排灌机械工程学报
Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering
2012 年 9 月 Sept. 2012
第 30 卷 第 5 期 Vol. 30 No. 5

doi:10.3969/j.issn.1674-8530.2012.05.020

基于动量定理的气举提升系统建模与分析

胡东[1]，唐川林[1]，廖振方[2]
（1. 湖南工业大学机械工程学院，湖南 株洲 412008；2. 重庆大学机械工程学院，重庆 401331）

摘要：为了寻求气举提升系统理论建模的新方法，基于动量定理构建气举管内混合流体控制方程，应用线性化处理手段并结合理论分析及相关经验公式，数值计算得出气、液和固体体积通量三者的函数关系. 为了试验验证理论模型的可靠性，选用中等粒径普通河沙为测试颗粒，建立室内扬沙系统，得出了排液量、排沙量随气量值的变化规律，并与理论值进行对比. 结果表明：影响该模型的因素较为复杂，但其计算结果由于采用线性化处理手段而较易实现. 该模型对排液量的预测精度较高，其相对误差大部控制在 8% 以内，而对排沙量的预测精度较前者稍低. 当只对气-液两相输送时，其理论模型预测精度更高，其相对误差基本在 6% 以内. 另外，对应中等气量范围内，理论值与实测值吻合较好，而对应其他工况下两者吻合程度有所下降，且在峰值处吻合程度最差. 研究成果为更好地理解和优化气举各参数提供重要的参考.

关键词：气举；动量定理；混合流体；体积通量；相对误差
中图分类号：S277.9；TD432　**文献标志码**：A　**文章编号**：1674-8530(2012)05-0592-06

Modeling and analysis of airlift pumping system based on momentum theorem

Hu Dong[1], *Tang Chuanlin*[1], *Liao Zhenfang*[2]
(1. College of Mechanical Engineering, Hunan University of Technology, Zhuzhou, Hunan 412008, China; 2. College of Mechanical Engineering, Chongqing University, Chongqing 401331, China)

Abstract: In order to look for a new method to establish theoretical models for airlift pumping systems, the mixture flow governing equations were constructed for an airlift pump based on the momentum theory, and the relations among the volumetric fluxes of air, water and solid were obtained numerically by using linearization approach, theoretical analysis and empirical formulas. A river sand airlift pumping system was built in laboratory, and ordinary river sands of medium size were selected as test solid particles to investigate the reliability of the model. The relations between volumetric fluxes of both water and solid and that of air were obtained experimentally and were compared with that evaluated by the theoretical model. It showed that many complicated factors had effect on the model, and therefore it had to be linearized to make the flow parameters prediction easier. The model exhibited a good accuracy for water volumetric flux prediction and the relative errors were almost less than 8%, while slightly poor for solid volumetric flux prediction. Moreover, the model presented more accurately for air/water two phase pumping system and the relative errors were less than 6%. In addition, the theoretical evaluation matched well with the experimental observation at moderate air volumetric flux, while showed slightly poor under other conditions especially at its peak values. The results can provide an important

收稿日期：2011-10-21
基金项目：科技部国际科技合作项目(2008DFA70300)；湖南工业大学自然科学研究项目(2011HZX10)
作者简介：胡东(1980—)，男，湖南常德人，讲师(hudong_9@126.com)，主要从事流体机械和水射流技术研究.
唐川林(1963—)，男，湖南邵阳人，教授(Tcl5608@126.com)，主要从事流体机械和水射流技术研究.

reference for understanding and optimizing various parameters of airlift pumping systems.

Key words: airlift; momentum theorem; mixed fluid; volumetric flux; relative error

气举(也称气力提升泵，airlift pump)是以压缩空气为工作介质，抽吸和压送液体或浆体的流体输送机械. 气举本身没有运动部件，结构非常简单，是举升矿浆、石油及输送危险性化工液体有效而可靠的工具.

针对气举输送固体颗粒的研究工作，早期以 Kato 等[1]为代表，他们基于两相流理论和能量守恒定律对管内混合流体建模，并试验分析了气量值、管径、提升高度等基本参数对气举工作特性曲线的影响规律，但由于未考虑气体压缩性等其他复杂物理特性，因而理论值与试验值相差较大. Saito 等[2]较早进行了锰结核气举提升试验(提升高度达 200 m)，对管内压力分布特性及脉动特性进行了分析，并基于动量定理建立了压力损失模型. 裴江红等[3]基于能量消耗最小原理，通过对修正后的单相气流、气-液和气-固两相流压降数学模型的叠加，建立了适合于均匀粒径小颗粒矿砂输送的三相流压降数学模型，并得知在环状流态时管内混合流体运动相对稳定. Khalil 等[4]和 Hanafizadeh 等[5]对气举的喷射方式进行了探讨，得出了特定工况下较为合理的喷射器结构形式；Todoroki 等[6]和 Liang 等[7]基于能量守恒导出了气举举升效率的模型，这对于评价气举工作特性有重要意义；Pougatch 等[8]将固、液两相比拟为伪均质流体，以气-液分相流模型为基础，建立了管内气-浆体两相的连续性方程和动量方程并进行了数值模拟，该模型对应颗粒直径范围非常窄(25～50 μm)，不宜预测大颗粒的运动特性. Yoon 等[9]基于质量守恒提出了气举管内瞬态三相流体动力学模型，并基于欧拉方程应用有限差分法计算管内各相压力、浓度分布(气含率、固含率和液含率)以及速度等主要参数，但该模型仅适用于活塞流和搅拌流，且缺乏相关试验佐证. 另外，Cazarez 等[10]，Xia 等[11]，龙新平等[12-13]和裴江红等[14]都曾致力于提高气举理论模型预测精度的研究工作，取得了显著成效.

为了寻求气举理论模型建立的新方法，文中基于动量定理，建立气举提升管内混合流体的控制方程，以有效避开气-液-固三相之间内部复杂作用力分析，并通过试验验证该模型方程的可靠性，以期获得精确、高效和通用性强的气举理论模型.

1　基于动量定理的气举控制方程

气举提升模型如图 1 所示，z 为提升管轴向，p 为轴向压强分布，E，I 和 O 分别代表提升管底部、进气口及排料口. 针对固体物料输送，管内混合流体由两段组成：下段(E 至 I)为固-液输送段，上段(I 至 O)为气-液-固三相段，两段分界面以进气口中心处横截面为准.

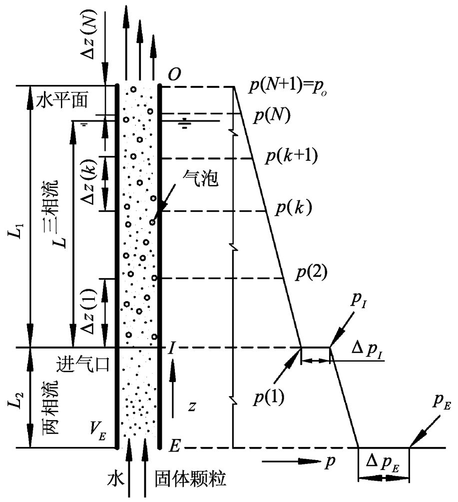

图 1　气举装置模型简图及轴向压强分布图

Fig. 1　Sketch of typical airlift pump and pressure distribution along pipe

选取提升管内混合流体由 E 至 O 段为控制体，按固体颗粒粒径和密度分别在两相段和三相段将其划分为 m_1 和 m_2 等份. 简化控制体，对其进行受力分析，如图 2 所示.

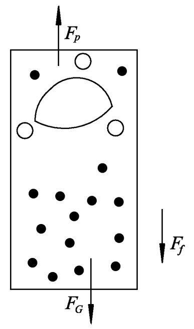

图 2　气举模型受力简图

Fig. 2　Schematic view of airlift model

由动量定理可得

$$\sum_{i=1}^{n} F_i = \frac{\Delta I}{\Delta t}, \tag{1}$$

$$(F_p - F_G - F_f)\Delta t = \Delta I = I_1 - I_2, \tag{2}$$

式中：F_i 为控制体作用力，N；I_1，I_2 分别为控制体流出断面和流入断面动量，kg · m/s；F_p 为控制体底部所受水压力，N；F_G 为控制体重力，N；F_f 为管壁对控制体摩擦力，N.

各参量计算如下：

$$F_p = A[\rho_L g(L_2 + L)],$$

$$F_G = A\int_E^I[\rho_L\beta_{L,LS} + \sum_{i=1}^{m_1}\rho_S(i)\beta_{S,LS}(i)]g\mathrm{d}z + A\int_I^O[\rho_g\beta_{g,3} + \rho_L\beta_{L,3} + \sum_{i=1}^{m_2}\rho_S(i)\beta_{S,3}(i)]g\mathrm{d}z,$$

$$F_f = \pi D\int_E^I\tau_{LS}\mathrm{d}z + \pi D\int_I^O\tau_3\mathrm{d}z,$$

$$I_1 = A[J_{g,O}\rho_{g,O}u_{g,O}\Delta t + J_L\rho_L u_{L,O}\Delta t + \sum_{i=1}^{n}J_S(i)\rho_S(i)u_{S,O}(i)\Delta t],$$

式中：下标 g，L，S 分别表示气、液、固相；下标 LS 表示液固相；下标 3 表示气 – 液 – 固三相；A 和 D 分别为控制体横截面积（m^2）与直径（m）；ρ 为密度，kg/m^3；J 为体积通量，定义为单位面积内的体积流量，m/s；u 为速度，m/s；τ 为摩擦剪切应力，Pa；β 为体积分数；L_1 为排料口至进气口距离，m；L_2 为提升管底部至进气口距离，m；L 为进气口至水槽液面距离，m.

将以上参量式子代入式（2），可得对控制体的总动量方程为

$$A[\rho_L g(L_2 + L)] - A\int_E^I[\rho_L\beta_{L,LS} + \sum_{i=1}^{n}\rho_S(i)\beta_{S,LS}(i)]g\mathrm{d}z - A\int_I^O[\rho_g\beta_{g,3} + \rho_L\beta_{L,3} + \sum_{i=1}^{n}\rho_S(i)\beta_{S,3}(i)]g\mathrm{d}z - \pi D\int_E^I\tau_{LS}\mathrm{d}z - \pi D\int_I^O\tau_3\mathrm{d}z - A[J_{g,O}\rho_{g,O}u_{g,O} + J_L\rho_L u_{L,O} + \sum_{i=1}^{n}J_S(i)\rho_S(i)u_{S,O}(i)] - A[J_L\rho_L u_{L,E} + \sum_{i=1}^{n}J_S(i)\rho_S(i)u_{S,E}(i)] = 0. \tag{3}$$

显然，要精确计算式（3）较难，尤其对于气 – 液 – 固三相段. 因此笔者将其划分为 N 小段，各段压强变化认为是线性的，各结点对应绝对压强分别为 $p(1)$，$p(2)$，…，$p(N+1)$，其中 $p(N+1) = p_O = p_0$（p_0 为标准大气压），如图 1 所示. 方程（3）各项按以下步骤进行计算.

对式（3）第 1 项 F_p，其计算过程最为简单，以下主要阐述后 6 项的计算方法.

第 2 项为固 – 液混合段流体重力，若固体颗粒直径大致接近且认为其均匀分布于流体中，则

$$A\int_E^I[\rho_L\beta_{L,LS} + \sum_{i=1}^{m_1}\rho_S(i)\beta_{S,LS}(i)]g\mathrm{d}z = A(\rho_L\beta_{L,LS} + \rho_S\beta_{S,LS})gL_2. \tag{4}$$

针对固 – 液段，$\beta_{S,LS} = 1 - \beta_{L,LS}$，且易于测定.

计算三相混合流体重力（即第 3 项）时，由于气泡运动的非线性特征，因而只能近似认为第 k 段内混合流体均匀分布，则

$$A\int_I^O[\rho_g\beta_{g,3} + \rho_L\beta_{L,3} + \sum_{i=1}^{m_2}\rho_S(i)\beta_{S,3}(i)]g\mathrm{d}z = A\sum_{k=1}^{N+1}[\rho_g(k)\beta_{g,3}(k) + \rho_L\beta_{L,3}(k) + \rho_S\beta_{L,3}(k)]g\Delta z(k), \tag{5}$$

式中：$\beta_{S,3} = J_S/u_S$ 定义为三相段固体颗粒的体积分数.

由 Sato 等[15]的研究结果，u_S 可表示为

$$u_S = c\frac{q_{m3}}{\rho_{A3}} + u_{SW}, \tag{6}$$

式中：c 为分布系数；q_{m3} 为三相段混合流体质量流量，kg/s；ρ_{A3} 为三相段混合流体的表观密度，kg/m^3；u_{SW} 为固体颗粒在假想的静态三相流体中的沉降速度，m/s.

对 c，q_{m3}，ρ_{A3} 和 u_{SW} 的求解见以下 4 个式子：

$$c = 1 + c_1\exp\left(-5\frac{\beta_{S,3}}{1-\beta_{g,3}}\right),$$

$$q_{m3} = \rho_g J_g + \rho_L J_L + \rho_S J_S,$$

$$\rho_{A3} = \left(\frac{\rho_3}{\rho_{LS,3}}\right)^{1.5}\rho_{LS,3},$$

$$u_{SW} = \left[1 - \left(\frac{d_S}{D}\right)^2\right]\left(1 - \frac{\beta_{S,3}}{1-\beta_{g,3}}\right)^{2.4}\sqrt{\frac{\frac{\rho_L}{\rho_{A3}}K - 1}{K - 1}}u_{ST},$$

式中：c_1，K，d_S 和 u_{ST} 分别为颗粒的形状系数、颗粒比密度、颗粒直径（m）以及单颗粒在静水中的自由沉降速度（m/s）；ρ_3 和 $\rho_{LS,3}$ 分别为三相段混合流体平均密度及其中固 – 液浆体密度（kg/m^3），算式为

$$\rho_3 = \rho_g\beta_{g,3} + \rho_L\beta_{L,3} + \rho_S\beta_{S,3},$$

$$\rho_{LS,3} = \rho_L\frac{\beta_{L,3}}{1-\beta_{g,3}} + \rho_S\frac{\beta_{S,3}}{1-\beta_{g,3}}.$$

对于三相段气体体积分数 $\beta_{g,3}$，其求解式为

$$\beta_{g,3} = \left\{1 + 0.4\frac{\rho_g}{\rho_{LS,3}}\left(\frac{1}{x} - 1\right) + 0.6\frac{\rho_g}{\rho_{LS,3}}\left(\frac{1}{x} - 1\right)M\right\}^{-1},$$

其中：$M = \left[\dfrac{\dfrac{\rho_{LS,3}}{\rho_g} + 0.4\left(\dfrac{1}{x} - 1\right)}{1 + 0.4\left(\dfrac{1}{x} - 1\right)}\right]^{0.5}$；$x = \rho_g J_g/q_{m3}$.

若给定参数,即可求得 $\beta_{S,3}$ 和 $\beta_{g,3}$,则三相段液相体积分数 $\beta_{L,3}$ 为

$$\beta_{L,3} = 1 - \beta_{S,3} - \beta_{g,3}.$$

而对于两相段(从 E 至 I)其固体颗粒体积分数与液相体积分数,可令三相段 J_g 与 $\beta_{g,3}$ 为 0 而得.

式(3)第 4,5 项分别为固－液段和三相段管壁对控制体的摩擦阻力,分别表示为

$$\pi D\int_E^I \tau_{LS}\mathrm{d}z = A\left(\frac{\Delta p_{f,LS}}{\Delta z}L_2 + \Delta p_E\right), \qquad (7)$$

$$\pi D\int_I^O \tau_3\mathrm{d}z = A\left[\sum_{k=1}^{N+1}\frac{\Delta p_{f,3}(k)}{\Delta z(k)}\Delta z + \Delta p_I\right], \qquad (8)$$

式中:$\Delta p_{f,LS}/\Delta z$ 和 $\Delta p_{f,3}(k)/\Delta z(k)$ 分别为两相段及三相段压强梯度损失,Pa/m;Δp_E 为控制体进口 E 处压强损失,包括沿程压强损失和局部压强损失;Δp_I 为进气口 I 处压强损失,即两相段末和三相段初始位置的压强差值$|p(1) - p_I|$.

设固体颗粒粒径均相等,对 $\Delta p_{f,LS}/\Delta z$ 可按照 Sato 提出的公式进行计算[15],例如:

$$\frac{\Delta p_{f,LS}}{\Delta z} = \lambda_{LS}\frac{\rho_{LS}(J_L + J_S)^2}{2D}, \qquad (9)$$

式中:$\rho_{LS} = \rho_L\beta_{L,LS} + \rho_S\beta_{S,LS}$;$\lambda_{LS} = 0.316Re_{LS}^{-0.25}$,$Re_{LS} = (J_L + J_S)D/\mu_L$,$\mu_L$ 为液体的动力黏度,Pa·s.

计算三相段压强梯度损失时,管内控制体视为气－浆体两相流,根据 Sato 等[15]提出的经验公式,其梯度损失可表达为

$$\varphi_{LS}^2 = \left(\frac{\Delta p_{f,3}(k)}{\Delta z(k)}\right) \div \left(\frac{\Delta p_{f,LS}}{\Delta z}\right) = 1 + \frac{21}{\chi} + \frac{1}{\chi^2}, \qquad (10)$$

式中:χ 为三相流中浆体(固－液混合流体)摩擦损失梯度与气相摩擦损失梯度的比值:

$$\chi^2 = \left(\frac{\Delta p_{f,LS}}{\Delta z}\right) \div \left(\frac{\Delta p_{f,g}}{\Delta z}\right), \frac{\Delta p_{f,g}}{\Delta z} = \lambda_g\frac{\rho_g J_g^2}{2D},$$

$\lambda_g = 0.316Re_g^{-0.25}$,$Re_g = J_{g,O}D/\mu_g$,$\mu_g$ 为气体的动力黏度.

由 Weber 等[16]提出的压强损失方程,Δp_E 和 Δp_I 分别为

$$\Delta p_E = (\xi + \xi_E)\frac{\rho_{LS}}{2}(J_L + J_S)^2, \qquad (11)$$

$$\Delta p_I = \xi_I\left[\frac{\rho_{LS,3}}{2}\left(\frac{J_L + J_S}{1 - \beta_{g,3}}\right)^2 - \frac{\rho_{LS}}{2}(J_L + J_S)^2\right], \qquad (12)$$

式中:ξ,ξ_E 分别为控制体进口局部阻力系数和沿程阻力系数;ξ_I 为进气口压强损失系数.

显然,式(11),(12)均沿用单相流压强损失模型方程,且在三相段中忽略了气体的动能.

式(3)第 6 项与第 7 项之差则为单位时间内控制体在进、出口动量变化值.

最后将上述各项代入式(3),由数值计算方法即可求得气、液和固体体积通量(即 J_g,J_L 和 J_S)三者的函数关系.

2　模型方程与试验结果对比

为了分析所建模型对于排沙量和排水量的预测精度,笔者设计了小型提沙装置,如图 3 所示,主要由空压机、气举头、提升管和集沙槽组成. 该装置除具有传统气举效能外,还由于高速气流在输送管中产生强烈的动量交换而兼有射流泵的功能,因而使得气举工作性能得到了极大改善.

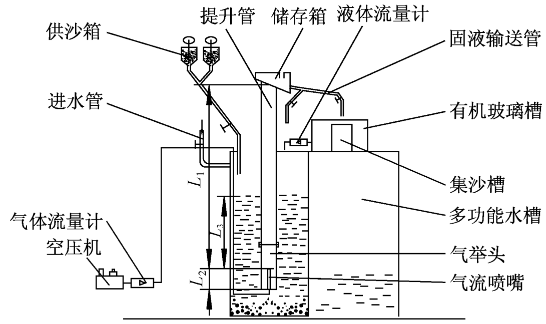

图 3　试验系统示意图

Fig. 3　Schematic of experimental setup

试验模拟提升高度(气举底部至排料口距离)为 2 000 mm,管内径 90 mm. 测试颗粒选用普通河沙,平均粒径为 3 mm,密度 2 540 kg/m^3.

试验中调节供水管阀门以保持水槽液面平衡,同时使气体通过蓄能器以降低其在喷嘴出口处的速度波动,确保气举处于恒稳工作状态. 为了分别测量水流量和河沙质量流量,水被导入有机玻璃槽中经流量计测量,而河沙则被引入集沙箱,每次试验完毕取出固体颗粒烘干后测量. 试验中对水和河沙分别测量 5 次,并取平均值.

气体流量由空压机流量阀决定,并通过 LZB－50 型流量计进行测量,其测量范围为 0～100 m^3/h,且基本误差限控制在 ±1.5% 内;水流量采用 LZB－100F 型流量计测量,其测量范围和基本误差限分别为 $8 < Q_g < 40$ m^3/h 和 ±2.5%. 颗粒质量流量 q_S 定义为单位时间内排沙总量,其不确定度为 ±1.5%. 则 J_g, J_L 和 J_S 分别为

$$J_g = Q_g/A_g,\ J_L = Q_L/A,\ J_S = q_S/(\rho_S A),$$

式中:A_g 为进气口横截面积.

试验采用沙箱供沙,供沙量基本恒定,为260 g/s,且设定 L_1 =1 380 mm,L 分别选取为955,905 和855 mm, 则浸入率 $\gamma = L/L_1$ 分别为0.69,0.65和0.61.

图4为气举输沙过程中 $J_L - J_g$ 的关系曲线. 由图可知,因管内流型发展,液体体积通量在峰值后略微减小,且其峰值随浸入率减小而右移. 在中等气量值范围内($1.15 \leqslant J_g \leqslant 1.60$)m/s,上述理论模型可以较好地预测排液量,其相对误差在±8%以内,较 Hatta 等[17]所对应的误差值(±10%)小;但在气量值较低或较高时该模型预测精度较差,其相对误差达到±12%. 主要原因之一是在理论分析中忽略了气-液-固三相之间的内部摩擦损失,气体体积分数的非线型变化也是影响理论模型精确性的重要因素.

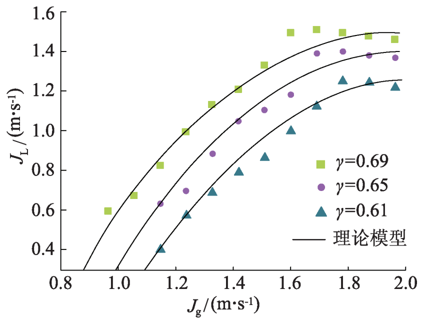

图4 不同浸入率下液体体积通量随气量值变化的试验结果与理论模型比较

Fig. 4 Relation between water and air volumetric flux at different submergence ratios

对 J_S 随 J_g 的变化趋势,笔者已在更早的研究工作中对此做过分析,故不在此赘述[18-19]. 图5为其试验结果与该理论模型的比较,结论与图4类似,只是在高气量值时该模型预测精度更低,其相对误差达到±16%.

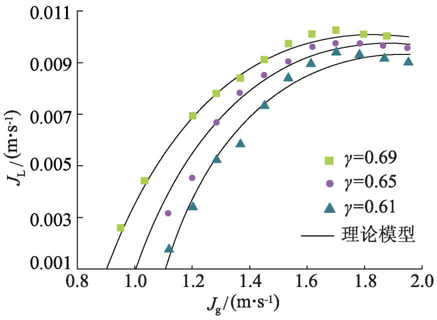

图5 不同浸入率下固体体积通量随气量值变化的试验结果与理论模型比较

Fig. 5 Relation between solid and air volumetric flux at different submergence ratios

对于气-液两相流输送,若工况与前述模型相同,则令 $\rho_{LS} = \rho_L$,$\rho_{LS,3} = \rho_L$ 以及 $\lambda_{LS} = \lambda_L$,再令 J_S 和 $\beta_{S,3}$ 为0,同时根据流体力学手册另赋值 ξ,ξ_E 和 ξ_I,即可得气-液两相流输送理论模型. 图6为理论模型的计算值与试验结果的比较. 显然,该模型的计算结果很好地符合了试验值,除了在提升临界点及峰值点附近偏差较大外,其他气量段相对误差在±6%内,结论对工程应用指导意义较强.

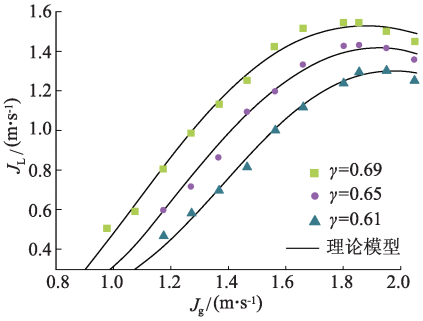

图6 气液两相流试验结果与理论模型比较

Fig. 6 Comparison of calculated water volumetric flux and experimental data in air-water two-phase flow

3 结 论

基于动量定理建立了适合输送中等粒径固体颗粒的气举理论模型. 虽然影响该模型的因素较为复杂,但由于各段压强采用线性化处理手段因而使得其计算过程较易实现. 对该模型的计算值与试验比较研究得出结论如下:

1)对应中等气量值 $J_g \in (1.15, 1.60)$ m/s,理论模型与试验结果吻合较好,其相对误差基本控制在±8%以内. 但在气量值较低或较高时该模型预测精度较差,对应于 $J_L - J_g$ 曲线,其相对误差达到±12%.

2)该模型对于气-液两相流的预测精度更高,除了在提升临界点及峰值点附近偏差较大外,其他气量段相对误差在±6%内.

所提的理论模型不仅适应于气-液-固三相流输送,还可用于液-固和气-固输送. 结论对钻孔水力开采和大洋采矿等领域具有较强的指导意义.

参考文献(References)

[1] Kato H, Miyazawa T, Timaya S, et al. A study of an air-lift pump for solid particles[J]. Bulletin of the JSME, 1975,18(117):286-294.

[2] Saito T, Usami T, Yamazaki T, et al. Lifting characte-

ristics of manganese nodules by air-lift-pump on 200 m vertical test plant[C]//Proceedings of Oceans 89 Part 1 Fish Global Ocean Stud Mar Policy Educ Oceanogr Stud, 1989:48 – 53.

[3] 裴江红, 廖振方. 钻孔水力采矿中气举模型的建立[J]. 煤炭学报, 2010,35(3):373 – 376.
Pei Jianghong, Liao Zhenfang. Mathematic model of air-lift in borehole hydraulic jet mining[J]. Journal of China Coal Society, 2010,35(3):373 – 376. (in Chinese)

[4] Khalil M F, Elshorbagy K A, Kassab S Z, et al. Effect of air injection method on the performance of an air lift pump[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 1999,20(6): 598 – 604.

[5] Hanafizadeh P, Karimi A, Saidi M H. Effect of step geometry on the performance of the airlift pump[J]. International Journal of Fluid Mechanics Research, 2011,38(5):387 – 408.

[6] Todoroki Ichiro, Sato Yoshifusa, Honda Toru. Performance of air-lift pump[J]. Bulletin of the JSME, 1973,16(94):733 – 741.

[7] Liang Nai-Kuang, Peng Hai-Kuen. A study of air-lift artificial upwelling[J]. Ocean Engineering, 2005,32(5/6):731 – 745.

[8] Pougatch K, Salcudean M. Numerical modelling of deep sea air-lift[J]. Ocean Engineering, 2008,35(11/12): 1173 – 1182.

[9] Yoon C H, Park Y C, Lee D K, et al. Numerical analysis of solid-liquid-air three-fluid transient flow for air lift system[C]//Proceedings of the International Offshore and Polar Engineering Conference, 2004:66 – 71.

[10] Cazarez O, Montoya D, Vital A G, et al. Modeling of three-phase heavy oil-water-gas bubbly flow in upward vertical pipes[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2010,36(6):439 – 448.

[11] Xia Bairu, Zeng Xiping, Mao Zhixin. Research on one borehole hydraulic coal mining system[J]. Earth Science Frontiers, 2008,15(4):222 – 226.

[12] 龙新平,鄢恒飞, 张松艳,等. 喉管长度对环形射流泵性能影响的数值模拟[J]. 排灌机械工程学报, 2010, 28(3):198 – 201.
Long Xinping, Yan Hengfei, Zhang Songyan, et al. Numerical simulation for influence of throat length on annular jet pump performance[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2010,28(3):198 – 201. (in Chinese)

[13] 龙新平, 关运生, 王丰景, 等. 补气位置对改善射流泵空化性能的试验[J]. 江苏大学学报:自然科学版, 2009, 30(3):270 – 273.
Long Xinping, Guan Yunsheng, Wang Fengjing, et al. Experiment on air supplying position for improvement of jet pump cavitation performance[J]. Journal of Jiangsu University: Natural Science Edition, 2009, 30(3):270 – 273. (in Chinese)

[14] 裴江红, 廖振方,唐川林. 钻孔水力开采提升设备实验分析[J]. 重庆大学学报, 2010,33(3): 19 – 23.
Pei Jianghong, Liao Zhenfang, Tang Chuanlin. Experimental analysis on borehole hydraulic lift equipment[J]. Journal of Chongqing University, 2010, 33(3):19 – 23. (in Chinese)

[15] Sato Y, Yoshinanga T, Sadatomi M. Data and empirical correlation for the mean velocity of coarse particles in a vertical three-phase air-water-solid particle flow[C]//Proceedings of the International Conference Multiphase Flow. Tsukuba, Japan:[s. n.], 1991: 363 – 366.

[16] Weber M, Dedegil M Y. Transport of solids according to the air-lift principle[C]//Proceedings of 4th International Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes. Alberta, Canada:[s. n.], 1976:1 – 23.

[17] Hatta Natsuo, Fujimoto Hitoshi, Isobe Makoto, et al. Theoretical analysis of flow characteristics of multiphase mixtures in a vertical pipe[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1998,24(4):539 – 561.

[18] Tang Chuanlin, Hu Dong, Pei Jianghong, et al. Effect of air injector on the performance of an air-lift for conveying river sand[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2010,23(1):122 – 128.

[19] 唐川林, 蔡书鹏, 胡东, 等. 气举技术在矿物开采中的实验研究[J]. 应用基础与工程科学学报,2009,17(3):374 – 378.
Tang Chuanlin, Cai Shupeng, Hu Dong, et al. Experimental study on an air-lift in mining[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2009, 17(3): 374 – 378. (in Chinese)

(责任编辑 张文涛)