

반응조 형태 및 슬러지층 유동화 특성에 따른 Upflow Anaerobic Sludge Blanket (UASB) 반응조의 운전효율

정 병 곤[†]

군산대학교 토목환경공학부

Performance of Upflow Anaerobic Sludge Blanket (UASB) Reactor Depending on Reactor Configuration and Sludge Bed Fluidization

Byung Gon Jeong[†]

Faculty of Civil & Environmental Eng., Kunsan National University, Jeon Buk 573-701, Korea
(Received March 14, 2006/Accepted March 22, 2006)

ABSTRACT

Effect of organic loading rate on UASB performance was evaluated under the conditions of same surface area/reactor volume ratio and different reactor diameter. At the low loading rate of 0.4 kg COD/m³·d, reactor performance was not affected by reactor diameter. At the organic loading rate of 6 kg COD/m³·d, however, volatile acid accumulation and low COD removal efficiency is observed in reactor having 6.4 cm diameter, while volatile acid is not accumulated at all and high COD removal efficiency is observed in reactor having 3 cm diameter. Such a difference of reactor performance depending on reactor diameter can be explained that sludge bed can be fluidized by evolved gas bubble in narrow reactor, while sludge bed can not be fluidized by evolved gas bubble only in wide reactor. At a high organic loading rate of 20 kg COD/m³·d, it can be judged that there is no relation between reactor configuration and reactor performance because all reactors showed very low COD removal efficiencies regardless of reactor diameter. Narrow and tall type reactor is favorable condition for making sludge bed fluidization at a constant surface area/reactor volume ratio. Thus, it can be judged that reactor configuration and sludge bed fluidization have great influence to reactor performance.

Keywords: COD, organic loading rate, sludge bed fluidization, surface area/reactor volume ratio, UASB

I. 서 론

UASB(Uplow Anaerobic Sludge Blanket)와 같은 상향류식 반응조에서 가장 중요한 운전인자중의 하나는 무거운 입자들이 반응조내에 선택적으로 보유되어 질 수 있게 적절히 선택압(selection pressure)을 조절하는 일이며¹⁾ 이는 유출수 내부반송에 의해서 이룰 수 있다. 유출수 재순환을 통한 내부반송이 반응조 전체 운전효율에 미치는 영향에 대해서는 내부순환이 있는 반응조가 내부순환이 없는 반응조에 비하여 높은 유기

물 부하에서도 정상적인 운전이 가능하고 입상슬러지 생성도 더 잘 일어난다는 보고²⁾도 있으나, 유입수 유기물 농도가 고농도인 경우에만 필요성이 있고,³⁾ 저농도인 경우에는 오히려 악영향을 준다는 보고⁴⁾도 있다. 따라서 Henze 등⁵⁾은 UASB 반응조 start-up시 유입기질 농도가 5,000 mg COD/l 이상일 경우에만 유출수 재순환을 시키도록 보고하고 있다. 한편, 김 등⁶⁾은 유동상식 혐기성 소화조에서 내부순환율에 따른 상향유속 변화가 반응조 운전효율에 미치는 영향을 살펴본 결과 상향유속이 높을수록 반응조 운전효율은 향상되나 상향유속이 일정한 수준 이상을 초과하게 되면 오히려 운전효율이 저하된다고 보고하고 있다.

유출수 재순환을 통한 내부반송은 특히 초기 start-up 단계에서 중요한 역할을 하는 것으로 보고⁵⁾되고 있으

[†]Corresponding author : Faculty of Civil & Environmental Engineering, Kunsan National University
Tel: 82-63-469-1873, Fax: 82-63-469-4964
E-mail : bjeong@kunsan.ac.kr

나 그 기작에 관해서는 알려져 있는바가 없다. 상향류식 혐기성 반응조에서 일어날 수 있는 문제점중의 하나는 초기 운전이 있어 슬러지 불활성화 문제이다.⁶⁾ 실제 운전상에 있어서 운전의 실패 등으로 입상슬러지가 활성을 잃게 되는 경우가 종종 있는데 특히 초기 start-up시 유출수 반응이 이루어지지 않는 경우 이로 인한 입상 슬러지의 불활성화가 일어나게 되면 유기물 부하 조정 등을 통하여 입상 슬러지의 활성화를 시도하여도 활성도 회복은 대단히 힘들다. 실험실 규모 반응조에 유출수 반응유무를 달리하여 유출수 재순환이 반응조 운전효율에 미치는 영향을 평가한 정⁷⁾의 연구에 의하면 운전초기 유출수 반응에 의한 적정 상향유속의 유지가 UASB 반응조의 효율적 운전에 중요한 인자이며 유입 유기물 농도가 높을수록 그 영향이 더 큰 것으로 보고되고 있다. 그러나 내부반송이 어떠한 기작으로 반응조 처리효율을 변화시키는가에 대해서는 아직 명확하게 밝혀져 있지 않다.

그 원인에 대한 가능한 추론중의 하나가 슬러지 층의 유동특성이 입상슬러지의 활성에 중대한 영향을 주는 것으로 생각할 수 있으나 실제 상향류식 반응조내에서는 증명된바 없다. 정 등⁸⁾의 연구에 의하면 동일한 유기물 부하 하에서도 입상슬러지의 활성은 입도조성 및 입도분포특성에 따라 다른 것으로 보고되고 있다. 즉, 입상 슬러지만을 식중환 반응조와 미세 슬러지와 입상 슬러지가 혼재된 반응기에 대하여 비교 실험해본 결과 낮은 유기물 부하에서는 두 반응기간에 큰 차이가 나타나지 않았으나 높은 유기물 농도에서는 미세 슬러지와 입상슬러지가 혼재되어 있는 반응기에서는 슬러지 불활성화가 나타나는 것으로 보고하고 있다. 그러나 이러한 회분식 반응기에서의 실험결과는 연속흐름식 상향류식 반응조에서는 확인된 바가 없다.

따라서 본 연구에서는 실험실 규모 UASB 반응조를 이용하여 표면적/용량 비는 같되 반응조 직경을 달리한 상태에서 적용 유기물 부하를 달리하여 슬러지 층 유동이 반응조 운전효율에 미치는 기작을 규명하고자 하였다.

II. 재료 및 방법

1. 실험장치

본 연구에서 사용한 UASB 반응조는 Fig. 1에 나타난 바와 같이 아크릴을 이용하여 제작하여 실험하였다. 반응조 하부는 유입된 폐수를 반응조 바닥 전체에 고르게 분배시키기 위하여 깔때기 형태로 제작하였으며 반응조 상부에는 고-액-기체 분리장치를 설치하였다. 반

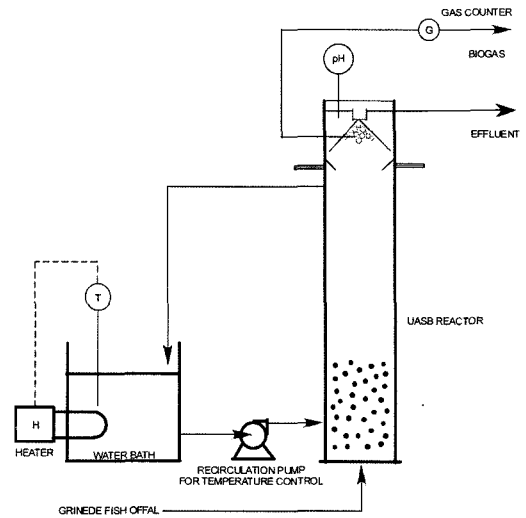


Fig. 1. Schematic diagram of experimental unit.

Table 1. Composition of synthetic wastewater

Constituent	Content
Non fat dry milk	1.5 g
Sucrose	1.5 g
NaHCO ₃	4.5 g
Tap water	to 1 liter

응조 직경에 따른 유출수 재순환의 영향을 파악하기 위한 실험은 직경 6.4 cm의 아크릴 원통을 사용한 1.45 l 반응조와 직경 3 cm의 아크릴 원통을 사용한 0.32 l 반응조를 사용하여 비교실험을 실시하였다. 저류조는 약 1 l 용량의 플라스틱 통을 사용하였으며 적용 유기물 부하량이 미치는 영향을 평가하기 위하여 각각 10,000 mgCOD/l, 3,000 mgCOD/l, 200 mgCOD/l의 인조합성 폐수를 채워 미량 유량조절펌프를 사용하여 반응조내에 상향류식으로 주입하였다. 인조합성폐수의 조성은 Table 1과 같다.

온도변화에 의한 영향을 배제하기 위하여 모든 반응조는 35°C 항온실에서 운전하였다.

2. 운전 및 분석방법

UASB 반응조 운전이 있어서 내부 반송이 반응조 운전효율에 미치는 영향을 파악하기 위하여 직경 6.4 cm, 유효용량 1.45 l 반응조 3개(A-1, A-2, A-3)와 직경 3 cm, 유효용량 0.32 l의 직경이 작은 반응조 3개(B-1, B-2, B-3)를 비교 운전하면서 적용 유기물 용적부하에 따른 영향을 평가하고자 하였다. 실험 초기에 A 반응

Table 2. Operating condition of reactors

	A-1	A-2	A-3	B-1	B-2	B-3
Applied Volumetric Loading (kg COD/m ³ · reactor · d)	0.4	6	20	0.4	6	20
Influent Conc. (mg COD/l)	200	3,000	10,000	200	3,000	10,000
Reactor Volume (l)		1.45			0.32	
Reactor Dia. (cm)		6.4			3	

Table 3. Analytical methods and instruments

Item	Unit	Method and Instrument
pH	-	pH meter (HANNA)
COD	mg/l	Potassium dichromate reflux method
SS, VSS	mg/l	Vacuum filtration (Glass fiber filter type A/E, Gelman instrument Co.)
Total Alkalinity	mg/l	Potentiometric titration method.
Volatile acids	mg/l	Gas chromatography (Hewlett packard 5890 series II)

Table 4. Operation conditions of gas chromatography

Column	HP-1 capillary	
Gas flow rate	carrier : nitrogen	40 psi
	hydrogen	60 psi
	air	30 psi
Split ratio	100 : 1	
Temperature	column	100°C(3 min)
	rate	5°C/min to 150°C
	injector	190°C
	detector(FID)	220°C
Sensitivity	attenuation 1	
Sample injection	1 µl	

조 3개에는 공히 각각 24.4 g VSS에 해당하는 양만큼의 하수처리장 소화슬러지를 식중하였고 B 반응조 3개에는 4.4 g VSS에 해당되는 양만큼의 소화슬러지를 식중액으로 식중하였다. 유입수는 A-1, B-1 반응조에는 COD 200 mg/l, A-2 및 B-2 반응조에는 COD 3,000

mg/l, A-3, B-3에는 10,000 mg COD/l의 유입수를 HRT 12시간으로 연속적으로 주입하여 각각 0.4, 6, 20 kg COD/m³ · d의 유기물 용적부하가 적용되게 하였다. 반응조의 운전형태는 Table 2에 요약하여 놓았다.

내부반응에 의한 영향을 확인하기 위하여 운전시작 36일째부터는 A-1, A-2, A-3 반응조를 상향유속이 0.2 m/hr가 되게 순환펌프를 이용하여 내부 반응을 시켰다. 본 실험의 모든 분석은 Standard method⁷⁾에 따르며 이에 사용된 방법과 실험기기는 Table 3과 같다. VA분석에 사용된 GC의 운전조건은 Table 4에 나타내어 놓았다.

III. 결과 및 고찰

반응조 직경을 달리하는 A, B 2개 그룹의 반응조에 유기물 부하를 각각 달리하여 운전하면서 운전 기간 중 반응조내 화학적 인자의 변화를 Table 5에 나타내어 놓았다.

Table 5. Chemical characteristics of reactors

	1.45 L reactor			0.32 L reactor		
	A-1	A-2	A-3	B-1	B-2	B-3
pH	6.70~8.53	6.35~7.03	6.03~6.99	6.63~8.22	6.61~7.71	5.67~7.32
TA (mg/l as CaCO ₃)	427~2,791 (1,350)	2,439~3,269 (2,907)	2,439~8,674 (6,618)	1,365~2,832 (1,927)	1,986~3,419 (2,918)	2,794~7,990 (5,424)
VA (mg/l)	21~71 (36)	915~1,732 (1506)	3,500~5,730 (4,987)	10~30 (22.8)	18~130 (50.3)	2,650~4,989 (3971)
VA/TA	0.03	0.52	0.68	0.01	0.02	0.73

() : mean value, VA : volatile acid, TA : total alkalinity.

A그룹에 속하는 3개 반응조는 반응을 실시하기 전 즉, 운전시작 후 35일간의 운전 자료이며 B그룹에 속하는 3개 반응조는 전체 운전기간에 대한 자료이다.

먼저 1.45 l 반응조에서 0.4 kg COD/m³·d의 유기물 부하를 적용시킨 A-1 반응조의 경우 가장 낮은 알칼리도가 유지되었음에도 불구하고 가장 낮은 휘발성산 농도 및 안정된 pH값을 나타내고 있어 낮은 부하 조건하에서는 반응조의 형상과 관계없이 안정된 운전이 가능하다는 것을 알 수 있었다.

3,000 mg/l의 기질을 주입하여 6 kg COD/m³·d의 용적부하율을 적용시킨 A-2 반응조의 경우 휘발성 산 농도가 운전시작 35일째까지를 기준으로 볼 때 1,506 mg/l로 Lawrence *et al.*⁸⁾에 의해 제시된 200~800 mg/l를 초과하여 높은 유기물 부하로 반응조내 휘발성산의 축적이 일어나고 있음을 보여주고 있다. 이는 VA(Volatile Acid)/TA(Total Alkalinity) 비로도 확인할 수 있는데 혐기성 소화조의 조절인자로 사용되는 휘발성산/알칼리도의 비는 0.8 이상이 되면 pH 강하에 의한 메탄생성 억제제가 일어나 운전이 실패할 수 있으므로 그 비가 0.3~0.4 이상이 되면 조절해줄 필요가 있는데 이런 조절은 늦어도 그 비가 0.5 이상일 때 시작해야 하는 것으로 보고하고 있다.⁹⁾ 따라서 A-2 반응조의 경우 pH강하에 의한 운전실패의 선행단계인 산 축적 단계에 있다는 것을 알 수 있다. 훨씬 더 높은 20 kg COD/m³·d의 부하를 적용시킨 A-3 반응조의 경우는 pH값의 경우 6.03~6.99로 타 반응조에 비하여 낮은 값을 나타내었으며 VA/TA 값 역시 0.68로서 산 축적에 의한 저해현상이 일어나는 것을 더욱 뚜렷하게 나타내고 있다.

한편, 반응조의 직경을 줄인 0.32 l 반응조의 경우 pH는 전 과정을 통하여 6.63~8.22 범위로 pH 저하에 의한 악영향은 없었던 것으로 생각된다. 0.4 kg COD/m³·d의 낮은 부하가 적용된 B-1 반응조의 경우 A-1 반응조와의 비교를 통해서도 알 수 있듯이 반응조 직경변화에 따른 반응조 형상 차이에 관계없이 유사한 효율을 나타내었으나 휘발성산 농도나 VA/TA비로 보았을 때 약간 더 양호한 결과를 나타내는 것으로 판단된다.

6 kg COD/m³·d의 용적부하율을 적용시킨 B-2반응조의 운전결과는 같은 유기물 부하에서 운전한 A-2반응조의 운전결과와는 상당히 달랐다. 즉, A-2반응조의 경우에는 과부하로 인한 산 축적현상이 일어났으나 B-2 반응조에서는 휘발성산 농도도 약 50 mg/l로 낮았을 뿐만 아니라 VA/TA비 역시 0.02로 안정된 상태에서 운전이 진행되고 있다는 것을 알 수 있다.

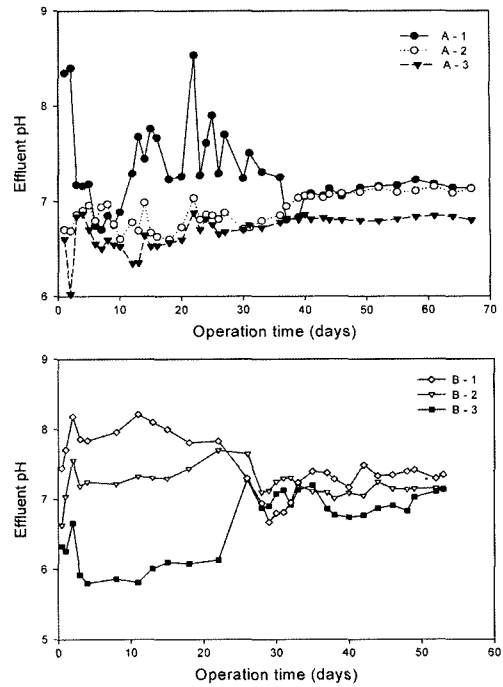


Fig. 2. Variation of effluent pH value during operation time.

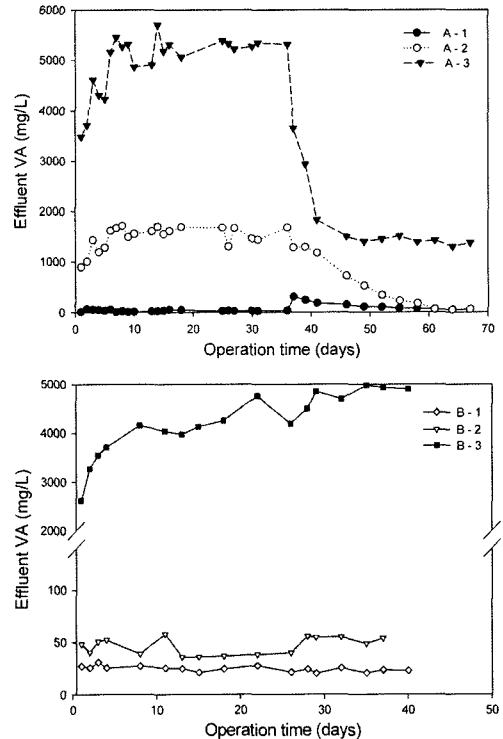


Fig. 3. Variation of effluent volatile acid concentration during operation time.

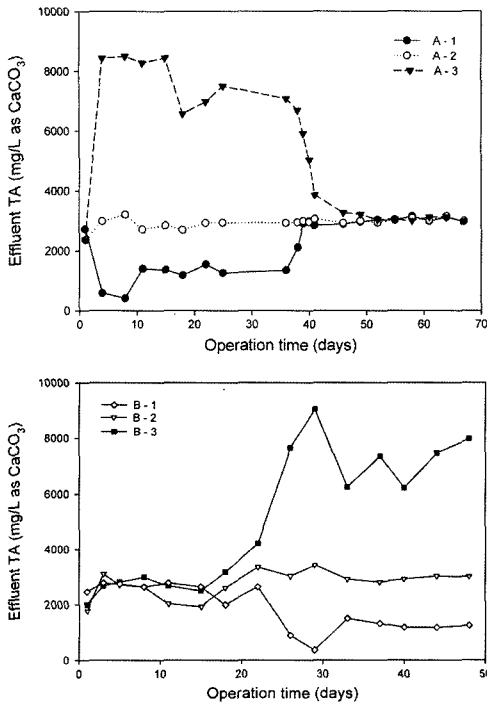


Fig. 4. Variation of effluent total alkalinity concentration during operation time.

그러나 20 kg COD/m³·d의 고부하가 적용된 B-3 반응조의 경우 운전기간 중 pH는 5.76~7.32로서 타 반응조에 비하여 다소 낮은 값을 나타내었다. 전체 반응조에 대하여 운전 기간 중 기간경과에 따른 pH 변화를 나타낸 Fig. 2에서 볼 수 있는바와 같이 B-3 반응조의 경우 반응조내 유기산의 축적으로 pH값의 하락을 가져왔는바 이는 운전 기간 중 휘발성산의 변화를 나타낸 Fig. 3에서도 알 수 있다. 이와 같은 휘발성산의 축적에 의한 pH 하락현상을 방지하기 위하여 운전시작 22일 후부터는 기질 내 알칼리도의 농도를 변경시켜 pH 저하를 방지하였다.

운전 기간 중 전체 반응조의 알칼리도 변화는 Fig. 4에 나타나어 놓았다. Fig. 2 및 3에서 볼 수 있는바와 같이 알칼리도 조정에 의하여 반응조내 휘발성산의 농도와 관계없이 pH값은 비교적 안정된 추세를 보여주고 있다. 그러나 운전시간 경과에 따라 B-3 반응조의 경우 상당량의 휘발성산이 축적되는 것으로 보아 반응조내 미생물의 메탄형성 활성도가 저해를 받고 있음을 추측할 수 있으며 이는 휘발성산/알칼리도의 비가 0.73 정도의 상당히 높은 값을 나타내는 것으로도 확인할 수 있었다.

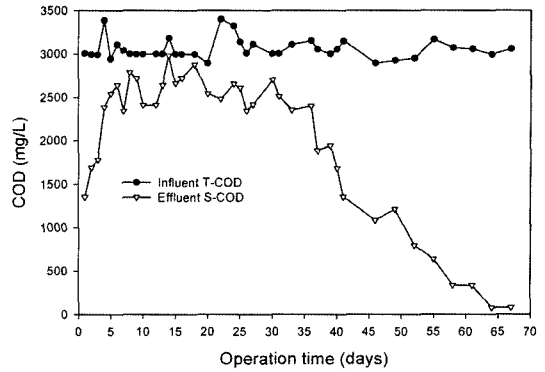


Fig. 5. Variation of COD concentration in reactor A-2 during operation time.

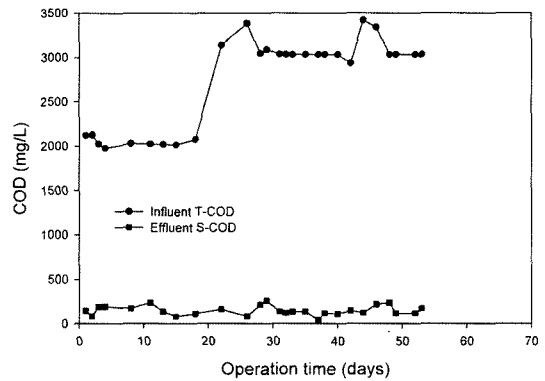


Fig. 6. Variation of Influent and effluent COD concentration on reactor B-2 during operation time.

같은 6 kg COD/m³·d의 유기물 용적부하가 유지되는 동일 조건하에서 반응조의 직경만을 변화시킨 A-2와 B-2 반응조를 비교해 보면 Fig. 5와 6을 통해서 알 수 있듯이 반응조 직경에 따라 전혀 다른 양상을 나타내는 것을 알 수 있다.

이는 반응조의 화학적 인자의 변화를 살펴본 앞의 결과와도 일치하는 현상이다. 이러한 효율차이를 나타내는 원인으로 추론할 수 있는 것 중의 하나는 A-2와 B-2 반응조간의 차이가 직경의 차이에 따른 단면적의 차이 밖에 없다는 점을 감안할 때 이러한 효율차이는 본 실험에서 사용한 B-2 반응조의 경우 직경 3 cm의 비교적 작은 직경을 갖는 반응조이었기 때문에 생성된 가스의 부상에 의해서 슬러지 층의 혼합이 일어났으며 이러한 슬러지 층의 가스 생성에 따른 혼합으로 비교적 크고 무거운 입상 슬러지가 반응조 하부에 위치하고 작고 가벼운 입상 및 부유성 슬러지가 반응조 상부에 위치하는 슬러지 입자들의 수직적 배열이 일어났기

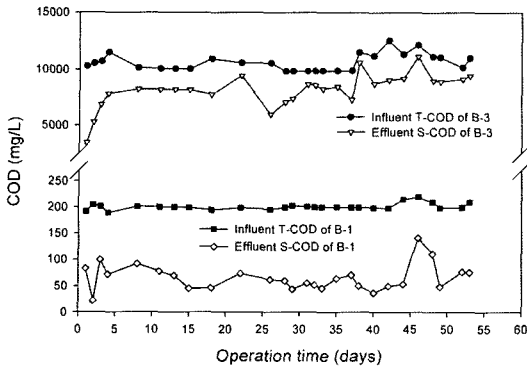


Fig. 7. Variation of influent and effluent COD concentration in reactor B-1 and B-3 during operation time.

때문인 것으로 추정된다. 좁은 직경을 갖는 반응조에서 가스발생에 의한 슬러지층 유동화는 실험 기간 중 유안으로도 확인할 수 있었으며 그 결과 안정된 처리가 가능하였던 것으로 판단된다. 이러한 반응조 운전효율에 슬러지층 유동화가 미치는 영향은 적용부하에 따라 다른 것으로 나타났다.

즉, B-1, B-3 반응조에 대한 운전 기간 중 유입수 및 유출수 COD 농도 변화를 나타낸 Fig. 7을 보면 $0.4 \text{ kg COD/m}^3 \cdot \text{d}$ 의 낮은 부하를 적용한 B-1 반응조의 유기물 제거효율은 평균 68.7%로서 비교적 양호한 결과를 나타내었는바 이는 유입수 유기물 농도 및 유입 유기물 부하량이 낮아 반응을 심하게 저해할 정도는 아니었던 것으로 생각된다. 즉, 이러한 저 부하 상태에서는 유동 등에 의한 입자크기에 따른 슬러지의 수직배열이 일어나지 않는다 하더라도 반응에 크게 영향을 미치지 않는 것으로 생각되며 이는 1.45 l 반응조에서의 결과치와도 일치한다.

그러나 $20 \text{ kg COD/m}^3 \cdot \text{d}$ 의 유기물 용적부하를 적용한 B-3 반응조의 경우 Fig. 7에서 보듯이 운전 시작 후 곧 유출수 농도가 급격히 증가하여 거의 처리가 되지 않는 현상을 초래하였다. 이는 유입 기질의 유기물 농도가 높은 경우 반응조내에 유기산이 축적된 결과로 생각되며, 적용부하가 매우 높을 경우에는 가스발생에 의한 슬러지층 혼합보다는 내부 반응 등으로 인한 슬러지 층의 유동이라든지 2상 소화와 같은 좀 더 적극적인 방식이 필요하며 그렇지 못할 경우 고 부하로 인하여 반응조 운전이 실패한다는 것을 나타내며 본 연구에서 소화조 start-up이 실패하였던 원인을 설명하여 주는 결과이기도 하다고 판단된다.

$6 \text{ kg COD/m}^3 \cdot \text{d}$ 의 유기물 용적부하를 적용시킨 B-2 반응조의 경우 A-2 반응조와는 달리 슬러지 층에서

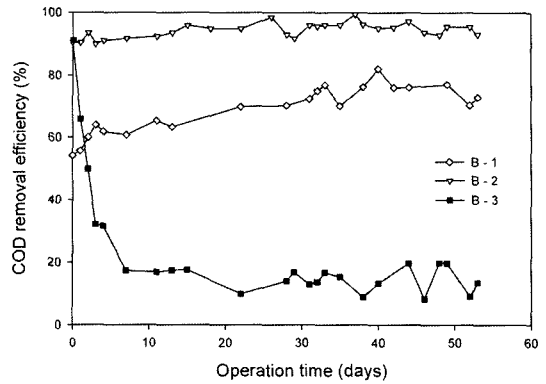


Fig. 8. Variation of COD removal efficiencies in each reactor of B according to operation time.

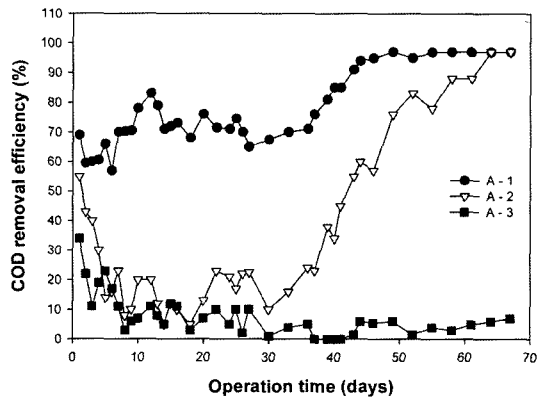


Fig. 9. Variations of COD removal efficiencies in each reactor of A during operation time.

생성된 소화가스로 인한 슬러지 층 내 입자들의 수직적 배열로 상당히 높은 유기물 제거효율을 얻을 수 있었는데 비해 $20 \text{ kg COD/m}^3 \cdot \text{d}$ 의 유기물 용적부하를 적용한 B-3 반응조의 경우에는 높은 유기물 부하로 인한 슬러지의 불활성화가 일어나 반응조 운전이 실패하였고, 반응조 운전 초기 start-up시 이러한 불활성화 현상이 생기면 활성화도 회복은 불가능한 것으로 판단되며 이는 B-1~B-3 반응조의 전체 운전기간 동안의 COD 제거효율을 나타낸 Fig. 8을 통해서도 알 수 있다.

한편, 1.45 l 반응조에서 유입수 COD 농도를 달리하여 적용 유기물 부하를 달리한 A-1, A-2, A-3 반응조에 있어서 운전시간 경과에 따른 COD 제거효율 변화를 Fig. 9에 나타내어 놓았다.

운전 시작 후 35일째까지 즉, 유출수 재순환을 통한 내부반송 없이 운전하였을 경우 유입농도 200 mgCOD/l 에서 $0.4 \text{ kg COD/m}^3 \cdot \text{d}$ 의 저 부하로 운전된

A-1 반응조의 경우 비교적 양호한 제거효율을 나타내었으나 이보다 훨씬 높은 부하로 운전된 A-2, A-3 반응조의 경우 COD 제거효율 측면에서 상당한 저해가 일어나고 있는 것을 알 수 있다. 그러나 입상 슬러지의 재활성화 가능성 평가를 위하여 운전시작 35일후부터 유출수 재순환을 통한 내부반송을 실시한 결과 3,000 mgCOD/l의 유기물 농도를 주입하여 6 kg COD/m³·d의 유기물 용적부하가 유지된 A-2 반응조의 경우 빠른 속도로 유기물 제거효율의 회복을 가져왔으나 20 kg COD/m³·d의 유기물 용적부하가 적용된 A-3 반응조의 경우에는 입상슬러지 황성회복이 불가능한 것으로 나타났다.

IV. 결 론

UASB 반응조의 초기 운전애 종종 일어나는 운전실패의 원인을 규명하기 위하여 반응조 단면적/용량 비를 일정하게 하고 직경을 2배 정도로 달리한 반응조에 적용 유기물 용적부하를 달리하여 실험한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 0.4 kg COD/m³·d의 낮은 유기물 용적부하 하에서는 반응조 직경에 관계없이 양호한 처리효율을 나타내어 저 부하 조건하에서는 슬러지 층의 유동화 상태나 반응조 형상이 별다른 영향을 미치지 않는 것으로 평가되었다.

2. 6 kg COD/m³·d의 유기물 용적부하가 적용된 상태 하에서는 반응조의 직경에 따라 반응조 운전효율은 전혀 다른 양상을 나타내었다. 즉, 직경 6.4 cm의 반응조에서는 휘발성산 축적과 COD 제거효율의 저하를 가져온데 반해 직경 3 cm의 반응조에서는 상당히 좋은 효율을 나타내었다. 이러한 차이는 직경이 작은 반응조의 경우에는 생성된 가스의 부상에 의해 슬러지 층의 유동화가 원활하게 일어날 수 있었기 때문인 것으로 판단된다.

3. 그러나 20 kg COD/m³·d의 높은 유기물 용적부하가 적용된 경우에는 반응조 직경 변화에는 무관하게 모두 반응조 운전 실패를 가져와 저 부하에서와 마찬가지로 높은 유기물 부하에서는 슬러지층 유동화 상태나 반응조 형상이 반응조 운전효율에 별다른 영향을 미

치지 못하는 것으로 평가되었다.

4. 따라서 혐기성 소화조의 효율적인 start-up은 슬러지 층의 유동화가 일어날 수 있게 유도된 상태에서 가능하며 이러한 조건은 반응조 표면적/용량비가 일정한 상태 하에서는 반응조 직경이 작을수록 유리한 것으로 나타나 반응조 형상도 반응조 운전효율에 상당히 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다.

참고문헌

- Hulshoff Pol, L. W., de Castro Lopes, S. I., Lettinga, G. and Lens, P. N. L. : Anaerobic sludge granulation. *Water Research*, **38**, 1376-1389, 2004.
- Park, J. A. and Hur, J. M. : Granule development in upflow anaerobic sludge blanket reactors with internal circulation. *Korean Journal of Environmental Health*, **25**(4), 41-50, 1999.
- Young, J. C. and Yang, B. S. : Design considerations for full scale anaerobic filter. *JWPCF*, **61**(9), 1576-1587, 1989.
- Lettinga, G., van Velsen, A. F. M., Hobma, S. W., de Zeeuw, W. and Klapwijk, A. : Use of Upflow Sludge Blanket(USB) reactor concept for biological wastewater treatment, Especially for anaerobic treatment. *Biotechnol. Bioeng.*, **22**, 699-734, 1980.
- Henze, M. and Harremoës, P. : Anaerobic treatment of wastewater in fixed film reactors, A literature review. *Water Science and Technology*, **15**, 1-101, 1983.
- 김재우, 장인용 : 혐기성 유동층 생물 반응기와 새로운 모델의 AFPBBR에서 유기성폐수 처리시 Biogas 생성과 반응상수에 관한 연구. *한국환경위생학회지*, **19**(2), 23-33, 1993.
- 정병곤 : 유출수 재순환이 UASB 반응조 운전효율에 미치는 영향. *대한환경공학학회지*, **23**(12), 2023-2031, 2001.
- 정병곤, 양병수 : 슬러지 입도조성 및 수소분압이 입상슬러지의 유기물 제거 활성에 미치는 영향. *한국폐기물학회지*, **15**(7), 780-788, 1998.
- APHA, AWWA, WPCF. : Standard Methods for the Examination of Water and Wastewater. 20th ed., Washington, D.C., USA, 1998.
- Lawrence, A. W. and McCarty, P. L. : Kinetics of methane fermentation in anaerobic treatment. *JWPCF*, **41**(1), 17, 1969.
- APHA, AWWA, WPCF. : Anaerobic sludge digestion, MOP-16, WPCF., 1977.