

内循环颗粒污泥床硝化反应器临界曝气强度的研究

卢 刚 郑 平* 夏凤毅

(浙江大学环境工程系, 杭州 310029)

摘 要 内循环颗粒污泥床硝化反应器是一种新型高效硝化反应器,在反应器运行过程中,液体循环临界曝气强度和颗粒污泥流化临界曝气强度是两个重要操作参数。建立了升流区表观液速 U_b 与曝气强度 U_g 之间的关系,并测定了有关的模型参数,得到了具体的数学表达式: $U_b = (2.613 - 0.024) U_g^{0.871} \sqrt{0.276 U_g^{0.871} - 0.28}$ 。根据该模型,计算得到的液体循环临界曝气强度为 1.017cm/min,颗粒污泥流化临界曝气强度为 2.662cm/min。实测结果证明,求得两个临界曝气强度具有较高的准确性,能够用于指导内循环颗粒污泥床硝化反应器的操作优化。

关键词 内循环颗粒污泥床硝化反应器, 临界曝气强度, 操作优化

中图分类号 TQ92 **文献标识码** A **文章编号** 1000-3061(2004)05-0795-05

内循环颗粒污泥床硝化反应器是 20 世纪 90 年代末期新开发的新型高效反应器,它融合了气提式内循环反应器中优良的传质性能与上流式厌氧污泥床(UASB)反应器中污泥颗粒化的理念,通过形成好氧颗粒污泥,有效地解决了反应器中菌体浓度不高的问题,取得了很高的生物硝化效能^[1-3]。

在内循环反应器的运行过程中,曝气强度直接关系到运行费用的高低。人们出于保险和简便方面的考虑,通常将曝气强度设置为较高的数值,忽视了对曝气强度的优化,导致能源浪费较大^[4,5]。从机械运行的角度看,反应器存在两个关键性的临界曝气强度:液体循环临界曝气强度和颗粒污泥流化临界曝气强度。前者是指实现液体循环所需的最小曝气强度,后者则是指实现颗粒污泥完全流化所需的最小曝气强度。本研究旨在探索内循环颗粒污泥床硝化反应器中混合液运动速率与曝气强度的关系,并确定反应器的临界曝气强度,为反应器的操作优化提供理论依据。

1 材料与方 法

1.1 试验装置

本试验采用的生物反应器装置见图 1,反应器由有机玻璃制成,其内部结构包括升流区、降流区、

泥水分离区等 3 个部分。反应器的总有效容积为 10.38L,高径比为 1:1;升流区、降流区和泥水分离区的截面积分别为 153.94cm²、97.35cm² 和 346.36cm²。试验装置内采用微孔气体分布器曝气,孔径约为 0.2mm。

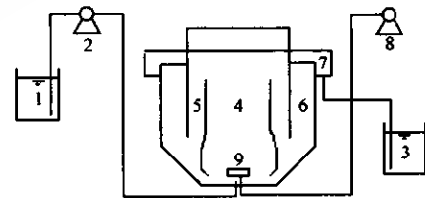


图 1 内循环颗粒污泥床硝化反应器装置与流程图

Fig.1 The internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor and its flowsheet

1: influent bottle; 2: influent pump; 3: effluent bottle; 4: riser; 5: down-comer; 6: settling section; 7: overflow weir; 8: aeration pump; 9: blowhole

1.2 接种污泥

本试验采用的接种污泥是杭州四堡污水处理厂的好氧活性污泥,相关的性状参数为: pH7.02, VSS9.2g/L, SS16.9 g/L。

1.3 测定项目与方法

1.3.1 气含率:采用 U 型压力计,测定反应器中某区域内具有一定高差的两点在曝气前后的压力差,通过计算可以得到该区域内的气含率。

1.3.2 混合液运动速率:利用水力示踪原理,在瞬

收稿日期:2004-02-23, 修回日期:2003-05-08。

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No.30070017)和浙江省重大科技攻关资助项目。

* 通讯作者。 Tel:86-571-86971709; Fax:86-571-86971648; E-mail: pzhang@zju.edu.cn

时内向反应器中注入一定量的氟化钠溶液,并间隔一定的时间在升流区顶部进行取样,用氟离子选择电极测定每个水样中的氟离子浓度^[10],可以得到内循环运动时氟离子浓度的周期变化曲线,通过循环周期可以计算出反应器中的液体循环速率。由已知的反应器结构参数和实验所得的液体循环速率可以计算出升流区液体表观速率和降流区液体表观速率。

1.3.3 空气流量:采用湿式气体流量计测定曝气时的空气流量。

1.3.4 污泥湿密度:取一定量污泥于刻度离心管中,以 500r/min 的离心速度离心 10min。弃上清液,根据污泥重量和体积计算污泥湿密度。

1.3.5 污泥沉降速率:于沉降筒中作沉降试验,根据沉降距离和时间来计算污泥的沉降速率。

1.3.6 污泥照片:采用德国 Leica 研究显微镜(DM-LB + QCOLite)和 KYKY-1000B 扫描电镜拍摄。

2 理论模型

由于曝气是导致混合液运动的直接动力,要确定反应器的临界曝气强度,有必要先建立混合液运动速率与曝气强度之间的定量关系,再根据混合液运动速率的临界值来求得临界曝气强度。

通常以升流区表观液速作为表征混合液运动速率的参数,以升流区表观气速作为表征曝气强度的参数。一些研究者从不同角度对升流区表观液速的理论模型进行了研究,其中具有代表性的是 Chisti 等建立的模型^[6,7],对各类气升式内循环反应器具有较好的通用性:

$$U_{lr} = K(1 - \epsilon_{gd}) \sqrt{2gh_d(\epsilon_g - \epsilon_{gd})} \quad (1)$$

式中, U_{lr} 为升流区表观液速, ϵ_g 为升流区气含率, ϵ_{gd} 为降流区气含率, h_d 为气液扩散高度。 K 为模型的待定参数,与反应器的构形和内部阻力系数有关,可通过试验确定。

式(1)描述了与气含率(ϵ_g 、 ϵ_{gd})之间的关系,但要得到 U_{lr} 与曝气强度 U_{gr} 的关系,还必须掌握气含率 ϵ_g 、 ϵ_{gd} 之间的关系以及它们与曝气强度的关系。

根据流体连续方程, $U_{lr}A_r = U_{ld}A_d$ 。 U_{lr} 和 U_{ld} 可表示如下:

$$U_{lr} = V_r(1 - \epsilon_g), U_{ld} = V_d(1 - \epsilon_{gd}) \quad (2)$$

式中, V_r 为升流区液体的线速率, V_d 为降流区液体的线速率。 ϵ_g 和 ϵ_{gd} 之间的关系为:

$$\epsilon_{gd} = \lambda\epsilon_g - \gamma \quad (3)$$

式中, $\lambda = (V_r A_r)/(V_d A_d)$, $\gamma = (V_r A_r)/(V_d A_d) - 1$ 。由式 3 可知, ϵ_{gd} 与 ϵ_g 呈线性相关。

此外,由气含率的物理意义可得:

$$\epsilon_g(V_r + V_d) = \epsilon_{gr}V_r + \epsilon_{gd}V_d \quad (4)$$

式中, ϵ_g 为升、降流区中的总气含率, V_r 和 V_d 分别为升、降流区的容积。由于 ϵ_{gd} 与 ϵ_g 呈线性相关, V_r 与 V_d 均为已知,因此只需确定 ϵ_g 与曝气强度 U_{gr} 的关系,即可用 U_{gr} 来替代式(1)中的 ϵ_g 和 ϵ_{gd} 作为模型变量,建立升流区表观液速 U_{lr} 与曝气强度 U_{gr} 的直接关系。

根据反应器升流区内气泡的流体力学平衡^[8], 气泡在运动过程中所受到的主要作用力是浮力和曳力,在反应器稳态运行时,有下式成立:

$$F_f = F_d \quad (5)$$

式中, F_f 为气泡浮力, F_d 为气泡曳力,可通过以下式子计算:

$$F_f = \frac{\pi}{6} d_b^3 g (\rho_l - \rho_g),$$

$$F_d = \frac{1}{8} \pi C_D V_{gr}^2 \rho_l d_b^2 \quad (6)$$

式中, d_b 为气泡平均直径, ρ_l 为液相密度, ρ_g 为气相密度, C_D 为曳力系数, V_{gr} 为升流区气体线速率。根据局部各向同性湍流理论,气泡平均直径可由下式计算:

$$d_b = \frac{k\sigma^{0.6}}{(\rho_l g U_{gr} / (1 + A_d/A_r))^{0.4} \rho_l^{0.2} \epsilon_g (\mu_l/\mu_g)^{0.25}} \quad (7)$$

式中, ρ_l 为液相密度, U_{gr} 为升流区表观气体速率, σ 为表面张力系数, μ_g 为气相粘度, A_r 为升流区截面积, A_d 为降流区截面积, k 和 c 为待定参数。联立式(5)~(7),可以得到气含率模型:

$$\epsilon_g = a(1 + A_d/A_r)^n U_{gr}^b \quad (8)$$

式中, a 、 n 和 b 与式(9)~(11)中的常数项相关,在具体计算和应用时,可通过实验来确定这三个参数值。对于特定的反应器, A_d/A_r 为固定值, $a(1 + A_d/A_r)^n$ 为常数,可用 β 来表示,升流区气含率模型可表示为:

$$\epsilon_g = \beta U_{gr}^b \quad (9)$$

式(1)、(3)、(4)、(9)所组成的联合方程组,即为升流区表观液速 U_{lr} 与曝气强度 U_{gr} 之间关系的理论模型。方程组中涉及各个参数,需通过试验确定。

3 结果与讨论

3.1 内循环颗粒污泥床硝化反应器的启动

采用低负荷对污泥进行驯化并逐步增加负荷。

根据硝化细菌的生长条件,将温度控制在 25 ~ 30℃,pH 控制在 7.2 ~ 7.5, DO 控制在 2.5 ~ 3.0 mg/L,以实现硝化细菌的快速增长。

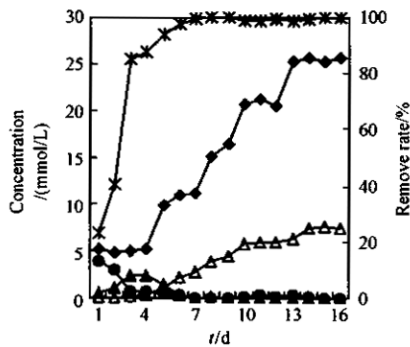


图2 污泥驯化过程

Fig.2 Enrichment of nitrifying activated sludge

- ◆ influent ammonia
- effluent ammonia
- ▲ effluent NO₂⁻
- effluent NO₃⁻
- ✕ ammonia removal rate

整个驯化过程历时约 16 d(图 2)。驯化结束后,为了富集硝化细菌,保持反应器稳态运行至第 42 天,此时氨氮容积负荷为 541.2mg/(L·d),容积去除率为 531.5 mg/(L·d),污泥呈现典型的絮体状(图 3)。之后,为了提高反应器的稳定运行性能,向反应器中投加了 30g 粉末活性炭作为载体,使微生物附着生长在载体表面,以形成聚合紧密的颗粒污泥。经过两个月的运行,反应器中形成部分颗粒污泥(图 4)。颗粒污泥的颜色为淡红色,外观接近于球形,粒径范围为 0.5mm ~ 5mm,平均粒径为 1.6mm,平均湿

密度为 1.086g/mL。颗粒污泥的形成,标志着内循环颗粒污泥床硝化反应器启动成功。进一步着手反应器混合液运动速率及临界曝气强度的研究。

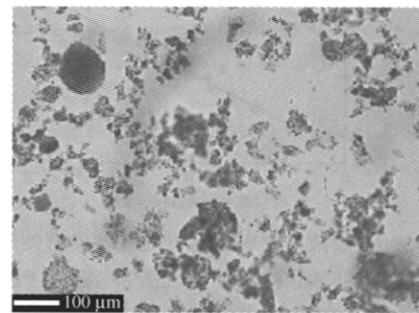


图3 絮体污泥

Fig.3 Flocculent sludge

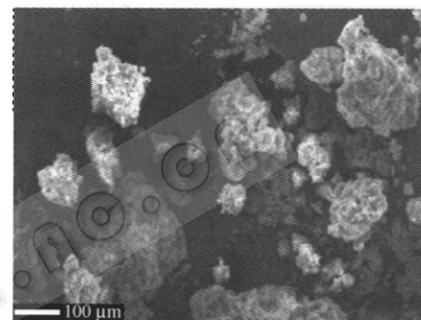


图4 颗粒污泥

Fig.4 Granular sludge

3.2 反应器升流区液体表现速率模型

根据建立的升流区表观液速 U_r 与曝气强度 U_g 之间的定量关系模型,以有关变量进行水力学试验,结果见表 1。

表 1 内循环颗粒污泥床硝化反应器水力学试验结果

Table 1 Hydraulic experiment of internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor

Aerating flux/(cm/min)	Liquid circulating velocity/(cm/s)	Liquid superficial velocity in riser/(cm/s)	Gas holdup in riser/%	Gas holdup in downcomer/%	Total gas holdup/%
2.831	2.091	1.602	2.30	1.98	2.18
3.346	2.385	1.827	2.87	2.27	2.65
3.836	2.586	1.981	3.42	2.66	3.14
4.456	3.085	2.363	3.49	2.95	3.29
5.145	3.231	2.475	4.56	3.49	4.17
5.869	3.274	2.508	4.92	3.75	4.49
6.572	3.604	2.761	5.03	4.17	4.71
7.256	3.650	2.796	5.70	4.37	5.21

采用表 1 的试验结果,对式(3)和(9)进行拟合,结果如图 5 和 6 所示。

根据图 5 得到的式(3)参数为: $\lambda = 0.732$ 、 $\gamma = -0.252$;由图 6 确定的式(9)参数为: $\beta = 0.942$ 、 $b =$

0.871。将上述参数代入由式(1)、(3)、(4)、(9)组成的联合方程组,即可建立升流区表观液速 U_r 与曝气强度 U_g 之间的直接关系: $U_r = K(13.826 -$

$0.127 U_{gr}^{0.871}) \sqrt{0.276 U_{gr}^{0.871} - 0.28}$ 。由表 1 试验数据对该式进行非线性拟合, 得图 7。

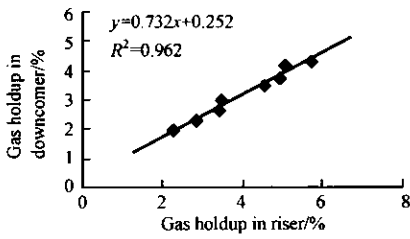


图 5 升流区气含率和降流区气含率的关系

Fig.5 Relationship between gas holdups in riser and downcomer

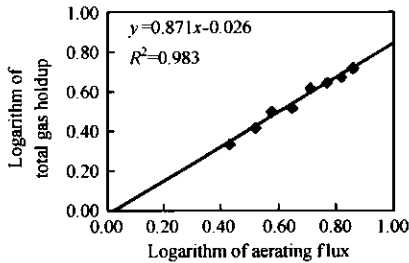


图 6 曝气强度和总气含率的关系

Fig.6 Relationship between aerating flux and total gas holdup

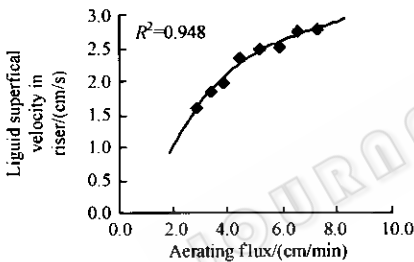


图 7 升流区表观液速与曝气强度的关系

Fig.7 Relationship between liquid superficial velocity in riser and aerating flux

根据拟合结果, 得到系数 $K = 0.189$ ($R^2 = 0.948$)。升流区表观液速 U_{lr} 与曝气强度 U_{gr} 之间的关系可表示为: $U_{lr} = (2.613 - 0.024 U_{gr}^{0.871}) \sqrt{0.276 U_{gr}^{0.871} - 0.28}$ 。

3.3 反应器临界曝气强度

3.3.1 液体循环临界曝气强度: 根据液体循环临界曝气强度的物理涵义, 一旦曝气强度大于该值, 液体就开始进行循环运动。因此, 临界曝气强度应该是图 6 升流区表观液速曲线与 X 轴交点处的曝气强度。通过模型计算, 临界曝气强度等于 1.017 cm/min (此时的空气流量为 0.156 L/min)。

为了验证所获得的液体循环临界曝气强度, 将曝气强度由 0 开始逐步增大, 同时对液体循环进行同步测定, 结果如图 8 所示。

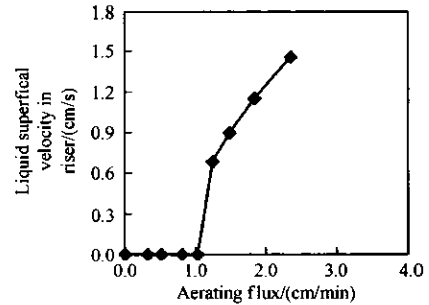


图 8 液体循环临界曝气强度的验证

Fig.8 Verification of critical aerating flux for liquid loop

测定和观察结果发现, 当曝气强度小于液体循环临界曝气强度时, 升流区只有局部的混合运动, 混合液不产生内循环; 但在曝气强度大于液体循环临界曝气强度后, 混合液开始出现内循环, 并且升流区表观液速随曝气强度的增大而明显提高。上述结果表明, 所获得的液体循环临界曝气强度具有较高的准确性。

3.3.2 颗粒污泥流化临界曝气强度: 由于已经建立升流区表观液速与曝气强度之间的关系, 只要确定保持颗粒污泥完全流化的升流区表观液速的临界值, 即可计算得到颗粒污泥流化临界曝气强度。

由于反应器中的颗粒污泥的沉降性能较好, 要保证反应器中所有污泥处于流化状态或随液体一起内循环运动, 必须使升流区表观液速大于颗粒污泥的最大沉降速率。对反应器中颗粒污泥的沉降速率所作的测定结果表明, 其沉降速率介于 $0.619 \text{ cm/s} \sim 1.550 \text{ cm/s}$ 之间。因此, 升流区表观液速的临界值为 1.550 cm/s 。根据已建立的升流区表观液速与曝气强度之间的关系模型, 可以计算得到颗粒污泥流化临界曝气强度为 2.662 cm/min (此时的空气流量为 0.410 L/min)。

为了对所求得的颗粒污泥流化临界曝气强度进行验证, 将曝气强度在一定范围内变动, 同时测定反应器升流区中的平均污泥浓度, 结果见表 2。

表 2 反应器升流区中平均污泥浓度的变化

Table 2 Variety of average sludge concentration in riser

Aerating flux $l(\text{cm/min})$	1.491	1.837	2.126	2.602	2.723	2.915	3.329	4.006
Average sludge concentration $l(\text{g/L})$	5.25	5.38	5.59	5.71	5.83	5.79	5.80	5.85

从表 2 可以看出, 当曝气强度小于测得的临界曝气强度时, 反应器升流区中的平均污泥浓度随曝气强度的增加而明显增大, 表明处于流化状态的颗

粒污泥的比例逐步增加;在曝气强度大于测得的临界曝气强度后,尽管曝气强度继续增加,但反应器升流区中的平均污泥浓度基本上稳定在 5.80g/L 左右,表明所有颗粒污泥已经处于流化状态。上述结果表明,获得的颗粒污泥流化临界曝气强度是可信的。

4 结论

对内循环颗粒污泥床硝化反应器升流区表观流速与曝气强度之间的关系进行了理论分析和试验研究,建立了两者之间的关系模型: $U_{lr} = (2.613 - 0.024 U_g^{0.871}) \sqrt{0.276 U_g^{0.871} - 0.28}$, 确定液体循环临界曝气强度为 1.017cm/min, 颗粒污泥流化临界曝气强度为 2.662 cm/min。试验证明,上述两个临界曝气强度与实际情况相吻合。当反应器放大时,采用本文建立的理论模型并测定待定参数,同样可获得相应的临界曝气强度。因此,本文的研究结果可用于指导同类内循环颗粒污泥床硝化反应器的操作优化。

REFERENCES(参考文献)

[1] Van Benthum WAJ, Derissen BP *et al.* Nitrogen removal using nitrifying

biofilm growth and denitrifying suspended growth in a biofilm airlift suspension reactor coupled with a chemostat. *Water research*, 1998, 32(7): 2009 - 2018

[2] Zheng P(郑平), Pieme Constant Anatole, Du ZJ(杜泽俊) *et al.* Treatment of strong ammonia wastewater with an internal-loop airlift bioreactor. *Journal of Zhejiang University(浙江大学学报)*, 2001, 27(1):23 - 27

[3] Zheng P(郑平), Hu BL(胡宝兰). Internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor. *Applied and New-style Patent(实用新型专利)*, 2002, patent number: 02215398.5

[4] Freitas C, Teixeira JT. Hydrodynamic studies in an airlift reactor with an enlarged degassing zone. *Bioprocess Engineering*, 1997, 18: 267 - 279

[5] Gupta SK, Sharma R. Biological oxidation of high strength nitrogenous wastewater. *Water Research*, 1996,30: 593 - 600

[6] Chisti Y, Halard B, Moo-Young M. Liquid circulation in airlift reactors. *Chemical Engineering Science*, 1988,43: 451 - 457

[7] Wenge F, Chisti Y, Moo-Young M. Split-cylinder airlift reactors: hydraulics and hydrodynamics of a new model of operation. *Chem Engng Commun*, 1996, 155: 19 - 44

[8] Freitas C, Teixeira JT. Hydrodynamic studies in an airlift reactor with an enlarged degassing zone. *Bioprocess Engineering*, 1997,18: 267 - 279

Research on Critical Aerating Flux of Internal-loop Granular Sludge Bed Nitrifying Reactor

LU Gang ZHENG Ping* XIA Feng-Yi

(Department of Environmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract The internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor is a new type of aerobic nitrifying equipment and has taken on a good potential for nitrification. The critical aerating flux for liquid loop and critical aerating flux for fluidization of granular sludge are two important parameters for its operation. The relationship between liquid superficial velocity in riser (U_{lr}) and aerating flux(U_g) was studied, the model parameters were measured by experiment, and the relational expression was established. According to the model, the critical aerating flux for liquid loop and the critical aerating flux for fluidization of granular sludge were calculated as 1.017cm/min and 2.662cm/min, respectively. The experimental data from reactor operation showed that the two calculated critical aerating fluxes near the practical values. So they could be used to direct the design and operating optimization for the internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor.

Key words internal-loop granular sludge bed nitrifying reactor, critical aerating flux, operating optimization

Received: 02-23-2004

This work was supported by The National Natural Science Foundation of China(No.30070017) and The Science and Technology Foundation for Key Project of Zhejiang.

* Corresponding author. Tel:86-571-86971709; Fax:86-571-86971648; E-mail:pzheng@zju.edu.cn