

引用格式:孙建锐,刘欣怡,马宇薪,等. 遥控无人潜水器重油输送管道热损特性及参数影响机制[J]. 大连海事大学学报, 2026, 52(3): 48-60.

遥控无人潜水器重油输送管道热损特性及参数影响机制

孙建锐¹, 刘欣怡², 马宇薪², 李 静¹, 鲍永杰^{*2}

(1. 交通运输部 水运科学研究所, 北京 100088; 2. 大连海事大学 轮机工程学院, 辽宁 大连 116026)

摘要:针对低温海水环境下遥控无人潜水器 (ROV) 管道重油输送过程存在的热损失问题, 本文构建了计入重油热物性参数的管道热损失模型, 采用热-流耦合数值模拟方法, 重点分析输送管路内油体近管壁区域 ($r/R > 0.85$) 与轴心区域重油的流动规律及换热特性。结果表明: 在预热温度为 70 ℃、单位面积质量流量为 1600 kg/(m²·s) 工况下, 管路输送起始段 (距入口 10 m 处) 轴心处油温仅下降 0.42 ℃, 近管壁边界区油温降幅高达 18.01 ℃, 管壁会快速生成高黏度沉积层, 该沉积层是制约重油安全输送的核心因素; 提升管道预热温度 (50 ℃~90 ℃) 可延长重油有效输送距离, 幅度随温度升高持续减小, 变化趋势呈非线性特征; 增大单位面积质量流量虽会提升散热强度, 但油液管内停留时间缩短, 能够减小管路沿程热损失; 流量由 1300 kg/(m²·s) 增至 2100 kg/(m²·s) 时, 输送距离 100 m 位置近壁区油温衰减幅度减小 19.20%。研究结果揭示了预热温度、单位面积质量流量对重油安全输送距离的影响机制, 可为沉船应急场景下 ROV 重油回收作业的参数优化与安全输送距离定量评估提供理论支撑。

关键词: 遥控无人潜水器 (ROV); 重油输送管道; 热损特性; 影响机制

中图分类号: U674.941; TK113 文献标志码: A

文章编号: 1006-7736(2026)03-0048-13

doi: 10.16411/j.cnki.issn1006-7736.2026.03.005

Heat loss characteristics and parameter influence mechanism of underwater remotely operated vehicle heavy oil pipelines

Sun Jianrui¹, Liu Xinyi², Ma Yuxin²,

Li Jing¹, Bao Yongjie^{*2}

(1. Waterborne Transport Research Institute,

Ministry of Transport, Beijing 100088, China;

2. Marine Engineering College, Dalian

Maritime University, Dalian 116026, China)

Abstract: A heat loss model incorporating the temperature-dependent thermal properties of heavy oil was developed to address the heat loss during heavy oil transportation through an ROV pipeline in a low-temperature seawater environment. A thermal-fluid coupling numerical simulation method was adopted to emphatically analyze the flow patterns and heat transfer characteristics of heavy oil in the near-wall region ($r/R > 0.85$) and the central axis region inside the delivery pipeline. The results show that under the operating conditions of a 70 ℃ preheating temperature and a mass flow rate per unit area of 1600 kg/(m²·s), in the initial section of pipeline transportation (10 meters from the inlet), the oil temperature at the axis decreases by only 0.42 ℃, while near the pipe wall boundary zone, the temperature drop reaches as high as 18.01 ℃. This leads to rapid formation of a highly viscous deposition layer on the pipe wall, which is the key factor restricting the safe transportation of heavy oil. Increasing the pipeline preheating temperature within the range of 50 ℃ to 90 ℃ can extend the effective transportation distance of heavy oil, whereas the increment decreases continuously with rising temperature, presenting a nonlinear variation trend. Although increasing the mass flux enhances heat dissipation intensity, the residence time of heavy oil inside the pipeline is shortened, thereby reducing the heat loss along the pipeline. When the mass flux increases from 1300 kg/(m²·s) to 2100 kg/(m²·s), the temperature attenuation amplitude of heavy oil in the near-wall region at a delivery distance of 100 m decrea-

收稿日期: 2026-04-05; 修回日期: 2026-06-24

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2023YFC2809704)

作者简介: 孙建锐 (1984—), 男, 工程师; 鲍永杰* (1980—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, E-mail: yongjie@dlmu.edu.cn

ses by 19.20%. The research results reveal the influence mechanisms of preheating temperature and mass flux on the safe transportation distance of heavy oil, which can provide theoretical support for the optimization of operating parameters and quantitative evaluation of safe transportation distance in ROV-based heavy oil recovery operations under shipwreck emergency conditions.

Key words: remotely operated vehicle (ROV); heavy oil transmission pipeline; thermal loss characteristics; influence mechanism

0 引言

沉船及水下事故频发,导致海洋环境中重油持续积聚^[1-2],高效回收溢油已成为减轻海洋生态污染、降低碳氢化合物泄漏风险的关键战略任务^[3-4]。为提高作业效率与安全性,遥控无人潜水器(ROV)被广泛应用于深海重油输送作业^[5]。然而,深海低温环境会造成重油温度急剧下降,使其流动性能大幅劣化。一方面,重油黏度具有极强的温度敏感性,低温下黏度会急剧攀升,显著增大管路输送阻力;另一方面,低温环境会促使重油中的石蜡、沥青质等组分析出沉积,在管道内壁形成附着层,进一步加剧管路流动堵塞隐患^[6]。精确表征输送过程中由温降引发的黏度动态演变规律,揭示重油输送过程的热损失机制,对优化输送方案具有关键支撑意义。

研究表明,重油黏度特性呈现明显的温度依赖性,当温度降至蜡析出点温度以下时,其黏度随温度变化的幅度远超比热容、密度及导热系数等热物性参数。Zhao等^[7]研究表明,重油黏度约为中质油的20倍,而密度等其他物理性质差异不大。Bartle等^[8]结合多尺度实验与数值模拟,深入解析了高黏度重油流变特性与沥青质、石蜡组分的内在关系,其中,黏度温度敏感参数为低温输油管道设计的关键约束条件。Guo等^[9]针对非稳态工况,提出临界状态预测方法,建立了特定温区内的重油黏度-温度关系模型。然而,现有研究大多侧重于重油流变特性的表征,而针对ROV作业工况,采用源头预热等主动热管理手段缓解低温黏度制约的系统性研究仍较为缺乏。为实现重油安全输送,本文提出一种ROV输油前置预热方案:在输送作业前增设预热环节,对储油舱内重油

进行升温预处理,通过提升初始输送温度,延缓其在管道输送过程中的温降,进而抑制黏度剧增,降低石蜡、沥青质析出堵塞管路的风险,保障输送过程连续通畅。

为优化保温输送策略,需要系统解析重油输送过程中的热损失机制^[10]。现有研究主要通过有限元分析(FEA)^[11]与计算流体力学(CFD)^[12-13]方法展开,以实现温度场与流动特性的协同量化表征。Xie等^[14]采用有限元分析建立管道三维热损耗模型,开展传热与流动场耦合求解,探究热影响区域的几何形状对重油输送系统的热力学影响。Kumar等^[15]针对重油水平管道输送工况,采用CFD数值模拟方法,研究重油三维流动特性及其温度影响规律。Abdelhafiz等^[16]采用CFD方法,揭示了管道系统中不同流态(层流/湍流)下的热分布规律,并结合流态自适应对流传热系数模型,解释了流速分布与温度梯度的内在关联。Xu等^[17]结合试验与CFD耦合建模方法,建立管道热损失预测模型,通过数值模拟量化评估保温结构的热阻性能。

现有长距离海底管道输送领域已取得大量成熟研究成果,但针对ROV输油这一特殊作业场景的相关研究仍存在明显不足。现有模型多适用于长距离输油管道,这类模型通常假设管内流动与换热充分发展,可采用充分发展假设与平均换热参数表征传热过程。然而,ROV输油管路短、管径小,外部海水强制冷却作用突出,管内速度边界层与热边界层在入口极短距离内快速发展^[18],使得上述传统假设在ROV重油回收输送这一特定场景下存在一定局限,易导致出口油温、热损失强度及有效输送距离的预测结果出现偏差。Zhang等^[19]测定了重油动力黏度、比热容等热物性参数随温度的变化规律,并分析了重油流变特性与沥青质含量之间的关系。Álvarez-Hostos等^[20]、Zhao等^[21]建立了重油管道三维换热模型,证实了重油热物性与流变性能对温度变化具有较强敏感性。其中,动力黏度随温度降低呈明显非线性增长,变化幅度远高于密度、比热容、导热系数等其他物性参数。若忽略该特性,数值模型会高估近壁区重油的流动性能与径向换热能力,同时低估低温油层的附加热阻,最终造成出口油温预测值偏高、管路热损失计算失真,且所需预热温度与补热功率

估算结果偏小^[22]。因此,针对短距离、小管径的重油输送场景,有必要建立考虑重油变物性特征及外部海水横掠对流换热的耦合传热模型。

综上,关于重油有效输送距离的研究多集中于流动特性与蜡沉积规律,对边界层内导热-对流耦合机制的探讨尚不充分。在低温海水环境下进行重油回收作业时,需确保重油流经无加热管段后,即便黏度随油温下降显著上升,仍具备充足流动性,可稳定输送至 ROV 装置。然而,操作参数对有效输送距离的影响机制尚不明确,严重制约了多阶段热管理策略在沉船重油安全高效回收中的实际应用。

针对上述问题,为保障作业安全、实现重油高效管路输送,本文提出一种“源头预热-管道保温”的双阶段热管理策略,建立了考虑重油变物性参数的保温输送模型,并基于电路类比法,确定了不同工况下的热阻表达式,重点聚焦油/管边界区域的热阻特性,系统分析输油过程中重油的换热与流动耦合机理。在此基础上,定量揭示预热温度与单位面积质量流量对管道温降的非线性调控规律,并建立了相应的温降预测关联式。本研究可为深海 ROV 重油回收作业的参数优化与安全评估提供理论依据。

1 理论分析

1.1 材料参数

本文参考文献[14],得到重油密度、比热容、导热系数等物性关于温度的函数表达式。

重油密度的函数表达式为:

$$\rho(t) = 902 - 0.8177t + 0.00154t^2 \quad (1)$$

重油质量定压比热容的函数表达式为:

$$c_p(t) = \begin{cases} 4.186 - 0.9085e^{0.01732t}, & -5.0 < t \leq 47.5 \\ 1.8155 + 0.0036t, & 47.5 < t < 200.0 \end{cases} \quad (2)$$

重油导热系数的函数表达式为:

$$\lambda_f(t) = 0.05 + 1.85 \times 10^7 e^{(-t/2.13)} \quad (3)$$

通过实验测定的重油黏-温特性曲线如图 1 所示。由图 1 可知,当重油温度降至蜡析出温度 46.7 °C 以下时,其黏度对温度变化的敏感性增强,并随温度持续降低而迅速升高。根据石油天然气行业流动保障标准,当油温低于 46.7 °C 时,重油

已不适宜进行管道输送^[23]。经拟合得到的重油黏-温特性关系式如下:

$$\mu_f(t) = 7.29 + 294.03e^{(-t/8.67)} \quad (4)$$

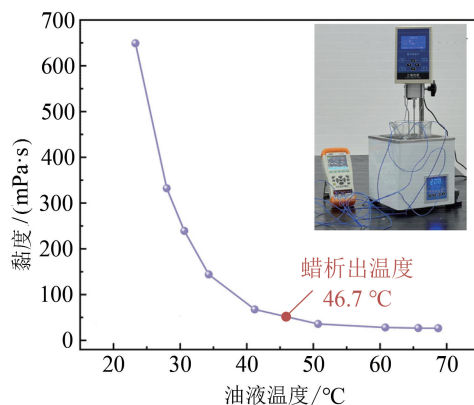


图 1 重油黏-温特性曲线

Fig.1 Viscosity-temperature characteristic of heavy oil

受 ROV 搭载功率限制,通常采用 60 mm 管径进行重油输送。为深入分析高温重油在输送过程中的管道散热现象,建立如图 2 所示的几何模型。

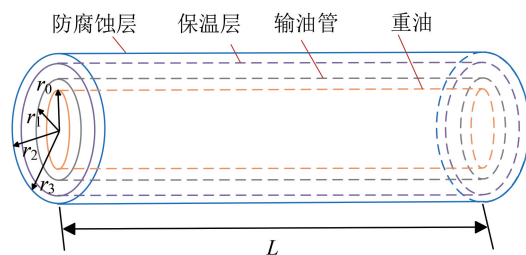


图 2 管道几何结构示意图

Fig.2 Schematic diagram of geometric structure of transport pipeline

为有效降低管路热损失,输送软管外壁包覆保温层。同时,考虑管外海水横掠冲刷与腐蚀工况,在结构最外层铺设防腐保护层。各结构层的热物性参数及几何尺寸详见表 1。

表 1 管道热物性参数与几何参数

Tab.1 Thermal and geometric parameters of pipelines

边界条件	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	质量定压比热容/($\text{kJ} \cdot (\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$)	导热系数/($\text{W} \cdot (\text{m} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$)	内管径/mm
输油管层	7940	0.55	16.3	60
保温层	118	0.78	0.03	80
防腐层	1450	0.13	0.15	88

1.2 高温重油输送过程中热损失模型分析

图3为重油热损失计算模型。重油经初步预热后具有较好的流动性,然后被导入输送管道进行输送。重油黏度主要受温度影响,黏度变化又会通过改变剪切应力,进而调控介质流速。流速变化会改变对流传热系数,进而影响单位体积重油的换热效率。重油输送全过程的热演化可分为两个阶段:第一阶段为高温重油与输送管壁的对流换热,热量向管道外部散失;第二阶段依靠管内高温重油与近管壁低温油层的热对流形成内部环流,使整体油温逐步回升。

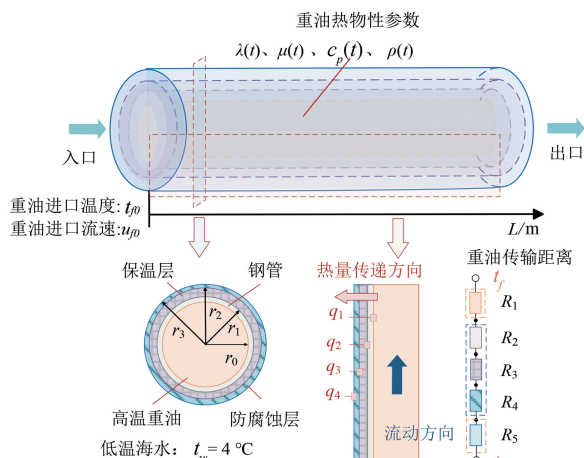


图3 重油热损失计算模型

Fig.3 Calculation model for heat loss of heavy oil

为简化热力学模型,本文做如下假设:(1)重油在输送过程中始终为不可压缩牛顿流体;(2)高温重油在低温海水管道输送过程中的热量传递过程等效为电路形式,将高温重油与低温海水之间的温度差等效为电势,将重油与管道之间、各层管道之间,以及管道与海水之间的热流密度等效为电流,将传热路线中形成的热阻等效为电阻,由此得到整个传热过程中等效电路表达形式:

$$Q_{\text{total}} = \frac{t_f - t_w}{R_{\text{total}}} \quad (5)$$

$$R_{\text{total}} = R_1 + \sum_{i=2}^4 R_i + R_5 \quad (6)$$

式中: t_f 、 t_w 分别为重油温度、海水温度; R_{total} 为整体热阻,由三部分构成。其中, R_1 为高温重油与管道之间的换热热阻, R_2 、 R_3 、 R_4 分别为输油管层、保温层、防腐层的热阻, R_5 为外层管壁与低温海水间外掠对流引起的热阻。各层热阻与管道各层管径

及各管道自身导热系数相关,其表达式如下:

$$\sum_{i=2}^4 R_i = \frac{1}{2\pi\lambda_i} \ln \frac{d_{i-1}}{d_i} \quad (7)$$

式中: λ_2 、 λ_3 、 λ_4 分别为输油管层、保温层及防腐层的导热系数; d_1 、 d_2 、 d_3 、 d_4 分别为输油管内径、输油管外径、保温层外径及防腐层外径。

R_1 由对流和热传导两个热阻耦合而成,表达式如下:

$$\frac{1}{R_1} = \frac{1}{R_{\text{cond1}}} + \frac{1}{R_{\text{conv1}}} = \frac{1}{\frac{1}{2\pi\lambda_{\text{oil}}}} + \frac{1}{\frac{1}{h_{\text{oil}}\pi d_1}} \quad (8)$$

式中: λ_{oil} 为重油导热系数; h_{oil} 为高温重油与管内自然对流换热系数,其表达式如下:

$$h_{\text{oil}} = \frac{Nu\lambda}{d} \quad (9)$$

式中: Nu 为无量纲参数,表示对流换热与导热之间的比率。由于重油在管道输送过程中保持层流状态,该参数可通过以下本构关系与雷诺数(Re)和普朗特数(Pr)形成数学关联^[24],即

$$Nu = 1.86Re^{1/3}Pr^{1/3}\left(\frac{d}{l}\right)^{1/3}\left(\frac{\mu_f}{\mu_w}\right)^{0.14} \quad (10)$$

外层管壁与低温海水间的外掠对流引起的热阻表达式如下:

$$R_5 = \frac{1}{h_w\pi d_4} \quad (11)$$

式中: h_w 为外层管道与低温海水之间的外掠自然对流换热系数,

$$h_w = \frac{Nu_w\lambda_w}{d_4} \quad (12)$$

采用 Churchill-Bernstein 复合相关式来表征深海低温条件下的对流换热强度^[25]:

$$Nu_w = 0.3 + \frac{0.62Re_w^{1/2}Pr_w^{1/3}}{\left[1 + (0.4/Pr)^{2/3}\right]^{1/4}} \left[1 + \left(\frac{Re}{282000}\right)^{5/8}\right]^{4/5} \quad (13)$$

2 模型建立

2.1 控制方程

基于流-热耦合模型,建立并给出各控制方程。

连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (14)$$

能量守恒方程:

$$\frac{\partial (\rho c_p t)}{\partial \tau} + \nabla \cdot (\rho c_p \mathbf{u} t) = \nabla \cdot (\lambda \nabla t) \quad (15)$$

式中: c_p 为质量定压比热容; λ 为流体导热系数。

动量守恒方程:

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial \tau} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \mathbf{u} + \mathbf{u}^T)] + \rho \mathbf{g} \quad (16)$$

式中: $\mathbf{u}$ 为流体速度; p 为流体内部压力; ρ 为流体密度; μ 为流体动力黏度; τ 为应力张量, 由本构方程确定。

2.2 边界条件

边界处重油先与低温管壁接触散热, 之后各径向油层间发生热交换并持续产生热损耗, 因此, 温度场与速度场均呈径向对称分布。基于该对称特性, 管道轴线处的边界条件设定为:

$$\frac{\partial t}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \quad (17)$$

$$\frac{\partial u}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \quad (18)$$

换热过程中, 低温工况下重油黏度较高, 初始时刻边界区域重油流速趋近于零, 其边界条件设置为:

$$k(t_h - t_f) \Big|_{r=r_1} = -\lambda_1 \left(\frac{\partial t}{\partial r} \right) \Big|_{r=r_1} \quad (19)$$

$$u(r = r_1) = 0 \quad (20)$$

管道产生的热量经圆筒壁传导散失。各层管壁接触界面满足热流密度连续和温度连续的边界条件如下:

$$\lambda_i \frac{\partial t_i}{\partial r} \Big|_{r=r_i} = \lambda_{i+1} \frac{\partial t_{i+1}}{\partial r} \Big|_{r=r_i}, \quad i = 1, 2 \quad (21)$$

外层管壁与低温海水间外掠对流换热的热损失计算公式如下:

$$h_w(t_w - t_f) \Big|_{r=d_3} = -\lambda \left(\frac{\partial t}{\partial r} \right) \Big|_{r=d_3} \quad (22)$$

2.3 网格划分及无关性验证

数值模型包含管道主体、重油区域及两者间的边界区域。管道主体仅承担输送和保温功能,

采用四面体单元离散。边界区域存在复杂的热力-流动耦合过程, 为此, 采用六面体棱柱网格对该区域进行高精度网格划分, 具体如图 4 所示。

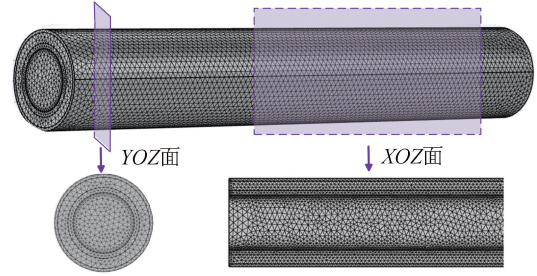


图 4 网格划分示意图

Fig.4 Schematic diagram of grid division

为验证网格无关性, 本文基于标准工况 (管长 100 m、管径 60 mm、预热温度 70℃、单位面积质量流量 1600 kg/(m² · s)) 建立六组离散模型: 网格 I (91 260 单元)、网格 II (301 140 单元)、网格 III (654 152 单元)、网格 IV (824 152 单元)、网格 V (1 004 366 单元) 及网格 VI (1 504 366 单元)。不同网格模型下重油输送过程的雷诺数 (Re) 与努塞尔数 (Nu) 计算结果如图 5 所示。

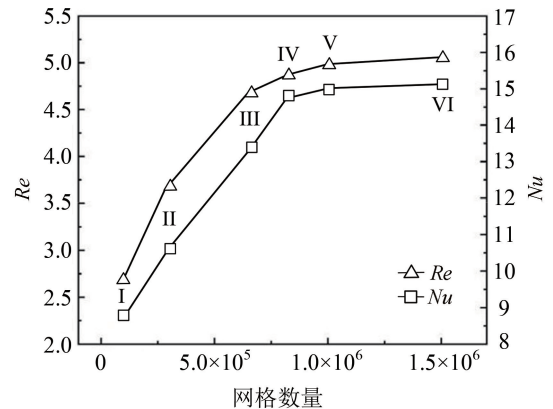


图 5 不同网格模型下 Re 、 Nu 计算结果

Fig.5 Calculation results of Re and Nu under different grid models

由图 5 可见, 网格 I 单元尺寸过大, 导致分辨率不足, 雷诺数 (Re) 和努塞尔数 (Nu) 的相对误差分别为 26.10% 和 29.31%。网格 IV 误差降至 5.17% 和 4.22%, 网格 V 进一步缩减至 2.70% 和 1.95%。基于精度与效率的综合考量, 选定网格 IV 用于后续瞬态模拟。

2.4 模型验证

为进一步验证模型的准确性, 将本文的数值模型与 Xie 等^[14] 的埋地含蜡原油管道现场实测

数据进行对比。模拟包含重油、蜡层、钢管、防腐层、保温层及土壤的三维共轭传热过程。物理模型为内径 0.3428 m、外径 0.3436 m 的管道。实验工况包括:重油流速 0.7842 m/s,环境温度 -10 ℃,进口重油温度 50 ℃,管内石蜡厚度 4 mm。数值模拟结果与现场监测温度的平均偏差为 0.49 ℃,最大偏差为 0.84 ℃。本文采用相同物性参数和边界条件进行计算,模拟结果对比见表 2。

表 2 本文数值模拟结果与文献[14]结果对比
Tab.2 Comparison of the numerical simulation results in this paper with those of reference[14]

测点	实测温度/℃	文献[14] 模拟温度/℃	本文模拟 温度/℃
A	17.2	16.7	16.3
B	20.7	21.0	20.8
C	19.1	19.2	19.4

由表 2 可知,本文模型预测结果与文献实测值吻合良好,两种模型的预测误差均在 5% 以内,进一步证实了本文模型在管道输送传热特性预测方面的准确性。

3 结果讨论与分析

3.1 重油输送过程中换热特性分析

为模拟输送管道内重油热损失过程,在管径 60 mm、预热温度 55 ℃、单位面积质量流量 1600 kg/(m²·s)、环境温度 4 ℃ 的工况下,研究重油沿管道输送 100 m 过程中的换热特性。重油输送过程中的温度场如图 6 所示。由图 6 可知,高温重油流经管道时,边界区域重油温度急剧下降,沿管壁形成低温区。为定量表征重油输送过程的温降特性,本文提取径向位置 $r/R=0.95、0.90、0.85$ 及

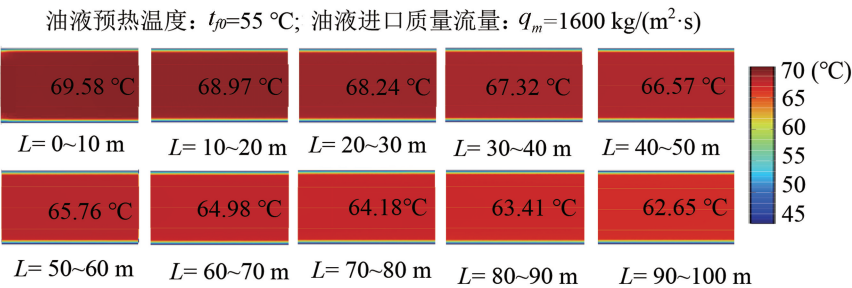


图 6 重油输送过程中的温度场

Fig.6 Temperature field in heavy oil transportation

管道轴心($r/R=0$)处的温度演变规律,如图 7 所示。

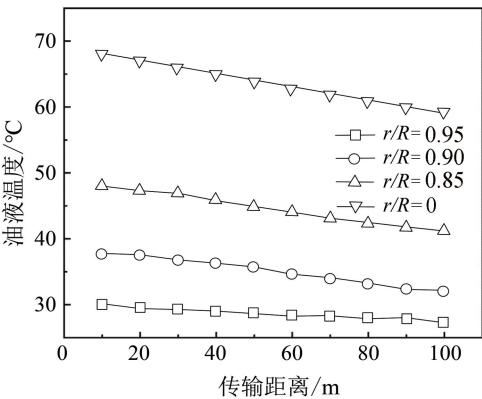


图 7 径向位置重油温度演变规律

Fig.7 Radial temperature evolution of heavy oil

由图 7 可知,重油输送过程中,温度场呈空间非均匀分布。油/管边界区域($r/R>0.85$)重油温度梯度显著高于重油轴心区域。重油沿轴向输送过程中,各区域温度均呈下降趋势。具体而言,在径向位置 $r/R=0.90$ 处,重油输送 10 m 后,温度降至 37.74 ℃,而同期轴心区域($r/R=0$)仍维持较高温度,仅下降 0.42 ℃;重油输送至 100 m 处时,油/管边界区域($r/R=0.85、0.90、0.95$)重油温度分别降至 41.22 ℃、31.98 ℃和 27.38 ℃,而轴心区域($r/R=0$)仍维持较高温度,流动性良好。边界区域重油温度降至 46.7 ℃ 以下时,黏度急剧上升,其中,贴壁层因黏滞力增强,流动状态趋近类固态。

图 8 为重油输送过程中径向对流换热系数(h_f)与努塞尔数(Nu)分布。由图 8 可知,对流换

热系数沿管道径向方向呈下降趋势。在传输距离为 10 m 处,轴心区域对流换热系数达 $18.19 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$,为近壁区域 $r/R=0.95$ 处的 2.18 倍。具体而言,重油温度降至 46.7°C 时,黏度急剧增大。由于对流换热系数与黏度呈负相关,黏度上升导致流动性降低,油/管边界区域热流扰动强度下降,这进一步抑制了对流换热。管道轴心区域重油因温度变化产生密度差强化了热扰动,使努塞尔数达 14.76,对流换热显著;油/管边界区努塞尔数仅为 0.93,表明高黏滞力抑制对流,换热转为导热主导。尽管油/管边界区域的换热系数较低,但其轴向温度梯度高达 $16.67^\circ\text{C}/\text{mm}$,而管道轴心区域仅为 $0.78^\circ\text{C}/\text{mm}$ 。由此可见,近壁区对流换热能力因高黏度而显著衰减,该区域较大的径向温度梯度成为热量向外传递的驱动力,使该区域成为整个输送过程中热量耗散的关键环节。

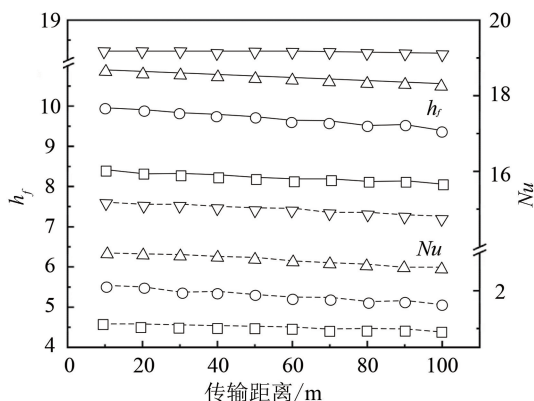


图 8 重油输送过程中径向对流换热系数 (h_r) 与努塞尔数 (Nu) 分布

Fig.8 Radial convective heat transfer coefficient (h_r) and Nusselt number (Nu) distributions in heavy oil transportation

受上述径向温度梯度与换热模式转变的影响,管道输送过程中重油流速同样呈现空间非均匀性分布,如图 9 所示。由图 9 可知,油/管边界区域的重油因与低温管道直接接触产生热散失,温度迅速下降。贴壁层在高黏滞力作用下流动趋近类固态,当油液输送至 $x=10 \text{ m}$ 处时, $r/R=0.85, 0.90, 0.95$ 处流速分别降至 $0.150 \text{ m/s}, 0.097 \text{ m/s}$ 和 0.050 m/s ,且随输送过程继续降低,而管道轴心区域重油依旧维持较高流速,且流速较预热温度存在小幅增长。边界区域流动停滞导致主流区重油向轴心压缩。基于质量守恒定律,流道

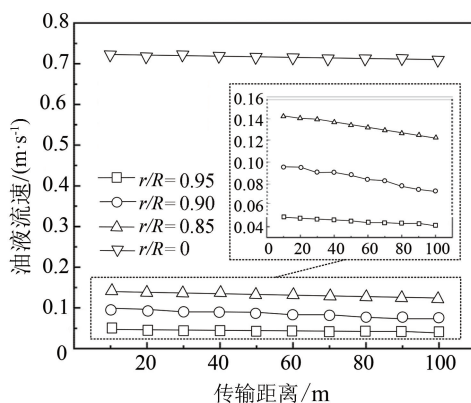


图 9 输送方向上管道不同径向位置处重油流速分布

Fig.9 Heavy oil velocity distribution at different radial positions of the pipeline

收缩使轴心区域流速升至 0.721 m/s ,较初始流速增加 29.47%。

上述流速分层与换热衰减现象,本质上源于重油黏度沿径向的梯度演变。如图 10 所示,沿管道径向方向上重油黏度呈梯度增长趋势,在 $x=10 \text{ m}$ 处,油/管边界区域 ($r/R=0.95, 0.90$) 重油黏度分别达到 $16.47 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 和 $11.07 \text{ mPa} \cdot \text{s}$,较轴心区分别提升了 55.22% 和 33.34%,形成近似固态的高黏滞层。随着传输距离增至 100 m , $r/R=0.95$ 处重油黏度上升至 $19.79 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 。该现象源于重油黏-温特性的双阶段响应:当温度低于 46.7°C 时,蜡晶网络的形成导致黏度对温度的敏

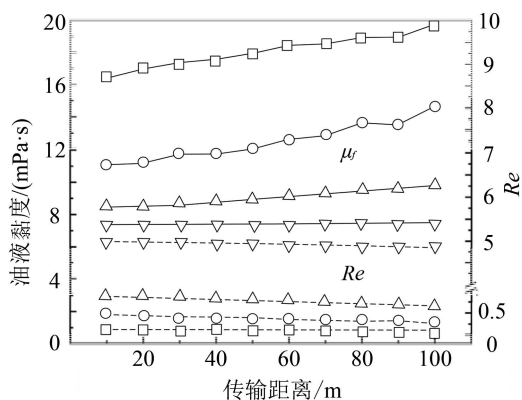


图 10 管道输送方向上不同径向位置处重油黏度及雷诺数 (Re) 分布

Fig.10 Heavy oil viscosity and Re number distributions at different radial positions of the pipeline

感性显著增强,微小的温降即可引发黏度剧增;而当温度高于 $46.7\text{ }^{\circ}\text{C}$ 后,蜡质分子作用力减弱,使得温度敏感性降低,黏度随温度变化趋于平缓。值得注意的是,边界区域($r/R>0.90$)受强低温黏滞效应影响,流动性近乎丧失,可视为类固态。

3.2 不同预热温度下重油热损失特性

为明确操作参数对重油换热特性的影响,固定输送距离($L=100\text{ m}$)、管径($D=60\text{ mm}$)及单位面积质量流量($q_m=1300\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$),采用热网络模型计算预热温度由 $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ 升至 $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,输送管道内重油的热损失温降特性。不同预热温度条件下重油温度场如图 11 所示。

由图 11 可知,当重油预热温度从 $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ 增至 $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,轴心区域沿程温降速率维持在 $0.088\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}\sim 0.073\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{m}$ 。该现象源于轴心区域重油温度始终高于重油石蜡析出温度($46.7\text{ }^{\circ}\text{C}$),重油处于牛顿流体区,黏度较低且流动稳定。相比之下,边界区域重油温度较低,黏度呈现温度依赖性。在 $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ 工况下, $x=10\text{ m}$ 处近壁黏度较 $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 工况增加了 32% ,导致对流换热系数降低 $0.39\text{ W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})$ 。同时,因径向温差较小,该区域温度梯度较 $70\text{ }^{\circ}\text{C}$ 工况下降 24.52% ,使得沿程热耗散速率相对较低,因此,输送过程中边界区域的热耗散量低于轴心区域。

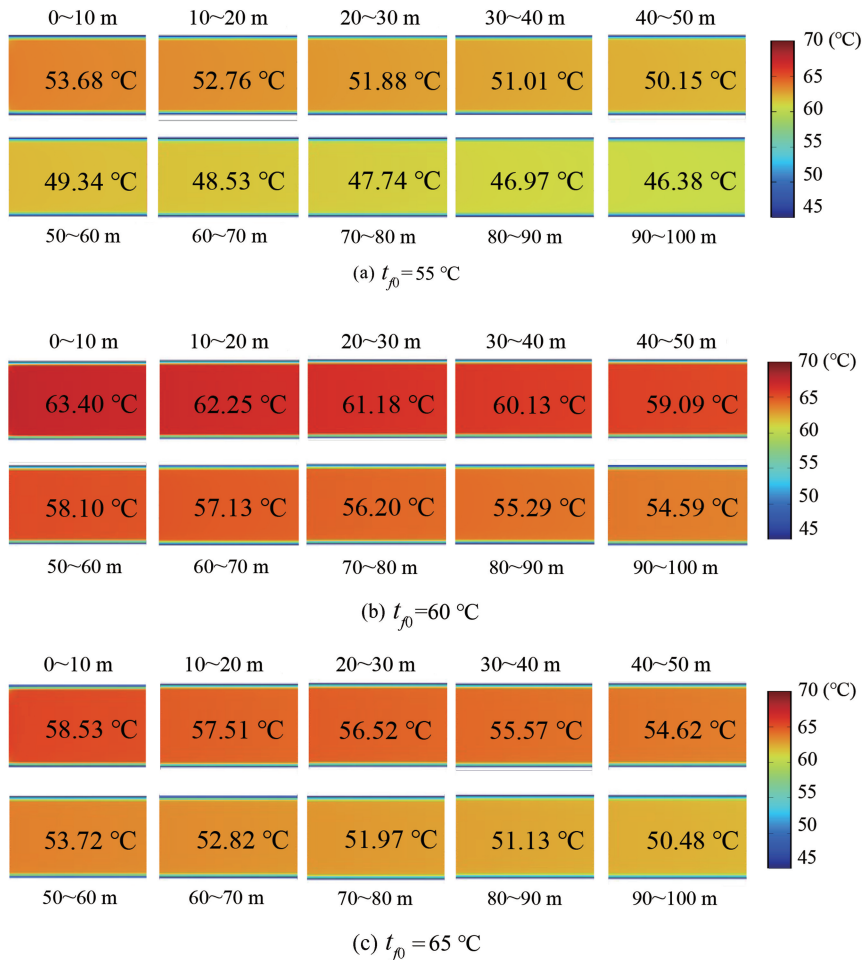


图 11 不同预热温度条件下重油温度场

Fig.11 Temperature field of heavy oil under different preheating temperature conditions

本文通过仿真数据获取不同预热温度对应的有效传输距离,并据此建立预热温度与有效传输距离的关系,如图 12 所示。

在定管径($D=60\text{ mm}$)、定单位面积质量流量

($q_m=1300\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$)条件下,对数据进行拟合。采用最小二重回归法得到重油预热温度与有效传输距离(L_{eff})之间的关联式:

$$L_{\text{eff}} = -0.1053t^2 + 20.98t - 743.4 \quad (23)$$

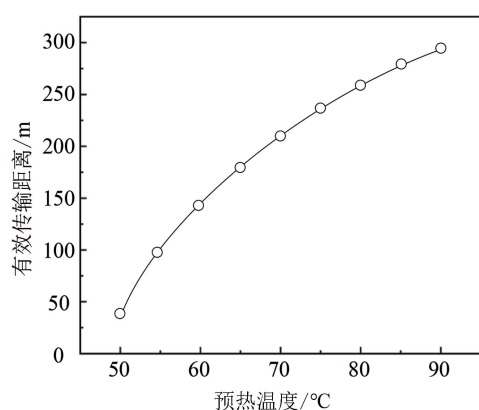


图12 预热温度与重油有效传输距离的关系

Fig.12 Relationship between preheating temperature and effective transportation distance of heavy oil

该关联式在 50 °C ~ 90 °C 范围内的决定系数 $R^2=0.9991$ 。进一步分析可知,随着预热温度升高,有效传输距离呈非线性增长趋势,但增长速率渐缓。具体而言,在低温预热区间(50 °C ~ 60 °C),提升预热温度对有效传输距离的增益效果最为显

著,有效传输距离由 40 m 增至 140 m,增幅达 250%;而当预热温度进入高温区间(>80 °C)时,虽然传输距离继续增加,但增幅显著收窄,从 80 °C 提升至 90 °C 时,有效传输距离仅增加 35 m。因此,在工程实践中,单纯通过持续提升预热温度来追求传输距离并不经济,需结合能耗成本与作业需求确定最优的预热温度区间。本文数据为传输系统预热参数优化提供了理论依据。

3.3 不同单位面积质量流量条件下重油热损失特性

除预热温度外,单位面积质量流量是决定水下输送热效率的另一关键参数。质量流量通过改变流体滞留时间与换热强度显著影响热损失。为此,在重油预热温度恒定为 70 °C 的条件下,通过调节单位面积质量流量(1300、1600、1900、2100 kg/(m²·s)),探究其对重油热损失特性的影响机制,结果如图 13 所示。

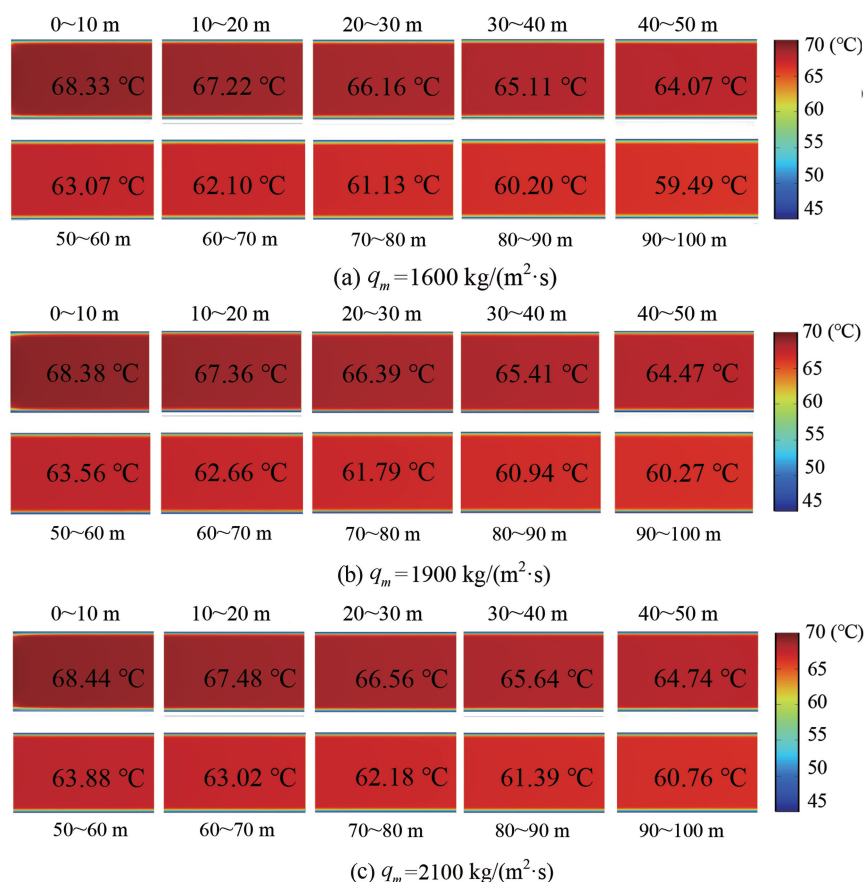


图 13 不同单位面积质量流量对重油热损失特性的影响

Fig.13 Effect of different mass flow rates per unit area on heat loss characteristics of heavy oil

由图 13 可知,不同质量流量条件下,边界区域油液同样温降明显,而轴心区域温度始终维持在 46.7 ℃ 以上,流动状态相对稳定。单位面积质量流量由 1300 kg/(m²·s) 增至 2100 kg/(m²·s) 时,传输 100 m 后,边界区域温度衰减幅度降低 19.20%。单位面积质量流量的增加减薄了流动边界层,增强了热流扰动,导致对流换热系数增大,散热能力增强。但流量的提升直接缩短了高温重油在低温管道内的滞留时间,减少了热交换的持续时长。结果表明,滞留时间缩短产生的热保护效应显著强于换热系数增加带来的不利影响,主导了整体热损失过程。因此,在相同传输距离下,高单位面积质量流量工况对应的沿程温降更小。

在定管径($D=60\text{ mm}$)、定重油预热温度(70 ℃)条件下,对数据进行拟合。采用最小二重回归法得到单位面积质量流量(q_m)与有效传输距离(L_{eff})之间的关联式:

$$L_{\text{eff}}=1.023\times10^{-5}q_m^2+0.0104q_m+179.8\quad(24)$$

该关联式在 $q_m=1300\sim2100\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ 范围内的决定系数 $R^2=0.9998$,可以满足重油传输工程中对有效传输距离的快速估算,并据此建立单位面积质量流量与有效传输距离的关系,如图 14 所示。

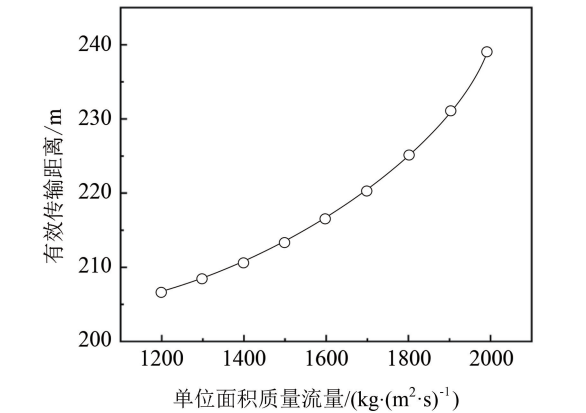


图 14 单位面积质量流量与重油有效传输距离的关系

Fig.14 Relationship between mass flow rate per unit area and effective transportation distance of heavy oil

与预热温度的递减趋势不同,有效传输距离随单位面积质量流量的增加,呈现增幅递增的非线性增长趋势。单位面积质量流量为 1200 kg/

(m²·s)~1400 kg/(m²·s)时,曲线斜率较缓;而当流量超过 1400 kg/(m²·s) 后,曲线斜率显著增大,表明在高流速区间,通过缩短滞留时间来降低热损的收益更为显著。该关联模型证明了通过调控单位面积质量流量来平衡热损失与输送效率的可行性。

在上述单因素分析基础上,进一步分析预热温度与单位面积质量流量对有效输送距离的耦合作用,得到不同预热温度与不同单位面积质量流量组合下的有效传输距离,如表 3 所示。当预热温度较低或单位面积质量流量较小时,重油在管内迅速冷却,温度较早降至临界值,有效传输距离较短;而在较高预热温度与较大单位面积质量流量的协同作用下,有效输送距离得到明显提升。该结果表明,在工程实践中应综合考虑油舱加热能力、泵送功率限制及管道保温性能等因素,对热管理参数开展协同优化。

表 3 不同预热温度与单位质量流量组合下的有效传输距离

Tab.3 Effective transportation distance under different combinations of preheating temperature and mass flow rate per unit area

预热 温度/℃	有效传输距离/m		
	$q_m=1200$ kg/(m ² ·s)	$q_m=1400$ kg/(m ² ·s)	$q_m=1600$ kg/(m ² ·s)
60	126.6	147.6	168.7
70	192.3	224.2	257.0
80	241.8	281.4	320.9
90	271.9	316.3	361.4

3.4 不同保温层厚度下重油热损失特性

在管径($D=60\text{ mm}$)、预热温度(70 ℃)及单位面积质量流量($q_m=1300\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$)固定条件下,对不同保温层厚度下重油传输过程中的温度变化进行数值模拟。采用最小二重回归法建立保温层厚度(δ)与有效传输距离(L_{eff})之间的关联式:

$$L_{\text{eff}}=-1.52\delta^2+30.88\delta+58.21\quad(25)$$

该关联式在保温层厚度为 2~12 mm 范围内的决定系数 $R^2=0.9991$ 。据此建立保温层厚度与安全传输距离的关系,如图 15 所示。由图 15 可知,有效传输距离随保温层厚度增大呈非线性增加,增幅逐渐递减。该规律可由 2.2 节热阻表达

式解释:保温层热阻增量 $\Delta R \propto \ln(d_{i-1}/d_i)$, 其增长速率随保温层厚度增加逐步放缓。因此,保温层厚度越大,同等厚度增量带来的热阻增益越小。

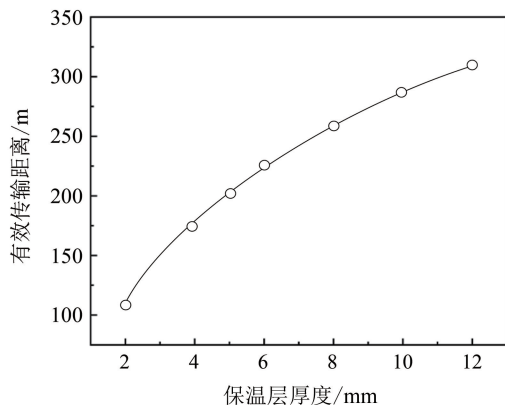


图 15 保温层厚度与重油有效传输距离的关系

Fig.15 Relationship between insulation layer thickness and effective transportation distance of heavy oil

3.5 不同海水流速下重油热损失特性

在管径 ($D=60$ mm)、重油预热温度 (70 °C) 及单位面积质量流量 ($q_m=1300$ kg/($m^2 \cdot s$)) 固定条件下,对不同海水流速下重油输送过程的温度变化进行数值模拟。采用最小二乘回归方法建立海水流速 (u_{sea}) 与有效输送距离 (L_{eff}) 之间的关联式:

$$L_{eff} = 16.19u_{sea}^2 - 67.56u_{sea} + 239.05 \quad (26)$$

该关联式在海水流速为 $0.5 \sim 1.5$ m/s 范围内的决定系数 $R^2=0.984$ 。据此构建传输距离与海水流速之间的关系,如图 16 所示。由图 16 可知,海水流速低于 0.5 m/s 时,重油传输距离较远;随

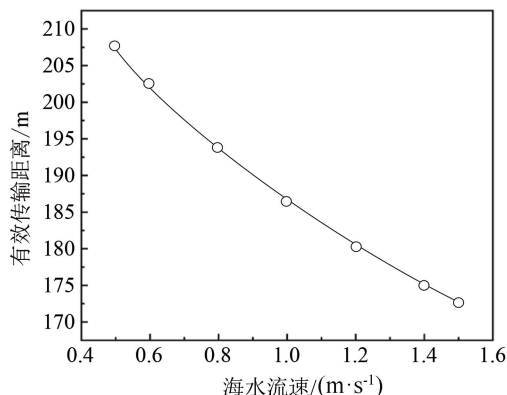


图 16 海水流速与重油有效传输距离的关系

Fig.16 Relationship between seawater velocity and effective transportation distance of heavy oil

着海水流速增加,管外换热增强,有效输送距离缩短。在海流条件不可调控时,可依据实际海况适当增大保温层厚度,以降低海流引发的热损失。

4 结 论

本文构建了考虑变物性参数的重油管道输送热损失模型,对重油输送过程中换热与流动的多场耦合关系进行理论分析,揭示了预热温度与单位面积质量流量对换热特性及有效输送距离的调控机制。主要结论如下:

(1) 重油输送过程呈径向不均匀换热特性,油/管边界区域受低温高黏效应主导,对流换热系数由轴心区的 18.20 W/($m \cdot ^\circ C$) 降至边界区域的 8.35 W/($m \cdot ^\circ C$),使重油边界温度梯度远大于轴心区,成为热交换的主要驱动力。

(2) 受热交换影响,边界区域重油温度下降,黏度增至 16.47 mPa·s;近壁面重油流速由 0.5 m/s 降至 0.08 m/s,形成近似固态的高黏滞层。流道有效流通截面收缩,轴心区流速较初始工况提升 29.47% ,呈现显著的流速分层结构。

(3) 不同预热温度工况下,管道轴心区域沿程温降速率稳定在 -0.08 (± 0.01) °C/m 范围内。对于边界区域,预热温度为 70 °C 的重油在 50 m 传输距离内的热损失程度高于 55 °C 工况,预热温度对有效传输距离呈增幅递减的非线性影响,即预热温度过高会加剧初始阶段的热损失,从而降低单位能耗的输送收益。

(4) 单位面积质量流量对热损失具有双重调控作用。 2100 kg/($m^2 \cdot s$) 的高质量流量工况,虽增强了边界换热系数,但缩短了重油在低温管道中的滞留时间,使得有效传输距离呈增幅递增的非线性增长趋势。因此,可通过适当提升流量来抑制重油温降。

(5) 有效传输距离随保温层厚度增大呈增幅递减的非线性增长,随海水流速增大呈非线性下降。两种运行参数下建立的关联式拟合精度均高于 0.98 ,可为保温结构设计与海况适应性评估提供依据。

参考文献 (References):

- [1] Cao Wenjie, Wang Xinjian, Li Jian, et al. A novel integrated method for heterogeneity analysis of marine acci-

- dents involving different ship types[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 312: 119295.
- [2] 李颖,张照亿,刘瑀,等.重大海上溢油事故应急处置辅助决策方法[J].*大连海事大学学报*,2019,45(2): 108-112.
- Li Ying, Zhang Zhaoyi, Liu Yu, et al. Auxiliary decision method for emergency response of major marine oil spill accidents[J]. *Journal of Dalian Maritime University*, 2019, 45(2): 108-112. (in Chinese)
- [3] 王晓红,史晓新,刘泽甫,等.突发性航运溢油污染风险模拟与对策分析——以巢湖为例[J].*南水北调与水利科技(中英文)*, 2025,23(6):1545-1555.
- Wang Xiaohong, Shi Xiaoxin, Liu Zefu, et al. Simulation and countermeasure analysis of sudden shipping oil spill pollution risks—a case study of Chaohu Lake[J]. *South-to-North Water Diversion and Water Conservancy Science and Technology (Chinese and English)*, 2025, 23(6): 1545-1555. (in Chinese)
- [4] Song Nanxin, Pu Wenhao, Qiao Long, et al. Numerical simulation study on the heat transfer and flow characteristics of fuel/lubricating oil heat exchanger based on triply periodic minimal surface (TPMS)[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2024, 257: 124437.
- [5] 张劲军.易凝高黏原油流变学及输送技术与应用:回顾与展望[J].*油气储运*,2022,41(6):682-693.
- Zhang Jingjun. Research and application of rheology and transportation technology of easily condensing high viscosity crude oil: review and prospect[J]. *Oil and Gas Storage and Transportation*, 2022, 41(6): 682-693. (in Chinese)
- [6] Salmo I C, Sorbie K S, Skaug A. The impact of rheology on viscous oil displacement by polymers analyzed by pore-scale network modelling[J]. *Polymers*, 2021, 13(8): 1259.
- [7] Zhao Jian, Dong Hang, Wang Xiulian, et al. Research on heat transfer characteristic of crude oil during the tubular heating process in the floating roof tank[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2017, 10: 142-153.
- [8] Bartle K D, Jones J M, Lea-Langton A R, et al. The combustion of droplets of high-asphaltene heavy oils[J]. *Fuel*, 2013, 103: 835-842.
- [9] Guo Liping, Han Xue, Lei Yun, et al. Research on non-linear rheological properties of waxy crude oil based on large amplitude oscillatory shearing[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2022, 213: 110444.
- [10] 刘春花,刘新福,郝忠献,等.致密气井筒热流耦合高压气水两相温度场动态特性[J].*机床与液压*,2024, 52(22):162-167.
- Liu Chunhua, Liu Xinfu, Hao Zhongxian, et al. Dynamic characteristics of high-pressure gas-water two-phase temperature field with thermal-flow coupling in tight gas wells[J]. *Machine Tools and Hydraulics*, 2024, 52(22): 162-167. (in Chinese)
- [11] 曾文广,王熙,李芳,等.稠油井内衬保温油管热损失分析及开采参数优化[J].*特种油气藏*,2024,31(1): 144-151.
- Zeng Wenguang, Wang Xi, Li Fang, et al. Analysis of thermal loss in insulated liner pipes for heavy oil wells and optimization of production parameters[J]. *Special Oil and Gas Reservoirs*, 2024, 31(1): 144-151. (in Chinese)
- [12] Dolatyari A, Ahmady M, Kazemi A. A novel mathematical model for modeling viscosity and temperature relationship for dead oils[J]. *Scientific Reports*, 2024, 14(1): 22836.
- [13] Nian Tingkai, Gu Zhongde, Guo Xingsen, et al. Effect of temperature rise on the mechanical behavior of deep-sea clay surrounding oil and gas pipelines[J]. *Ocean Engineering*, 2024, 302: 117533.
- [14] Xie Hanyu, Li Changjun, Jia Wenlong, et al. Three-dimensional CFD modeling on the thermal characteristics of buried oil pipeline involving the heat transfer of wax layer[J]. *Energies*, 2022, 15(16): 6022.
- [15] Kumar R R, Karthik K, Elumalai P V, et al. Investigation of nano composite heat exchanger annular pipeline flow using CFD analysis for crude oil and water characteristics[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2023, 49: 103297.
- [16] Abdelhafiz M M, Hegele L A, Oppelt J F. Numerical transient and steady state analytical modeling of the wellbore temperature during drilling fluid circulation[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2020, 186: 106775.
- [17] Xu Ying, Wei Chenguang, Liu Xiaoyan, et al. Heat transfer characteristics of cascade phase change energy storage composite pipeline[J]. *Heat and Mass Transfer*, 2024, 60(8): 1441-1452.
- [18] Wilk J. Average temperature of the rotor of high-speed rotating heat exchanger during the period of thermal start-up[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005, 48(10): 2079-2089.
- [19] Zhang Yanyu, Chen Huijuan, Sun Xiaofei, et al. Opti-

- mization of thermal recovery strategies for offshore heavy oil reservoirs in Bohai Bay, China[J]. *Petroleum Science and Technology*, 2016, 34(2): 139-144.
- [20] Álvarez-Hostos J C, Mascotto M R, Bencomo A D, et al. A fully analytical solution for 1-D advection-conduction heat transfer problems with non-isothermal solid liquid phase change[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2024, 153: 107327.
- [21] Zhao Jian, Zhao Weiqiang, Chi Shengli, et al. Quantitative effects of different factors on the thermal characteristics of waxy crude oil pipeline during its shutdown[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2020, 19: 100615.
- [22] Li Hongying, Zhang Jinjun. Viscosity prediction of non-newtonian waxy crude heated at various temperatures[J]. *Petroleum Science and Technology*, 2014, 32(5): 521-526.
- [23] Wang Hui, Duan Menglan, An Chen, et al. Investigation of thermal behavior of long-distance multilayer pipeline with MicroPCM particles[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 153: 119605.
- [24] Wang Xin, Yang Lingxiao, Chen Zhenqian, et al. Analysis of coupled heat transfer and flow behaviors of supercritical CO₂ in horizontal circular tube[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2026, 117: 110064.
- [25] Kvamme B O, Peechanatt J, Gudmestad O T, et al. Heat loss of insulated pipes in cross-flow winds[J]. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 2019, 141(2): 021701.

(上接第 34 页)

- [36] Yu Dan, Wang Pan, Li Xingjun, et al. Study on the role of Fe species and acid sites in NH₃-SCR over the Fe-based zeolites[J]. *Fuel*, 2023, 336: 126759.
- [37] Wang Jingang, Zhang Jianbo, Xing Cheng, et al. Unique responses of Cu-SSZ-13 toward phosphorus: Al atoms on zeolite framework versus varied Cu species[J]. *Chemical Engineering Journal*, 2023, 455: 140379.
- [38] Jiang Meiyi, Yang Kun, Liu Yancheng, et al. Density functional theory of NO₂ and N₂O adsorption on the transition metal modified TiO₂ surface[J]. *Chemical Physics Letters*, 2024, 834: 140977.
- [39] Ma Ziran, Wu Xiaodong, Härelind H, et al. NH₃-SCR reaction mechanisms of NbO_x/Ce_{0.75}Zr_{0.25}O₂ catalyst: DRIFTS and kinetics studies[J]. *Journal of Molecular Catalysis A: Chemical*, 2016, 423: 172-180.
- [40] Lin Qingjin, Xu Shuhao, Zhao Hongyan, et al. Highlights on key roles of Y on the hydrothermal stability at 900 °C of Cu/SSZ-39 for NH₃-SCR[J]. *ACS Catalysis*, 2022, 12(22): 14026-14039.