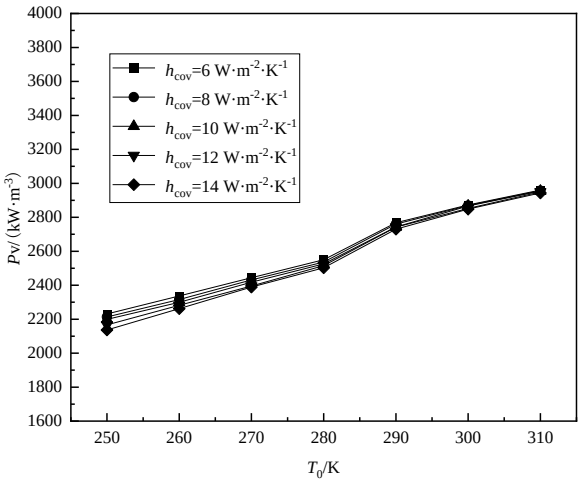

图 8 不同来流温度下的释热功率密度

Fig. 8 Heat-release power density at different inlet temperatures

图 9对比了不同 h_{cov}下缩放喷管喉部温度 T_{cr}与前台阶外壁面温度 T_w随 T_0的变化。(1) T_{cr}与 T_w均随 T_0升高而近似线性增加。如图 7所示，来流温度升高使流道整体温度上升，并使前台阶激波后的高温区域扩大，从而提高喉部及前台阶管壁温度。(2) 相同 T_0下，随着 h_{cov}增大，T_w略有降低；而 T_{cr}随 h_{cov}变化不明显。(3) 图 9进一步表明，当 T_0小于 300 K时，T_w均小于 273 K，难以避免外壁结冰；当 T_0小于 260 K时，T_{cr}均小于 233 K，存在内部冰晶析出的风险。故综合内、外防冻要求，图 1结构下 T_0应不低于 300 K。

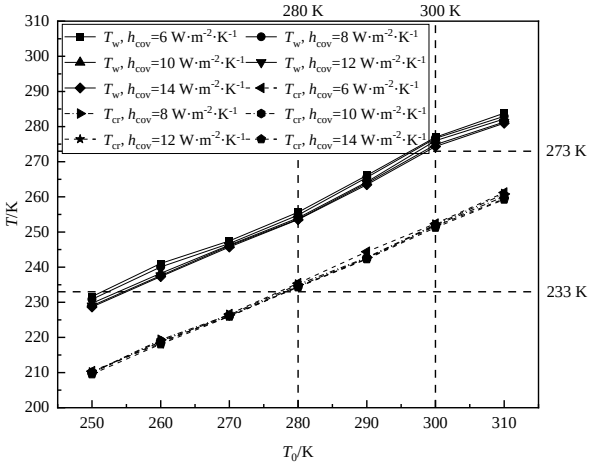

图 9 不同来流温度下的前台阶处外管壁与喉部温度

Fig. 9 Outer-wall temperature at the front step and throat temperature at different inlet temperatures

2.1.3 不同来流压力 图 10对比了不同天然气来流压力 p_0下变径管附近的温度场。在 p_0由 16 MPa增大至 28 MPa的过程中，波后流体温度逐渐升高，但温升幅度逐渐减小并趋于稳定。

图 11对比了不同 h_{cov}下 P_v随 p_0的变化。相同 h_{cov}下，随着 p_0的升高，P_v起初快速增大，随后增幅明显减小并趋于稳定。根据一维等熵喷管关系[38]，本文释压喷管出口静压与入口总压之比(式(17))为 p_e/p_0≈0.0111。

$$\frac{p_e}{p_0}=\left(1+\frac{\gamma-1}{2}Ma^2\right)^{-\frac{\gamma}{\gamma-1}} \tag{17}$$

气流进入前台阶变径区域后发生激波压缩，波后压力与波前压力之比(式(18))约为 p_2/p_e≈13.63。

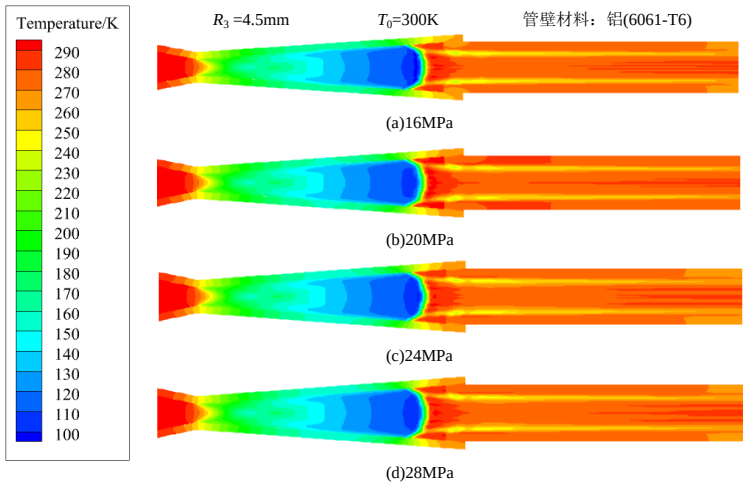

图 10　不同来流压力下前台阶处的温度云图

Fig. 10　Temperature contours near the front step at different inlet pressures

$$\frac{p_2}{p_e} = 1 + \frac{2\gamma}{\gamma + 1}\left(Ma^2 - 1\right) \tag{18}$$

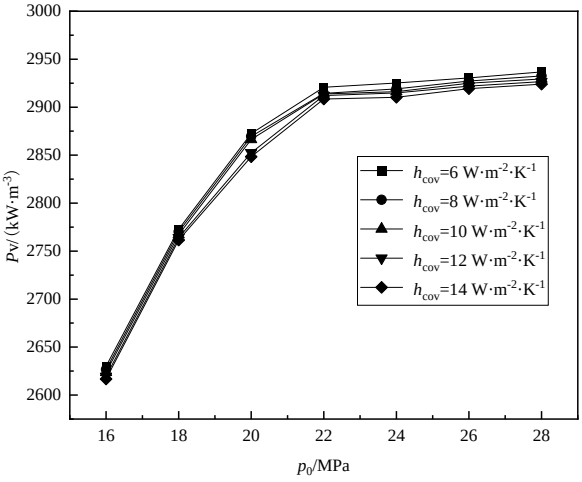

图 11　不同来流压力下的释热功率密度

Fig. 11　Heat-release power density at different inlet pressures

于是，等熵膨胀下前台阶处压力与入口来流压力之比不应低于p_2/p_0=0.0111×13.63≈0.151。在本节工况下前台阶处压力约为p_2=3.13 MPa，说明图 1 结构下能够实现等熵膨胀的最大来流压力为$p_{0,max}$=20.70 MPa，这与图 11 一致。当实际入口压力$p_0 > p_{0,max}$时，多余压力能难以转化为动能，更无法进一步通过激波转换为热能，导致P_v不再增大。这说明系统释热性能存在结构极限。因此，气井井口压力是释热系统结构设计需考虑的核心因素。需要指出的是，20.70 MPa为当前喷管面积比与前台阶结构共同作用下的极限压力，并非仅由喷管面积比单独决定。其中，喷管面积比A_e/A^*决定等熵膨胀后的出口马赫数及p_e/p_0；前台阶高度R_3则通过改变激波形态和压缩强度影响p_2/p_e及波后压力。因此，改变喷管面积比或前台阶结构均会引起$p_{0,max}$变化，前者决定喷管可实现的膨胀程度，后者通过激波压缩过程对实际极限压力进行进一步调节。

图 12对比了不同h_{cov}下缩放喷管喉部温度T_{cr}与前台阶外壁面温度T_w随p_0的变化。(1) T_w随p_0升高呈先增大后减小的趋势，并在22 MPa时达到峰值。而T_{cr}仅缓慢升高。与图 10和图 11 相对应，当$p_0 <$ 20.70 MPa时，压力强化作用占主导，p_0升高使气体质量流量和激波前后温升增加，P_v随之增大，从而提高前台阶管壁温度；当$p_0 >$ 20.70 MPa后，喷管结构导致P_v逐渐接近上限，但此时质量流量仍随来流压力继续增大，根据能量平衡式(19)可知气流有效温升会逐渐下降。

$$\Delta T_s = \frac{P_v \cdot \pi R_4^2 \cdot L_3}{\dot{m}\bar{c}_p} \tag{19}$$

(2)图 12进一步表明，当p_0<19 MPa时，T_w均低于273 K，难以避免外壁结冰；在16 ~ 28 MPa范围内，T_{cr}始终高于233 K，不存在明显的内部冰晶析出风险。因此，综合管壁防冻要求、释热功率密度变化及22 MPa附近的壁温峰值，图 1 结构下，释热系统可发挥防冰效果的来流压力范围约为19 ~ 22 MPa。

2.2　冲蚀磨损的研究

本节将在2.1节确定的合理范围内对不同体积含砂率、颗粒直径以及不同管壁材料[39-42]下的冲蚀磨损开展数值模拟。

2.2.1　不同体积含砂率　天然气来流体积含砂率C_v定义(式(20))为：

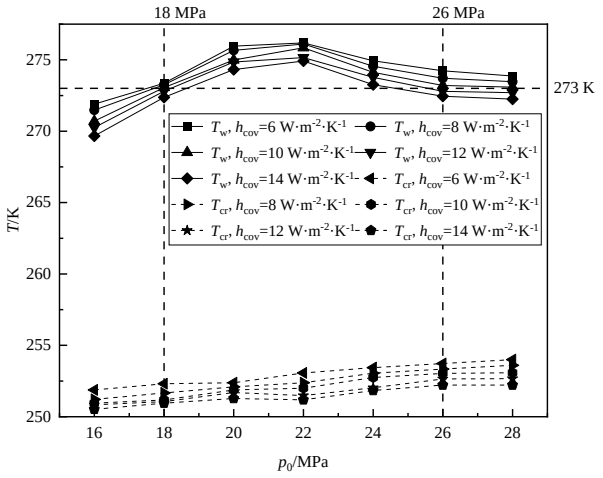

图 12 不同来流压力下的前台阶处外管壁与喉部温度

Fig. 12 Outer-wall temperature at the front step and throat temperature at different inlet pressures

$$C_v = \frac{Q_s}{Q_s + Q_g} \times 100\% \tag{20}$$

式中，Q_s为颗粒体积流量，m^3·s^{-1}；Q_g为天然气体积流量，m^3·s^{-1}。

图 13 对比了不同体积含砂率C_v下释热装置内壁面的质量冲蚀率R_{ero}分布。(1) 不同C_v下的冲蚀位置基本一致，最大质量冲蚀率均出现在前台阶凸起的迎流棱边处及其邻近壁面，其他区域的冲蚀不明显。这是因为含砂天然气流经前台阶变径区域时，气流方向发生突变，砂粒由于惯性难以及时随气流偏转，因而高速撞击前台阶迎流壁面，形成局部冲蚀集中区。(2) 在C_v由 0.0002% 增大至 0.0011% 的过程中，冲蚀集中位置未发生明显迁移，但局部冲蚀强度及高冲蚀区域范围逐渐增大。这说明在颗粒粒径、来流条件和管壁材料不变时，体积含砂率主要通过增加单位时间内撞击壁面的颗粒数量强化冲蚀。

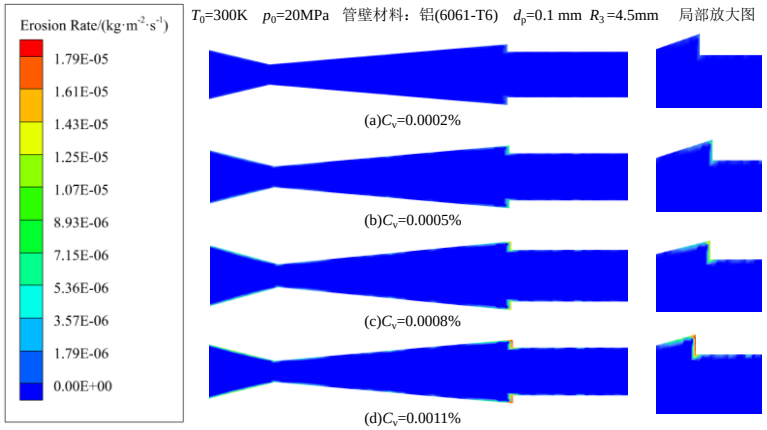

图 13 不同体积含砂率下的质量冲蚀率云图

Fig. 13 Contours of mass erosion rate at different volumetric sand concentrations

图 14 对比了不同C_v下前台阶最大质量冲蚀率R_{ero}^{max}及连续冲蚀寿命t_{ero}的变化。(1) C_v的增大使单位时间内撞击前台阶壁面的颗粒数量增加，使得R_{ero}^{max}线性增大。(2) 为评估不同C_v下的冲蚀寿命，以R_{ero}^{max}作为系统结构寿命t_{ero}评估依据。取6061-T6铝的密度为 2700 kg·m^{-3}，根据表 1 前台阶初始壁厚δ_0=10 mm，冲蚀寿命按局部最大壁厚减薄量计算，依据 GB/T 20801.2-2020[20]，工业管道允许壁厚减薄不超过初始壁厚的 12.5%。因此，δ_0=10 mm 时临界壁厚δ_{cr}=0.875δ_0=8.75 mm，允许减薄量 $\Delta\delta$=1.25 mm。质量冲蚀率换算为局部壁厚减薄速率及连续冲蚀寿命如式(21)：

$$\dot{\delta}_{ero} = \frac{R_{ero}^{max}}{\rho_w}, \qquad t_{ero} = \frac{\delta_0 - \delta_{cr}}{\dot{\delta}_{ero}} = \frac{0.125\delta_0\rho_w}{R_{ero}^{max}} \tag{21}$$

式中：ρ_w为管壁材料密度。R_{ero}^{max}/ρ_w的单位为 m·s^{-1}，换算为 mm·d^{-1}后即可得到t_{ero}(d)。

以含砂率为 0.0005% 的工况为例，R_{ero}^{max}为 8.12×10^{-6} kg·m^{-2}·s^{-1}，将最大质量冲蚀率转换为局部壁厚减薄速率，得到前台阶最大减薄速率为 0.26 mm·d^{-1}，假定含砂天然气连续运行，则连续含砂工况下的t_{ero}为 4.81 d。由图 14 进一步可知，t_{ero}随C_v增大呈指数式降低，说明降低气流体积含砂率是延长释热系统服役时间的有效手段。

2.2.2 不同颗粒粒径 综合油气管道及天然气井地面节流设备的实际冲蚀工况，本文选取 0.1 ~ 0.7 mm 的颗粒粒径范围[43]开展后续冲蚀特性研究。

图 15 对比了不同颗粒粒径d_p下的释热装置内壁面的R_{ero}分布。(1) 不同d_p下的冲蚀位置基本一

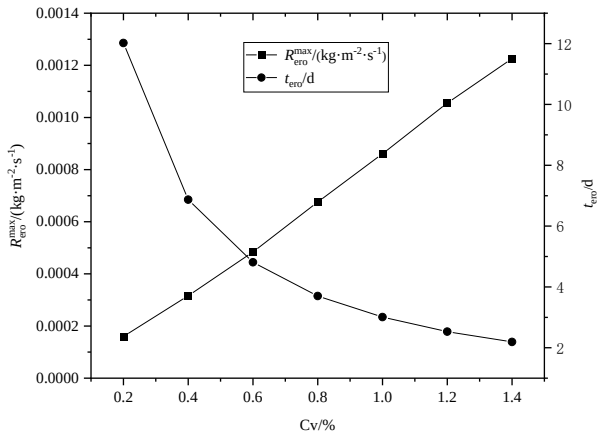

图 14 不同体积含砂率下的最大质量冲蚀率与结构寿命

Fig. 14 Maximum mass erosion rate and structural service life at different volumetric sand concentrations

致，R_{ero}^{max} 均出现在前台阶凸起的迎流棱边处及其邻近壁面。(2) 在 d_p 由 0.1 mm 增大至 0.7 mm 的过程中，冲蚀集中位置未发生明显迁移，但局部冲蚀强度及高冲蚀区域范围逐渐增大。

图 16 对比了不同颗粒粒径 d_p 下 R_{ero}^{max} 及 t_{ero} 的变化。(1) d_p 增大使颗粒惯性和单颗粒撞击动量增加，颗粒偏离气流流线并撞击前台阶壁面的趋势增强，使 R_{ero}^{max} 亦线性增大。(2) t_{ero} 随 d_p 增大呈现指数式降低。该结果说明减小天然气来流中砂粒粒径有利于降低局部冲蚀并延长服役时间。

2.2.3 不同管壁材料 图 17 对比了不同管壁材料下释热装置内壁面的 R_{ero} 分布。(1) 不同材料下的冲蚀位置一致，R_{ero}^{max} 均出现在前台阶凸起的迎流棱边及其邻近壁面。(2) 在相同来流条件、体积含砂率和颗粒粒径下，不同材料的局部冲蚀强度存在明显差异，其中 API 5L X52 钢的冲蚀最强，其次为 6061-T6 铝和 C12200 铜，TP304L 不锈钢的冲蚀最弱。这主要是由于不同材料的硬度及抵抗颗粒冲击变形和材料剥落的能力不同，导致相同颗粒碰撞条件下的材料质量损失存在差异。

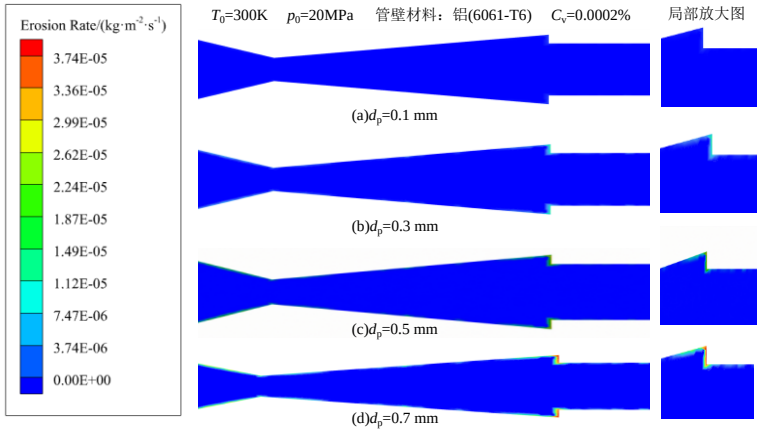

图 15 不同颗粒直径的质量冲蚀率云图

Fig. 15 Contours of mass erosion rate for different particle diameters

图 18 对比了不同管壁材料下前台阶最大质量冲蚀率 R_{ero}^{max} 及 t_{ero} 的变化。(1) R_{ero}^{max} 由高到低依次为 API 5L X52 钢、6061-T6 铝、C12200 铜和 TP304L 不锈钢，其中，TP304L 不锈钢的 R_{ero}^{max} 约为 API 5L X52 钢的 0.24 倍，说明不锈钢具有更好的抗冲蚀性能。(2) 计算得到 6061-T6 铝、API 5L X52 钢、C12200 铜和 TP304L 不锈钢的 t_{ero} 分别为 12.02、21.01、53.35 和 88.28 d。由于不同材料的密度存在差异，t_{ero} 与质量冲蚀率并非严格呈倒数关系；尽管 X52 钢的质量冲蚀率高于铝，但其密度较大，换算后的壁厚减薄速率低于铝，因此寿命更长。综合来看，TP304L 不锈钢的 t_{ero} 最大，更适用于前台阶等冲蚀敏感区域。

2.3 压力释热系统的防冻功能范围

本文提出的压力释热系统结构简单、无运动部件，但井口天然气压力、温度、管外对流传热强度等条件会随开采时长、季节而变化。为评估图 1 释热系统在变工况下的防冻功能范围，图 19 绘制了该结构在不同入口压力 p_0、入口温度 T_0 下主要功能指标的等值线图。可以看出：

(1) 释热功率密度 P_v 总体上随 T_0 或 p_0 的提高而增大；但在 p_0>20.70 MPa 后，受结构极限影响，压力能难以完全释放，P_v 的提升主要依靠提升 T_0。

(2) 前文已指出，喉部温度 T_{cr} 依赖于系统结构与入口条件，与管外对流传热强度无关。图 19 中 T_{cr}

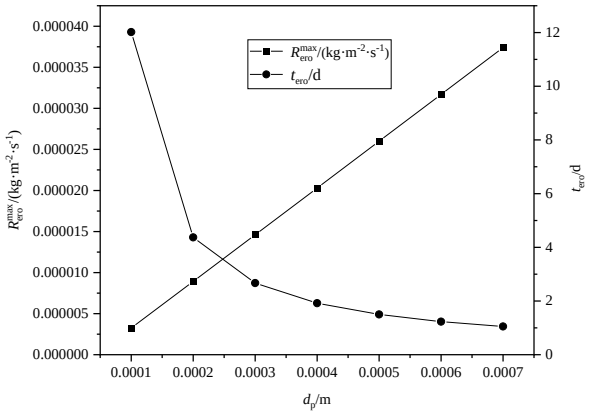

图 16 不同颗粒直径的最大质量冲蚀率与结构寿命

Fig. 16 Maximum mass erosion rate and structural service life for different particle diameters

的等值线总体上平行于p_0轴，说明现有研究范围内T_{cr}主要依赖于T_0。

(3) 前台阶管壁温度T_w除依赖于系统结构、入口条件外，还与管外自然对流强度有关。图 19绘制了T_w在弱自然对流(h_{cov}=6 W·m^{-2}·K^{-1})及强对流条件(h_{cov}=40 W·m^{-2}·K^{-1})[44]下两组等值线图。两组等值线总体上均随T_0的增大而增大，随p_0的增大有峰值存在，峰值对应的p_0介于19~22 MPa。

(4) 图中等值线T_w=273 K远高于T_{cr}=233 K，说明实现防控外冰对入口条件的要求更苛刻。图中的l_1线是h_{cov}=6 W·m^{-2}·K^{-1}下能同时实现防控内、外冰的功能下限。随着h_{cov}的增大，该功能下限也由l_1收缩至l_2，所需的入口温度也由296 K~302 K提升至301 K~310 K。说明防控外冰是制约释热系统功能范围的主因。

3 结 论

针对天然气冬季开采中井口冻堵的难题，本文提出了压力能释热防冻系统，将井口天然气的压力能转化为热能用于防冰。围绕该系统中纯天然气的流动传热与含砂气流对固体壁面的冲蚀磨损建立了计算模型，通过数值模拟分析了结构参数、来流工况及含砂条件对释热性能和结构寿命的影响。主要结论有：

(1) 压力能释热过程主要由缩放喷管加速和前台阶激波压缩共同决定。前台阶高度R_3影响激波形态和释热强度，R_3=3.5~4.5 mm时，释热功率密度可达1.70×10^3~2.87×10^3 kW·m^{-3}，可兼顾内、外冰防控要求。管外自然对流对释热功率的影响可忽略不计。

(2) 来流温度升高可提高喉部温度和前台阶管壁温度；来流压力升高可增强释热效果，但在既定喷管面积比和前台阶结构下存在结构极限。

(3) 冲蚀磨损主要集中在前台阶凸起的迎流棱边处。体积含砂率或颗粒粒径增大会提高最大质量冲蚀率，并显著缩短连续冲蚀寿命；不同材料中，TP304L不锈钢抗冲蚀性能最好，连续冲蚀寿命可达88.28 d，适用于前台阶等冲蚀敏感区域。

(4) 变工况下，防控外冰是制约释热系统功能范围的主因。实现T_w>273 K的外冰防控条件，适宜的入口压力范围为19~22 MPa；随着管外对流传热系数的增强，所需的入口温度也由296 K~302 K提升至301 K~310 K。上述结论可为压力能释热系统的设计和运行提供技术支撑。

符 号 说 明

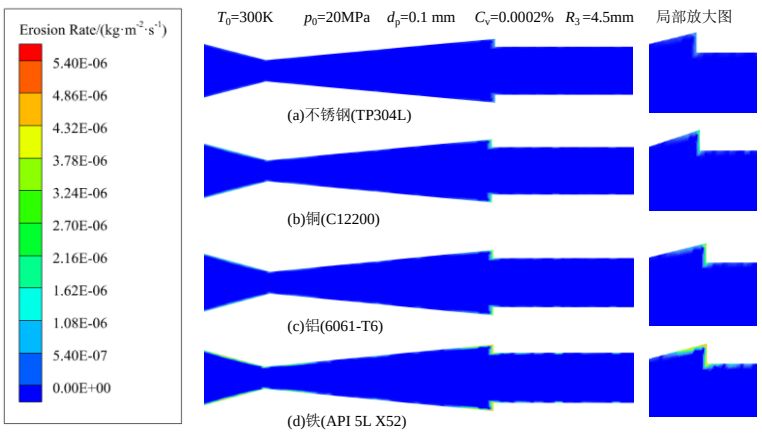

图 17 不同管壁材料下的质量冲蚀率云图

Fig. 17 Contours of mass erosion rate for different pipe-wall materials

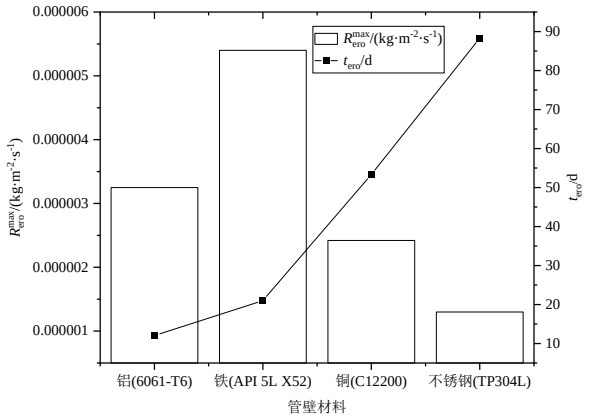

图 18 不同管壁材料下的最大质量冲蚀率与结构寿命

Fig. 18 Maximum mass erosion rate and service life for different pipe-wall materials

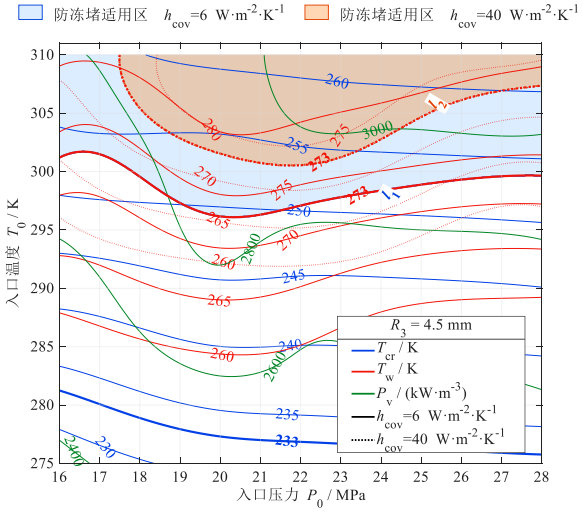

图 19 压力能释热在井口防冻中的适用范围

Fig. 19 Application range of pressure-energy heat release for wellhead freeze protection

A_e, A^* ——释压喷管出口面积和喉部临界截面面积，m^2

$C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$, $C_{3\varepsilon}$ —— RNG k-ε 湍流模型常数，1

C_D ——颗粒曳力系数，1

C_v ——天然气来流体积含砂率，%

E ——流体单位质量总能量，J·kg^{-1}

E_{90} ——颗粒以90°冲击壁面时的参考冲蚀率，kg·m^{-2}·s^{-1}

$\boldsymbol{F}$ ——颗粒运动方程中的附加力，N

G_b ——浮力引起的湍流动能生成项，kg·m^{-1}·s^{-3}

G_k ——平均速度梯度引起的湍流动能生成项，kg·m^{-1}·s^{-3}

H_v ——壁面材料的维氏硬度，GPa

L_1 ~ L_5 ——释压喷管渐缩段、扩张段、前台阶管段、前台阶凸台及扩压段的轴向长度，mm

Ma ——马赫数，1

P_v ——释热功率密度，kW·m^{-3}

Q_g ——天然气体积流量，m^3·s^{-1}

Q_s ——固体颗粒体积流量，m^3·s^{-1}

R_1 ~ R_5 ——释压喷管进口半径、喷管出口半径、前台阶高度、扩压管进口半径和扩压管出口半径，mm

R_{cr} ——释压喷管喉部半径，mm

R_{ero} ——质量冲蚀率，kg·m^{-2}·s^{-1}

R_{ero}^{max} ——前台阶最大质量冲蚀率，kg·m^{-2}·s^{-1}

R_ε ——RNG k-ε模型中的应变修正项，kg·m^{-1}·s^{-3}

Re_p ——颗粒雷诺数，1

S_k, S_ε ——湍流动能方程和湍流耗散率方程中的附加源项，kg·m^{-1}·s^{-3}

T, T_0, T_1, T_2, T_{cr}, T_w, T_∞ —— 流体温度，天然气入口来流温度，前台阶激波前、后截面的气体平均温度，释压喷管喉部温度，前台阶外壁面温度，环境温度，K

V, V_{ref} ——颗粒冲击壁面时的速度，颗粒参考冲击速度，m·s^{-1}

Y_M ——可压缩湍流中波动膨胀对总耗散率的贡献项，kg·m^{-1}·s^{-3}

Z ——天然气压缩因子，1

$\bar{c}_p$, c_p ——激波前后温度范围内天然气的平均比定压热容，天然气比定压热容，kJ·kg^{-1}·K^{-1}

d_p, d_{ref} ——固体颗粒直径，Oka冲蚀模型中的参考颗粒直径，mm

e_n, e_t ——颗粒-壁面碰撞的法向、切向速度恢复系数，1

$\boldsymbol{f}$ ——流体单位质量所受体积力，m·s^{-2}

$f(\gamma')$ ——颗粒冲击角函数，1

g ——重力加速度，m·s^{-2}

h_{cov} ——管外壁面与环境之间的对流换热系数，W·m^{-2}·K^{-1}

h_s ——天然气比焓，kJ·kg^{-1}

k ——湍流动能，m^2·s^{-2}

k_2, k_3 ——Oka冲蚀模型中的速度指数和粒径指数，1

l_1, l_2 ——分别为弱、强管外对流条件下同时满足内冰与外冰防控要求的功能下限曲线

$\dot{m}$ ——天然气质量流量，kg·s^{-1}

m_p ——单个固体颗粒的质量，kg

$\boldsymbol{n}$ ——壁面单位法向量，1

n ——壁面法向坐标，1

n_1, n_2 ——Oka冲蚀模型中的冲击角函数常数，1

p, p_0, $p_{0,max}$, p_2, p_e —— 流体静压力，天然气入口总压，现有释压喷管结构所允许的最大入口总压，前台阶激波后的气体压力，释压喷管出口、即前台

阶激波前的气体静压力，MPa

t——时间，s

t_{ero}——连续冲蚀寿命，d

$\boldsymbol{u}, \boldsymbol{u}_p, \boldsymbol{u}_p^-, \boldsymbol{u}_p^+$——连续相流体速度矢量，固体颗粒速度矢量，碰撞前、后颗粒速度矢量，$m \cdot s^{-1}$

$u_i, u_{p,n}^-, u_{p,t}^-, u_{p,n}^+, u_{p,t}^+$——连续相流体在第i个坐标方向上的速度分量，碰撞前、后颗粒速度的法向、切向分量，$m \cdot s^{-1}$

x_i, x_j——分别为第i、j个坐标方向的空间坐标，m

α——颗粒-壁面碰撞反弹模型中的入射角，rad

γ, γ'——天然气绝热指数，即比热比，1；Oka冲蚀模型中的颗粒壁面冲击角，°

δ_0, δ_{cr}——管壁初始厚度，管壁临界厚度，mm

Δt——碰撞所对应的计算时间步长，s

ΔT_s——气体经过前台阶激波后的平均温升，K

ε——湍流耗散率，$m^2 \cdot s^{-3}$

$\lambda, \lambda_g, \lambda_w$——流体导热系数，天然气导热系数，管壁导热系数，$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$

μ, μ_{eff}——流体动力粘度，有效动力粘度，$Pa \cdot s$

μ_{JT}——天然气焦耳-汤姆逊系数，$K \cdot MPa^{-1}$

$\rho, \rho_g, \rho_p, \rho_w$——连续相流体密度，天然气密度，固体颗粒密度，管壁材料密度，$kg \cdot m^{-3}$

τ——流体黏性应力张量，Pa

上角标

+，−——颗粒碰撞后、碰撞前状态

下角标

0——入口来流状态或初始状态

1，2——前台阶激波前、后截面

b——浮力

cov——管外壁面与环境之间的对流换热

cr——临界状态；用于R_{cr}、T_{cr}时表示喷管喉部（临界截面），用于δ_{cr}时表示临界壁厚

D——曳力

e——喷管出口

eff——有效值

ero——冲蚀

g——天然气

JT——焦耳-汤姆逊效应

M——可压缩湍流波动膨胀项

max——最大值

n，t——壁面法向、切向

p——固体颗粒；用于c_p时表示定压过程

ref——参考值

s——固体颗粒或激波过程，具体含义由相应物理量确定

v——体积或单位体积

w——管壁

i, j——坐标方向编号

参考文献

[1] 刘合, 梁坤, 张国生, 等. 碳达峰、碳中和约束下我国天然气发展策略研究[J]. 中国工程科学, 2021, **23**(6): 33-42.
Liu H, Liang K, Zhang G S, et al. China's natural gas development strategy under the constraints of carbon peak and carbon neutrality [J]. Strategic Study of CAE, 2021, **23**(6): 33-42.

[2] 钱兴坤,陆如泉,罗良才,等. 国内外油气行业2025年发展及2026年展望[J]. 国际石油经济,2026,**34**(2):1-13.
Qian X K, Lu R Q, Luo L C, et al. Development of the domestic and international oil and gas industry in 2025 and outlook for 2026 [J]. International Petroleum Economics, 2026, **34**(2): 1-13.

[3] 中国石油集团经济技术研究院. 2026年中石油经研院能源数据手册[R]. 北京: 中国石油集团经济技术研究院, 2026: 48-49.
CNPC Economics & Technology Research Institute. 2026 CNPC energy data handbook[R]. Beijing: CNPC Economics & Technology Research Institute, 2026: 48-49.

[4] 何东博, 冀光, 江乾锋, 等. 苏里格气田西区高含水致密砂岩气藏差异化开发技术对策[J]. 天然气工业, 2022, **42**(1): 73-82.
He D B, Ji G, Jiang Q F, et al. Differential development technological measures for high-water-cut tight sandstone gas reservoirs in western area of Sulige Gas Field[J]. Natural Gas Industry, 2022, **42**(1): 73-82.

[5] 李阳. 东胜气田致密高含水气藏合采气井效果评价及产出影响因素分析[J]. 天然气技术与经济, 2024, **18**(3): 32-39.
Li Y. Production performance and controls on commingled-producing wells in tight reservoirs with rich water, Dongsheng gasfield[J]. Natural Gas Technology and Economy, 2024, **18**(3): 32-39.

[6] 张建. 天然气脱硫脱水处理技术[J]. 化学工程与装备, 2022 (9): 92.
Zhang J. Desulfurization and dehydration technology of natural gas [J]. Chemical Engineering & Equipment, 2022(9): 92.

[7] 李星雨. 天然气脱水技术综述[J]. 辽宁化工, 2017, **46**(3): 269-270, 277.
Li X Y. Review of natural gas dehydration technology[J]. Liaoning Chemical Industry, 2017, **46**(3): 269-270, 277.

[8] 叶天源, 谭双妮, 王义祥, 等. 基于分子筛的天然气脱水装置的现状及展望[J]. 当代化工, 2021, **50**(8): 1918-1923.
Ye T Y, Tan S N, Wang Y X, et al. Present situation and prospect of natural gas dehydration unit based on molecular sieve[J]. Contemporary Chemical Industry, 2021, **50**(8): 1918-1923.

[9] 刘丽, 陈勇, 康元熙, 等. 天然气膜法脱水工业过程开发[J]. 石油化工, 2001, **30**(4): 302-304.
Liu L, Chen Y, Kang Y X, et al. Industrial dehumidification of natural gas by membrane technology[J]. Petrochemical Technology, 2001, **30**(4): 302-304.

[10] 吴斌, 单葵. 天然气管道防冻堵技术应用[J]. 管道技术与设备, 2013(2): 7-8, 16.
Wu B, Shan K. Natural gas pipeline plugging technique application[J]. Pipeline Technique and Equipment, 2013(2): 7-8, 16.

[11] Araújo P P B, Pereira M V S, Marinho G S, et al. Optimization of scramjet inlet based on temperature and Mach number of

supersonic combustion[J]. Aerospace Science and Technology, 2021, **116**: 106864.

[12] 何粲, 邢建文, 欧阳浩, 等. 飞行Ma12条件超燃发动机流场及燃烧特征分析[J]. 力学学报, 2022, **54**(3): 622-632.
He C, Xing J W, Ouyang H, et al. Flow field and combustion characteristics analysis of scramjet under Ma12 flight condition[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2022, **54**(3): 622-632.

[13] Smirnov N N, Nikitin V F, Stamov L I, et al. Three-dimensional modeling of rotating detonation in a ramjet engine[J]. Acta Astronautica, 2019, **163**: 168-176.

[14] Smirnov N N, Penyazkov O G, Sevrouk K L, et al. Onset of detonation in hydrogen-air mixtures due to shock wave reflection inside a combustion chamber[J]. Acta Astronautica, 2018, **149**: 77-92.

[15] 赵廷, 朱剑锋, 黄兴, 等. 级间旋转爆震涡轴发动机热力过程及性能分析[J]. 推进技术, 2022, **43**(4): 41-49.
Zhao T, Zhu J F, Huang X, et al. Thermodynamic process and performance analysis of inter-stage turbine rotating detonation turboshaft engine[J]. Journal of Propulsion Technology, 2022, **43**(4): 41-49.

[16] Jiang Z L, Zhang Z J, Liu Y F, et al. Criteria for hypersonic airbreathing propulsion and its experimental verification[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2021, **34**(3): 94-104.

[17] 胡宗武, 邢蕊, 卢利锋. 气固两相流弯管冲蚀磨损研究进展[J]. 材料保护, 2024, **57**(6): 88-95, 112.
Hu Z W, Xing R, Lu L F. Research progress of erosion wear of bent pipes under gas-solid two-phase flow conditions[J]. Materials Protection, 2024, **57**(6): 88-95, 112.

[18] Hutchings I M. Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials[M]. London: Edward Arnold, 1992.

[19] 彭建峰, 岳明, 楼一珊, 等. 基于Fluent-DPM方法的金属网布筛管冲蚀寿命三维仿真研究[J]. 石油钻探技术, 2025, **53**(1): 115-121.
Peng J F, Yue M, Lou Y S, et al. Three-dimensional simulation of erosion life of metal mesh screen pipe based on fluent-DPM method[J]. Petroleum Drilling Techniques, 2025, **53**(1): 115-121.

[20] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 压力管道规范 工业管道 第2部分:材料: GB/T 20801.2—2020[S]. 北京: 中国标准出版社, 2020.
State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Pressure piping code—Industrial piping: Part 2: Materials: GB/T 20801.2—2020 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2020.

[21] Hosseini F, Meghdadi Isfahani A H, Davazdah Emami M, et al. The effect of excessive penetration of welding on sand erosion pattern due to high speed gas-solid flows in elbows and reducers [J]. Engineering Failure Analysis, 2022, **131**: 105902.

[22] 罗召钱, 田兴平, 王欢欢, 等. 高压含硫天然气对井口节流橇冲蚀的数值模拟及现场验证[J]. 油气储运, 2024, **43**(6): 665-674.
Luo Z Q, Tian X P, Wang H H, et al. Numerical simulation and field verification of high-pressure sour natural gas erosion within wellhead skid-mounted choke manifold[J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2024, **43**(6): 665-674.

[23] Chen A, Yu Y, Xiao S. Assessment of erosion wear on a reducing pipe in a propulsion system using the Eulerian-Lagrangian method [J]. Journal of Applied Fluid Mechanics, 2025, **18**(9): 2282-2296.

[24] 偶国富, 叶浩杰, 郑智剑, 等. $1Cr_9Mo$钢高速气-固两相流冲蚀磨损[J]. 工程科学学报, 2016, **38**(12): 1747-1754.
Ou G F, Ye H J, Zheng Z J, et al. High-speed gas-solid two-phase flow erosion of $1Cr_9Mo$ alloy[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2016, **38**(12): 1747-1754.

[25] Yakhot V, Orszag A S, Thangam S, et al. Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique [J]. Physics of Fluids A, 1992,**4**(7): 1510-1520.

[26] 四川石油管理局. 天然气工程手册[M]. 北京: 石油工业出版社, 1984.
Sichuan Petroleum Administration. Natural gas engineering manual[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 1984.

[27] 蔡龙俊, 冯哲隽. 连栋温室热水供热系统散热管道传热系数的计算与测试[J]. 农业工程学报, 2003, **19**(3): 196-199.
Cai L J, Feng Z J. Calculation and test of heat-transfer coefficient of heating pipe of water heating system in gutter-connected greenhouse[J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering, 2003, **19**(3): 196-199.

[28] 马洁, 王春波, 任育杰, 等. 柔性膜高温除尘器内气固两相流动数值模拟与优化设计[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2019, **46**(1): 95-102.
Ma J, Wang C B, Ren Y J, et al. Numerical simulation and optimization design of gas-solid two-phase flow in flexible membrane high temperature dust filter[J]. Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition), 2019, **46**(1): 95-102.

[29] 王越, 马海桃, 裴旭涛, 等. 高密度颗粒流化床中压力波动表征流化行为研究[J]. 原子能科学技术, 2026, **60**(6): 1196-1208.
Wang Y, Ma H T, Pei X T, et al. Characterization of fluidization behavior in high-density particle fluidized beds by pressure fluctuation[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2026, **60**(6): 1196-1208.

[30] Banko A J, Villafañe L, Kim J H, et al. Temperature statistics in a radiatively heated particle-laden turbulent square duct flow[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2020, **84**: 108618.

[31] Forder A, Thew M, Harrison D. A numerical investigation of solid particle erosion experienced within oilfield control valves[J]. Wear, 1998, **216**(2): 184-193.

[32] Oka Y I, Okamura K, Yoshida T. Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact[J]. Wear, 2005, **259**(1/2/3/4/5/6): 95-101.

[33] Kashchiev D. Nucleation: Basic Theory with Applications[M]. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2000.

[34] Mason B J. The Physics of Clouds[M]. Oxford: Clarendon Press, 1957.

[35] Karimi A, Abedinzadegan Abdi M. Selective removal of water from supercritical natural gas[C]//Proceedings of SPE Gas Technology Symposium. May 15-17, 2006. Society of Petroleum Engineers, 2006: SPE-100442-MS.

[36] Su W X, Huang S J. Frost heaving damage mechanism of a buried natural gas pipeline in a river and creek region[J]. Materials, 2022, **15**(16): 5795.

[37] 岑康, 江鑫, 杨静, 等. 抑制水合物冻堵的天然气开井动态模拟研究[J]. 西南石油大学学报(自然科学版), 2016, **38**(1): 128-139.
Cen K, Jiang X, Yang J, et al. Dynamic simulation of the open process for natural gas wells to inhibit hydrate freeze-plugging[J].

Journal of Southwest Petroleum University (Science & Technology Edition), 2016, **38**(1): 128−139.

[38] Anderson J D Modern compressible flow[M]. Boston: McGraw−Hill, 2003.

[39] American Petroleum Institute. API specification 5L: specification for line pipe[S]. 46th ed. Washington, DC: American Petroleum Institute, 2018.

[40] ASTM International. ASTM B241/B241M: standard specification for aluminum and aluminum−alloy seamless pipe and seamless extruded tube[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2022.

[41] ASTM International. ASTM B88/B88M: standard specification for seamless copper water tube[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2022.

[42] ASTM International. ASTM A312/A312M: standard specification for seamless, welded, and heavily cold−worked austenitic stainless steel pipes[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2022.

[43] Liebhard M, Levy A. The effect of erodent particle characteristics on the erosion of metals[J]. Wear, 1991, **151**(2): 381−390.

[44] Churchill S W, Bernstein M. A correlating equation for forced convection from gases and liquids to a circular cylinder in crossflow[J]. Journal of Heat Transfer, 1977, **99**(2): 300−306.