

文章编号:1673-5005(2009)01-0103-06

热油管道防腐层大修期间热力参数的数值模拟

李 伟¹, 宇 波¹, 张劲军¹, 张争伟¹, 黄金萍²

(1. 中国石油大学 城市油气输配技术北京市重点实验室, 北京 102249;

2. 中油管道分公司 沈阳调度中心, 辽宁 沈阳 110031)

摘要:基于对防腐层大修期间施工进度与输油工况的合理简化,建立有开挖段站间热油管道正常运行的数学模型,并采用有限容积法对该模型进行数值离散;通过对该模型的数值求解,模拟防腐层大修期间不同环境条件、不同运行参数和开挖回填不同阶段管道沿线原油和土壤温度变化;再根据温度模拟结果,确定大修期间开挖站间的最大允许开挖长度。利用所编计算程序对 2006 年铁秦输油管道葫芦岛—绥中站间防腐层大修期间运行工况的模拟结果显示,进站油温平均计算偏差低于 1.0℃。若考虑防腐层大修期间管沟积水的影响,铁秦输油管道葫芦岛—绥中站间 7 月份最大开挖长度不超过 1.0 km;若不考虑则该站间 7 月份最大开挖长度不能超过 6.0 km。

关键词:热油管道;防腐层大修;开挖回填;有限容积法;数值模拟

中图分类号:TE 988

文献标识码:A

Numerical simulation of thermal parameter of hot oil pipeline during coating overhauling period

LI Wei¹, YU Bo¹, ZHANG Jin-jun¹, ZHANG Zheng-wei¹, HUANG Jin-ping²

(1. Beijing Key Laboratory of Urban Oil and Gas Distribution Technology, China University of Petroleum, Beijing 102249, China;

2. Shenyang Control Center of PetroChina Pipeline Company, Shenyang 110031, China)

Abstract: By simplifying the project schedule and operation condition of the hot oil pipeline during the period of the coating overhauling, a mathematical model of hot oil pipeline for the station space including exposed section was developed. The finite volume method was used in the discretization of the model. In this way, the oil and soil temperature changes along the pipeline during the coating overhauling period in different ambient temperature, operation parameter and different stage can be simulated. And the maximum permitted dig section length of a station space can be determined by the calculated result. Using the program, the operation condition of Huludao-Suizhong station space of Tieqin oil pipeline during the coating overhauling period in year 2006 was simulated. The results demonstrate that the average calculation error of inlet temperature is below 1.0℃. Considering the dig section's soak by the rainwater or not considering, the maximum permitted dig section length is not exceeding 1.0 km and 6.0 km in July respectively.

Key words: hot oil pipeline; coating overhauling; dig and backfill; finite volume method; numerical simulation

我国东北管网已运行 30 多年,为保证管道的安全运行,自 2005 年开始,对东北管网进行了有计划的防腐层大修。大修期间,需要对管道进行开挖,从而导致了管道输油工况的恶化。黄金萍等^[1]根据对大修期间埋地管道土壤热力条件的初步分析,提出了改善管道热力条件的措施,但所作

分析基于管道运行经验。为制定合理的大修期间运行方案,仍需从理论方面对防腐层大修期间管道热力参数变化进行分析,目前并未见对该问题研究的文献报道。大修期间若有气温突降、管沟积水等意外因素,开挖管段大幅散热将导致管道输送安全性下降。可见,在防腐层大修期间,现有

收稿日期:2008-07-08

基金项目:中国石油天然气股份有限公司项目(2005-3220)

作者简介:李伟(1978-),男(汉族),山东肥城人,博士研究生,主要从事油气储运专业理论与试验研究。

基于稳态运行的管理经验和研究成果^[2,7]已不完全适用。笔者通过对开挖回填管道热力状态变化的分析,建立适用于开挖回填期间管道热力参数模拟的数学模型,通过模拟结果与管线运行数据及实际测量数据的对比验证模型的合理性。在此基础上,提出防腐层大修期间站间最大允许开挖长度的确定方法。

1 开挖段站间热油管道运行数学模型

根据原油流动过程中实际情况,对所采用的计算模型作如下假设:

(1)管内同一截面上的原油温度均匀分布,即管内原油温度只是时间和管道轴向位置的函数;

(2)热油管道周围热力影响区域简化为矩形,该区域内土壤为各向同性的均匀介质;

(3)忽略原油轴向传热,将站间任意位置处的三维不稳定传热问题简化为二维不稳定传热问题。

基于上述假设,对于站间未开挖位置,参照图1,综合考虑管道横截面上原油、结蜡层、钢管、防腐层、土壤(管道热力影响区)和大气之间的相互影响,建立相应的数学模型。

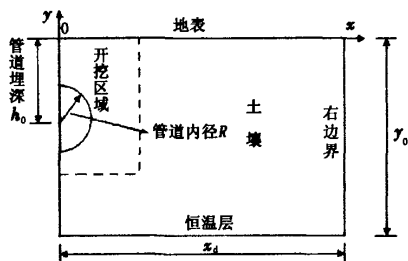


图1 埋地管道示意图

Fig.1 Sketch map of a buried pipe

油流的换热方程为

$$c_p \frac{dT}{d\tau} - \beta \frac{T}{\rho} \frac{dp}{d\tau} - \frac{fv^3}{2D} = -\frac{4q}{\rho D}; \quad (1)$$

结蜡层、管壁和防腐层的导热方程为

$$\rho_i c_i \frac{\partial T_i}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_i r \frac{\partial T_i}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\lambda_i \frac{\partial T_i}{\partial \theta} \right), \quad i=1,2,3; \quad (2)$$

土壤导热方程为

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \right). \quad (3)$$

边界条件为

$$\text{当 } r=D/2 \text{ 时, } \lambda_1 \frac{dT_1}{dr} = -\alpha_0 (T - T_0);$$

$$\text{当 } y=0 \text{ 时, } \lambda_s \frac{dT_s}{dy} = \alpha_a (T_s - T_a);$$

$$\text{当 } x \rightarrow x_d \text{ 或 } y \rightarrow y_d \text{ 时, } T_s = T_a;$$

$$\text{当 } x=0, -(h_0 - R) \leq y \leq 0 \text{ 或 } x=0, y \leq -(h_0 + R) \text{ 时, } \lambda_s \frac{dT_s}{dx} = 0.$$

式中, ρ 为原油密度, kg/m^3 ; τ 为时间, s ; v 为油流平均速度, m/s ; g 为重力加速度, m/s^2 ; p 为油流截面平均压力, Pa ; f 为达西摩阻系数; c_p 为原油比定压热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$; D 为管道内径, m ; q 为原油在单位管壁面积上单位时间的散热量, W/m^2 ; T 为原油温度, $^\circ\text{C}$; β 为原油膨胀系数, $^\circ\text{C}^{-1}$; ρ_i, c_i, T_i 和 λ_i 分别为第 i 层(结蜡层、管壁和防腐层)的密度(kg/m^3)、比热容($\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$)、温度($^\circ\text{C}$)、导热系数($\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$); r 为径向位置, m ; θ 为环向弧度, rad ; ρ_s 为土壤密度, kg/m^3 ; c_s 为土壤比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$; T_s 为土壤温度, $^\circ\text{C}$; λ_s 为土壤导热系数, $\text{W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$; x 为垂直于轴向的水平位置, m ; y 为深度, m ; α_0 为油流对管内壁的放热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; T_0 为管内壁温度, $^\circ\text{C}$; α_a 为地表向大气的放热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; T_a 为大气温度, $^\circ\text{C}$; T_n 为自然热力状态下的土壤温度, $^\circ\text{C}$; x_d 为热影响区域的边界至管中心的水平距离, m ; y_d 为热影响区域的边界至地表的垂直距离, m ; h_0 为管道埋深, m ; R 为管道最外层半径, m 。

对站间开挖段,管外介质变为空气,其边界条件处理为:

(1)在没有天气突变、泡水及回填的情况下,认为开挖段管道直接和空气对流换热,根据钢管的导热量和管外壁与大气对流换热量的平衡关系列方程。

(2)回填后,假定管道周围回填土壤温度均匀分布,初始温度为当时土壤自然温度。

(3)在有泡水的情况下,根据不同的泡水深度进行处理:①当泡水完全淹没开挖段输油管道时,对泡水区域进行网格划分,用水的物性参数求解泡水带走的热量;②当泡水段液面在管道下方,没有触及管道时,按照管道外壁和大气对流换热来处理;③当泡水淹没管道一部分,并没有完全淹没的时候,根据①、②两种方法按照泡水区域所占的比例来进行处理。

2 数学模型的数值离散

采用有限容积法对模型中二维非稳态导热方程

进行离散化,首先对管道周围矩形热力影响区域进行区域离散。图2为求解区域内网格划分示意图,图3为该区域内任意节点的控制容积示意图。针对任意的控制容积,导热方程(3)的积分形式如下:

$$\int_V \frac{\partial T}{\partial t} dV = \int_A \frac{\lambda}{\rho c_p} \nabla T dA. \quad (4)$$

式中, V 为控制容积的体积(对二维导热问题为控制容积的面积)矢量; A 为控制容积界面的面积矢量,其正方向与外法线单位矢量一致。

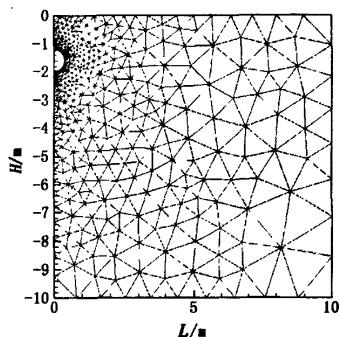


图2 计算区域网格划分

Fig.2 Grid distribution of a calculation region

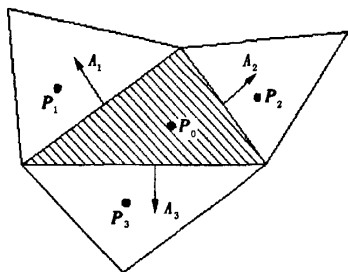


图3 三角形控制容积

Fig.3 A triangle control volume

将式(4)应用于图3中所示三角形控制容积,可得

$$\frac{T_{P_0} - T_{P_0}^0}{\Delta t} A_{P_0} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \sum_{j=1}^3 (\nabla T)_j A_j. \quad (5)$$

式中, A_{P_0} 为重心为 P_0 的三角形面积; T_{P_0} 和 $T_{P_0}^0$ 分别为时间间隔为 Δt 的当前时层和上一时层 P_0 点的温度; $(\nabla T)_j$ 为界面1,2,3上的平均温度梯度。 $(\nabla T)_j$ 可以通过节点上的温度梯度线性插值得到,即

$$\frac{\partial}{\partial (\nabla T)_{P_0}^i} \sum_{j=1}^3 \frac{1}{|d_j|} \left\{ \frac{T_{P_j} - T_{P_0}}{|d_j|} - (\nabla T)_{P_0} \frac{d_j}{|d_j|} \right\}^2 = 0, \quad i = 1, 2.$$

其中

$$(\nabla T)_j = \omega_{P_0} (\nabla T)_{P_0} + \omega_{P_j} (\nabla T)_{P_j}.$$

式中, ω_{P_0} 和 ω_{P_j} 为插值因子。

为了确定离散方程,采用最小二乘法来确定温度梯度 $(\nabla T)_{P_0}$,即

$$\frac{\partial}{\partial (\nabla T)_{P_0}^i} \sum_{j=1}^3 \frac{1}{|d_j|} \left\{ \frac{T_{P_j} - T_{P_0}}{|d_j|} - (\nabla T)_{P_0} \frac{d_j}{|d_j|} \right\}^2 = 0, \quad i = 1, 2. \quad (6)$$

式中, $(\nabla T)_{P_0}^i$ 表示 P_0 节点的温度梯度在 i 坐标轴上的分量; d_j 为从 P_0 到 P_j 的有向线段。

以矩阵形式表示,方程(5)可写成

$$(\nabla T)_{P_0} = G^{-1} h,$$

其中,矩阵 G 的4个分量和列矢量 h 的2个分量分别为

$$g_{kl} = \sum_{j=1}^3 \frac{d_j^k \times d_j^l}{|d_j|^3}, \quad k, l = 1, 2;$$

$$h_k = \sum_{j=1}^3 \frac{T_{P_j} - T_{P_0}}{|d_j|} \cdot \frac{d_j^k}{|d_j|^2}, \quad k = 1, 2.$$

式中, d_j^k 是矢量 d_j 的第 k 个分量。

根据所求出节点的温度梯度很容易用式(5)求出界面的温度梯度。为避免直接采用式(5)可能引起的方程失耦,可以采用显式修正的方式复耦:

$$(\nabla T)_j = (\omega_{P_0} (\nabla T)_{P_0} + \omega_{P_j} (\nabla T)_{P_j}) \times \left(1 - \frac{d_j}{|d_j|} \frac{d_j}{|d_j|} \right) + \frac{T_{P_j} - T_{P_0}}{|d_j|} \frac{d_j}{|d_j|}. \quad (7)$$

将式(7)代入式(5)整理得到如下离散方程:

$$a_{P_0} T_{P_0} = \sum_{j=1}^3 a_{P_j} T_{P_j} + b,$$

$$a_{P_j} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \frac{d_j A_j}{|d_j|^2}, \quad i = 1, 2, 3, \quad a_{P_0} = \sum_{j=1}^3 a_{P_j} + \frac{A_{P_0}}{\Delta t},$$

$$b = \frac{T_{P_0}^0 A_{P_0}}{\Delta t} + \frac{\lambda}{\rho c_p} \sum_{j=1}^3 (\omega_{P_0} (\nabla T)_{P_0} + \omega_{P_j} (\nabla T)_{P_j}) \left(1 - \frac{d_j}{|d_j|} \frac{d_j}{|d_j|} \right).$$

以上代数方程为一个主对角占优的方程,采用 Gauss-Seidel 迭代、共轭梯度等方法求解即可得到各节点的温度。当网格足够密时,所有节点上的温度值就代表了土壤的温度场。

3 开挖回填期间输油管道运行分析

3.1 计算实例

2006年铁秦线葫芦岛—绥中站间共有3个防腐层大修标段,各标段施工信息见表1。该站间长71.2 km,各标段距出站位置分别为30,39,60 km。利用程序计算时,回填土壤温度为18℃。管输原油为大庆含蜡原油,大修期间葫芦岛出站输量与出站

油温等运行参数变化见表 2。

表 1 葫芦岛—绥中站间各标段施工信息

Tablet 1 Information of each digged length of pipeline between Huludao and Suizhong station

标段	长度 L/km	开挖信息			回填信息		
		施工日期	竣工日期	日平均进度/km	施工日期	竣工日期	日平均进度/km
标段 1	3.4	4-14	5-28	0.075 556	4-14	5-30	0.072 34
标段 2	2.5	4-14	5-9	0.096	4-14	5-9	0.096
标段 3	2.0	4-16	5-29	0.045 455	4-17	5-30	0.045 455

表 2 防腐层大修期间葫芦岛出站运行参数

Table 2 Outlet operation parameter of Huludao station during coating overhauling period

日期	日输量 Q/kt	出站油温 $T_{out}/^{\circ}\text{C}$	日期	日输量 Q/kt	出站油温 $T_{out}/^{\circ}\text{C}$
4-14	16.018	59.50	5-8	12.758	57.60
4-15	15.707	59.70	5-9	15.642	60.20
4-16	17.858	56.80	5-10	15.412	60.10
4-17	16.925	63.60	5-11	15.680	61.20
4-18	18.764	63.10	5-12	15.437	62.30
4-19	22.901	60.50	5-13	15.557	61.30
4-20	16.298	53.80	5-14	15.346	62.80
4-21	12.898	56.60	5-15	15.808	61.30
4-22	16.944	62.10	5-16	15.473	61.00
4-23	16.714	62.50	5-17	14.728	62.60
4-24	15.536	64.50	5-18	15.457	62.70
4-25	15.465	63.80	5-19	15.528	48.90
4-26	15.007	64.80	5-20	15.846	61.60
4-27	15.187	64.30	5-21	15.625	61.50
4-28	15.933	63.30	5-22	20.956	54.10
4-29	17.116	60.90	5-23	21.348	55.00
4-30	16.536	61.30	5-24	19.213	50.20
5-1	16.501	60.30	5-25	13.318	44.20
5-2	16.339	58.60	5-26	18.999	54.20
5-3	16.192	59.90	5-27	17.348	49.90
5-4	15.881	60.60	5-28	17.980	48.40
5-5	15.645	60.40	5-29	16.643	48.90
5-6	15.666	61.30	5-30	16.612	57.10
5-7	15.756	59.10			

程序模拟大修期间该站间进站油温的变化趋势见图 4。

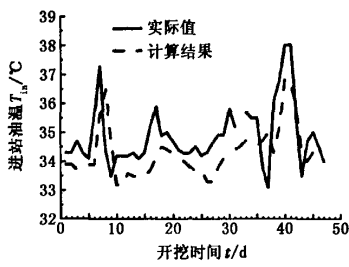


图 4 进站油温计算结果与实际值对比
Fig. 4 Comparison of calculation result with actual value of inlet oil temperature

计算结果与实际温度的平均偏差为 -0.6°C 。在原油流动过程中,管内油温不可直接测得,钢管外壁温度最接近管内油温。为此,在该站间距离出站 42 km(标段 2 下游)处安装钢管外壁温度测量装置,以监测大修期间开挖段原油温度变化(测温元件选用 PT100 A 级铂电阻,其测量范围为 $-50 \sim 100^{\circ}\text{C}$,测量精度 $\pm 0.5\%$,在大修期间进行连续测量)。图 5 为标段 2 大修期间,钢管外壁温度测量值与计算结果的对比。图中程序计算结果与实测温度值的变化趋势一致,二者之间平均偏差在 2.0°C 以内。

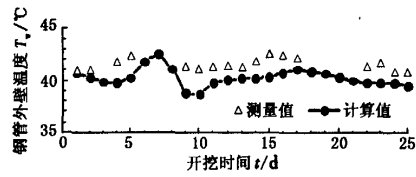


图 5 钢管外壁温度计算结果与实测值对比
Fig. 5 Comparison of calculation result with actual value of the wall temperature of the pipe

3.2 开挖管段对管道沿线原油温度的影响

当站间有开挖管段时,开挖管段的大幅散热影响到站间原油温度分布。若该站间 2 km 大修段同时开挖(站间距为 70 km,管道输量为 20 kt/d,出站油温 47°C ,开挖点与出站点距离 10 km,开挖长度 2 km,回填土壤温度 18°C),开挖段全部裸露在空气中,不同时间管道沿线原油温度分布见图 6。

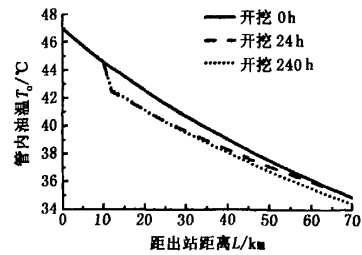


图 6 管道开挖后不同时间站间原油温度分布
Fig. 6 Oil temperature distribution along the pipeline at different time after digged

图 6 显示,管道开挖后,开挖管段原油温度明显

降低,随着开挖时间延长,开挖段原油所流经位置油温随之降低,导致全线原油平均温度降低。图7中,若保持开挖期间管道输量与出站油温不变,站间2 km开挖管段裸露30 d,进站油温降低0.95℃。

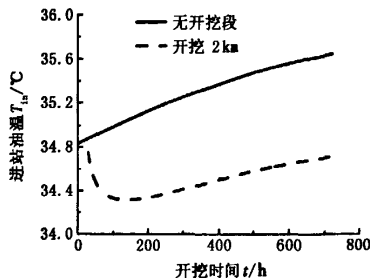


图7 管道开挖后不同时间进站油温变化

Fig.7 Inlet oil temperature change with time after digged

3.3 管道最大开挖长度的确定

我国现行技术规范 SY/T 5537^[8] 规定:热油管道所输原油或改性处理的原油进站最低温度应高于其原油凝点以上3℃。对于东北管网,需要保证进站油温在33℃。根据2005年生产报表统计,葫芦岛—绥中站间7月份日平均输量为19.839 kt,出站油温47.1℃。在该月正常气温条件下,该站间不同开挖段长度下计算得到进站油温见图8。

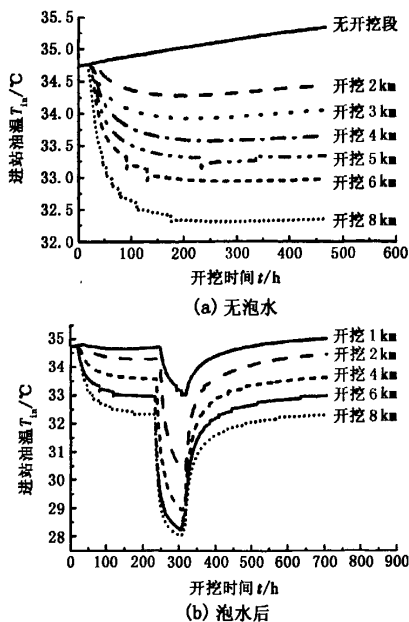


图8 不同开挖段长度时进站油温变化

Fig.8 Inlet oil temperature change with different digged length of the pipeline

图中显示,若保持管道进站油温33℃,单次最大开挖段长度不能超过6 km。

若防腐层大修期间突降暴雨,则开挖段管道可能被水浸泡。对于葫芦岛—绥中站间7月份运行工况,考虑开挖后管道有3 d积水,进站油温变化见图8(b)。计算结果表明,若考虑到管沟积水,管道最大开挖长度不能超过1.0 km。因此,若大修期间突降暴雨,必须采取相应的措施(提高出站温度、及时回填开挖管段、抽取管沟积水等),提高管道运行的安全性,并避免管道进行停输再启动操作。

4 结 论

(1)建立的开挖回填过程中管道热力模拟数学模型可以模拟不同环境条件、不同运行参数和不同开挖回填阶段管道沿线原油温度变化,这为制定防腐层大修期间合理的运行方案和施工方案提供了理论依据。

(2)进站油温的模型计算结果平均偏差小于1.0℃,钢管外壁温度的平均偏差小于2.0℃。

(3)若考虑防腐层大修期间管沟积水的影响,铁秦线葫芦岛—绥中站间7月份最大开挖长度不超过1.0 km;若不考虑,则同期最大开挖长度不能超过6.0 km。

参考文献:

- [1] 黄金萍,李俊国. 埋地管道防腐层大修对管道运行的热力影响[J]. 油气储运, 2006, 25(12): 37-42.
HUANG Jin-ping, LI Jun-guo. Analysis on the thermal impact of coating overhaul of buried pipeline on operating oil pipeline[J]. Oil & Gas Storage and Transportation, 2006, 25(12): 37-42.
- [2] 杨筱衡. 输油管道设计与管理[M]. 东营:石油大学出版社, 2006.
- [3] 古宾 BE(苏). 高粘高凝原油和成品油管道输送[M]. 陈祖泽,译. 北京:石油工业出版社, 1987.
- [4] 黄福其,张家猷,罗塘湖. 地下输油管道热工计算[J]. 石油学报, 1980, 1(1): 77-91.
HUANG Fu-qi, ZHANG Jia-qiu, LUO Tang-hu. Thermal calculation of buried pipeline[J]. Acta Petrolei Sinica, 1980, 1(1): 77-91.
- [5] 崔秀国,张劲军. 埋地热含蜡原油管道的非稳态传热问题[J]. 中国工程科学, 2003, 5(7): 77-82.
CUI Xiu-guo, ZHANG Jin-jun. Transient heat transfer problems for buried hot waxy crude pipelines[J]. Engineering Science, 2003, 5(7): 77-82.
- [6] ARCHER Rosalind A and O'SULLIVAN Michael J. Mod-

els for heat transfer from a buried pipe[R]. SPE 36763, 1997.

- [7] NEGIZ Antuan, HASTAOGLU Mehmet A, HEIDEMANN Robert A. Three-dimensional transient heat transfer from a buried pipe-I: laminar[J]. Chemical Engineering Science, 1993, 48(20):3507-3517.

- [8] 中华人民共和国石油天然气行业标准. SY/T 5537-92 原油输送管道运行技术管理规范[S]. 北京:石油工业出版社, 1992.

(编辑 沈玉英)

(上接第 98 页)

- [12] 张涛, 文学章. 吸引子维数计算的几点改进[J]. 浙江大学学报, 1993, 27(5):673-679.
ZHANG Tao, WEN Xue-zhang. Several improvements in the calculation of attractor dimension[J]. Journal of Zhejiang University, 1993, 27(5):673-679.
- [13] 赵吉文, 冯志华, 刘志刚, 等. 混沌理论与小波包分析

相结合的状态监测方法研究[J]. 振动与冲击, 2004, 23(4):21-25.

ZHAO Ji-wen, FENG Zhi-hua, LIU Zhi-gang, et al. Research on chaos theory and wavelet packet method in the field of condition monitoring [J]. Journal of Vibration and Shock, 2004, 23(4):21-25.

(编辑 沈玉英)

(上接第 102 页)

- [4] WANG H Y, JIANG Q C, ZHAO Y Q. Fabrication of TiB_2 and TiB_2 - TiC particulates reinforced magnesium matrix composites [J]. Materials Science and Engineering, 2004, 372(3):109-114.
- [5] 王引真, 石建稳, 李小龙. 超音速火焰喷涂技术的现状及展望[J]. 材料导报, 2004, 18(10):186-188.
WANG Yin-zhen, SHI Jian-wen, LI Xiao-long. The present and future situation of high velocity oxygen—fuel spraying technology[J]. Material Review, 2004, 18(10):186-188.
- [6] 姚海玉, 王引真, 王海芳, 等. Ti-Ni-C 系反应超音速火焰喷涂合成研究[J]. 石油大学学报:自然科学版, 2005, 29(5):84-88.
YAO Hai-yu, WANG Yin-zhen, WANG Hai-fang, et al. Study of reactive high velocity oxygen fuel spraying for Ti-Ni-C coatings[J]. Journal of the University of Petroleum, China(Edition of Natural Science), 2005, 29(5):84-88.
- [7] 王建江, 杜心康, 刘宏伟, 等. TiC-TiB_2 复相陶瓷涂层的反应火焰喷涂制备[J]. 复合材料学报, 2006, 23(4):100-105.

WANG Jian-jiang, DU Xin-kang, LIU Hong-wei, et al. TiC-TiB_2 multiphase ceramic coatings prepared by reactive flame spray [J]. Acta Materialae Compositae Sinica, 2006, 23(4):100-105.

- [8] ZHANG X H, ZHU C C, QU W, et al. Self-propagating high temperature combustion synthesis of TiC/TiB_2 ceramic-matrix composites [J]. Comp Sci Tech, 2002, 62(15):2037-2041.
- [9] 刘家浚. 材料磨损原理及耐磨性[M]. 北京:清华大学出版社, 1993:82.
- [10] 朱子新, 徐滨士, 马世宁. 高速电弧喷涂 Fe-Al/WC 复合涂层的摩擦学特性[J]. 摩擦学学报, 2003, 23(3):174-179.
ZHU Zi-xin, XU Bin-shi, MA Shi-ning. Tribological Properties of Fe-Al/WC composite coating prepared by high velocity arc spraying[J]. Tribology, 2003, 23(3):174-179.
- [11] 孙家枢. 金属的磨损[M]. 北京:冶金工业出版社, 1992:174.

(编辑 沈玉英)