

偶国富, 易玉微, 金浩哲, 等. 煤直接液化减压进料阀组数值模拟与优化[J]. 煤炭学报, 2015, 40(12): 2961-2966. doi: 10.13225/j.cnki.jccs.2015.0163

Ou Guofu, Yi Yuwei, Jin Haozhe, et al. Numerical simulation and optimization on coal liquefaction hypobaric charge-in valve[J]. Journal of China Coal Society, 2015, 40(12): 2961-2966. doi: 10.13225/j.cnki.jccs.2015.0163

煤直接液化减压进料阀组数值模拟与优化

偶国富¹, 易玉微¹, 金浩哲¹, 舒歌平², 王超¹, 陈小平¹, 叶浩杰¹

(1. 浙江理工大学 流动腐蚀研究所, 浙江 杭州 310018; 2. 神华集团有限责任公司 中国神华煤制油化工有限公司鄂尔多斯煤制油分公司, 内蒙古鄂尔多斯 017000)

摘要: 以煤液化减压塔进料前的角阀、球阀及相联管道(简称“减压进料阀组”)的冲蚀磨损失效为研究对象, 采用 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型、蒸发-凝结模型、随机轨道模型, 结合高温冲蚀磨损实验修正建立的冲蚀磨损模型, 数值计算分析了角阀典型开度下流速、相分率和壁面磨损率等参数的分布规律, 并结合实际损伤形貌验证了冲蚀磨损数值方法的正确性。研究结果表明: 角阀流道为缩放结构, 阀芯头部流速增加, 压力降低, 发生汽-液转换形成局部空化; 空化引起阀组流道内有效传输面积减小, 流体介质速度提高, 对固相颗粒的拖曳加速效应显著, 高速的颗粒碰撞壁面是造成球阀端面及出口管道冲蚀磨损的主要原因。基于等磨损速率对比分析角阀不同入口角度与球阀位置的对应关系, 提出优化方法。

关键词: 减压进料阀组; 冲蚀磨损; 数理模型; 数值模拟; 优化方法

中图分类号: TK730.2 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2015)12-2961-06

Numerical simulation and optimization on coal liquefaction -hypobaric charge-in valve

OU Guo-fu¹, YI Yu-wei¹, JIN Hao-zhe¹, SHU Ge-ping², WANG Chao¹, CHEN Xiao-ping¹, YE Hao-jie¹

(1. Institute of Flow Induced Corrosion, Zhejiang Sci-Tech University, Hangzhou 310018, China; 2. Ordos Coal Oil Company of China Shenhua Oil-coal to Liquid and Chemical Company Limited, Shenhua Group Corporation Limited, Ordos 017000, China)

Abstract: Angle valve, ball valve and connecting pipe (called as “hypobaric charge-in valve group”) in the front of coal liquefaction hypobaric tower were investigated in this study. RNG $k-\varepsilon$ turbulent model, evaporation-condensation model, stochastic trajectory model and erosion model, which was corrected by high temperature erosion-wear experiment, were used to calculate the distribution of velocity, phase fraction and erosion rate in the typical opening of angle valve; then the accuracy of numerical calculation was proved by actual damage morphology. The study shows that: the angle valve port, which is a reducing structure, leads to the increase of velocity in valve core, the decrease of pressure and the transition of liquid-vapor; the velocity of particle was accelerated by the increase of flow velocity on valve core head, the decrease of pressure, the high rate of gasification; the cavitation causes the decrease of effective transmission area of valve group, the increase of flow velocity, then the towing speed of solid increased significantly, so high-speed solid which impacts wall is the main reason for erosion wear. The relationship between the different inlet angles of angle valve and the position of ball valve was compared and analyzed to determine the optimization method of reducing wall erosion rate.

收稿日期: 2015-02-02 责任编辑: 张晓宁

基金项目: 国家自然科学基金委员会-神华集团有限公司煤炭联合基金资助项目(U1361107); 高等学校博士学科点专项科研基金资助项目(20133318120004); 浙江省教育厅科研资助项目(Y201329372)

作者简介: 偶国富(1965—), 男, 江苏苏州人, 教授, 博士。E-mail: ougf@163.com。通讯作者: 金浩哲(1982—), 男, 河南周口人, 讲师, 博士。E-mail: haozhejin@zstu.edu.cn

Key words: hypobaric charge-in valve group; erosion-wear; mathematical model; numerical simulation; optimization method

我国对煤炭直接液化技术的研究始于 20 世纪 70 年代末,直到 2001 年国家批准煤直接液化项目。2008 年,世界首套百万吨级煤直接液化示范工程建成并投入运行。示范工程中关键单元装置及设备均处于世界领先地位,处理量是德国、美国、日本目前工业试验装置的 30 倍以上^[1-2]。但煤炭直接液化系统,管道和设备中充满了固体煤粉、催化剂颗粒、矿物质等固体颗粒,这些含颗粒的多相流在高温、高压差情况下冲蚀壁面,对装置和设备造成严重的冲蚀磨损问题^[3-6]。针对含固多相流的冲蚀磨损问题国内外许多高校和学者都开展相关研究。如,Finnie^[7]、Mazumder^[8]、Burnetta^[9]等通过大量试验,得出磨损率与颗粒物性、冲击角度、冲击速度等相关影响因素之间的关系,提出磨损模型。现今,较多的学者采用在磨损模型的基础上的数值模拟方法^[10-13]。

本文针对煤液化示范工程减压塔之前的减压进料阀组汽-液-固三相流传输引起的严重冲蚀磨损现象,根据实际工况(压差、结构尺寸、多相流介质和阀组材料特性)进行数理建模,采用计算流体动力学软件 Fluent 数值模拟阀组内流动场及空化场,在此基础上采用颗粒轨道模型和沉积-磨损模型,结合冲蚀实验获得的冲击角度函数和速度指数,数值计算获得了典型角阀开度下减压进料阀组内壁面的磨损率大小及分布规律,结合管道衬套的实际损伤形貌和特征,验证了冲蚀磨损数值计算方法的正确性。运用该方法,对比分析了角阀典型开度下的磨损率大小及分布,为减压进料阀组的结构优化提供理论基础。

1 计算条件

减压进料阀组的几何结构如图 1 所示,调节阀为角阀,角阀入口角度 α 为 60° ,流道扩张角度 β 为 5° 。因角阀工作过程中,阀芯头部和阀喉部为缩放结构,压力及速度变化较大,故对该流动区域进行非结构网格局部加密,网格数量为 140 多万。对全计算流域进

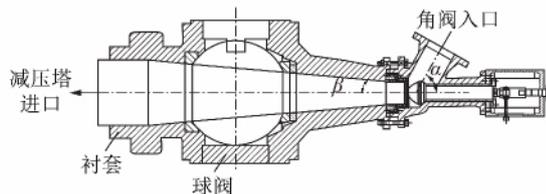


图 1 减压进料阀组几何结构

Fig. 1 Cross-sectional view of hypobaric charge-in valve group

行网格加密进行网格无关性验证,结果显示减压阀组进出口质量流量误差约为 1%,认为已达到网格无关性要求。

减压进料阀组的相关数据来自中国神华煤制油化工有限公司鄂尔多斯煤制油分公司 DCS 控制系统,汽、液、固三相物性参数来自对样品进行实验分析,见表 1。

表 1 多相流组成及物性参数

Table 1 Physical characteristics of multiphase flow

| 参数 | 进口 | 出口 |
|---|-----------------------|-----------------------|
| 温度/K | 679 | 603 |
| 压力/Pa | 701 325 | 2 740 |
| 边界条件 | 压力入口 | 压力出口 |
| 液相 密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 797.51 | 797.51 |
| 黏度/($\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$) | 0.000 214 | 0.000 214 |
| 质量流量/($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$) | 78.950 | 14.888 |
| 汽相 密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 0.156 | 0.156 |
| 黏度/($\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$) | 9.47×10^{-6} | 9.47×10^{-6} |
| 质量流量/($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$) | 0 | 64.062 |
| 固相 密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) | 1 727.743 | 1 727.743 |
| 颗粒平均粒径/ μm | 75 | 75 |
| 质量流量/($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$) | 13.072 | 13.072 |

2 计算模型

2.1 控制方程

混合相连续方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}_m) = 0 \quad (1)$$

式中 \mathbf{v}_m 为质量平均速度; ρ 为混合密度。

混合相动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{v}_m) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}_m \mathbf{v}_m) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu_m (\nabla \mathbf{v}_m + \nabla \mathbf{v}_m^T)] + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} + \nabla \cdot \left(\sum_{a=1}^n \lambda_a \rho_a \mathbf{v}_{dr,a} \mathbf{v}_{dr,a} \right) \quad (2)$$

式中 p 为压力; μ_m 为混合黏性; n 为相数; g 为重力加速度; F 为体积力; λ_a 为第 a 相的相分率; ρ_a 为第 a 相的密度; $\mathbf{v}_{dr,a}$ 为第 a 相的漂移速度。

从第 a 相的连续性方程,可以得到第 a 相的体积分数方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\lambda_a \rho_a) + \nabla \cdot (\lambda_a \rho_a \mathbf{v}_m) = -\nabla \cdot (\lambda_a \rho_a \mathbf{v}_{dr,a}) \quad (3)$$

2.2 湍流模型

湍流模型选择 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型,其湍动能和

耗散率输运方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k v_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_k \mu_m \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_K + G_b - \rho \varepsilon - Y_M \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon v_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_\varepsilon \mu_m \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon C_{1\varepsilon}}{k} G_K - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (5)$$

式中 k 为湍动能; ε 为耗散率; G_K 为由于平均速度引起的湍动能生成项; v_i 为流体在 i 方向的分速度; G_b 为由于浮力影响引起的湍动能生成项; Y_M 为可压缩湍流脉动膨胀对总的耗散率的影响; $C_{1\varepsilon}, C_{2\varepsilon}$ 为常数, 分别取 1.42, 1.68; α_k 和 α_ε 分别为湍动能及其耗散率的湍流普朗特数, 分别取 1.0, 1.2。

2.3 蒸发-凝结模型

蒸发-凝结模型是一个有物理基础的机械模型。

汽相控制的液-汽质量转换方程为

$$\frac{\partial(\alpha_v \rho_v)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_v \rho_v v_v) = m_{l \rightarrow v} - m_{v \rightarrow l} \quad (6)$$

其中 v 为汽相; l 为液相; α_v 为汽相分率; ρ_v 为汽相密度; v_v 为汽相速度; $m_{l \rightarrow v}$ 和 $m_{v \rightarrow l}$ 分别为由蒸发和凝结引起的质量转换。在不同温度下, 质量转换^[14]为

$$\begin{cases} m_{l \rightarrow v} = \text{coeff} \cdot \alpha_l \rho_l \frac{(T - T_{\text{sat}})}{T_{\text{sat}}}, T > T_{\text{sat}} \\ m_{v \rightarrow l} = \text{coeff} \cdot \alpha_v \rho_v \frac{(T - T_{\text{sat}})}{T_{\text{sat}}}, T < T_{\text{sat}} \end{cases} \quad (7)$$

式中 T 为流体的温度; T_{sat} 为蒸发温度, 由压力和液化重质油的组分确定, 可通过 ASPEN 仿真得到; α_l, ρ_l 分别为液相分率、液相密度; coeff 为一个时间松弛量^[14], 表示为

$$\text{coeff} = \frac{6}{d} \beta \sqrt{\frac{M}{2\pi R T_{\text{sat}}}} L \left(\frac{\rho_l}{\rho_l - \rho_v} \right)$$

其中 L 为潜热; R 为气体常数; M 为汽相质量; β 为汽相分子进入液相表面并被完全吸收的调节系数, 取 1.0; d 为气泡直径。

2.4 颗粒运动方程及轨道模型

采用拉氏坐标系下颗粒的作用力平衡方程计算颗粒轨道, 固相颗粒在笛卡尔坐标系下的运动方程为

$$\frac{\partial v_p}{\partial t} = F_d(v - v_p) + \frac{g(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_{\text{other}} \quad (8)$$

式中 v_p 为颗粒相速度; v 为混合相速度; ρ_p 为颗粒相密度; $F_d(v - v_p)$ 为单位质量颗粒相受到的曳力; $\frac{g(\rho_p - \rho)}{\rho_p}$ 为重力项; F_{other} 为其他作用力。

减压进料阀组内流态为湍流, 速度为时均速度 \bar{v} , 采用随机游走模型考虑湍流引起的颗粒扩散。因此, 式(8)中介质速度 $v = \bar{v} + v'$, 脉动速度 v' 满足高斯概率密度分布 $v' = \zeta \sqrt{(v')^2}$ 。

固相颗粒冲击金属表面时, 能量的损失将引起反弹速度小于冲击速度, 通常采用恢复系数描述该作用, 采用 Forder 等^[15-16] 实验总结获得的恢复系数公式为

$$e_N = 0.988 - 0.78\theta + 0.19\theta^2 - 0.024\theta^3 + 0.027\theta^4 \quad (9)$$

$$e_T = 1 - 0.78\theta + 0.84\theta^2 - 0.21\theta^3 + 0.028\theta^4 - 0.022\theta^5 \quad (10)$$

式中 e_N 为法向恢复系数; e_T 为切向恢复系数; θ 为入射角度。

冲蚀磨损模型^[14]为

$$E = \sum_{N=1}^{N_p} \frac{m_p C(d_p) f(\theta) v_p^{n(v)}}{A_{\text{face}}} \quad (11)$$

式中 E 为冲蚀磨损率; m_p 为颗粒质量; N_p 为颗粒数量; θ 为颗粒对壁面冲击角; $f(\theta)$ 为颗粒冲击角度的函数; $n(v)$ 为速度指数; A_{face} 为冲蚀面积; $C(d_p), f(\theta)$ 和 $n(v)$ 为进行冲蚀磨损率计算时, 所需设置的初始条件和材料壁面边界条件, 由实验获取。

减压阀组大部分的材质为 YG8, 利用自行研制的冲蚀磨损实验装置^[17] 开展针对不同颗粒冲击角度、冲击速度的磨损实验。采用分段函数描述相对磨损率 $f(\theta)$ 与冲击角 θ 之间的关系, 冲击角 θ 为 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ 时, 相对磨损率 $f(\theta)$ 分别为 0, 0.1, 0.31, 0.61, 0.90, 1.00, 0.82 (图 2)。通过对实验所得冲击速度和磨损率曲线, 获得速度指数 $n(v) = 2.3$ 。粒径函数 $C(d_p)$ 采用文献[18]中得出的试验值 1.1×10^{-10} 。

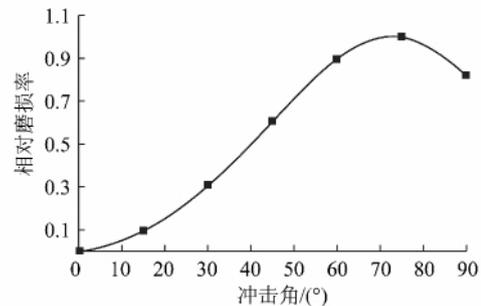


图 2 冲击角度和相对磨损率的关系

Fig. 2 Relationship between impingement angle and relative wear rate

数值计算中采用 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型, 压力-速度耦合为 PISO 算法, 压力、动量、湍动能、湍流扩散率

均为二阶迎风格式,体积分数用 QUICK 格式进行离散。壁面按固壁无滑移条件,近壁面采用标准壁面函数处理。

3 仿真结果分析与验证

3.1 空化流场

角阀的节流通道为缩放结构,当介质流经阀芯头部时,压力能转化为动能,压力下降,介质速度增加,当局部压力低于饱和蒸汽压时,产生液-汽相变,出现空化区域;反之,节流过程通过角阀喉部后,流道面积增加,动能转化为压力能,局部压力高于饱和蒸汽压时出现汽-液相变。

图 3 给出了减压进料阀组内部速度等值线,图中 3 条虚线从左到右依次代表球阀全开时球体出口端面、球体中心面和球体入口端面所在位置。图 4 为图 3 局部放大图给出了角阀区域的流线。从图 3 和图 4 可得,最高速度为 70 m/s,出现在角阀阀芯前端区域,阀芯头部产生局部回流速度约 35 m/s,介质回流冲击角阀阀芯头部,在存在固相颗粒的情况下易造成阀芯头部的流动磨损问题。

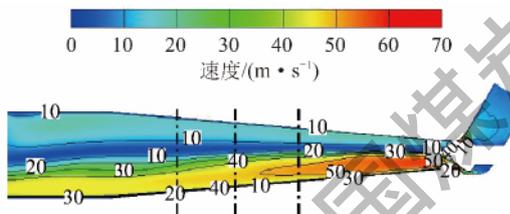


图 3 减压进料阀组内水平纵向切面速度场分布云图
Fig. 3 Velocity distribution of horizontal center section of hypobaric charge-in valve group

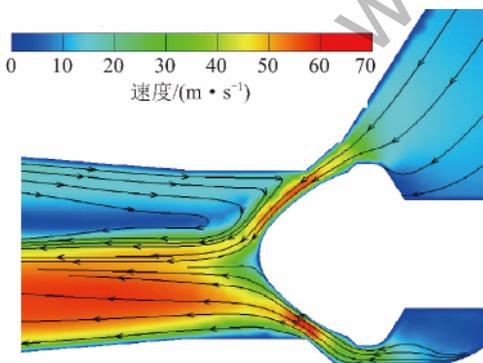


图 4 角阀区域的流线
Fig. 4 Streamline chart of angle valve area

图 5 给出了减压进料阀组内空化场云图,角阀阀头上段的汽相体积分数约为 0.9,液相体积为 0.1;角阀阀头下端汽相体积分数介于 0.5~0.7,球阀后部衬套顶部汽相分率介于 0.9~1.0。其中,由于角阀流道的缩放效应,节流后的流域空化作用强烈,汽相区域

占据减压阀组内大部分空间。空化后汽相速度显著提高。

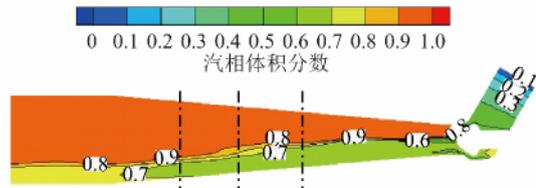


图 5 水平纵向切面汽相相分率

Fig. 5 Vapor phase fraction distribution of horizontal center section

图 6 给出了减压进料阀组内颗粒速度场的分布云图。角阀入口颗粒相速度约为 6.54 m/s,由于阀芯头部的节流作用,在液-汽相变过程中,汽相对颗粒相的加速作用显著增强,颗粒相速度最高加速到 62 m/s,在阀芯头部回流的影响下,引起阀芯头部的流动磨损问题。

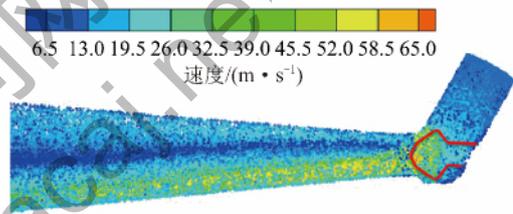


图 6 减压进料阀组内颗粒速度场分布云图
Fig. 6 Particle velocity distribution of hypobaric charge-in valve group

3.2 冲蚀磨损率分布

鉴于空化相变过程直接影响介质传输流量及速度分布,且由于相间存在黏度、密度差异,导致液-固、汽-固间动量传递的不同。因此,角阀的节流通道空化流场直接影响颗粒相在计算区域的分布。采用混合相密度、黏度和速度描述空化场流动,结合离散颗粒相与连续相的双相耦合建模,计算壁面冲蚀磨损率。

图 7 给出了减压进料阀组壁面冲蚀磨损率分布。可知,介质流经角阀阀芯后汽相对颗粒加速作用引起颗粒与壁面碰撞造成冲蚀磨损。其中在减压进料阀组内部的非光滑过渡部位,磨损率发生突变。磨损率突变部位出现在多处,如球阀出口衬套进口端。

为进一步分析球阀出口衬套壁面的冲蚀磨损率分布,定义球阀出口衬套出口端中心点为坐标原点,逆着流动方向(X 轴负方向)做一系列竖直切面,与壁面相交为一系列圆周,选取每条圆周线上的最大磨损率,获得球阀出口衬套上最大冲蚀磨损率分布规律,如图 8 所示。其中,衬套壁面最大磨损率出现在距离球阀出口衬套出口端 520~650 mm 区域。

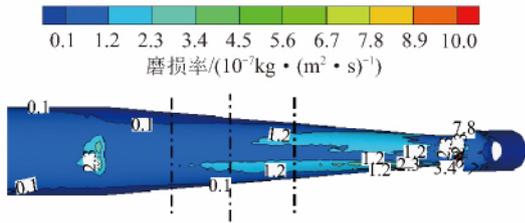


图 7 减压进料阀组壁面冲蚀磨损率分布

Fig. 7 Erosion rate distribution of wall about hypobaric charge-in valve group

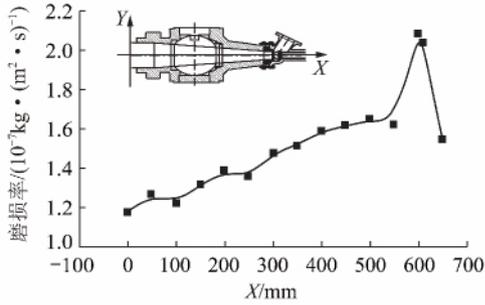


图 8 球阀出口衬套最大磨损率

Fig. 8 Max erosion rate distribution of ball valve export bushing

3.3 数值模拟验证

图 9 为检修时减压进料阀组球阀出口衬套的失效形貌,其中距离球阀出口衬套出口端 500~650 mm 处出现穿孔,与图 8 数值模拟预测获得的冲蚀磨损高危区域基本一致,说明冲蚀磨损数值模拟预测的正确性。



图 9 减压进料阀组球阀出口衬套的失效形貌

Fig. 9 Failure morphology of ball valve export bushing of hypobaric charge-in valve group

4 结构优化

球阀球体具有易冲蚀磨损的特点,对减压进料阀组而言,球阀处于角阀阀芯出口的渐扩流道内,其球体公称通径和球体的最小流道直径(阀体进口端直径)存在一定关系,见表 2^[19]。由表 2 可知,球阀球体最小流道直径越小,对应公称通径越小。

表 2 钢制球阀阀体的最小流道直径与公称通径^[19]

Table 2 Minimum flow diameter and nominal diameter of ball of steel ball valve^[19] mm

| 缩径 | 公称通径 | 缩径 | 公称通径 |
|-----|------|-----|------|
| 187 | 250 | 305 | 400 |
| 228 | 300 | 335 | 450 |
| 266 | 350 | 380 | 500 |

因此,可通过减小球阀球体最小流道直径达到减小减压进料阀组的球阀球体公称通径的目的。主要有两种方法:①直接将球阀沿流道方向前移对球体所在流道壁面磨损率的影响;②改变角阀入口角度对球体所在流道壁面磨损率的影响。

图 10 为角阀不同入口角度时减压进料阀组扩张流道内的最大磨损率折线图。由图 10 可知,越靠近球阀入口的壁面最大磨损率越大,故通过球阀前移减小球体公称通径,虽然能降低球阀制造难度,但会增大球阀入口端的冲蚀磨损失效风险;角阀的入口角度对扩张流道壁面不同位置的磨损率分布影响显著,但均处于同一量级(10^{-7})。对于球体而言,最容易失效的是球体入口端面,在图 10 上过角阀入口角度为 60° 的球体进口端面做水平线,与其它角阀入口角度的最大磨损率曲线相交,做等磨损率处理,可得到在保证球阀入口端的冲蚀磨损失效风险不变的情况下球体入口端面允许移动的距离(表 3)。从表 3 可知,角阀入口角度为 45° 时,可移动的距离最大为 425 mm。

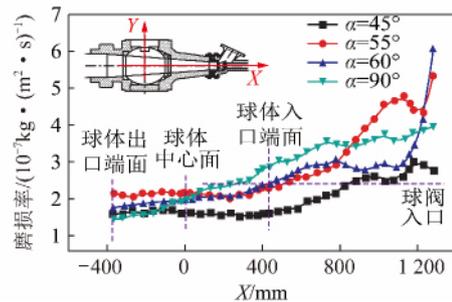


图 10 角阀不同入口角度时扩张流道最大相对磨损率分布

Fig. 10 Max erosion rate distribution of expansion channel in different inlet angle of angle valve

表 3 球体入口端面可以移动的距离

Table 3 Moving distance of inlet surface of ball

| 角阀入口角度/($^\circ$) | 60 | 45 | 55 | 90 |
|---------------------|-----|-----|-----|------|
| 坐标/mm | 404 | 829 | 492 | 250 |
| 右移距离/mm | 0 | 425 | 88 | -154 |

4 结 论

(1) 建立了煤液化减压进料阀组的冲蚀磨损数

理模型,提出运用空化场和颗粒场相结合的方法数值预测进料阀组的冲蚀磨损率分布规律,并结合实际案例验证了数值方法的正确性。

(2) 角阀流道为缩放结构,介质经过角阀喉部节流作用,压能转化为动能,液体汽化剧烈,产生局部空化区域,流速增加对固相颗粒的加速效果明显;

(3) 颗粒经加速作用之后,碰撞壁面造成材料冲蚀磨损失效,在减压进料阀内部的非光滑过渡部位磨损率容易发生突变,如球阀出口衬套进口端。

(4) 改变角阀入口角度,在保持球体入口端磨损率不变的情况下,将角阀入口角度从 60° 改为 45° 时,球体可前移的距离最大为 425 mm,可为减压进料阀组的优化设计,降低制造难度提供参考。

参考文献:

- [1] 朱豫飞.煤直接液化与残渣热解联合加工技术[J].煤炭学报, 2013, 38(8): 1454-1458.
Zhu Yufei. Integrated process of direct coal liquefaction and its residues pyrolysis [J]. Journal of China Coal Society, 2013, 38(8): 1454-1458.
- [2] 张玉卓.神华现代煤制油化工工程建设与运营实践[J].煤炭学报, 2011, 36(2): 179-184.
Zhang Yuzhuo. Engineering construction and operation practice of modern coal chemical industry in Shenhua [J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(2): 179-184.
- [3] Gadhikar A A, Sharma A, Goel D B, et al. Fabrication and testing of slurry pot erosion tester [J]. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2011, 64(4-5): 493-500.
- [4] Desale G R, Paul C P, Gandhi B K, et al. Erosion wear behavior of laser clad surfaces of low carbon austenitic steel [J]. Wear, 2009, 266(9): 975-987.
- [5] Desale G R, Gandhi B K, Jain S C. Particle size effects on the slurry erosion of aluminium alloy (AA 6063) [J]. Wear, 2009, 266(11): 1066-1071.
- [6] Fu Xiaojin. The optimum design of the pressure control spring of the relief valve based on neural networks [J]. Journal of Coal Science Engineering, 2006, 12(1): 119-123.
- [7] Finnie I. The influence of impingement angle on the erosion of ductile metals by angular abrasive particles [J]. Wear, 1992, 152(1): 91-98.
- [8] Mazumder Q H. Experimental investigation of the location of maximum erosive wear damage in elbows [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2008, 130(1): 011303-011309.
- [9] Burnetta A J, Reed A R, De Silvab S R. Comparisons between "sand blast" and "centripetal effect accelerator" type erosion testers [J]. Wear, 1995, 186(1): 168-178.
- [10] Subhash N S, Samyak Jain. Coiled tubing erosion during hydraulic fracturing slurry flow [J]. Wear, 2008, 264(3-4): 279-290.
- [11] Girish R D, Bhupendra K G, Jain S C. Slurry erosion of ductile materials under normal impact condition [J]. Wear, 2008, 264(3-4): 322-330.
- [12] Casoli P, Vacca A, Berta G L. A numerical procedure for predicting the performance of high pressure homogenizing valves [J]. Simulation Modelling Practice and Theory, 2010, 18(2): 125-138.
- [13] Gnanavelu A, Kapur N, Neville A, et al. A numerical investigation of a geometry independent integrated method to predict erosion rates in slurry erosion [J]. Wear, 2011, 271(5): 712-719.
- [14] Fluent Inc. Fluent 13.0 user's guide [J]. New Hampshire, USA, 2010.
- [15] Grant G, Tabakoff W. Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles [J]. Journal of Aircraft, 1975, 12(5): 471-478.
- [16] Grant G, Tabakoff W. Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles [J]. Journal of Aircraft, 1975, 12(5): 471-478.
- [17] 龚宝龙.煤液化高温调节阀流动磨损预测及校核研究[D].杭州:浙江理工大学, 2014.
Gong Baolong. Flow induced erosion failure prediction and verification research of coal liquefaction high temperature regulating valve [D]. Hangzhou: Zhejiang Sci-Tech University, 2014.
- [18] Wakeman T, Tabakoff W. Measured particle rebound characteristics useful for erosion prediction [A]. ASME 1982 International Gas Turbine Conference and Exhibit [C]. American Society of Mechanical Engineers, 1982.
- [19] 阀门设计手册[M].北京:机械工业出版社, 1992: 250-255.
Valve design manual [M]. Beijing: China Machine Press, 1992: 250-255.