

文章编号:0253-9993(2012)03-0522-06

# 钻孔水力开采用气力提升装置模型的建立及实验研究

胡 东<sup>1</sup>,唐川林<sup>1</sup>,张凤华<sup>1</sup>,杨 林<sup>2</sup>

(1. 湖南工业大学 机械工程学院,湖南 株洲 412008;2. 重庆交通大学 机电与汽车工程学院,重庆 400044)

**摘 要:**气力提升装置由于其效率过低而致使相关优点得不到充分发挥,限制了其应用范围。为进一步提高其对固体颗粒输送的能力,通过改进传统气举的结构,采用喷射器式气举来提高气举的气力提升性能。基于伯努利方程获得了对气力提升装置管内各相运动描述的理论模型。实验结果表明:喷射器式气举与传统气举特性曲线变化规律基本一致,理论模型与实测结果对比,其相对误差在7%以内,理论值与实测值吻合较好,且前者对提升效果的增强作用整体优于后者,尤其在较高气量值下最为显著;在 $\gamma=0.42$ 和 $Q_C=8.8\text{ m}^3/\text{h}$ 处,前者最大排沙量为后者的2倍。

**关键词:**气力提升装置;伯努利方程;喷射器式气举

**中图分类号:**TD825.6 **文献标志码:**A

## Theoretical model and experimental research of airlift device in borehole hydraulic jet mining

HU Dong<sup>1</sup>, TANG Chuan-lin<sup>1</sup>, ZHANG Feng-hua<sup>1</sup>, YANG Lin<sup>2</sup>

(1. Department of Mechanical Engineering, Hunan University of Technology, Zhuzhou 412008, China; 2. College of Electromechanical and Automobile Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400044, China)

**Abstract:** The advantage of airlift device is not brought into fullest play due to the poor lifting efficiency, thus its application scope in BHM is limited. In order to make further improvement on lifting solid particles, the law of jet airlift influence on lifting characteristic was studied through improvement on the design of traditional airlift. A theoretical model was proposed to describe each phase movement in lifting pipe based on Bernoulli equation. The results were found as follows: the performance curves evolution of jet airlift is similar to that of traditional airlift, the experimental value has a little error to the theory value with a deviation of 7%. The effect of jet airlift on improving lifting capacity is greater than the traditional airlift, especially for the medium air flow rates. The maximum mass flow of solid particles of the former is two times of the latter under the conditions of  $\gamma=0.42$  and  $Q_C=8.8\text{ m}^3/\text{h}$ .

**Key words:** airlift device; Bernoulli equation; jet airlift

气力提升装置无任何运动部件,与传统的水力提升泵相比,具有结构简单、安全可靠、成本低、不受水深限制、易于控制和操作等显著优势,是解决钻孔水力开采(BHM)复杂矿层最为理想的工具之一。

目前,影响气力提升装置工作特性的主要问题是如何进一步增强其理论模型的精确性以及提升效率。迄今为止针对于此的研究大多集中于结构参数、动力参数以及管内流态可视化研究和理论模型方程的建立,主要体现在:①研究管内径、长度以及提升介质种类、密度、形状对提升效果的影响<sup>[1-2]</sup>;②探讨气量

值、浸入率、滑移比以及管内各相体积分数影响气力效率的规律<sup>[3-4]</sup>;③采用示踪粒子、高速摄影以及PIV测试揭示管内各相运动特征进而确定其对提升效果的作用规律<sup>[5]</sup>;④基于质量连续性方程和动量定理建立管内流体动力学模型并进行相关实验佐证<sup>[6-7]</sup>。然而对于进气方式增强气力提升效果的研究所见甚少,仅少数文献对此做过分析,且提升效果增强不明显<sup>[8]</sup>。为大幅增强气力提升装置举升能力,结合射流泵工作原理,笔者拟采用喷射器式气举提沙,并与传统气举工作方式进行比对。同时,基于

伯努利方程建立管内流体控制方程并与实测值比较,以期获得较高精度无量纲特征曲线方程。

### 1 理论模型方程

气力提升模型如图1所示,Z为提升管轴向;E,I和O分别代表提升管底部、注气口及排料口。管内流体由两段组成: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。

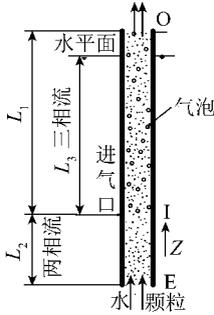


图1 气举装置模型简图及轴向压力分布

Fig.1 Diagram of a typical air-lift pump and the axial pressure distribution

当对应固体颗粒密度及体积较小,则将其两相比拟为一相浆体,由伯努利方程可得提升管进口压力为

$$P_E = \rho g(L_2 + L_3) + P_0 - \frac{1}{2} \rho_{LS} v_{LS}^2 \quad (1)$$

式中,P为压力,Pa; $\rho$ 为密度,kg/m<sup>3</sup>;g为重力加速度,m/s<sup>2</sup>;L为管长,m;v为体积流速,m/s;下标E表示管口底部入口;下标2表示两相;下标3表示三相;下标O表示排料口;下标LS表示固液相(浆体相)。

若不计管内气体密度变化量,则I处混合流体速度v<sub>1</sub>为

$$Av_1 = Q_{LS} + Q_G \quad (2)$$

式中,A为管内横截面积,m<sup>2</sup>;Q为流量,m<sup>3</sup>/s;下标I表示进气口;下标G表示气相。

其中Q<sub>LS</sub> = Av<sub>E</sub>,若A<sub>G</sub> ≪ A,则式(2)改写为

$$v_1 - v_E = Q_G/A \quad (3)$$

对二相段轴向利用动量定理得

$$AP_E - AP_I = (\rho_G Q_G + \rho_{LS} Q_{LS}) v_1 - \rho_{LS} Q_{LS} v_E - \rho_G Q_G v_G \quad (4)$$

若ρ<sub>G</sub>Q<sub>G</sub> ≪ ρ<sub>LS</sub>Q<sub>LS</sub>,则式(4)改写为

$$P_E - P_I = \rho_{LS} Q_{LS} v_1/A - \rho_{LS} Q_{LS} v_E/A - \rho_G Q_G v_G/A \quad (5)$$

结合式(3)和式(5)可得

$$P_I = P_E - \rho_{LS} v_E Q_G/A + \rho_G Q_G v_G/A \quad (6)$$

将式(6)代入式(1),得

$$P_I = P_0 + \rho_{LS} g(L_2 + L_3) - \frac{1}{2} \rho_{LS} v_E^2 - \rho_{LS} v_E Q_G/A + \rho_G Q_G v_G/A \quad (7)$$

由Q<sub>LS</sub> = Av<sub>E</sub>及Q<sub>G</sub> = A<sub>G</sub>v<sub>G</sub>,式(7)可改写为

$$P_I = P_0 + \rho_{LS} g(L_2 + L_3) - \frac{1}{2} \frac{\rho_{LS}}{A^2} Q_{LS}^2 - \frac{\rho_{LS}}{A^2} Q_{LS} Q_G + \frac{\rho_G}{AA_G} Q_G^2 \quad (8)$$

当气力提升装置处于稳定工况,对提升管三相段由轴向压力平衡方程可得

$$P_I - P_0 = \tau_3 \frac{\pi D L_1}{A} + \frac{W_3}{A} \quad (9)$$

式中,D为管内径,m; $\tau$ 为壁面切应力,N/m<sup>2</sup>;W为重力,N。

设三相段压力梯度损失变化恒定,则三相段壁面剪应力τ<sub>3</sub>由下式<sup>[2]</sup>确定

$$\pi D \int_I^O \tau_3 dZ = A \left( \frac{\Delta P_{f,3}}{\Delta Z} L_1 + \Delta P_I \right) \quad (10)$$

式中,ΔP<sub>f</sub>为压降损失,Pa。

对式(10)右侧两项的计算<sup>[2]</sup>分别如下

$$\frac{\Delta P_{f,3}}{\Delta Z} = \lambda_3 \frac{\rho_3 (v_E + v_G)^2}{2D} \quad (11)$$

$$\Delta P_I = \xi \left[ \frac{\rho_{LS,3}}{2} \left( \frac{v_E}{1 - \beta_{G,3}} \right)^2 - \frac{\rho_{LS}}{2} v_E^2 \right] \quad (12)$$

式中,λ为沿程损失系数;ξ为进气口压力损失系数;β为体积分数。

基于三相段,ρ<sub>LS,3</sub> = ρ<sub>LS</sub>β<sub>LS,3</sub> + ρ<sub>G</sub>β<sub>G,3</sub>,且β<sub>LS,3</sub> = Q<sub>LS</sub>/(Q<sub>LS</sub> + Q<sub>G</sub>),β<sub>LS,3</sub> + β<sub>G,3</sub> = 1。由此可计算ΔP<sub>I</sub>为

$$\Delta P_I = \xi \frac{v_E^2}{2} \left[ (\rho_{LS} + \rho_G) \frac{Q_G}{Q_{LS}} + \rho_G \left( \frac{Q_G}{Q_{LS}} \right)^2 \right] \quad (13)$$

将式(11)和式(13)代入式(10),即求得τ<sub>3</sub>为

$$\tau_3 = \frac{\lambda_3 \rho_3 \left( \frac{Q_{LS}}{A} + \frac{Q_G}{A_G} \right)^2}{8 \left( \frac{A}{A_G} \right)} + \frac{2\xi}{\pi D^3 L_1} \times [(\rho_{LS} + \rho_G) Q_{LS} Q_G + \rho_G Q_G^2] \quad (14)$$

基于A. H. Stenning和C. B. Martin的研究结论<sup>[9]</sup>,忽略管内气体质量,对三相段流体重力的计算可令ρ<sub>LS</sub> = ρ<sub>L</sub>,则为

$$\frac{W_3}{A} = \frac{\rho_{LS} g L_1}{1 + (1/S)(Q_G/Q_{LS})} \quad (15)$$

且S = u<sub>G</sub>/u<sub>LS</sub>,定义为气相与固-液浆体相滑移比。

将式(14)和(15)代入式(9),可求出P<sub>I</sub>为

$$P_I = P_0 + \frac{L_1 \lambda_3 \rho_3 \left( \frac{Q_{LS}}{A} + \frac{Q_G}{A_G} \right)^2}{2D} + \frac{8\xi}{\pi D^4} [(\rho_{LS} +$$

$$\rho_G) Q_{LS} Q_G + \rho_G Q_G^2] + \frac{\rho_{LS} g L_1}{1 + (1/S)(Q_G/Q_{LS})} \quad (16)$$

由于三相流中所含气体密度远小于浆体密度,则  $\rho_G/\rho_{LS} \rightarrow 0$ , 且  $\rho_3/\rho_{LS} = (\rho_{LS}\beta_{LS,3} + \rho_G\beta_{G,3})/\rho_{LS}$ ,  $A_G = A Q_G/(Q_G + Q_{LS})$ , 并结合式(8)和式(16)可导出

$$Q_{LS}^2 = g \left[ L_2 + L_3 - L_1 \left/ \left( 1 + \frac{1}{S} \frac{Q_G}{Q_{LS}} \right) \right] \left/ \left[ \frac{\sqrt{\pi} \lambda_3 L_1}{4 \sqrt{A} A^2} \left( \frac{Q_G}{Q_{LS}} + \frac{1}{1 + Q_G/Q_{LS}} + 3 \right) + \frac{\xi \pi + 2(Q_G)}{2A^2(Q_{LS})} + \frac{1}{2A^2} \right] \right. \quad (17)$$

## 2 实验部分

### 2.1 实验装置

实验选用普通河沙(平均粒径约 3 mm, 密度 2 050 kg/m<sup>3</sup>)为测试颗粒, 供沙量的选择以能够获得最大有效排沙量为原则, 且需考虑沙量值过高则会导致供沙量不稳定, 实验测得以 44 g/s 为宜。管内径为 40 mm, 提升管总长 1.5 m。

图 2 为气力提升实验装置, 其主体段由气力泵、提升管和测试装置(包括集沙槽、储水箱及液体流量计)构成。为降低注气口来流紊流成分, 在气体流量计进口端接入储能器。为避免测试颗粒因槽内液体波动落于死角而难以提升, 要求多功能水槽左端截面尽量小, 为 300 mm×300 mm, 且在槽内 4 个角落直立一块高度为 600 mm 的弧形板。集沙槽采用 80 目筛网制成。为采集到稳定输出沙量, 空压机开启后先关闭输送管右端阀门, 开启左端阀门, 待沙量稳定后(实测得延迟时间 6~8 s)即逆序开、闭阀门进入数据采集阶段。

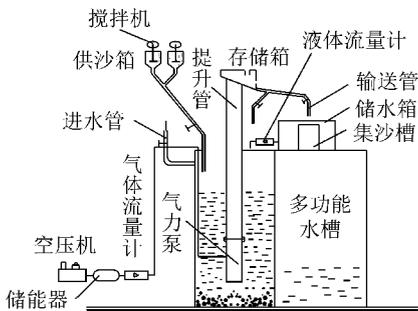


图 2 实验系统示意

Fig. 2 Schematic of experimental setup

实验中由于水路系统封闭, 因而使得多功能水槽内液面稳定, 对于水路少量损失及液位控制, 可以调节进水管阀门和槽内底部水闸以获得所需恒定浸入率。为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由流量计测量, 而河沙则被引入集沙槽, 每次采样完毕取出固体颗粒烘干后测量。实验中

对水和河沙分别测量 5 次, 并取平均值。

### 2.2 实验方案

为增强气力泵工作效率, 提高气力提升装置输送能力, 实验变传统气举为射流泵结构, 使其成为兼有气举和射流泵双重功效的喷射器式气举, 并比较两者对河沙的提升效果, 两种气力泵如图 3 所示。为便于同种工况比较, 两气力泵注气口当量直径相等, 为 13.5 mm, 且注气口至泵底部距离也相同, 为 100 mm。

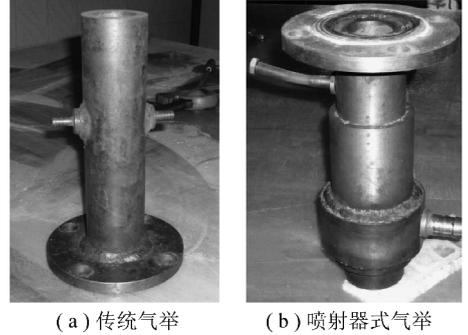


图 3 气力泵结构

Fig. 3 Structure of airlift pump

### 2.3 实验结果与讨论

实验表明在高浸入率下 ( $\gamma = L_2/L_3$ ), 供沙量偏低, 无论采用传统气举或喷射器式气举, 在较高气量值时其所携河沙均接近供沙量, 因而两工作泵提升效果无显著差异。为比较研究得出结论, 实验选取低浸入率值进行,  $\gamma$  分别为 0.42 和 0.47。

#### 2.3.1 传统气举与喷射器式气举提液能力对比

在低浸入率下, 对气力提升装置采用两种泵体获得的排液量对比结果如图 4 所示。从测试结果可知: 传统气举与喷射器式气举排液量随气量值变化规律相同, 即排液量随气量值变化均会出现一峰值, 且峰值所处位置相当接近。对比两泵体提液能力还发现喷射器式气举排液量均低于传统气举, 且差值随气量值变化无显著差异, 这与 M. F. Khalil 和 K. A. Elshorbagy 的研究结论颇为一致<sup>[8]</sup>, 即气力泵中进气方式对气力提升装置提液能力的影响甚微。

为去除河沙对提液能力的影响, 对工作介质只为液体时 ( $Q_s = 0$ ) 气力提升装置所处工况进行了研究, 结论表明: 喷射器式气举提液能力稍好于传统气举, 这貌似有悖于前述结论, 实则是喷射器式气举管内固相份额的引入导致液相比例大幅降低, 因而排液量才出现低于传统气举的情况。

#### 2.3.2 传统气举与喷射器式气举提沙能力对比

图 5 以气量值为横轴, 排沙量为纵轴比较两泵体工作性能。

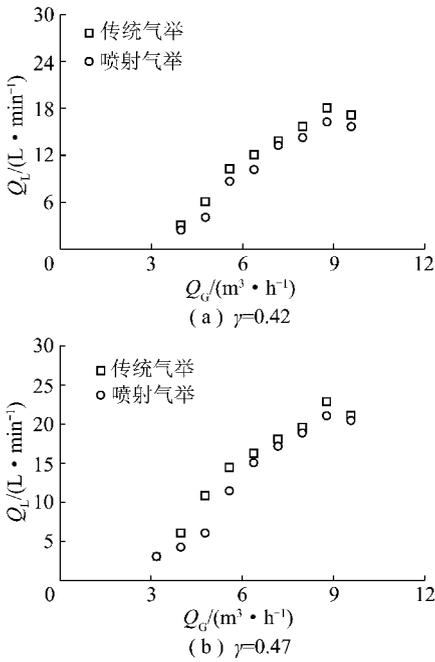


图4 传统气举与喷射器式气举提液能力对比  
Fig. 4 Comparative study between traditional airlift and jet airlift on lifting liquid

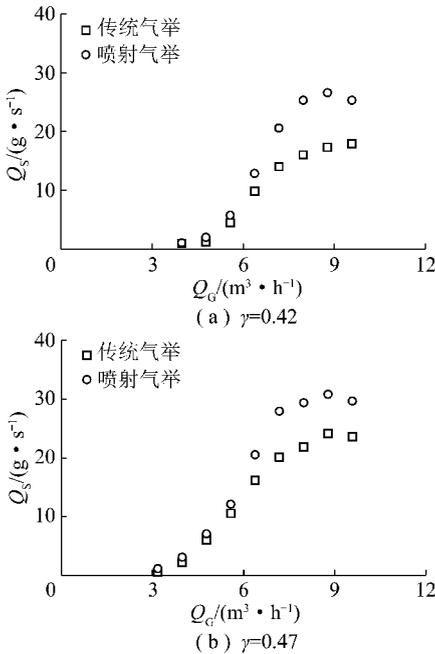


图5 传统气举与喷射器式气举提沙能力对比  
Fig. 5 Comparative study between traditional airlift and jet airlift on lifting solid particles

对应低气量段 ( $Q_G \leq 6.48 m^3/h$ ), 喷射器式气举提沙能力略高于传统气举; 而对应较高气量段, 喷射器式气举提沙能力大幅提高, 两者差值在气量值为  $8.8 m^3/h$  时达到最大, 且该点与排沙量峰值所处位置几近吻合。对应峰值处, 图 5(a) 所示喷射器式气举对应排沙量约为传统气举的 2 倍, 而对于图 5(b)

则为 1.4 倍, 这说明低浸入率下采用喷射器式气举更易发挥气力提升装置的扬固能力。

由于喷射器式气举采用射流泵结构形式, 使得该装置兼有射流泵和气举双重功效, 气泵内所产生的负压较传统气举更强, 因而在理论上会增大排沙量, 这可以较好解释喷射器式气举提沙能力高于传统气举的原因。对于喷射器式气举, 射流泵和气举这两部分功效分别对提沙能力的贡献强度以及两者的相关性尚不明确, 笔者正对此进行研究, 若得以解决, 将对各气量段下喷射器式气举提沙较传统气举增幅不同给予解释。

2.3.3 传统气举与喷射器式气举效率对比

M. Weber 和 N. K. Liang 等基于能量守建立了传统气举效率模型<sup>[10-11]</sup>, 但对于喷射器式气举效率模型的建立目前鲜有相关文献报道。即便该模型得以建立, 但由于模型中相关参数与传统气举存在差异使得两效率模型的可比性较差<sup>[12]</sup>。因而需寻求合适的无量纲参数以比较两泵体工作性能的优劣。

由于提升河沙为实验主要目的, 可以采用河沙与气体质量流量的无量纲比值作为气力提升装置的效率, 并由此可获得对两泵体提升性能的比较结果, 本文采用的效率指标<sup>[13-14]</sup>为

$$\eta_s = Q_s / (\rho_G Q_G) \quad (18)$$

式中, 下标 S 表示固相。

图 6 为传统气举与喷射器式气举的效率对比。

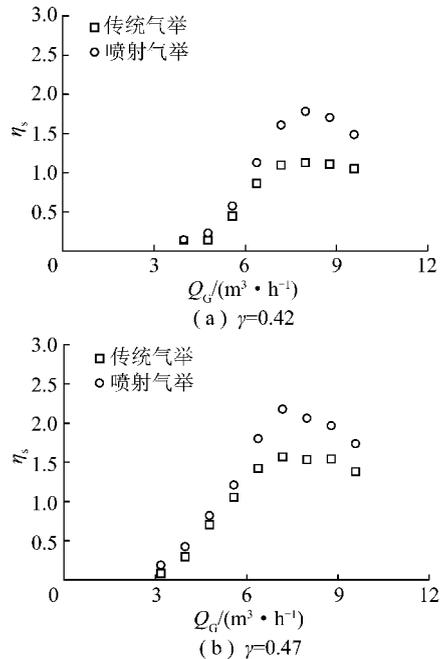


图6 传统气举与喷射器式气举效率对比  
Fig. 6 Comparative study between traditional airlift and jet airlift on lifting efficiency

由图 6 可知,两泵体效率各对应一峰值,且两者峰值对应气量值近乎相同,但较排量值和排沙量峰值位置左移。对图 6(b)与 6(a)比较研究得出两泵体工作效率随浸入率升高其峰值均有左移的趋势。若浸入率由 0.42 增加到 0.47,则其效率峰值对应气量值由  $8.0 \text{ m}^3/\text{h}$  降至  $7.2 \text{ m}^3/\text{h}$ 。其主要原因是由于浸入率升高导致槽内液面距排料口距离( $L_1-L_3$ )缩短,使得消耗在液体克服重力势能上的能量得以降低,即对应峰值效率时浸入率高则所需气量值就小。

通过喷射器式气举与传统气举效率对比研究得

$$\frac{Q_{LS}}{A\sqrt{2g(L_1+L_2)}} = \sqrt{\frac{L_2+L_3-L_1\left(1+\frac{1}{S}\frac{Q_G}{Q_{LS}}\right)}{\frac{\sqrt{\pi}\lambda_3 L_1(L_1+L_2)}{2\sqrt{A}}\left(\frac{Q_G}{Q_{LS}}+\frac{1}{1+Q_G/Q_{LS}}+3\right)+(L_1+L_2)(\xi\pi+2)\frac{Q_G}{Q_{LS}}+L_1+L_2}} \quad (19)$$

对于式(19),结合实验特定工况,其主要参数值的选取见表 1。

表 1 气力提升装置理论模型求解所需参数

Table 1 The required parameters of airlift device theoretical model for solving

符号	参数值	符号	参数值
$L_1/\text{mm}$	1 400	$g/(\text{m}\cdot\text{s}^{-2})$	10
$L_2/\text{mm}$	100	$\xi$	1.3
$L_3/\text{mm}$	588,658	$\lambda_3$	0.036
$A/\text{mm}^2$	127.32	$S$	3.0

注: $L_2$  第 1 项与第 2 项分别对应浸入率 0.42 和 0.47。

为验证模型方程的可靠性,将河沙与液体作为浆体相,则实验所得浆体体积流量为

$$Q_{LS} = Q_L + Q_S/\rho_S \quad (20)$$

式中,下标 L 表示液相。

以实验测得的  $Q_{LS}/\sqrt{2g(L_1+L_2)}A$  为纵轴, $Q_G/Q_{LS}$  为横轴,即可得气力提升装置浆体流量的无量纲实验分布。模型方程与实验结论对比如图 7 所示。

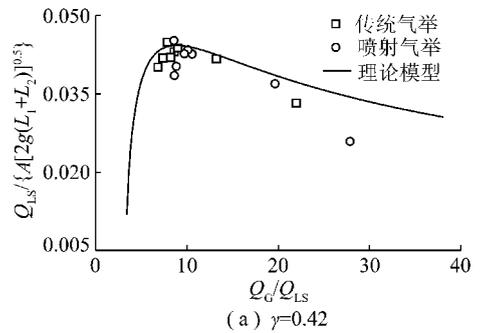
由图 7 可知,在同一浸入率下,传统气举与喷射器式气举无量纲实验规律大致落在同一分布函数上,即说明进气方式的改变虽能显著改变沙量及效率,但其无量纲实验曲线基本一致。这对认识和深化进气方式对气力提升装置的影响至关重要,如可以利用该分布规律对既定排液(或浆体)量预测气量大小,以便适时调节进气量值。

比对理论模型与实验结果可知该模型与实测值吻合较好,尤其对于中等气量值范围内,其预测精度更高。对应高气量段,实测与理论值相差较大,其主要原因是模型方程中滑移比  $S$  在实际工况下不为定值,在气量较高情况下其值因流型发展到环状流而升

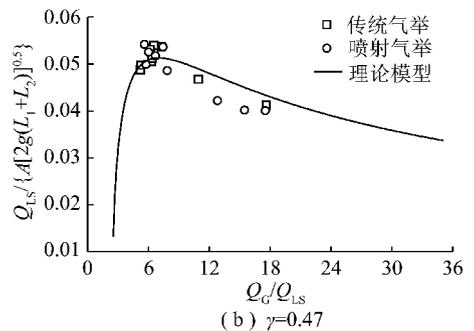
出,在低气量段,前者效率略高于后者。但对应高气量段,前者效率增幅较大,在  $\gamma=0.42$  时,两者效率同时在  $Q_G=8 \text{ m}^3/\text{h}$  时出现峰值,且前者为后者的 1.7 倍;当对于  $\gamma=0.47$  时,两者效率峰值对应气量值较  $\gamma=0.42$  时左移至  $Q_G=7.2 \text{ m}^3/\text{h}$  处,且前者为后者的 1.4 倍。

### 3 理论模型与实验比较

为获得理论模型无量纲曲线分布,将式(17)两端同时除以  $2g(L_1+L_2)A^2$ ,则可得



(a)  $\gamma=0.42$



(b)  $\gamma=0.47$

图 7 理论模型与实验对比

Fig. 7 Comparison between the experimental results and the theoretical model

高,因而实测值较理论值偏低,且其差值沿坐标轴正向增加。

若气量值降至临界点以下( $u_c \neq 0$ ), $u$  为速度,  $\text{m/s}$ ;此时对应浆体速度  $u_{LS} \rightarrow 0$ ,则  $S = u_c/u_{LS} \rightarrow \infty$ ,显然该模型不适宜于预测临界点以下工况。即使当气量值稍高于临界值,此时对应滑移比仍较大,理论模型精度也较差<sup>[15]</sup>。当处于中等气量值,滑移比基本稳定,理论模型很好地反映了实验结果,这与图示结果相吻合。对应  $Q_G/Q_{LS} \in (6,12)$ ,理论值较实测值其相对误差基本控制在 7% 以内。由于实际作业的复杂程度高于室内模拟,该理论模型的预测精度会

略微降低。笔者在湖南省道县后江桥所进行的铁锰矿钻孔水力试采中发现理论值与实测值其相对误差大致为 8.6%, 但仍在许可范围内。

研究还表明, 传统气举实验结果较喷射器式气举更符合其理论值, 这是由于两者采用同一滑移比导致。实际工况下由于喷射器式气举具有较大初始速度而使得管内平均滑移比增加, 迫使实验结果较传统气举远离理论值。因而还需探索影响滑移比因素及其模型方程建立的过程, 对此, 笔者将进行持续系统的研究。

## 4 结 论

(1) 基于伯努利方程建立了气力提升装置管内理论模型, 并以该方程中  $Q_{LS}/\sqrt{2g(L_1+L_2)}A$  为纵轴,  $Q_G/Q_{LS}$  为横轴可得其无量纲曲线分布特征。

(2) 获得了喷射器式气举与传统气举这两种进气方式对提升效果的影响规律。两者性能曲线变化趋势基本一致, 沿横向分布均出现一峰值。但喷射器式气举对提升效果的增强作用要优于传统气举, 其排沙量及效率在较高气量值下显著提高, 且这种优势在低浸入率时更为凸出。

(3) 将河沙与液体比拟为单相浆体, 采用与理论模型相同的无量纲化手段并与之对比。结论表明同工况下喷射器式气举与传统气举无量纲化实验分布曲线基本一致, 且理论值与实测值吻合较好, 尤其对于中等气量值范围内  $Q_G/Q_{LS} \in (6, 12)$ , 理论值较实测值其相对误差基本控制在 7% 以内。

## 参考文献:

- [1] Fujimoto H, Nagatani T. Effect of local pipe bends on pump performance of a small air-lift system in transporting solid particles[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2004, 25: 996-1005.
- [2] Yoshinaga T, Sato Y. Performance of an air-lift pump for conveying coarse particles[J]. Int. J. Multiphase Flow, 1996, 22(2): 223-238.
- [3] Saito T, Kajishima T. Pumping characteristics of a large-scale gas-lift system[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2004, 28(3): 479-488.
- [4] Ohnuki A, Akimoto H. Experimental study on transition of flow pattern and phase distribution in upward air-water two-phase flow along a large vertical pipe[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2000, 26(3): 367-385.
- [5] Fujimoto H, Nagatani T. Performance characteristics of a gas-liquid-solid airlift pump[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2005, 35(6): 1116-1132.
- [6] Hatta N, Fujimoto H, Isobe M, et al. Theoretical analysis of flow characteristics of multiphase mixtures in a vertical pipe[J]. Int. J. Multiphase Flow, 1998, 24(4): 539-561.
- [7] Khalil M F, Elshorbagy K A, Kassab S Z, et al. Effect of air injection method on chemical[J]. Engineering Journal, 2007, 131: 273-280.
- [8] 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: 598-604.
- [9] Stenning A H, Martin C B. An analytical and experimental study of air lift pump performance[J]. Journal of Engineering for Power, Trans. ASME, Series A, 1968, 90(2): 106-109.
- [10] Weber M, Dedegil Y. Transport of solids according to the air-lift principle[A]. Proceedings of 4th International Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes[C]. Alberta, Canada, 1976, H1: 1-23.
- [11] Liang N K. A preliminary study on air-lift artificial upwelling system[J]. Acta Oceanographica Taiwanica, 1996, 35: 187-200.
- [12] Tang Chuanlin, Hu Dong, Yang Lin, 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.
- [13] 唐川林, 蔡书鹏, 胡东. 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. Experimental study on an air-lift INM ining[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2009, 17(3): 374-378.
- [14] 唐川林, 胡东, 杨林. 气举工作特性的实验与应用[J]. 煤炭学报, 2008, 33(3): 348-352.  
Tang Chuanlin, Hu Dong, Yang Lin. Experimental and application of the air-lift performance[J]. Journal of China Coal Society, 2008, 33(3): 348-352.
- [15] 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(10): 439-448.