

GOVP1200136433

UCN313-887-M

(194)

600.6

73137

건조설비 플랜트 복합 공정 기술 개발

Development of a Combined Process
for Drying Plants

건조공정

건조시스템

한국기계연구원

과학기술부

제 출 문

과학기술부 장관 귀하

본 보고서를 “건조설비 플랜트 복합 공정 기술 개발” 과제의 보고서로 제출합니다.

2001 . 07 . 09

주관연구기관명 : 한국기계연구원

주관연구책임자 : 김 용 진

연 구 원 : 정 상 현

“ : 홍 원 석

“ : 박 청 연

“ : 김 중 호

위탁연구기관명 : 한국과학기술원

위탁연구책임자 : 김 상 수

요 약 문

I. 제 목

건조설비 플랜트 복합 공정 기술 개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

건조공정은 화공, 식품, 제철, 제강, 제지 등의 광범위한 생산공정을 비롯하여 최근의 환경산업에서 폐기물의 소각 및 재활용 공정에서 필수적으로 적용되는 기반공정이며, 플랜트 설비이다. 특히, 최근의 각종 생산공정 또는 환경산업에서 배출되는 슬러지 또는 고함수율의 폐기물의 처리에 대한 관심이 고조되고 있다. 일반적으로 슬러지상의 고함수 폐기물은 약 80% 이상의 수분을 포함하고 있으며, 이 수분은 결국 폐기물의 처리의 방해요소로 작용하기 때문에 이러한 폐기물에 포함된 수분의 제거에 의해 중량을 효과적으로 감량시키는 방법인 건조공정은 이러한 고함수율의 폐기물 처리에서 필수불가결한 공정이다. 그런데, 이러한 건조공정은 건조 대상물의 성상 및 종류에 따라 여러 가지 형태의 장치 및 시스템이 사용되고 있으며, 건조 전단계에서의 건조대상물의 이송 및 건조 후 분급과 배출가스의 분진과 악취 및 유해가스의 제어설비 등으로 구성되는 일종의 복합 플랜트 공정이며, 상당한 엔지니어링 설계 지식을 요구하는 중요한 분야이다.

본 연구에서는 고함수율의 폐기물의 건조공정에서 폐기물의 특성별 전처리 및 건조설비, 그리고 이에따른 공해방지의 후처리 설비의 핵심공정에 대한 고효율화 개조와 종합 플랜트에 대한 최적의 엔지니어링 설계, 제작 기술을 확보하여 건조 설비 플랜트 기술의 신뢰성을 향상시키고 아울러 국제적인 수주경쟁력의 제고를 목표로 한다. 본 연구에서 연구되는 건조공정은 고함수율의 폐기물의 건조에서 가장 일반적으로 적용되는 두 공정에 대한 연구가 수행되는데, 하나는 고온의 열풍에 의하여 직접적으로 건조시키는 시스템이며, 다른 하나는 간

접적인 열전도에 의하여 건조시키는 간접열건조 방식에 대하여, 건조 및 환경 설비의 종합 플랜트에 대한 요소 및 Scale-Up 기술을 확보하여 실용화에 적용하는 것이며, 그리고 각종 폐기물의 종류에 대한 건조설비 내부에서 발생하는 폭발 대책설비를 실규모로 설계, 설치한 실험을 수행하여, 직접 및 간접열을 이용하는 건조설비 플랜트 공정전체에 대한 적용별 엔지니어링 최적설계 기술을 확립하고자 한다.

Ⅲ. 연구개발의 내용 및 범위

- 직접 열건조 시스템 고효율화 개조 개발 및 해석
 - 250kg/hr급 직접 열건조 시스템의 내부 임펠러 및 리프터의 고효율화 개조설계, 제작
 - 건조효율의 실험과 수치해석의 결과와의 비교를 통하여 새로운 형상의 건조장치 개발 실험
- 건조장치용 후단 환경설비 개발
 - 건조공정 발생 미세 입자 고효율 집진용 정전중심분리 집진장치 및 정전여과 집진장치 실험 및 데이터 특성 비교, 분석
 - 250kg/hr급 배출가스 연결 실증시험
 - 반건식 세정시스템에 대한 실험 및 수치계산 프로그램 개발
- 직접열 건조공정 및 종합환경설비 복합 성능 시험
 - 직접 열건조 공정 및 후처리 환경의 종합 시스템의 연결 설치
 - 건조 환경 종합 성능 시험 및 결과 분석
- 패들(Paddle)식 고효율 간접열건조 시스템 개발
 - 100kg/hr급 패들(paddle)식 간접열 건조장치 Pilot 시험
 - 열전달 패들장치의 구동부와 응집방지 스크래퍼(scraper) 및 패들 간격 등의 최적화 개조를 통한 고효율화 시스템 개발 실험
 - 건조물 입도 분석
 - 배출가스 저감 응축시스템 개발 실험
- 건조장치 폭발 방지 시스템 개발
 - 4 채널 감지와 2채널 응답 작동의 폭발방지 시스템 설계 및 시스템 제작
 - Pilot 규모급 실기 성능시험

IV. 연구개발결과

- 직접 열건조 시스템 고효율화 개조 개발 및 해석
 - 실험과 수치해석의 결과와의 비교를 통하여 새로운 형상의 직접열 건조 장치를 개발, 특허화 달성
 - 건조 열풍 공급부와 방향을 변경하여 건조 효율을 극대화 달성
- 건조장치용 후단 환경설비 개발
 - 집진 및 가스제거용 고효율 복합 정전 하이브리드 대기오염제어 시스템 개발
 - 반건식 세정장치 개발용 3차원 시뮬레이션 해석 및 설계 프로그램 개발
- 직접열 건조공정 및 종합환경설비 복합 성능 시험
 - 건조/환경 설비의 복합화 및 콤팩트화로 전체 공정설치비 기존대비 약 25%의 감소 및 유지비의 30% 이상 절감효과 달성
- 패들(Paddle)식 고효율 간접열건조 시스템 개발
 - 100kg/hr급 간접열건조 시스템(패들건조기)을 설계/제작
 - 열전달 패들장치의 구동부와 응집방지 스크래퍼(scraper) 및 패들 간격 등의 최적화 개조를 통한 고효율화 시스템 개발
 - 적절한 패들 설계를 통한 건조물 입경분포 최적제어
- 건조장치 폭발 방지 시스템 개발
 - 4 채널 감지/ 2채널 응답 작동의 폭발방지 시스템 독자 개발
 - Pilot 규모의 성능시험을 통한 개발효과 입증

V. 연구개발결과의 활용계획

본 연구에서 개발된 건조 및 환경설비의 복합공정에 대한 연구결과들은 화공, 제약, 식품 생산공정의 물질 건조공정에 광범위하게 응용할 수 있을 것이다. 특히, 앞서서도 언급한바와 같이, 국내의 슬러지 또는 고함수 폐기물의 발생량은 점차적으로 증가하는 추세에 있으며, 이들의 효과적인 처분은 국토가 좁은 우리나라의 경우 더욱 절실한 과제이다. 따라서 여러 가지 처리대상 폐기물에 따른 최적의 저공해 건조공정이 개발되면 사회적으로 문제시되고 있는 국내의

대부분의 폐기물처리에 효과적으로 활용될 수 있으며, 건조후 재활용으로 파급 효과가 매우 클 것으로 사료된다. 그리고, 시멘트, 유기, 무기화학 공정의 폐기물 건조후 재활용 산업에 효과적으로 기여할 수 있을 것이며, 후처리 환경 시스템은 건조시스템 이외의 타집진장치 및 환경설비장치 (소각로, 세정기, 악취 제거 장치등) 기술에도 응용 가능하다.

S U M M A R Y

(영 문 요 약 문)

I. Title

Development of a Combined Process for Drying Plants

II. Objectives and Significance

Drying of solids is one of the oldest and most common unit operations found in diverse processes such as those used in the chemical, ceramic, food, pharmaceutical, paper and pulp, mineral, and environmental waste treatment industries. Especially, waste management is very important subject for the environmental issue in many industrialized countries, because its generated volume is the largest in all generated waste. In sludge-waste management field, role of drying is becoming more needful as increase of difficulty for sludge disposal and need for sludge drying is expected in the future.

In spite of several dryers have long been employed for drying of waste sludge, their design is mainly depended on the maker's experience and knowhow. Most of the past studies still remain in the domain of academic interest, presenting few solutions to the practical problems of the real plant.

This study conducted to improve the combined efficiency of drying and/or environmental for two types of drying system including direct thermal rotary dryer and indirect paddle dryer. This study explored experimentally the role of gas flow direction and speed, gas temperature, and initial moisture content of materials on drying rates for different drying materials for two types of dryer. We also carried out a numerical analysis on the basis of the drying particle trajectory model and the finite difference

method, and compared with experimental results. In the meantime, we developed high performance hybrid dust/gas control system using electrostatic corona effect for drying system. Moreover we constructed a pilot explosion protection system for drying process and carried out the performance test of the system successfully.

C O N T E N T S

(영 문 목 차)

Chapter 1 Introduction	1
Section 1.1 The need of study	1
Section 1.2 Kind of dryer	3
Section 1.3 Object and scope of study	6
Chapter 2 Trend of Research and Development	8
Chapter 3 Research Scope and Results	10
Section 3.1 Outlines	10
Section 3.2 Numerical Analysis of Swirl type direct thermal dryer	10
Section 3.3 Development of high performance dryer	15
Section 3.4 Development of environmental equipment for dryer	32
Section 3.5 Direct thermal drying system and hybrid dust/gas control system	49
Section 3.6 Development of Paddle type indirect thermal dryer	55
Section 3.7 Development of explosion protection system for drying process	78
Chapter 4 Object achievements and Contributions	88
Chapter 5 Results and Recommendations	91
Chapter 6 References	92
Appendix	

목 차

제 1 장 서론	1
1.1 연구의 필요성	1
1.2 건조장치의 종류	3
1.2.1 대류전열방식	3
1.2.2 전도 전열 방식	5
1.2.3 복사전열방식	6
1.3 연구의 목적 및 범위	6
제 2 장 국내외 기술개발 현황	8
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과	10
3.1 개요	10
3.2 선회(Swirl)형 직접 열건조 시스템 해석	10
3.2.1 개요	10
3.2.2 지배방정식	11
3.2.3 수치 계산	14
3.3 직접 열건조 시스템 고효율화 개조 기술 개발	15
3.3.1 개요	15
3.3.2 피건조물 분사부	16
3.3.3 건조기 본체(드럼)	23
3.3.4 본체 회전부와외의 기밀(sealing)부	23
3.3.5 향류식(counter-current) 열풍 공급 공정 개선	23
3.3.6 실험결과 및 고찰	24
3.4 건조장치용 후단 환경설비 개발	32
3.4.1 개요	32
3.4.2 정전 원심여과포	32
3.4.3 정전 중심분리 싸이클론 실험	39
3.4.4 플라즈마 및 반건식 세정장치 이용 유해가스 및 탈취 실험	43
3.5 직접열 건조공정 및 종합환경설비 복합 성능 시험	49
3.5.1 개요	49
3.5.2 건조 실험	49
3.5.3 환경 실험	52
3.5.4 직접열 건조/환경 결론	53
3.6 패들(Paddle)식 간접열건조 시스템 개발	55
3.6.1 개요	55
3.6.2 간접열 건조장치 이론 및 50kg/hr급 Paddle 건조기 설계	56

3.6.3	간접 열건조기 제작 및 시스템 구성	59
3.6.4	간접 열건조 시스템 고효율화 실험	67
3.6.5	응축장치 이용 간접 열건조 시스템 고효율화 환경 실험	75
3.7	건조장치 폭발 방지 시스템 개발	78
3.7.1	개 요	78
3.7.2	Pilot 시스템 구성 및 작동	78
제 4 장	연구개발목표 달성도 및 대외기여도	88
제 5 장	연구개발결과의 활용계획	91
제 6 장	참고문헌	92
부 록	(위탁연구보고서)	

표 목 차

표 1.1-1	폐기물 발생량 추이	1
표 3.4-1	플라즈마 반응로/ 반건식 세정 시스템에 의한 가스 분해효율	48
표 3.5-1	다양한 피건조물에 대한 직접열 건조 실기 시험 데이터	52
표 3.5-2	열건조 시스템 종합 환경 시험 결과	53
표 3.6-1	응축장치 전/후단에서의 VOC농도계측	53

그림 목 차

그림 1.1-1 폐기물처리실태	2
그림 3.3-1 건조물의 입경별 함수율 변화	18
그림 3.3-2 250kg/hr급 직접 열건조 시스템	19
그림 3.3-3 회전 건조기 내부 접선유입 리프트 및 임펠러 형상	20
그림 3.3-4 접선유입 선회형 건조장치 개조도	21
그림 3.3-5 건조로의 선회강도에 따른 체류시간 변화 해석 결과	22
그림 3.3-6 건조로 내부의 구간별 온도 변화 특성 계측	25
그림 3.3-7 생활(하수)폐기물 직접열건조 비교실험	28
그림 3.3-8 화학(안료) 폐기물 직접열건조 비교실험	29
그림 3.3-9 건조장치 개조효과에 대한 정량 비교	30
그림 3.3-10 하수 폐기물의 건조 해석과 실험결과와의 비교	31
그림 3.4-1 정전 원심여과 집진장치 구성 도면	34
그림 3.4-2 정전 원심여과 집진장치 사진	35
그림 3.4-3 유입유속에 대한 총괄 포집효율	36
그림 3.4-4 유입유속에 따른 압력손실	38
그림 3.4-5 정전 중심분리 집진장치 원리 및 구성도	40
그림 3.4-6 패들식 간접열 건조장치 배출 분진 분포도	41
그림 3.4-7 정전 중심분리 집진장치 집진효율 비교	42
그림 3.4-8 플라즈마 탈취 반응기 구조도	44
그림 3.4-9 플라즈마 가스처리 장치 설치 사진	45
그림 3.4-10 반건식 세정 시스템 도면	46
그림 3.4-11 반건식 세정시스템 사진	47
그림 3.5-1 향류식 직접열건조 종합시스템 구성도	50
그림 3.5-2 직접열 건조/환경 종합 플랜트 설치 전경 사진	51
그림 3.6-1 패들식 간접 열건조 시스템 제작 도면	61
그림 3.6-2 패들식 간접 열건조 시스템 구성도	62
그림 3.6-3 간접열 건조 시스템 사진	63
그림 3.6-4 간접열건조 시스템 후처리 환경 설비	64

그림 3.6-5	패들 간접열 건조장치 내부 구간별 피건조물 상태	65
그림 3.6-6	패들 간접열건조 장치 내부 하수 폐기물 건조/이송 상태 가시화	65
그림 3.6-7	패들 구동축 및 기어 형상	66
그림 3.6-8	가변 패들 및 이송각도 배열 단면도	66
그림 3.6-9	패들 건조 시스템 정상운전 온도변화 특성 (캐리어 가스 20℃)	69
그림 3.6-10	패들 건조 시스템 정상운전 온도변화 특성 (캐리어 가스 100℃)	70
그림 3.6-11	폐기물 투입량에 따른 함수율 변화	71
그림 3.6-12	패들 회전수에 따른 함수율 변화	72
그림 3.6-13	캐리어 가스 공급에 따른 함수율 변화	73
그림 3.6-14	여러 가지 조건에서 건조된 건조물 입자사진	74
그림 3.6-15	하수 폐기물 (82% -> 12%) 건조시 건조물의 입경분포	74
그림 3.6-16	수냉식 응축장치	76
그림 3.7-1	건조설비 폭발안전 고속감지 및 방지 시스템 구성도	79
그림 3.7-2	솔레노이드 동작 폭발 차단 밸브 설치	80
그림 3.7-3	화재진압용 초고속 대응량 분사 소화기	80
그림 3.7-4	전체 시스템 제어반	81
그림 3.7-5	시스템 주 제어 회로 기관	81
그림 3.7-6	프로그램 계통도	82
그림 3.7-7	프로그램 실행 블록 다이어그램	85
그림 3.7-8	정상상태의 시스템 지시 화면	86
그림 3.7-9	순간 불꽃 감지시 모니터링 지시(정상운전 지속)	87
그림 3.7-10	차단밸브 및 소화기 작동 상태 지시 화면	87

제 1 장 서 론

1.1 연구의 필요성

건조공정은 화공, 식품, 제철, 제강, 제지 등의 광범위한 생산공정을 비롯하여 최근의 환경산업에서 폐기물의 소각 및 재활용 공정에서 필수적으로 적용되는 기반공정이며, 플랜트 설비이다. 특히, 최근의 각종 생산공정 또는 환경산업에서 배출되는 슬러지 또는 고함수율의 폐기물의 처리에 대한 관심이 고조되고 있다. 2000년도 환경부 연감에 의하면, 이러한 고함수 폐기물의 발생량은 매년 지속적인 증가를 나타내고 있는데, 표 1.1-1에서 보는바와 같이, 생활폐기물은 1990년대 들어 점진적으로 감소추세를 보이는 반면, 사업장폐기물(사업장 일반폐기물과 지정폐기물)은 매년 10% 이상의 높은 증가율을 보이면서 1993년을 기점으로 사업장폐기물이 생활폐기물보다 많아지고 있다.

표 1.1-1 폐기물 발생량 추이

(단위 : 천톤/일)

구 분	'92	'93	'94	'95	'96	'97	'98	'99
계	144.5	141.4	147.1	148.1	180.8	194.7	188.6	219.4
생활폐기물	75.1	62.9	58.2	47.8	49.9	47.9	44.6	45.6
사업장 폐기물	소계	69.4	78.5	88.9	100.3	130.9	144.0	173.8
	일반	48.0	56.0	85.2	95.8	125.4	141.3	166.1
	지정	21.4	23.4	3.7	4.5	5.5	6.1	7.7

이러한 고함수 폐기물은 수질 및 토양관리와 함께 매우 중요한데, 그동안 폐기물은 대부분 매립에 의존해 왔는데, 1997년 7월 19일 폐기물관리법을 개정하여 2001년도 이후 유기성 폐기물의 직매립을 전면 금지하게 함에 따라 새로운 처리방안의 마련이 요구되고 있다. 이에따라, 그림 1.1-1의 전체적인 폐기물처리구조를

보면 매립처리비율이 크게 낮아지고 재활용이 크게 확대되는 한편, 소각처리율도 점진적으로 증가하는 추세에 있다. 즉 1991년에는 생활폐기물 중 89.2%를 매립처리하고, 7.9%만을 재활용하였으나, 1999년에는 쓰레기종량제 실시 및 재활용정책에 힘입어 매립처리율이 51.6%로 줄어드는 한편 재활용률이 38.1%로 증가하는 등 바람직한 폐기물처리구조로 변화되고 있다. 그러나 생활폐기물 중 가연성폐기물이 59.9%에 이르고 있는데도 소각처리율이 10.3%에 불과하다는 것은 좁은 국토현실에 비추어 바람직하지 않은 현상으로 시급히 개선되어야 할 과제이다.

총 계	매립(24.7%)	재활용(65.4%)		소각 6.2%	기타 3.7%
생 활	51.6%	38.1%		10.3%	
사업장	18.0%	67.6%		5.3%	3.8%
지 정	10.3%	49.5%	16.9%	기타(23.3%)	

그림 1.1-1 폐기물처리실태(1999년)

일반적으로 슬러지상의 고함수 폐기물은 약 80% 이상의 수분을 포함하고 있으며, 이 수분은 결국 폐기물의 처리의 방해요소로 작용하기 때문에 이러한 폐기물에 포함된 수분의 제거에 의해 중량을 효과적으로 감량시키는 방법인 건조공정은 이러한 고함수율의 폐기물 처리에서 필수불가결한 공정이다.

그런데, 이러한 건조공정은 건조 대상물의 성상 및 종류에 따라 여러 가지 형태의 장치 및 시스템이 사용되고 있으며, 건조 전단계에서의 건조대상물의 이송 및 건조 후 분급과 배출가스의 분진과 악취 및 유해가스의 제어설비 등으로 구성되는 일종의 복합 플랜트 공정이다. 따라서 폐기물의 열건조 공정에서, 소모에너지의 절감정도, 처리용량, 공해발생 여부 및 살균의 정도, 처리공정의 콤팩트화, 플랜트 제

여 백

여 백

는 큰 덩어리가 되어 버린다. 이런 재료의 경우는 드럼내부에 파쇄교반장치를 사용하면, 케이크상 재료에서 분립형태의 건조품이 얻어지며, 각종 폐기물등의 건조에 많이 사용된다.

1.2.2 전도 전열 방식

이 방식은 열매체에 의하여 가열된 전열면으로 부터의 열전도에 의하여 재료를 가열하여 건조하는 방식으로서 상압하 뿐만 아니라 진공 건조장치의 가열방식으로서 많이 쓰이고 있다. 이방식의 건조효율은 열손실을 제외하면 이론상 100%가 되나, 실제로는 증발한 수증기를 계 외로 배출하기 위한 CARRIER GAS를 통하는 경우가 많고 이것이 가지고 나가는 열량을 고려하면 70-80%가된다. CARRIER GAS의 유입은 효율을 하강시키나 이것으로 발생증기를 신속히 제거하는 것은 건조능력을 유지하는데 대단히 중요한 조작이 된다. CARRIER GAS를 사용할 수 없는 진공하에서는 응축기가 사용된다. 이 방식의 특징으로서는 배가스가 적기 때문에 효율이 좋고, 배가스의 탈취나 증발분(휘발분)의 회수가 용이한 점, 진공에서 조작하면 공기에 의한 산화와 폭발의 위험이 없는 점 등이다.

1.2.2.1 교반식 건조장치

재료에 전단력을 주면서 교반혼합을 촉진하고, 전열면과의 접촉을 좋게하기 위한 교반 장치를 갖춘 건조 장치이다. 이들장치는 용기의 외통 뿐만아니라 교반축, 날개에고 열매체를 통하여 전열면적을 증가 시키고 있다. 교반날개는 부착된 재료를 긁어 없애고 덩어리를 파쇄하는 작용이 있으므로 용기회전으로는 처리할 수 없는 부착성이 있는 분립상 재료에도 적용된다.

1.2.2.2 용기회전식 건조장치

용기를 회전시킴으로서 재료를 혼합하고, 전열접촉면적을 갱신하면서 효율이 좋고 균일하게 건조할 수 있는 연속식 장치로서 용기내에 다수의 전열판을 삽입할 수 있으므로 큰 전열면적을 얻는것과 진공상태하에서 사용되는 용기회전형 등이 있다. 이들 장치에 적용되는 재료는 부착성이 작고 건조하면 분산성이 좋아지는 분립형태의 재료이다. 전열면에 부착이 발생하면 전열저항이 증가되어 건조시간이 길게 되고 품질저하를 초래하므로 주의해야한다.

1.2.3 복사전열방식

가열판으로 부터의 열복사에 의하여 재료를 가열하고 건조를 행하는 방식으로 상압하에서나 진공하에서 사용된다. 가열판에서 방사되는 전자파에는 파장이 수 μm - 수십 μm 정도의 원, 근적외선등이 일반적으로 사용되며, 재료나 휘발분의 흡수능이 높은 파장역을 선택하면 이전열 방식의 효과가 증대한다. 그리고 이영역의 전자파는 재료에 대한 침투 깊이가 얇기 때문에 건조는 재료의 표면에서 진행되므로 박편상박막상의 재료에 많이 적용된다.

건조효율은 사용파장이 재료에 대한 흡수율과 장치 구조에 따라 큰 차이가 있으며, 개방식에서는 30-50%, 밀폐식에서는 50-80% 정도가 된다고 보고되고 있다. 이 방식에서 열원은 전기입력에 의한 경우가 많고, 특수파장으로의 변화효율을 감안하면 전기입력에 대한 열효율은 더 떨어진다. 기타의 장점 및 발생증기 제거 방법등은 전도전열 방식과 거의 비슷하다. 장치 방식에는 전도전열방식에서 소개한 것과 대략 같은 방식의 구조가 많고, 하부로부터의 전열대신에 상부와 측면으로부터 전자파를 방사하는 구조로 되어 있다.

1.3 연구의 목적 및 범위

이상으로부터의 여러 가지 건조 방식 가운데 본 연구에서의 주된 피건조 대상물인 고함수 폐기물의 건조에서 열효율과 폐기물에 의한 위생문제 등을 종합적으로 고려할 때, 여러 가지 건조방식 가운데에서 연소에 의한 열건조 방식이 가장 많이 사용되고 있다. 그리고 열건조 방식에서도 직접적인 열풍을 이용하는 직접열건조 방식이 가장 많이 사용되고 있으나, 제지, 피혁 및 화학 슬러지 등의 가연성 폐기물의 경우에는 직접 열건조의 경우 연소 및 폭발 등의 문제가 있거나 특히 공해발생이 많은 경우에는 간접열건조 방식이 채택되고 있다.

따라서, 본 연구에서는 고함수율의 폐기물의 건조공정에서 폐기물의 특성별 전처리 및 건조설비, 그리고 이에따른 공해방지의 후처리 설비의 핵심공정에 대한 고 효율화 개조와 종합 플랜트에 대한 최적의 엔지니어링 설계, 제작 기술을 확보하여

건조 설비 플랜트 기술의 신뢰성을 향상시키고 아울러 국제적인 수주경쟁력의 제고를 목표로 한다. 본 연구에서 연구되는 건조공정은 고함수율의 폐기물의 건조에서 가장 일반적으로 적용되는 두 공정에 대한 연구가 수행되는데, 하나는 고온의 열풍에 의하여 직접적으로 건조시키는 시스템이며, 다른 하나는 간접적인 열전도에 의하여 건조시키는 간접열건조 방식에 대하여, 건조 및 환경 설비의 종합 플랜트에 대한 요소 및 Scale-Up 기술을 확보하여 실용화에 적용하는 것이며, 그리고 각종 폐기물의 종류에 대한 건조설비 내부에서 발생하는 폭발 대책설비를 실규모로 설계, 설치한 실험을 수행하여, 직접 및 간접열을 이용하는 건조설비 플랜트 공정전체에 대한 적용별 엔지니어링 최적설계 기술을 확립하고자 한다.

제 2 장 국내외 기술개발 현황

최근 국내·외적으로 폐기물을 자원화 또는 에너지화하려는 연구개발이 다양하게 이루어지고 있으며, 선진국에서는 건조후 퇴비화, 소각용융후 건설자재 등으로 상당부분 실용화되고 있으나, 국내에서는 현재 이러한 부분에 대한 시험적용 연구만이 부분적으로 수행되고 있는 실정이나, 이에대한 연구개발의 투자가 본격화되었다. 한 예로, 2000년도부터 시행되는 21세기 뉴프론티어 사업에서도 폐기물 자원화 및 재활용에 관한 국가적인 연구가 대규모로 시작되었다.

이러한 고함수 폐기물에 대한 처리는 크게 소각법과 자원화법의 두가지 방향으로 진행되고 있으며, 이러한 공정에서 에너지 절약을 위하여 건조공정이 필수적으로 채택되어 지고 있으며, 이에 대한 요구 및 수요는 전년도에 비하여 매우 증가되고 있다.

미국, 유럽 및 일본 등의 선진국들에서는 고함수율의 폐기물의 건조/재처리 및 건조/소각의 복합 플랜트 기술을 약 20여년 전부터 확립하여 개발도상국들에서 막대한 수입을 올리고 있다. 현재 국내에서는 식품가공 분야의 분무건조 등의 일부 공정에 대하여는 연구, 개발되고 있으나, 비교적 최근에 핫이슈가 되고 있는 고함수 폐기물의 건조장치에 대한 연구, 개발의 역사는 매우 짧다. 그리고 국내에 설치된 대부분의 건조기들도 일본이나 독일, 덴마크 등의 유럽으로부터 모방 또는 수입에 의존하여 설치되고 있으며, 특정 폐기물 건조처리 공정에서는 나름대로의 노하우를 확보하고 있으나, 대부분의 업체들이 영세하며, 국가적으로 체계적인 연구개발이 거의 없었다.

주요 요소기술별 국내외 연구개발동향으로, 먼저 직접열 건조 장치 및 환경제어 장치 부분에서는 일본의 오오사와라(大川原), 호소카와사를 비롯한 약 70여개의 기업과 미국 등의 선진국 들에서는 회전식 및 유동층식 등을 비롯한 다양한 시스템을 개발, 완료하여 국내 시장을 선점하고 있으나, 국내에서는 유동층 및 회전식 등에 대하여는 장우기계(주) 등이 대표적인 기업이며, 분무 건조의 경우에는 삼영화학(주) 등에서 시장의 점유율이 높은 상황이며, 연구개발과 관련하여는 약 5년전부터 본격화되어 산자부, 환경부 및 과기부 등의 국가적인 연구를 수행하고 있으나, 건조후 미세분진 및 악취 등의 배가스처리에 대하여는 연구개발 및 실용화의 수준이 매

우 낮은 수준이다.

그리고 간접열 건조 장치에서, 국내의 간접열 건조장치의 개발 역사는 직접열에 비하여 비교적 최근에 부분적으로 진행되고 있는 실정으로, 이에대한 선정, 설계 및 실용화 수준은 매우 낮다. 그런데 최근에 에너지와 환경의 문제에서 간접열 건조장치에 대한 수요가 급격히 증가하고 있으며, 독일, 일본 등의 선진국 들에서는 디스크 건조 장치와 펠렛(pellet) 건조장치 등의 독특한 방식의 건조장치를 개발하여 최대 200톤/일의 처리 용량의 수준으로 상용화하고 있다. 또한, 건조설비에서 매우 중요한 건조장치 안전 및 건조물 조대화, 분급 기술에서는, 독일, 스웨덴 및 일본 등의 메이커 이에대한 고도의 기술을 개발하여 국내시장을 점유하여 매우 높은 기술료를 획득하고 있으나, 국내의 이에대한 기술 수준은 매우 낮은 거의 기술이 전무한 실정이며, 이에대한 대책이 없이 건조기 자체만 개발할 경우, 궁극적으로 외국기술을 능가할 수 없을 뿐만 아니라, 부가가치성도 매우 낮게 될 것으로 평가되고 있다.

이상으로부터, 국내에서도 지난 약 5여년 전부터, 산자부와 환경부 등을 중심으로, 건조 장치의 에너지 절약화 및 소각공정과의 연계 연구 등에 관하여 부분적인 연구개발이 진행되고 있으며, 건조장치에서의 핵심기술인 회전교반기, FEEDER, HEATER, 입자분급부, 반응로 내부 등에 대하여 열 및 물질전달의 측면에서의 폐기물의 특성 교반 및 건조로의 온도 및 유속에 따른 건조특성과 폐기물 건조모델의 확립을 위한 컴퓨터 프로그래밍에 의한 수치해석 연구 등이 수행되어, 일부 구성요소기술은 국내에서도 설계기술을 어느 정도 확보하고 있는 상태이다.

그러나, 이들의 핵심 구성품의 고효율화 개조와 피건조물 대상에 따라 공정의 최적화 및 콤팩트화에 대한 플랜트 설계 및 설치 기술에서 선진국에 뒤떨어지고 있다. 그런데, 이러한 대형 플랜트의 엔지니어링 기술은 경험과 S/W적인 기술로써, 기술도입의 경우 선진국들의 요구액수가 매우 높으며, 기술이전을 받더라도 선진국의 폐기물과 국내의 폐기물의 차이 및 운전환경 조건 등의 차이에 따른 성공적인 적용이 어려운 실정이며, 국내 폐기물에 적합한 최적의 공정을 자체적으로 개발하는 것이 바람직하다.

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

3.1 개 요

본 연구의 1차년도에는 회전식 직접열 건조장치의 250kg/hr급 pilot 플랜트에 대하여 폐기물 공급의 전처리 부분과, 임펠러 형상 및 설치 위치 개조 등을 통한 고효율화 건조기의 개조 설계, 제작과 다양한 종류에 대한 건조실험을 수행하였다. 아울러 건조물의 고효율화 포집을 위한 싸이클론부와 여과집진부를 수정 제작하여 경미세 건조물의 고효율화 포집 실험을 수행하였다. 그리고 건조공정에서 배출되는 배출가스의 청정화 시스템을 개발하기 위하여 분진, 악취 및 유해가스의 물리적, 화학적 성분을 분석하여 250kg/hr 처리용량의 Pilot 플랜트에 적합한 실험장치를 설계, 제작하였다.

그리고 제 2차 년도에서는 1차년도의 Pilot 실험결과를 토대로 직접열 건조공정 플랜트에 대한 종합 운전 성능을 평가하고 설계 S/W를 완성하였다. 아울러 제지 등의 가연성 폐기물의 건조를 위한 간접열건조 시스템을 제작하여 1차년도에서 설치된 대기오염 제어설비를 개조하여 연결, 설치하였다. 끝으로 3차년도에서는 2차년도에서 제작된 간접 열건조 공정의 Pilot 종합실험과 함께, 고탍수 폐기물 처리 실험플랜트를 선정하여 적용별 실기 현장의 Scale-up 적용연구와 현장입증 시험을 수행하였다. 2차년도 실험에서 얻어진 Pilot 시험 데이터들은 실제 운전, 작동하는 건조 장치에서의 데이터들이므로 3차년도의 건조장치 전체시스템의 엔지니어링 설계에 직접적으로 응용할 수 있도록 하였다.

3.2 선회(Swirl)형 직접 열건조 시스템 해석

3.2.1 개 요

본 연구에서는 대류 열전달을 이용하는 직접 열풍 건조장치에 대하여 모델링과 수치해석을 수행하였다. 여기서, 피건조물 입자의 크기가 아주 작은 경우는 입자의 속도는 거의 가스속도와 같고 입자내부의 수분의 확산 시간도 매우 짧기 때문에 입

자와 가스를 따로 분리하지 않고 입자내부의 수분함유량은 단지 건조기 내부에서의 입자의 정체시간에만 관계된다고 볼 수 있으나, 피건조물 입자의 크기가 어느정도 커지게 되면 입자의 유동은 가스의 유동과는 다르게 되며 입자의 증발시간도 길어짐으로써 가스내부의 증기의 농도 발달이 더 빠르게 일어남으로써 입자의 증발은 증기장과 같이 커플링 시켜서 풀어야 한다. 또한 응축성증기가 수분인 경우 응축성 증기의 포화증기압이 크기 때문에 많은 양의 수분이 기체상태로 존재할 수 있음으로 인하여 가스 상태의 유량이 변하게 되며 또한 기체 증발시 잠열에 의한 가스상의 온도 감소를 수반하게 된다. 이 경우 입자의 건조는 증기장과 더불어 유동장, 온도장에 의하여 영향을 받게 된다. 수분의 양이 아주 많은 경우는 입자의 건조 시간이 많이 걸림으로 여기서는 수분의 양은 크지 않지만 수분 잠열의 영향은 큰 경우에 대하여 방정식을 나타내었다.

3.2.2 지배방정식

(연속방정식)

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (\rho u_\theta) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z) = 0 \quad (1)$$

(운동량방정식)

$$\begin{aligned} & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r u_r) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (\rho u_\theta u_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z u_r) \\ & = - \frac{\partial P}{\partial r} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rr}) - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \rho \frac{u_\theta^2}{r} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} & a \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r u_\theta) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (\rho u_\theta u_\theta) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z u_\theta) \\ & = - \frac{\partial P}{r \partial \theta} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{r\theta}) - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{\theta\theta}}{\partial \theta} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial z} - \rho \frac{u_r u_\theta}{r} \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r u_z) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (\rho u_\theta u_z) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z u_z) \\ & = - \frac{\partial P}{\partial z} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rz}) - \frac{1}{\text{Re}} \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial \theta} - \frac{1}{\text{Re}} \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} - \rho g \end{aligned} \quad (4)$$

(에너지방정식)

$$\begin{aligned}
 & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r T) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (\rho u_\theta T) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z T) \\
 &= \frac{1}{Pe_g} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\mu \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{Pe_g} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(r \mu \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) \\
 &+ \frac{1}{Pe_g} \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S_T
 \end{aligned} \tag{5}$$

여기서 입자가 가지는 비열의 양이 작은 경우 에너지 방정식의 생성항은 다음과 같이 근사 시킬 수 있다.

$$S_T = h_{fg} \dot{m}$$

그리고 유동 및 에너지방정식의 경계조건은 다음과 같다.

$$u_r = 0, \quad \frac{\partial u_z}{\partial r} = \frac{\partial u_\theta}{\partial r} = \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad \text{at } r=0$$

$$u_z = u_\theta = u_r = 0, \quad T = T_{\text{wall}} \quad \text{at } r=0.5$$

$$u_z = u_{z_{\text{in}}}, \quad u_r = \frac{r}{R} u_{r_{\text{max}}}, \quad T = T_{\text{in}} \quad \text{at } z=0$$

$$r > r_{\text{exit}}$$

$$u_z = u_\theta = u_r = 0, \quad T = T_{\text{wall}}$$

$$r < r_{\text{exit}}$$

$$u_z = u_{z_{\text{out}}}, \quad u_r = u_\theta = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial z} = 0 \quad : \text{ 출구조건}$$

(건조물 입자 궤적방정식)

건조로 내부의 피건조물 입자의 운동을 기술하기 위해서는 입자에 작용하는 여러가지의 힘을 고려해야되는데 중요한 힘만 고려하면 다음과 같이 나타난다.

$$m_p \frac{du_p}{dt} = \frac{3\pi\mu d_p}{C_c} (u - u_p) \tag{6}$$

(입자 건조방정식)

입자의 건조는 입자에 내부의 열전달 및 물질전달에 의하여 영향을 받는다. 입자 내부의 열 및 물질확산에 대한 식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\alpha}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (7)$$

$$\frac{\partial M}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 D_m \frac{\partial M}{\partial r} \right) \quad (8)$$

여기서 입자 내부의 확산항은 온도와 수분의 양에 따른 함수로 실험적으로 구하게 되며 일반적인 형태는 다음과 같은 형태이다.

$$D_m = a \exp(bM) \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \text{여기서, } a &= a_1 \exp\left(-\frac{a_2}{T}\right) \\ b &= b_1 T - b_2 \end{aligned}$$

그리고, 입자 표면에서의 열평형 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$k \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = h(T_g - T) - h_{fg} \dot{m} \quad (10)$$

입자표면에서의 물질전달 저항이 입자내부에서의 물질전달 저항에 비하여 매우 작기 때문에 입자표면에서의 수분의 농도는 외부기체에 대하여 평형을 이루고 있다고 볼 수 있다. 이때 입자표면에서의 수분의 농도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$M_s = M_E(T, M) \quad (11)$$

여기서 M_E 는 평형방정식에서 얻어진다. 입자에서의 경계조건은 다음과 같다.

$$\frac{\partial M}{\partial r} \Big|_{r=0}=0, \quad \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0}=0$$

$$M=M_0, \quad T=T_0 \quad \text{at } t=0, \quad 0 < r < R$$

(응축성 증기의 보존방정식)

증기보존 방정식은 입자에서 발생하는 증기의 생성항 때문에 입자의 밀도와 밀접하게 연결되어 있다.

$$\begin{aligned} & \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r p u_r \omega_v) + \frac{\partial}{r \partial \theta} (p u_\theta \omega_v) + \frac{\partial}{\partial z} (p u_z \omega_v) \\ &= \frac{1}{Pe_v} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r p D_v \frac{\partial \omega_v}{\partial r} \right) + \frac{1}{Pe_v} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(p D_v \frac{\partial \omega_v}{r \partial \theta} \right) \\ & \quad + \frac{1}{Pe_v} \frac{\partial}{\partial z} \left(p D_v \frac{\partial \omega_v}{\partial z} \right) + S_v \end{aligned} \quad (12)$$

여기서, 입자의 궤적을 라그랑지안 방법으로 구하는 경우 증기의 생성항은 다음과 같이 나타낼수 있다.

$$S_v = - \frac{2R}{p_{in} u_{z_m}} \sum_i (m_{p_{out}} - m_{p_{in}})_{i, in} n_i / V_{cell} \quad (13)$$

이상의 방정식에서 증기에 대한 경계조건은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \omega_v}{\partial r} = 0 \quad \text{at } r=0, \quad \omega_v = \omega_v |_{sat} \quad \text{at } r=0.5, \quad \omega_v = 0 \quad \text{at } z=0$$

3.2.3 수치 계산

본 연구에서 수치계산을 위해 건조로 본체를 모델링하고, 속도, 온도, 증기장을 구하기 위하여 원래 변수인 $u_r, u_\theta, u_z, p, T, \omega_v$ 에 대하여 수치해석을 수행한다. 3.2.2 절에서의 연속, 운동량, 에너지, 증기보존방정식의 차분화된 식을 컴

퓨터를 이용하여 해석한다.

본 계산에서의 건조로 본체입구의 온도는 615℃, 본체벽의 온도는 250℃로 일정한 것으로 가정하였고, swirl의 세기는 축방향(Z방향) 속도 u_z 에 대한 반경방향(θ 방향) 속도 u_θ 의 비(u_θ/u_z)로 결정할 수 있다.

경계조건은 중심($R'=0$)에서 $u_r=0$, $\frac{\partial u_z}{\partial r} = \frac{\partial u_\theta}{\partial r} = \frac{\partial T}{\partial r} = 0$ 이고, 벽면($R'=0.5$)

에서 $u_z=u_\theta=u_r=0$, $T=T_w$ 이다.

본체 바닥($Z'=0$)에서 $u_z=u_{z_{in}}$, $u_r = \frac{r}{R} u_{r_{max}}$, $T=T_i$ 이며, $R' > R'_{exit}$ 일 때

$u_z=u_\theta=u_r=0$, $T=T_w$, 출구에서는 $u_z=u_{z0}$, $u_r=u_\theta=0$, $\frac{\partial T}{\partial z} = 0$ 이다.

주어진 swirl에 대하여 피건조물의 건조로 길이에 따른 건조속도를 나타내는 함수율의 변화 특성을 다음절에서의 실험과의 비교를 통하여 보여줄 것이다.

3.3 직접 열건조 시스템 고효율화 개조 기술 개발

3.3.1 개요

먼저, 본 연구에서는 건조효율의 주된 영향인자를 찾기 위하여 기존의 건조기에서의 건조물의 입경에 대한 함수율을 측정하였으며, 그 결과를 그림 3.3-1에 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이 건조물의 입경이 2mm까지 입자 지름이 작아질수록 함수율은 급속히 낮아졌으며, 2mm이하에서는 함수율의 변화가 없는 것으로 나타났다. 이로서 알 수 있는 것은 건조효율을 높이기 위한 중요한 인자중의 하나가 건조로 내부의 입자들의 입경분포에 의한다는 것과 입경이 2mm 부근까지 파쇄시키는 시스템의 도입이 매우 유리하다는 것을 알 수 있다. 즉, 피건조물의 입경 감소에 따라 열풍과의 접촉면의 증가에 따른 대류열 및 물질전달율의 증대와 입자 내부에 존재하는 내부수의 건조가 원활히 이루어지는 것으로 사료된다.

따라서, 본 연구에서는 기존의 직접 열건조 시스템의 내부 임펠러 및 리프터, 그리고 건조물 포집 사이클론 등을 개조하여 건조효율을 높이면서 기존의 문제점을

극복할 수 있는 연구로, 임펠러의 내구성 향상 및 Scale-up 실험을 위하여 제작된 건조로 개조 형상에 의하여 피건조물의 함수율 및 점성 등의 인자변화에 따른 건조 및 분산파쇄 실험을 수행한다. 그리고 고온의 건조 열풍 공급부와 방향을 변경하여 건조 효율을 극대화 시킨다. 그림 3.3-2는 본 연구에서 개조된 250kg/hr급 처리 용량의 회전식 직접열 건조장치를 보여주고 있다.

3.3.2 피건조물 분사부

일반적인 장축의 회전 킬른형 건조기의 여러 문제점을 해결할 수 있는 장치로써 고속회전하는 단축(300~400mm)의 임펠러(impeller)를 400rpm이상으로 고속 회전시켜, 건조실 내부로 공급되는 피건조물을 미세화시켜 분사키도록 제작하였다. 그러나, 기존의 피건조물 분사부는 피건조물 유입부가 측면에서 회전 임펠러에 직접 공급되도록 제작되어 있어 피건조물 공급량의 증가에 따라 공급되는 관이 증가하면서 분사부의 직경 증가 및 임펠러 증가에 따라 축 하중이 증가하게 되어 있으며, 동일한 크기의 임펠러를 연속적으로 축에 연결시킴으로써 회전날(blade)과 피건조물과의 지속적인 마찰에 의해 장시간의 운전에서 임펠러의 회전날이 마모가 심한 결정적인 문제점이 있었다.

따라서, 본 연구에서는 이러한 문제점을 해결하기 위하여 고속 회전하는 임펠러를 직경이 $\phi 300\text{mm}$ 와 $\phi 500\text{mm}$ 로 2단으로 나뉘어 제작하여, 1단에서는 공급되어지는 피건조물을 충전시키면서 이송되도록 하였고 2단에서는 회전 임펠러에 8개의 날(blade)을 축과 145° 의 경사로 설치하여 분사부 관내에서 피건조물의 이송을 빠르게 하는 동시에 건조기 내부에 미세하게 분사를 할수 있도록 제작하였다.

이상의 개조를 통하여 하수 폐기물의 예비 투입 실험을 수행한 결과 분사 정도 및 분사각이 적당한 것으로 나타났다. 그림 3.3-3은 본 연구에서 개조된 유입부와 임펠러부의 형상을 보여주는 사진이다. 또한, 본 연구에서는 3.2절에서 제시된 수치해석의 결과에 근거하여 건조로 유입 고온 열풍의 방향을 그림 3.3-4와 같이 접선 방향으로 변경, 설치하여 유동의 선회(swirl)를 주어 건조물의 체류시간을 증대시키고 피건조물과 접촉시간을 길게하여 동일 처리유량당 건조효율을 증대시키도록 하였다. 그림 3.3-5는 본 수치해석의 결과로부터 얻어진 결과로, 건조장치의 유입부로부터 출구방향으로의 거리에 따른 열풍의 체류시간의 변화를 보여주는 것이다. 그림에서 보는바와 같이, 선회를 가하지 않았을 경우에 비하여 최대 선회 속도

1.0m/s의 경우 1m의 거리에 대하여 2.9초에서 3.8초로 체류시간에서 약 20% 이상이 증가된다는 결과를 보여주고 있다.

이상으로부터 개조, 제작된 형상에 의하여 피건조물의 함수율 및 점성 등의 인자변화에 따른 건조 및 분사/파쇄 실험이 수행되었으며, 이러한 데이터의 결과에 따라 최적의 임펠러 형상과 최적의 규격화 및 Scale-up 기술을 확립하였다.

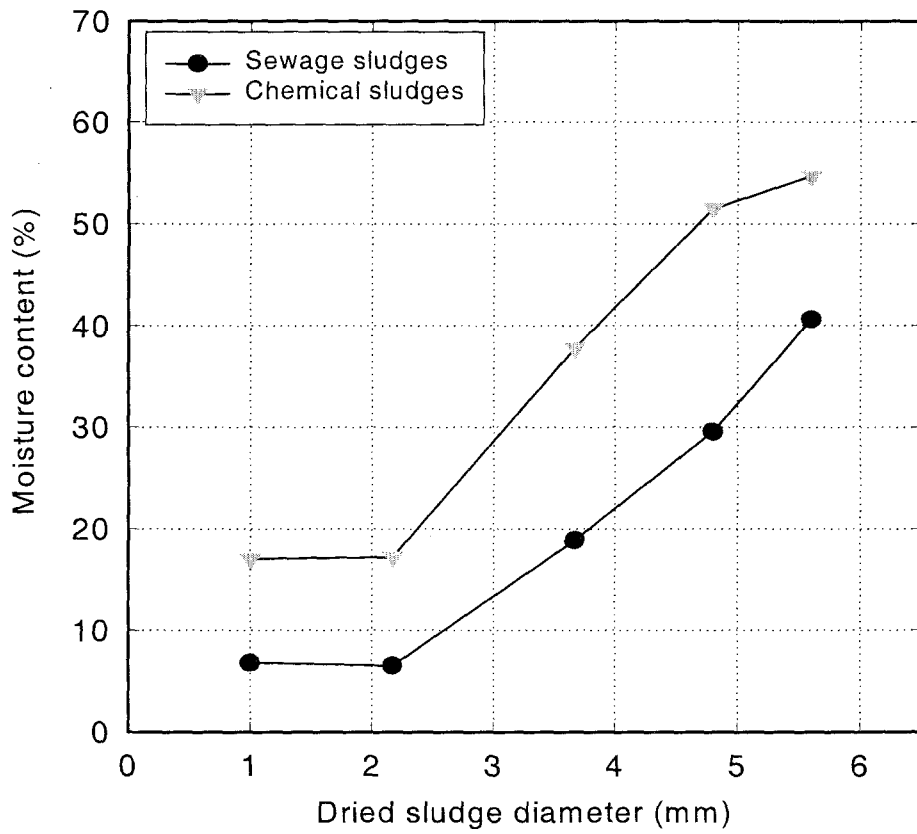


그림 3.3-1 건조물의 입경별 함수율 변화

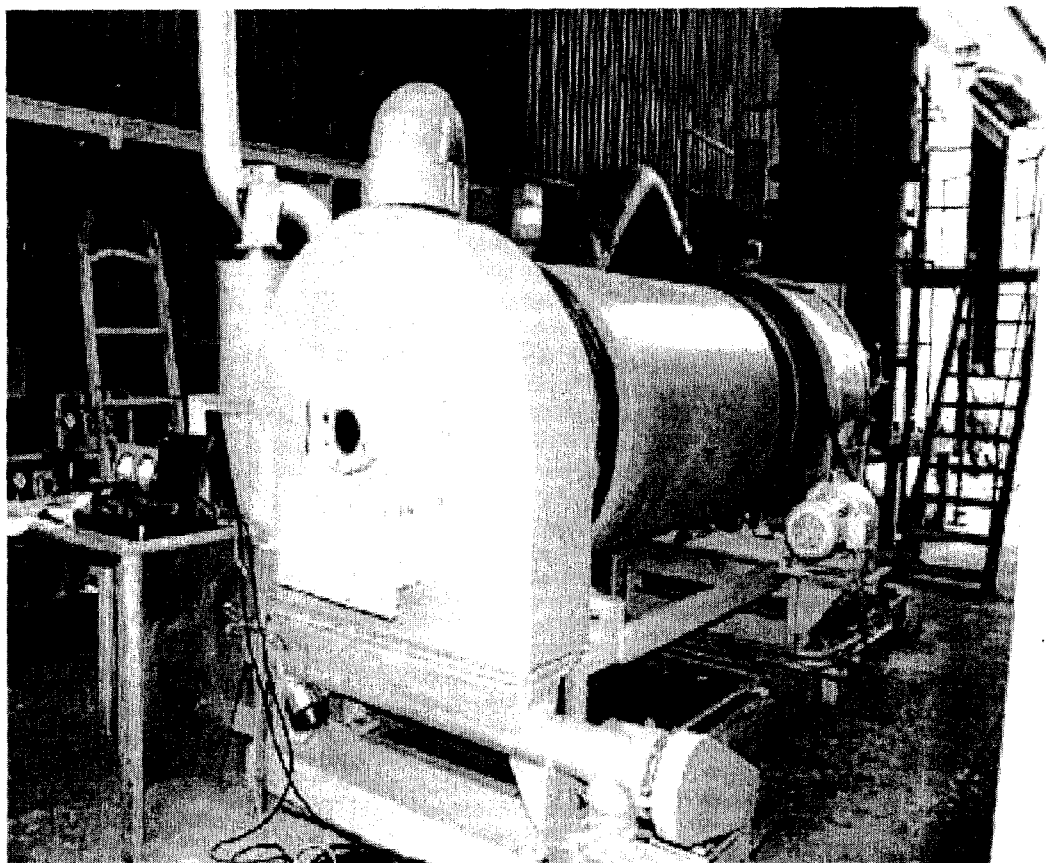


그림 3.3-2 250kg/hr급 직접 열건조 시스템

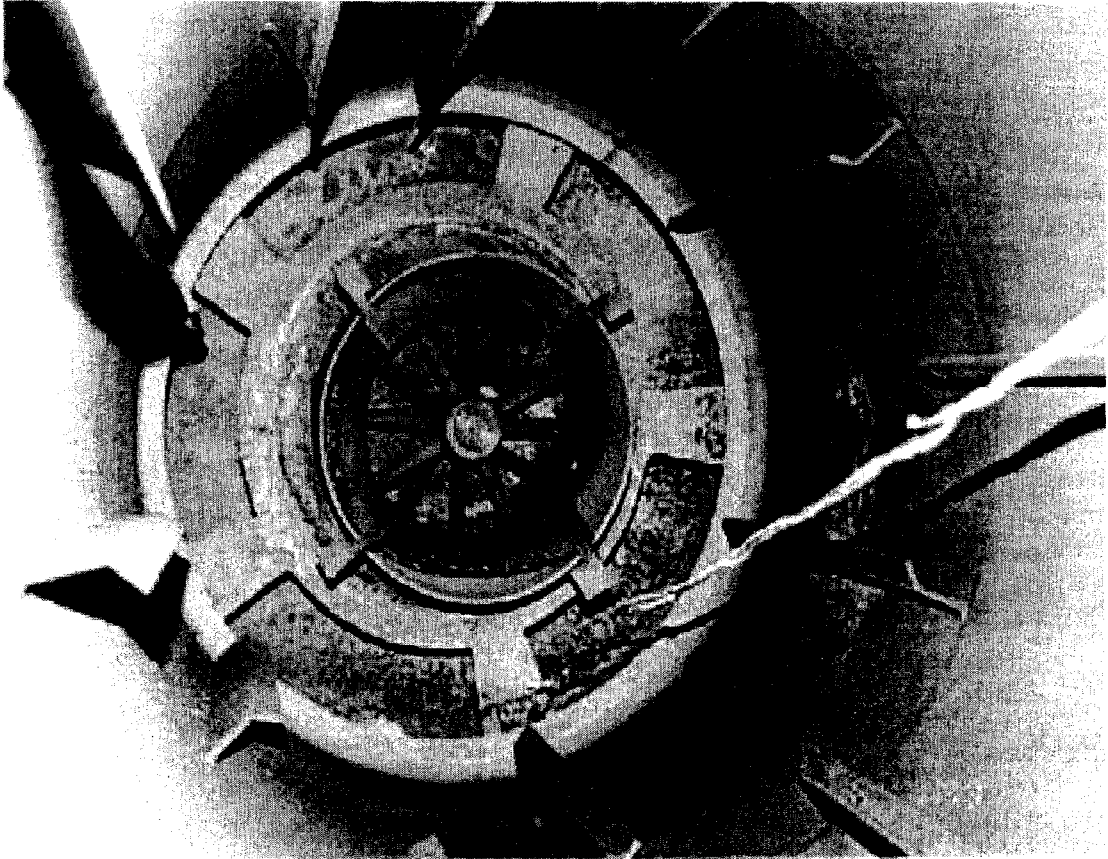


그림 3.3-3 회전 건조기 내부 접선유입 리프트 및 임펠러 형상

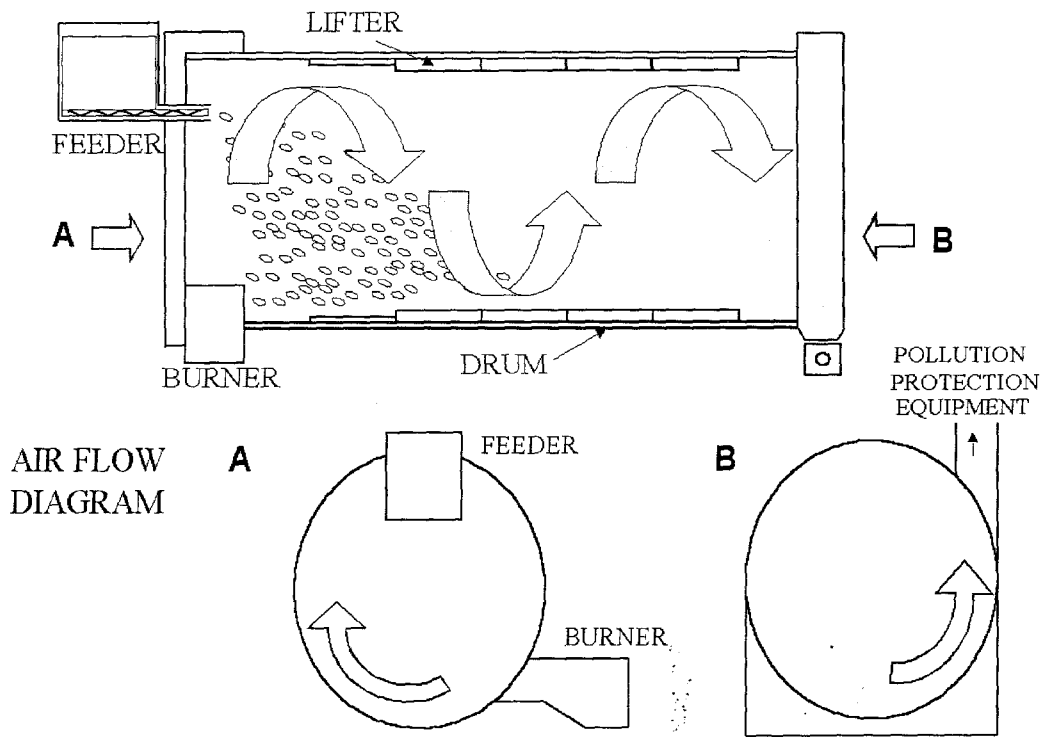


그림 3.3-4 접선유입 선회형 건조장치 개조도

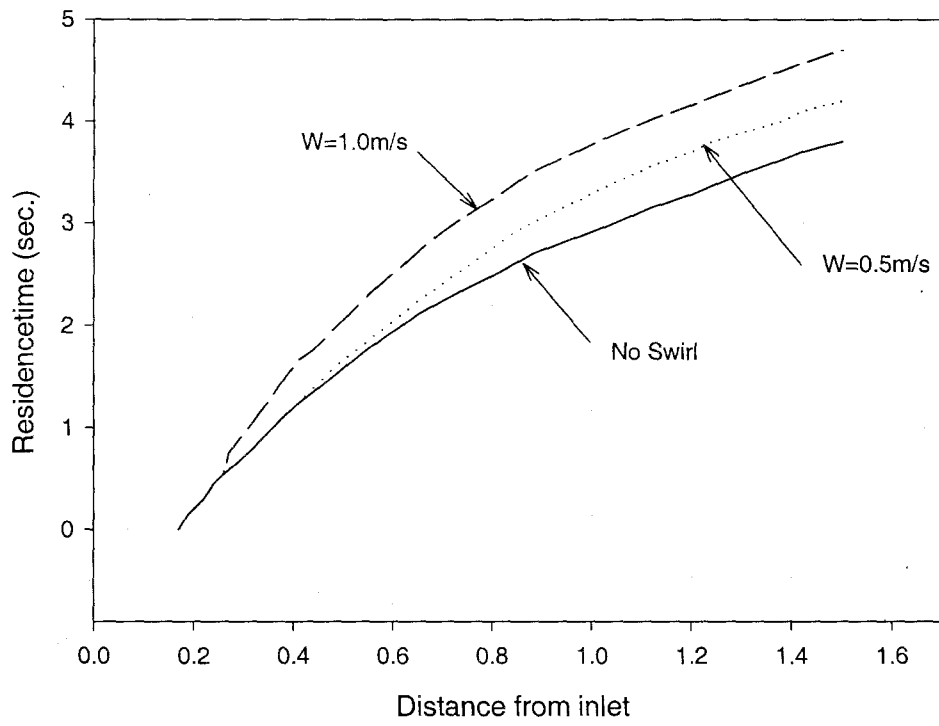


그림 3.3-5 건조로의 선회강도에 따른 체류시간 변화 해석 결과

3.3.3 건조기 본체(드럼)

회전 건조기에서의 중요부분인 건조기 드럼은 본체, 리프터로 구성되는데, 건조 효율을 높이기 위해 건조기 길이를 1,760mm에서 2,760mm로 연장하여 피건조물의 건조기 체류시간을 연장하여 건조함수율을 최소화 시킬수 있도록 하였다. 또한 건조기 내부에 설치하는 리프트는 드럼의 길이방향으로 내부를 8등분하여 평행하게 설치하였으며, 피건조물이 분사되어 유입되는 되는 부분은 리프터를 경사지게 설치하여 분사되어 유입되는 피건조물을 건조기 본체 내부로 빠르게 이송되도록 제작하였다.

3.3.4 본체 회전부와의 기밀(sealing)부

원통형 회전부와의 기밀 유지는 건조효율과 밀접한 관계가 있다. 그러나 건조과정시 공급되어지는 고온의 열풍에 의해 회전부의 온도는 높게 올라가게 되고 4~10rpm으로 계속 회전하기 때문에 석면 등의 일반적인 패킹으로는 장시간 사용시 패킹재가 연소가 되어 기밀이 유지되지 않는 문제점을 갖고 있었다. 이에 본 연구에서는 외부공기의 유입에 따른 열량손실의 최소화하고, 내열성 및 내구성이 우수한 패킹재를 Carbon yarn packing과 Graphite packing을 전단과 후단에 각각 설치하여 시험한 결과 이에대한 대폭적인 성능향상을 얻었다.

3.3.5 향류식(counter-current) 열풍 공급 공정 개선

원통형 회전부에 유입되는 피건조물과 열풍의 흐름방향은 건조기내의 유체역학적 현상이 결정된다. 건조기의 열풍이 가지고 있는 열량을 절약하기 위해서는 가능한한 포화가까이까지 열을 이용하여는 것이 바람직한데, 향류식의 경우 피건조물내의 함유한 내부수의 충분한 증발을 이루기 위하여 고온의 열풍이 피건조물의 배출부에서 공급되는 방식인 향류방식이 재료와의 유효온도차를 크게 하므로써 건조속도를 향상시킬수 있었다. 특히 건조공정에서 저온 건조는 습도증가에 의한 건조속도의 저감이 두드러지는데, 향류식의 경우 이러한 문제점을 해결해 줄 수 있다.

향류식 열풍공급에 의하여 피건조물의 함수율과 배기가스의 온도를 동시에 낮출수 있었으며, 동일 에너지사용에 따른 건조효율 향상에 의해 경제적인 방법으로 선정되었다.

3.3.6 실험결과 및 고찰

3.3.6.1 온도변화 특성

본 연구에서는 건조기 내부의 온도변화 특성을 계측하기 위하여 건조기 유입부, 건조기 내부 #1, 내부 #2, 호퍼 상단의 배출가스 온도 측정부분인 배출구 덕트에서 온도를 계측하였다. 본 건조 시스템에서 하수처리후의 폐기물 건조 운전시의 내부 온도변화를 계측한 결과를 그림 3.3-6에 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이 본 시스템의 운전은 A) 건조기 예열구간, B) 건조기 안정화 구간, C) 피건조물 건조구간으로 나뉘어 수행하였다.

시스템을 처음 작동하여 열풍을 공급하였을 경우 유입구 부분은 온도가 급격히 증가하여 600℃에서 이상으로 시간이 지남에 따라 증가하는 반면에 건조기 내부 및 건조기 배출구 부분은 열풍과 건조기 내부와의 열 교환에 의해 온도가 150~200℃에서부터 전반적으로 증가하는 것으로 나타났다. 이러한 배출구의 온도는 시간이 지날수록 점진적으로 상승하게 되는데, 본 실험에서는 건조기 및 후처리시설들의 과열 노출에 의한 악영향을 방지하기 위해 건조기 내부온도를 400℃이하로 하였다(A구간). 내부 온도가 400℃이상이 되면서 건조물을 소량 공급하여 과다하게 건조기가 예열되는 것을 방지하면서 건조기 내부의 온도를 안정화 시킨 후(B구간), 건조를 위한 피건조물을 공급하게 되면 내부 및 유출구의 온도가 순간적으로 하강하여 안정화된(C구간).

이러한 온도계측은 건조기의 효율계산과 정상운전 여부를 판단하는데 있어 가장 중요한 인자로서, 본 건조기에서는 예열시간이 약 28여분 정도가 필요한 것으로 나타났다. 피건조물을 공급시키기 위한 초기 안정화 조건에서의 유입구와 유출구의 온도를 보면 유입구부분은 $600 \pm 30^\circ\text{C}$, 배출구 부분은 300°C 이하로 하였다.

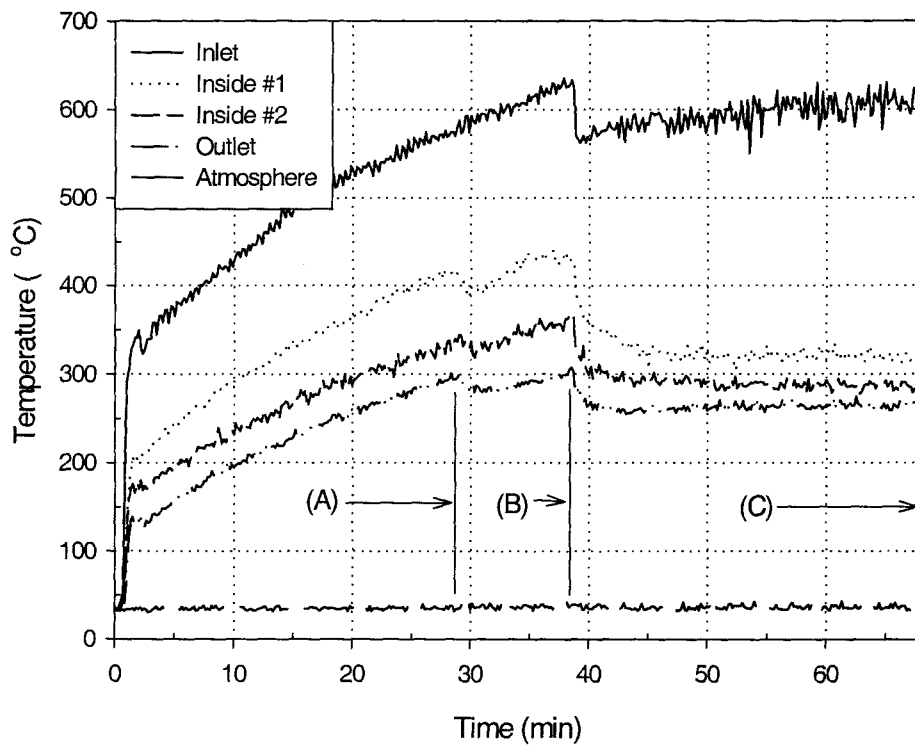


그림 3.3-6 건조로 내부의 구간별 온도 변화 특성 계측

3.3.6.2 건조특성 변화

접선 유입부와 임펠러 형상 및 리프트 등이 개조된 건조기를 이용하여 초기함수율이 80.3%인 생활 하수 폐기물과 78.5%인 화학공장 안료처리 폐기물에 대하여 건조기 본체 회전속도를 1.5rpm, 피건조물 분사부의 회전속도를 400rpm, 공급량을 250kg/hr로 하여 수행한 실험 결과를 그림 3.3-7과 3.3-8에 나타내었다. 실험결과 하수 폐기물의 경우 건조 후 함수율이 기존의 회전 건조기의 경우 17.3%에서 9.9% 정도 였으나, 수정된 건조기는 5.3%로 동일 열량 투입에 대하여 건조효율이 매우 크게 향상되었다. 또한 화학 공정 폐기물의 경우 8.3%로 하수 폐기물에 비하여는 건조효율이 다소 낮게 나타났으나, 여기서도 개조 모델의 경우에서 건조효율이 향상되는 결과를 보여주고 있다. 이에대한 이유로는, 기존방식에 비해 개조된 형상의 경우 2단 임펠러에 의하여 건조물을 더욱 미세하게 분쇄/분사시키고, 건조로의 접선 방향으로 유입시키므로써 공급 초기에 미세한 피건조물이 건조기 단면으로 균일하게 분사되고 동시에 접선유입에 의한 체류시간의 증대로 유입열풍과의 열 교환이 되는 면적이 크게 증가하기 때문이다.

기존방식의 경우 폐기물(최종함수율 17.3%)의 입경분포가 평균 2.17mm에서 평균 4.8mm까지 다양하게 분포되어 있는 반면에, 본 건조장치를 통해 건조된 폐기물(최종함수율 1.8%)의 입경은 평균 2.17mm이하로 구성되어 있는 것을 알 수 있었다.

그림에서 보는바와 같이 개조된 건조장치에서의 건조 후 건조물의 입경분포는 2.17mm이하인 것이 약 90%를 차지하고 있으며, 특히 고효율화를 위해 개조된 건조기를 보면 입경이 1mm이하가 30%에서 약 49%로 작은 입자들의 수농도가 증가한 것으로 나타나, 장치의 안전성과 효율향상을 위한 효과가 있음을 알 수 있다.

또한, 본 실험에서는 열풍의 유입 방향을 변경하는 병류/향류에 따른 건조효율 실험을 실시하였으며, 측정결과를 기존방식과 비교하여 그림 3.3-7과 3.3-8에 나타내었다. 먼저, 하수처리 폐기물에 대한 그림 3.3-7의 실험결과를 보면 기존의 방식보다 본 개조 모델의 경우 2.2mm이하의 입경의 비율이 증가하는 것을 알 수 있었다. 임펠러와 리프트의 개선 후에는 1mm이하의 입경이 개전전보다 증가하여, 건조입경이 더욱 미세화 되었으며, 향류식 열풍공급의 경우 입경크기가 1mm이하가 증가하였다. 최종적으로 건조로 및 구성부의 기하학적 형상과 유동 방향이 개조된 형상에 대하여 기존의 방식과의 정량적인 효과 비교의 결과를 정리하여 그림 3.3-9에 나타내었다.

그리고, 본 연구에서는 3.2절의 수치해석 S/W를 이용한 해석 결과와 본 연구의 실험 결과의 타당성을 비교하기 위하여, 초기함수율이 82.0%인 생활 하수 폐기물에 대하여 건조기 본체 회전속도를 1.5rpm, 피건조물 분사부의 회전속도를 400rpm에 대하여 피 건조물의 입자에 대한 비교 결과를 그림 3.3-10에 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이, 수치해석에서는 다양한 선회조건에서 결과를 도출하여 나타내었으나, 실험에서는 유동 및 기하학적 조건에 의한 제약으로 선회속도가 1m/s에 대하여 수행되었으며, 실험 데이터와의 비교 결과 실험에 의한 함수율이 다소 높은 것을 알 수 있는데, 이는 수치해석의 경우 이상적인 구형 건조물 입자에 대한 결과인데 비하여 실험의 경우 파쇄정도의 불균일성과 입자간의 상호충돌 효과 등으로 건조효율이 다소 저하되는 결과를 보여준다고 사료된다.

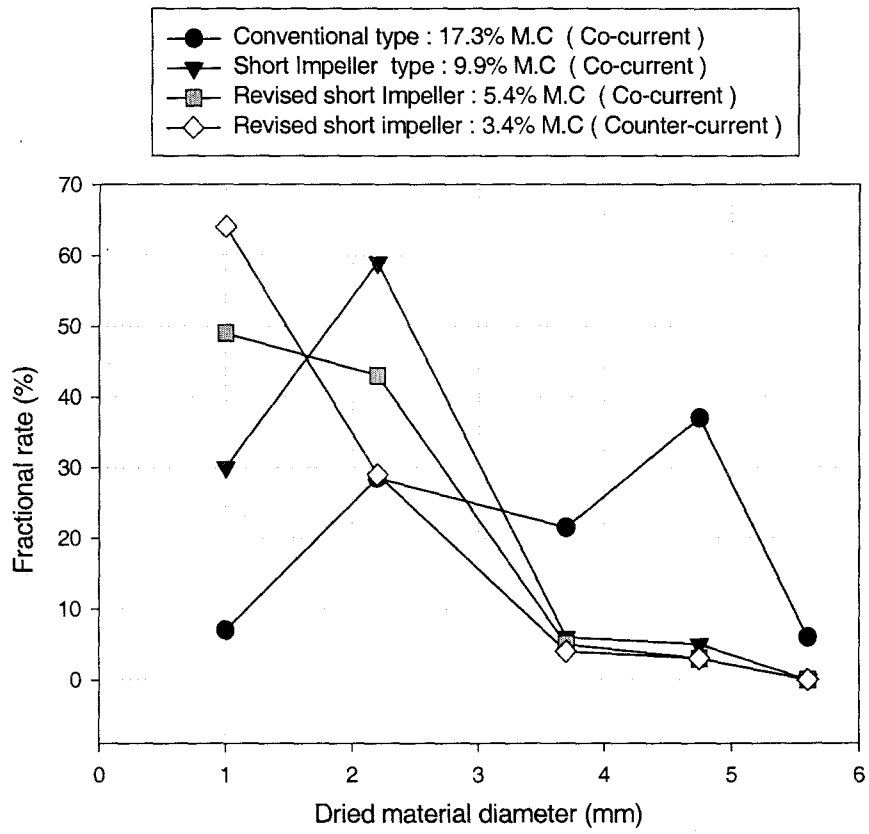


그림 3.3-7 생활(하수)폐기물 직접열건조 비교실험

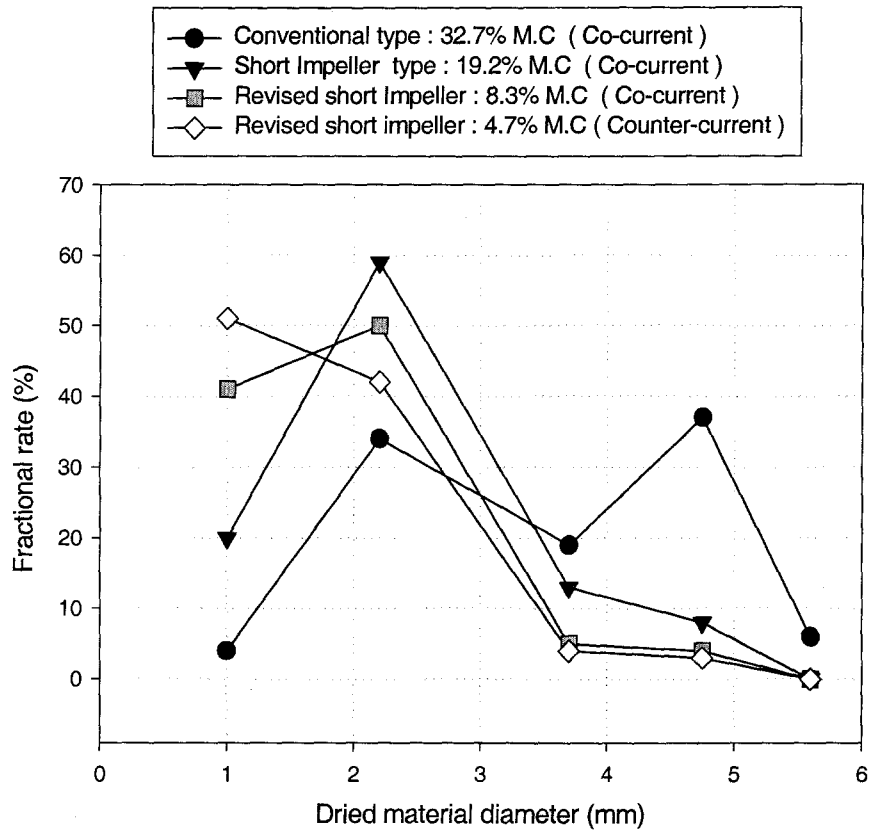


그림 3.3-8 화학(안료) 폐기물 직접열건조 비교실험

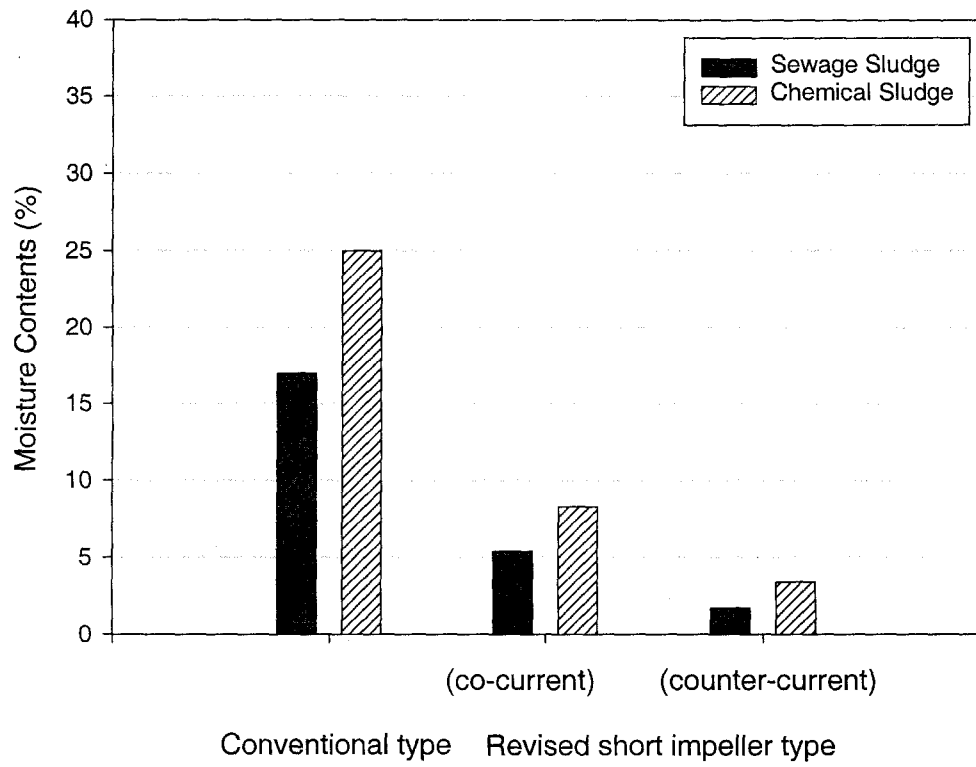


그림 3.3-9 건조장치 개조효과에 대한 정량 비교

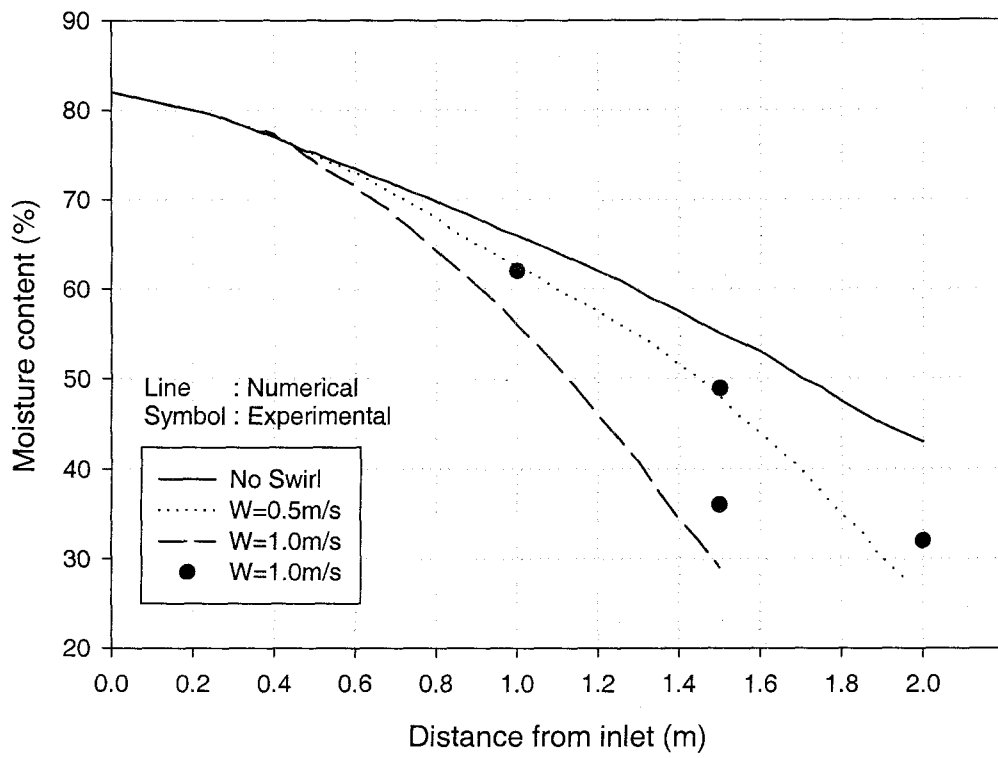


그림 3.3-10 하수 폐기물의 건조 해석과 실험결과와의 비교

3.4 건조장치용 후단 환경설비 개발

3.4.1 개요

일반적인 고풍수 폐기물의 건조공정에서 건조후 다량의 미세먼지 입자와 함께, 악취 등을 포함하는 유해가스가 방출되는데, 본 연구에서는 이러한 가볍고 미세한 건조물의 고효율 포집을 위하여 기존의 사이클론 집진장치 및 여과집진장치에서 정전기(electrostatic) 및 유동효과를 개조하여 압력손실 및 집진효율의 특성을 비교, 분석하여 건조장치에 적용토록 한다. 따라서, 3.3절의 본 250kg/hr 처리용량의 건조장치에 적합한 집진 및 탈취, 유해가스 세정시스템을 설계, 제작하여 대용량에 대한 성능시험을 수행하였다. 본 연구에서는 기존의 여과집진, 습식세정 및 활성탄의 각각 별개의 독립 시스템으로부터 이들의 단점인 압력손실, 폐수처리 및 수명 등의 문제를 극복할 수 있는 복합 하이브리드 대기오염제어 시스템의 개념을 도입한다.

한편, 위탁 연구를 통하여 후처리 시스템의 핵심 가운데 하나인 반건식 세정시스템에 대하여 실험적 연구와 병행하여 세정기 내부의 열유동 및 유해가스 흡수, 흡착 특성을 수치적으로 해석하기 위하여 열 및 물질 수지 이론식을 모델화하여 컴퓨터를 이용하여 세정반응 현상을 시뮬레이션 하였다.

3.4.2 정전 원심여과포

건조공정에서 발생되어 비산되는 가볍고 미세한 피건조물의 고효율 포집을 위하여 건조기 후단에 정전 원심여과포를 설치하였으며, 정전 원심여과포는 기존의 여과포와 사이클론 집진장치의 장점을 결합한 하이브리드시스템으로 유입구 부분을 접선유입식으로 제작하여 강한 선회에 따른 원심력과 예비하전부의 고전압 하전에 의하여 집진효율 향상과 압력손실 감소 효과를 동시에 얻을 수 있는 시스템이다.

본 연구에서는 원심력 효과를 확인하기 위하여 접선 및 중앙으로 유입되는 두 가지 방식에 대한 비교 실험을 수행하였으며, 유입구 전단에서 입자를 하전시키기 위한 예비하전부와 고전압을 공급할 수 있는 고전압 발생장치, 분진 공급 및 분산장치, 여과포 탈진을 위한 pulse-jet 탈진 장치와 예비하전 장치의 성능특성 및 집진 장치의 집진효율 및 압력손실을 측정할 수 있는 APS(Aerodynamic Particle Sizer)와 마이크로 마노미터(Micro-manometer) 등으로 구성된다.

3.4.2.1 정전 원심여과포 설계, 제작

직접 열건조기의 건조처리용량 250kg/hr를 기준으로 하였을 경우 발생하는 배출가스량은 약 25m³/min로써 정전원심여과포 설계유량은 직접열건조기에 적용 가능한 5.1~26.3m³/min의 범위에 12개의 여과포(ϕ 150mm×L1060mm)가 장착되었다. 실험에 사용된 여과포는 Lab. scale의 실험과 동일한 폴리에스테르 재질의 여과포를 사용하였으며 여과포에 부착된 분진을 탈진하기 위한 pulse valve와 탈진 주기 및 횟수를 조절할 수 있는 타이머가 장착되어 있다. 또한 원심여과포 전단에 예비하전장치를 설치하여 유입 덕트에 부착할 수 있게 설계/제작하였으며, 직경 3mm의 screw 형의 방전극을 사용하였다. 본 연구에서 설계, 제작된 시스템의 도면이 그림 3.4-1에 나타나 있으며, 설치 사진이 그림 3.4-2에 나타나 있다.

3.4.2.2 실험 방법

본 연구에서의 포집효율 실험은 스택샘플러(stack sampler)를 사용하여 총괄집진효율 산정하였다. 또한 여과포에서 압력손실 계측은 100~200 mmH₂O(1,000~2000Pa) 정도가 되는 약 5분 동안의 운전애 따른 압력손실을 측정하고, 탈진 후 동일 운전조건에서 여러번 반복해서 압력손실을 측정하여 원심력 효과 및 정전기력 효과에 의한 압력손실 감소 효과를 계측하였다.

3.4.2.3 실험결과 및 고찰

먼저, 예비하전부의 전압-전류 특성 실험에서 사용된 방전극은 직경 3mm, screw 형태의 상부 유입일 경우 길이 345 mm의 방전극을 사용하였으며, 예비하전부에서의 입자의 체류시간을 유사하게 적용하였다. 실험에 적용한 인가전압은 안정한 코로나 전류 범위에서 하부유입의 경우 25, 40kV를 적용하였다.

그리고, 비산 건조물 입자의 포집효율 특성을 그림 3.4-3에 나타내었는데, 그림은 유입유속(여과속도)에 대한 총괄 집진효율을 나타낸 것으로 전체적으로 각각의 실험 조건에서 99.9%의 높은 집진효율을 나타내고 있다. 일반 여과집진장치의 특성을 가지는 중앙 유입식인 경우 유입유속(여과속도)가 높아질수록 집진효율이 감소하는 경향을 보이는데 이는 여과포에서의 입자의 통과 기구 중 불어나감 현상(pinhole plugs)에 의해 입자들의 배출이 증가하기 때문이다.

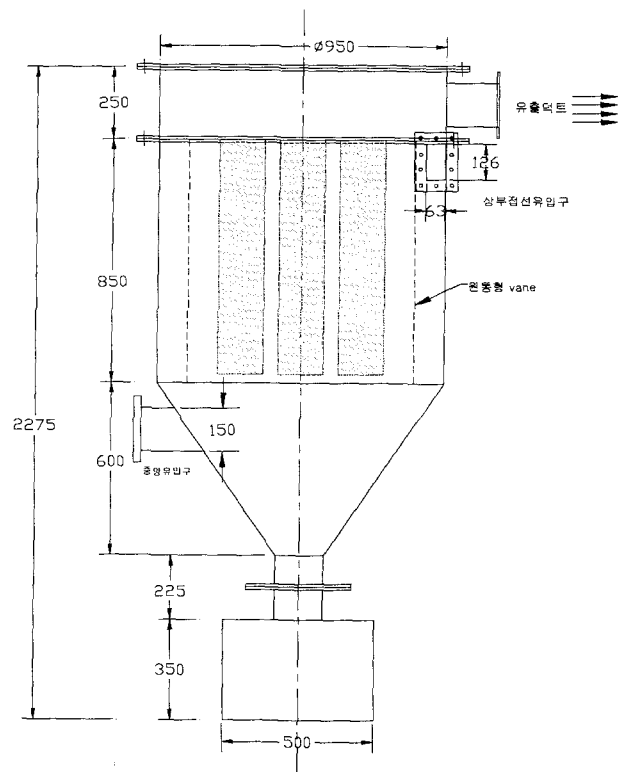
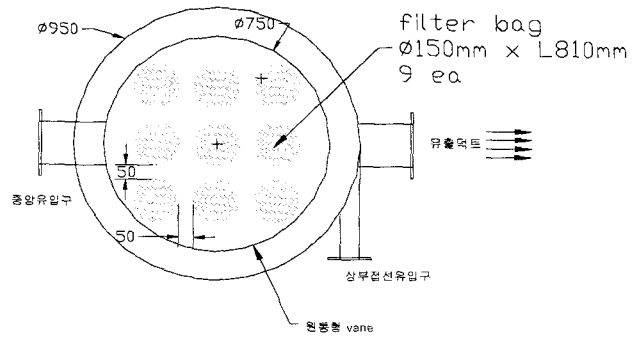


그림 3.4-1 정전 원심여과 집진장치 구성 도면

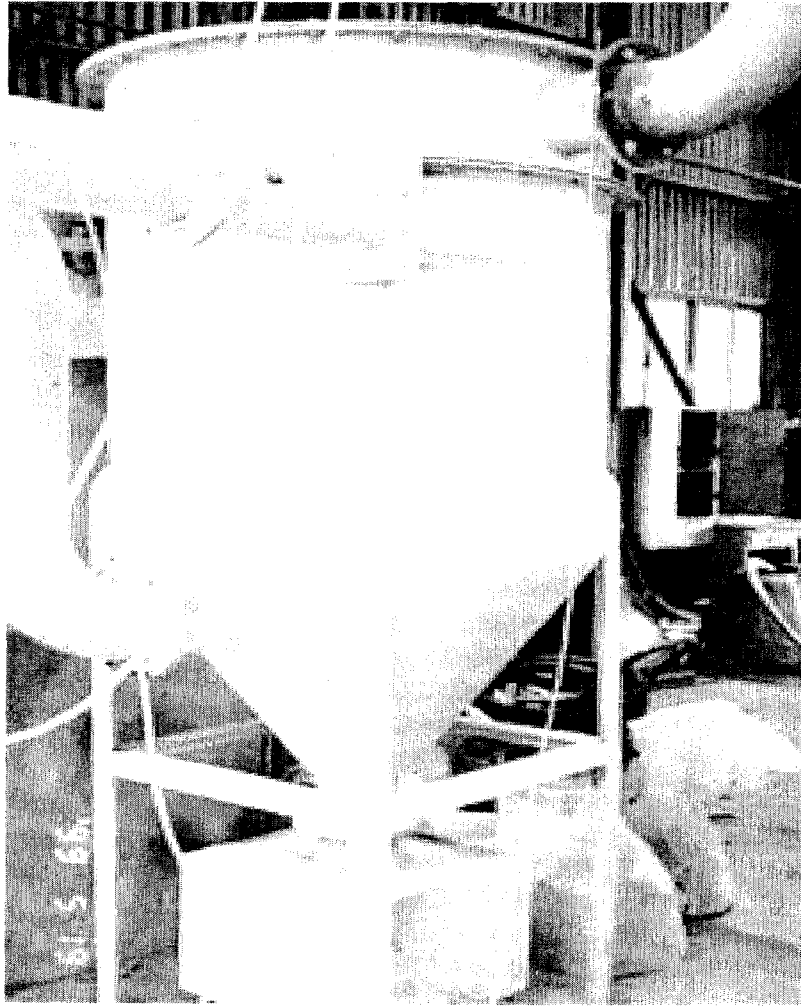


그림 3.4-2 정전 원심여과 집진장치 사진

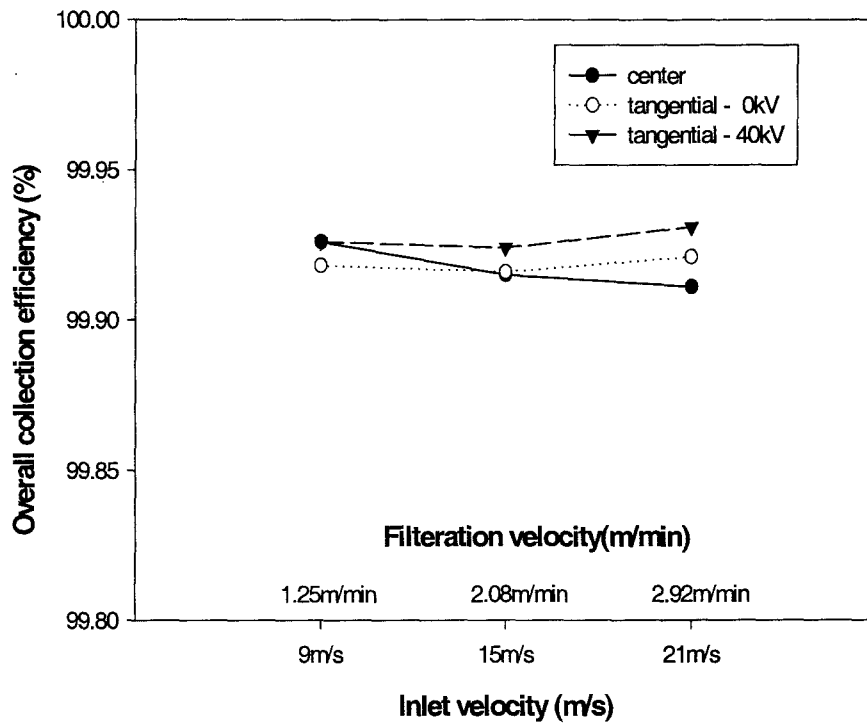


그림 3.4-3 유입유속에 대한 총괄 포집효율

또한 원심력과 정전기력이 작용한 접선 유입의 경우 유입 유속(여과속도)가 높아짐에 따라 다소 총괄집진효율이 증가하는 경향을 보이는데 이는 원심력에 의한 집진장치의 내벽에서 유입 분진의 1차 집진이 발생되고 정전기력에 의하여 여과포 표면에서의 침상구조가 발달하여 포집효율이 증가하는 것으로 판단된다.

그리고, 여과장치의 압력손실 특성 실험 결과에서, 그림 3.4-4는 유입유속(여과속도)에 따른 압력손실을 나타낸 것으로 유입유속이 증가할수록 압력손실이 증가하였으며, 일반적인 중앙유입식에 비하여 접선유입식인 경우와 전압이 인가된 경우에서 각 유입유속(여과속도)에서 압력손실 증가의 구배가 작게 나타났다. 이는 접선 유입에서 포집부 내부의 선회영역에서 원심력효과에 의한 유입분진의 1차 집진으로 인하여 여과포에 부과되는 분진의 부하량 감소로 압력손실이 작게 나타나고 있다고 볼 수 있다. 또한 접선유입에서 전압이 인가된 경우 원심력효과와 예비하전부를 통과한 하전된 입자들에 의해서 여과포 표면에 집진된 입자들이 같은 극성을 가지고 있으므로 척력이 작용하여 여과포 표면에서 침상구조가 발달하게 되고, 이로 인해 여과 표면적이 상대적으로 커져서 압력손실 감소효과가 더욱 크게 나타나고 있다.

이러한 이유로 일반적인 유입방식에 비하여 정전 원심 여과집진장치의 특성을 가지는 접선유입의 경우 원심력효과와 전압인가에 따른 정전기력 효과로 인하여 여과포에서 퇴적분진층에 의한 여과포에서 압력손실 감소효과로 슬러지의 직접열건조에 의해 비산되는 미세한 피건조물에 의한 포집에 적합한 것으로 사료된다. 또한 전체 시스템 설계시 소요 동력 감소와 여과포 수의 감소 효과 및 처리유량의 증대 효과로 인한 초기 설치비와 운전비용의 저감 효과를 가져올 것으로 판단된다.

이상으로부터, 접선유입방식에서는 최고 70%정도의 압력손실 감소효과를 얻었으며, 20kV의 전압을 인가하였을 때 정전기력 효과로 인하여 약 85%의 압력손실 감소 효과를 얻을수 있었다. 또한, 20kV를 인가하였을 경우 압력손실 감소효과로 인해 기존의 방식에 비해 동일한 여과포의 압력손실 조건에서 여과속도 2배 이상의 처리유량 증대 효과가 있는 것으로 나타났다.

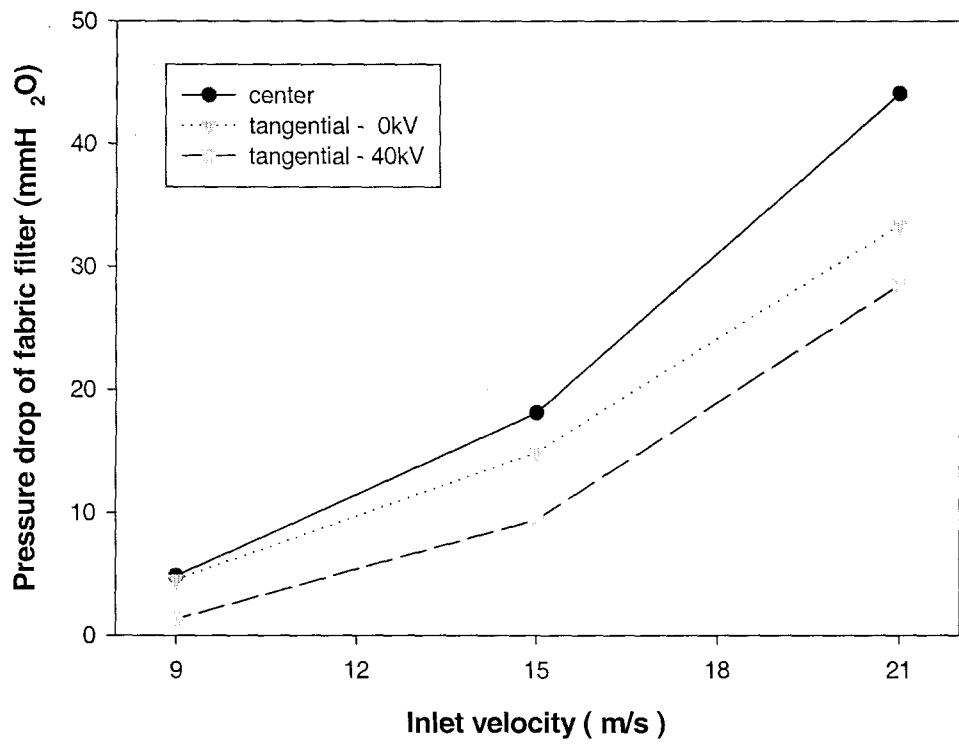


그림 3.4-20 유입유속에 따른 압력손실

3.4.3 정전 중심분리 싸이클론 실험

본 연구에서는, 여과집진장치의 적용에서 높은 압력손실과 교체수명 저하 등의 문제를 해결하기 위한 방안으로, 건조물의 후단배출 물질을 제거하는 시스템으로 고성능의 정전중심분리형 집진장치를 설치하여 실험을 수행하였으며, 그림 3.4-5은 정전 중심분리 집진장치의 개략도이다. 그림 3.4-5에서 보는바와 같이 정전 중심분리형 집진장치는 예비하전된 입자들을 원통 중심부의 원심력과 정전기력에 의하여 접선부로 유도하여 포집하고, 중심부의 미세분진들을 2차의 싸이클론으로 다시 집진함으로써 고효율화를 달성시키는 것으로 이러한 일종의 2차 기류제어 방식의 싸이클론은 1차 및 2차 유동의 적절한 분할에 의하여 합진가스중의 분진 농도 및 유량에 관계없이 항상 고효율의 분진분리 특성을 가질 수 있다.

그림 3.4-6은 일반적인 저온의 간접열 건조공정에서 배출되는 건조물 입자의 입경분포를 보여주는 것으로 그림에서 보는바와 같이, 평균입경이 3 마이크로미터로 매우 미세한 분진이 다량으로, 특히 높은 건조효율을 위하여 수송가스(carrier gas)를 공급할 경우, 다량의 분진이 발생된다는 것을 볼 수 있다.

이러한 배출분진에 대하여, 집진효율을 운동입경측정기(APS : Aerodynamic Particle Sizer)를 이용하여 측정하였으며, 본 정전 중심분리 싸이클론 집진장치의 집진성능 비교를 그림 3.4-7에 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이, 본 정전 중심분리 싸이클론 집진장치는 기존의 싸이클론 집진장치와 고효율의 정전 싸이클론 장치에 비하여, 입경 3 마이크로미터 기준 약 2배에서 1.4배 이상의 효율 상승 효과를 보여주고 있다. 따라서, 본 정전중심분리 싸이클론 장치를 건조시스템에 적용할 경우 매우 높은 효율과 유지비용의 절감을 기대할 수 있다고 사료된다.

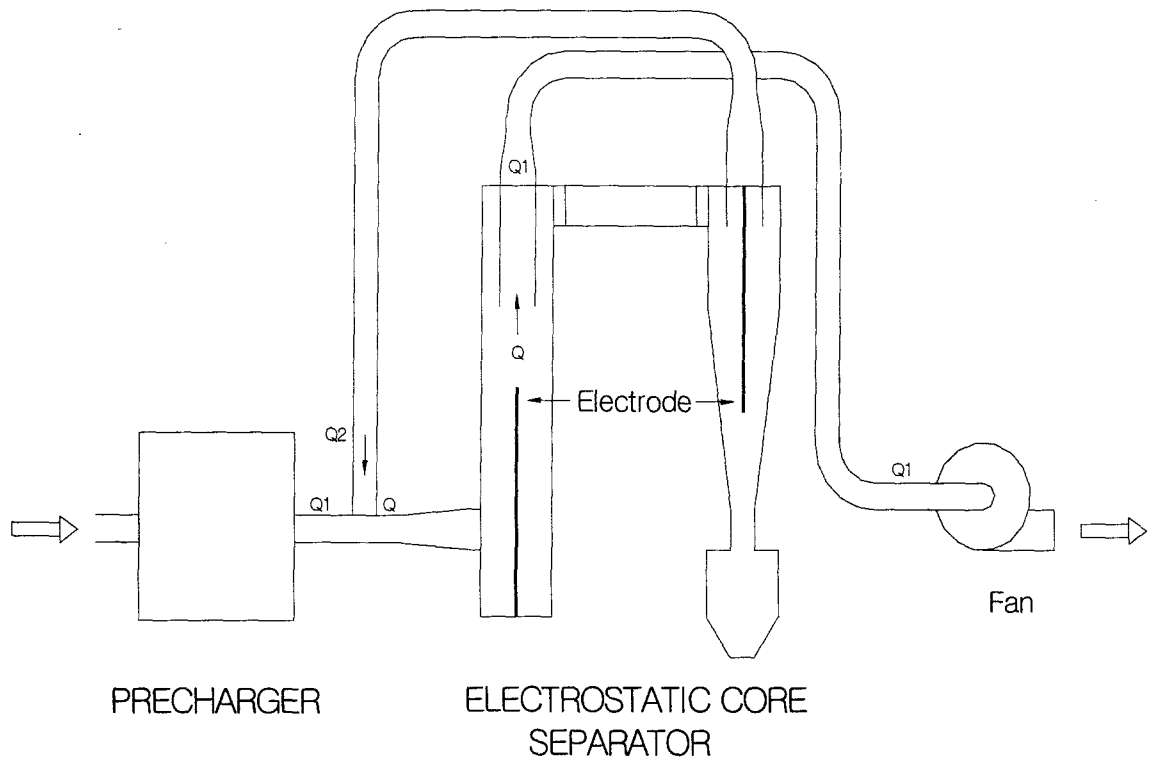


그림 3.4-21 정전 중심분리 집진장치 원리 및 구성도

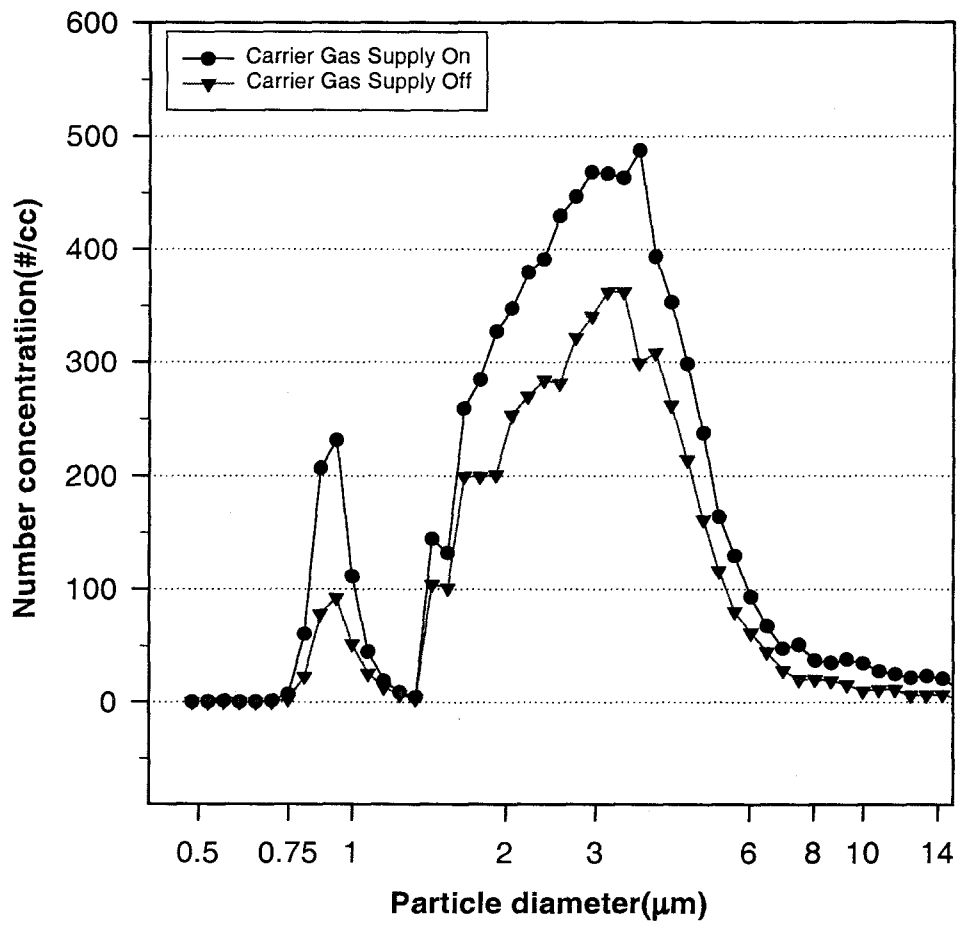


그림 3.4-22 패들식 간접열 건조장치 배출 분진 분포도

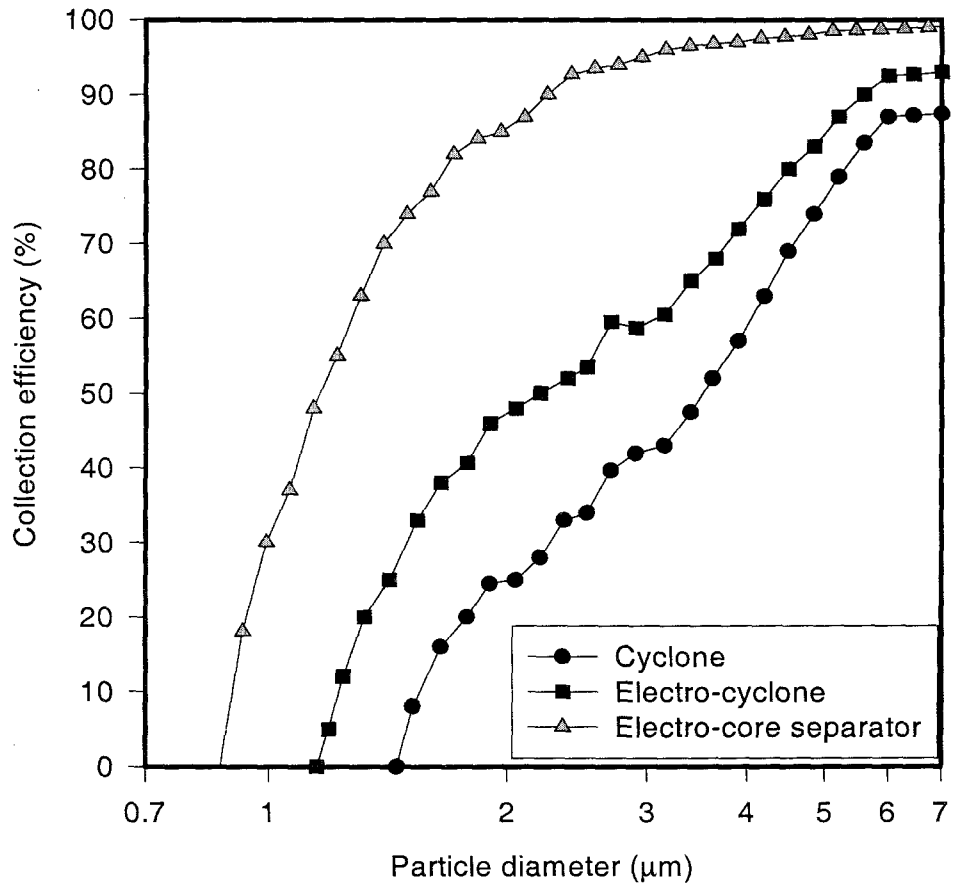


그림 3.4-23 정전 중심분리 집진장치 집진효율 비교

3.4.4. 플라즈마 및 반건식 세정장치 이용 유해가스 및 탈취 실험

일반적으로 건조공정에서 가장 문제시되고 있는 것 중의 하나가 악취 및 VOC 등 배출 문제이다. 현재 국내외에서는 이러한 문제를 해결하기 위하여, 습식 스크루버와 활성탄을 조합하여 사용하거나, 재연소 등의 방법을 이용한다. 그런데 이러한 방법들은 높은 압력손실과 교체수명의 저하 및 화학약품비용의 증가 등으로 유지비가 상승되어 설치 및 적용이 매우 어려운 실정이다. 이에 본 연구에서는 유해가스와 함께, 악취 및 VOC 등을 보다 효과적으로 제거하기 위하여 저온 플라즈마와 반건식의 개념을 도입하여 건조장치 후단에 설치하였다. 기존의 소형 Bench Scale의 실험에 의한 데이터와 펄스 고전압 공급장치의 실용화 제작 용량을 기초로 하여, 가스처리용량 $1,000\text{m}^3/\text{hr}(80^\circ\text{C})$ 에 대한 펄스 코로나 반응로의 사각단면 유니트($610\times 610\text{mm}$)를 제작하여 실험하였다. 그리고 이때의 펄스 코로나 공급용 전원 장치는 개조된 회전 스파크 간격(rotary spark gap)법을 사용하여, 나노세컨드(nano-second)의 +,-의 펄스에 의하여 실험하였다. 그림 3.4-8은 펄스하전형 플라즈마 반응기의 구조를 보여주며, 그림 3.4-9는 플라즈마 시스템의 건조장치 후단 설치 사진을 보여주고 있다.

또한 본 연구에서는, 건조시스템의 열풍공급시 발생하는 배기가스에 포함된 산성가스(SO_x , NO_x) 및 건조시 발생하는 악취 및 VOCs를 효율적으로 제거하기 위하여 반건식 세정 시스템에 대한 실험을 수행하였다. 본 연구에서 설계, 제작된 반건식시스템의 도면을 그림 3.4-10에 나타냈으며, 사진을 그림 3.4-11에 나타내었다. 본 반건식 세정시스템에 대하여 SO_x 에 대한 처리효율 시험과 수치해석 연구는, 본 보고서의 후반부에 위탁연구 결과 부분에 나타나 있으며, 여기서는 탈취와 VOC의 제거에 대한 실험을 수행하였다.

이상의 플라즈마 반응부와 반건식 세정부를 조합한 시스템에 대하여, 하수 폐기물의 건조공정에서 배출되는 악취 및 VOC의 성능실험을 수행하였다. 본 실험에서 사용된 가스 분석장비는 GC/MS와 GC/FID를 이용하였으며, 최종적인 분석결과를 표 3.4-1에 나타내었다.

표에서 보는바와 같이, 플라즈마 방전 반응로의 경우 물질별로 다소 차이는 있으나, 평균적으로 30% 이상의 분해, 제거율을 나타내는 것을 볼 수 있으며, 세정기를 통과할 경우 최종적으로 70% 정도의 높은 분해효율을 나타내고 있다.

따라서, 이러한 전기방전식 탈취 VOC 분해 장치는 압력손실의 측면에서 기존의 활성탄 방식에 비하여 1/10의 수준이며, 교체수명의 측면에서도 활성탄의 약 6개월 정도에 비하여 최소 3-5년 이상으로 약 10배 이상으로 장시간의 교체수명을 가질 수 있는 것으로 예상되므로, 상당한 유지비의 절감이 기대된다.

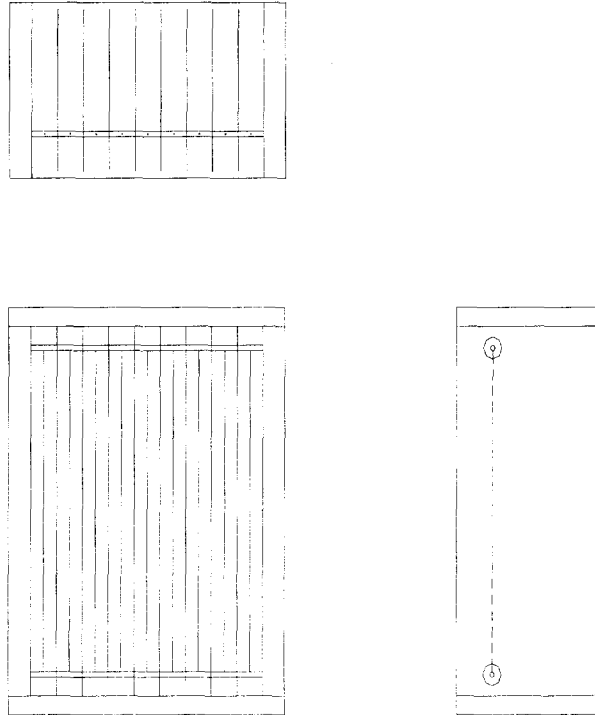


그림 3.4-8 플라즈마 탈취 반응기 구조도

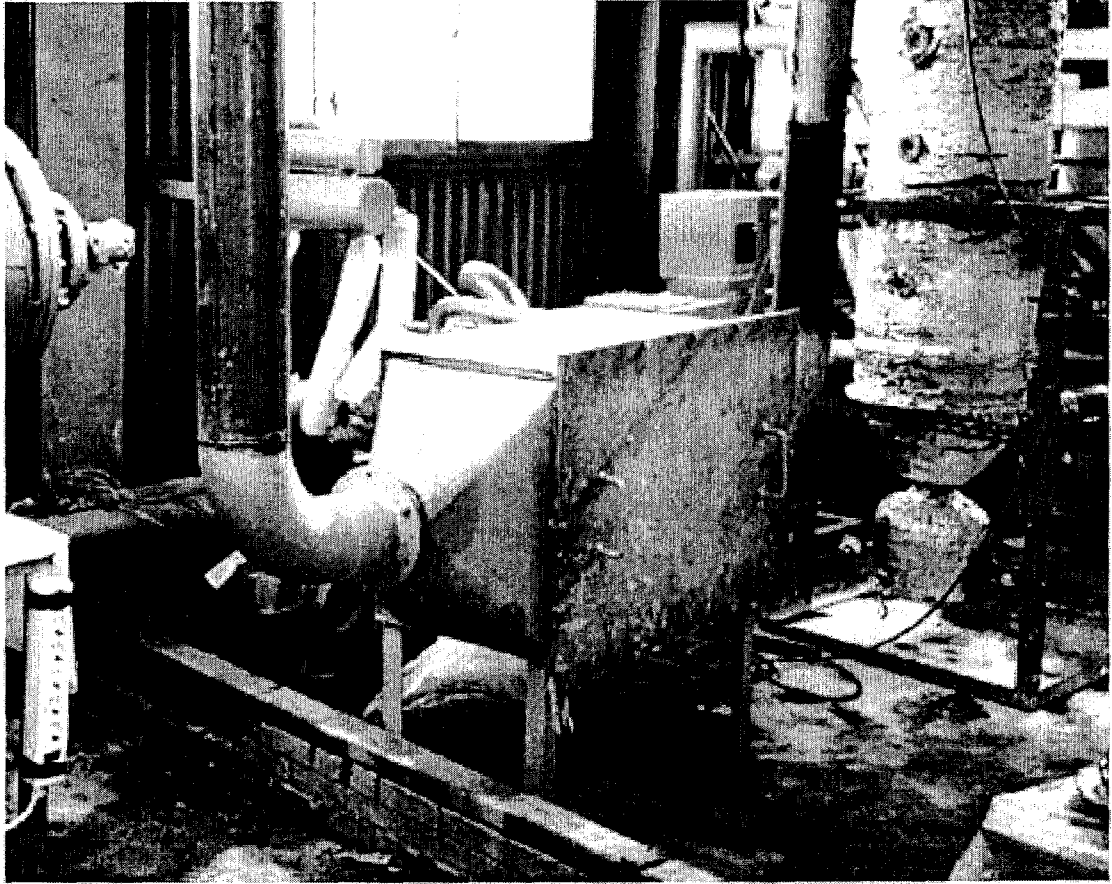


그림 3.4-25 플라즈마 가스처리 장치 설치 사진

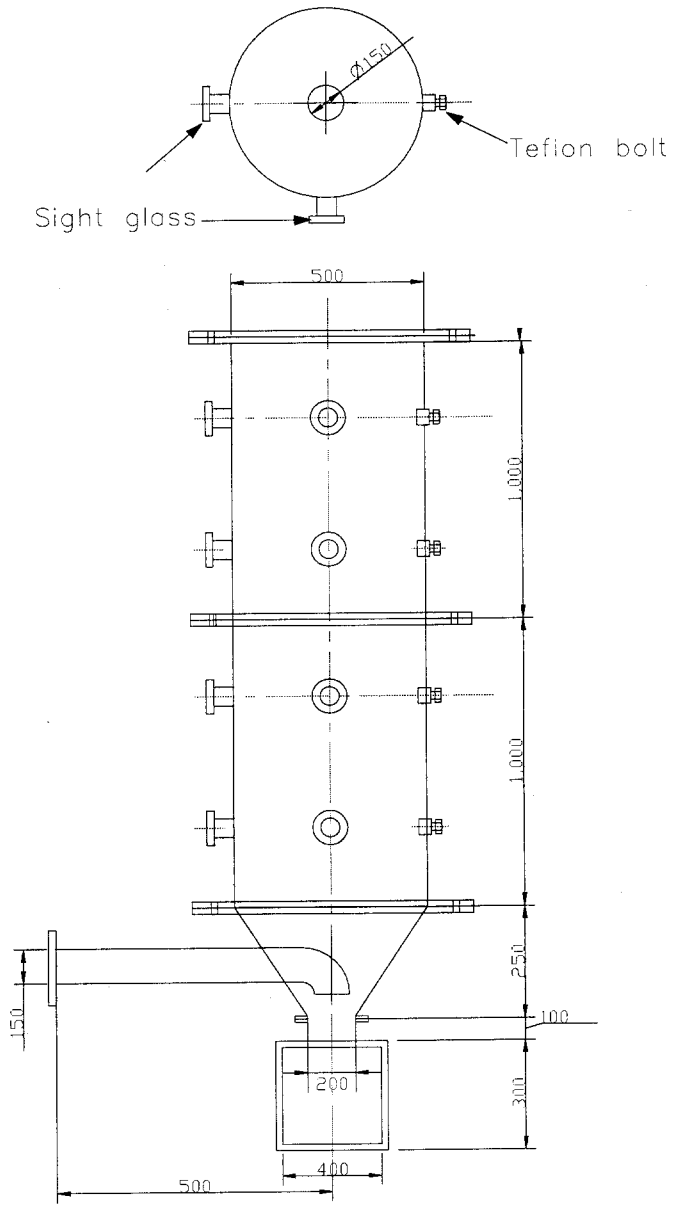


그림 3.4-10 반건식 세정 시스템 도면

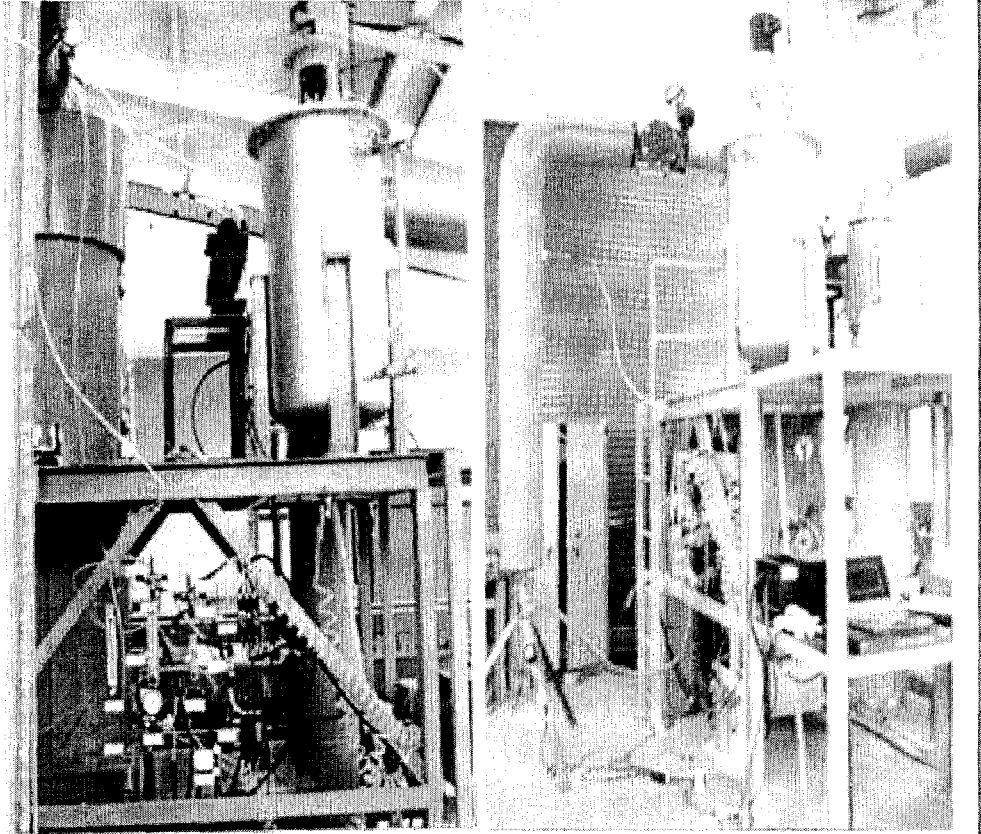


그림 3.4-11 반건식 세정시스템 사진

표 3.4-1 플라즈마 반응로/ 반건식 세정 시스템에 의한 가스 분해효율

분석물질명	농도(ug/m ³)			효율(%)		
	전단	플라즈마	세정기후단	플라즈마	세정기	전체
acetaldehyde	2995	2494	2296	16.73	7.94	23.34
acetone	2110	1728	864	18.10	50.00	59.05
Acetonitrile	14289	8676	4135	39.28	52.34	71.06
n-pentane	2200	2001	82	9.05	95.90	96.27
2-methyl pentane	410	383	294	6.59	23.24	28.29
n-Butanal	211	135	132	36.02	2.22	37.44
benzene	1295	889	497	31.35	44.09	61.62
toluene	1264	603	431	52.29	28.52	65.90

3.5 직접열 건조공정 및 종합환경설비 복합 성능 시험

3.5.1 개요

이상에서 개발된 직접 열건조 공정 및 후처리 환경 시스템의 전체를 연결한 플랜트에 대하여 종합적으로 연결시켜, 운전성을 입증하였으며 장기간에 대하여 건조 및 환경 시험을 현재의 국내의 공정법에 의하여 수행하였다. 이에대한 정량적인 입증시험 효과를 통하여 개발된 시스템의 연계, 복합 기술의 개발과 대외적으로 신뢰성을 제고 할 수 있는 데이터를 확보하였다. 본 연구를 위하여 설치된 전체 공정 시스템의 도면이 그림 3.5-1에 나타나 있으며, 설치된 사진이 그림 3.5-2에 나타나 있다.

3.5.2 건조 실험

먼저, 건조실험에서는 건조대상 폐기물의 종류별 건조특성 및 최적운전조건 도출 실험, 그리고 건조후 배출물의 특성분석 실험을 수행하여 플랜트의 설계 데이터를 확보하였다. 한편, 본 건조장치에 대한 핵심요소 및 전체 시스템의 실험으로부터, 건조 대상물의 특성에 따라 시스템의 운전특성, 건조 및 포집특성이 매우 변화하게 되는데, 피건조물의 점성 및 점착성 등이 변화되는 다양한 피건조물에 대한 적용성의 시험 연구가 병행되었다. 최종적으로 건조실험에서의 생활하수 폐기물, 화학공장의 안료슬러리와 농산물 쓰레기 및 제강공장 슬러리 등의 다양한 피건조물과 유동에 대한 성능효과를 표 3.5-1에 정리하였다. 그림에서 보면, 본 연구를 통하여 개조된 형상에 대한 선회형의 회전 건조식 직접 열 건조장치의 경우, 함수율이 2배 이하로 저하되었으며, 이러한 결과는 궁극적으로 건조효율의 상승과 건조장치의 초기 설치비 및 유지비의 절감을 가져오는 것이다.

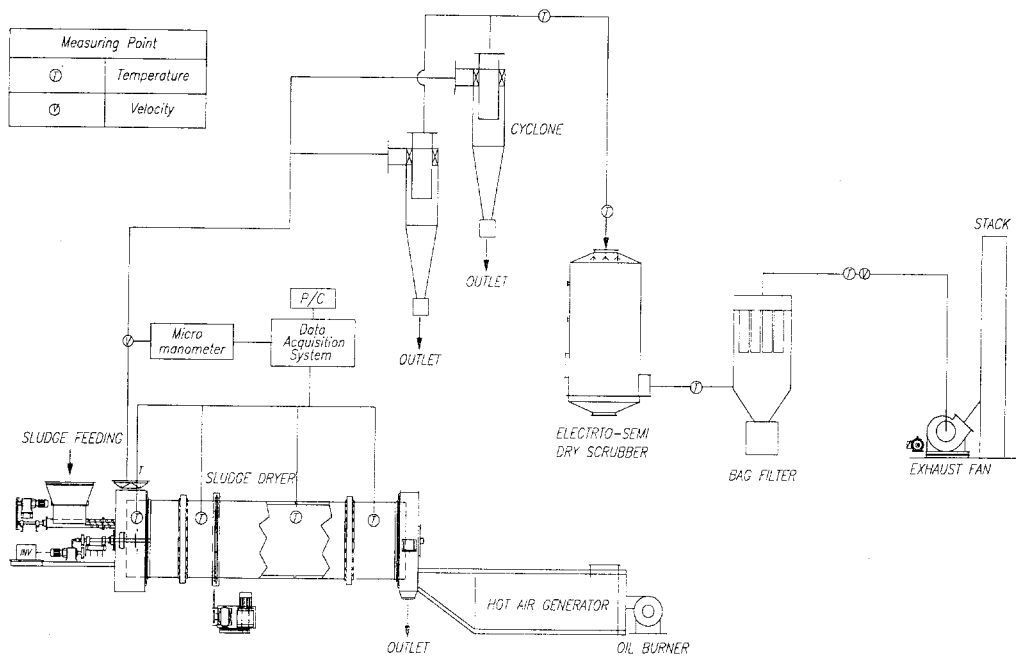


그림 3.5-1 향류식 직접열건조 종합시스템 구성도

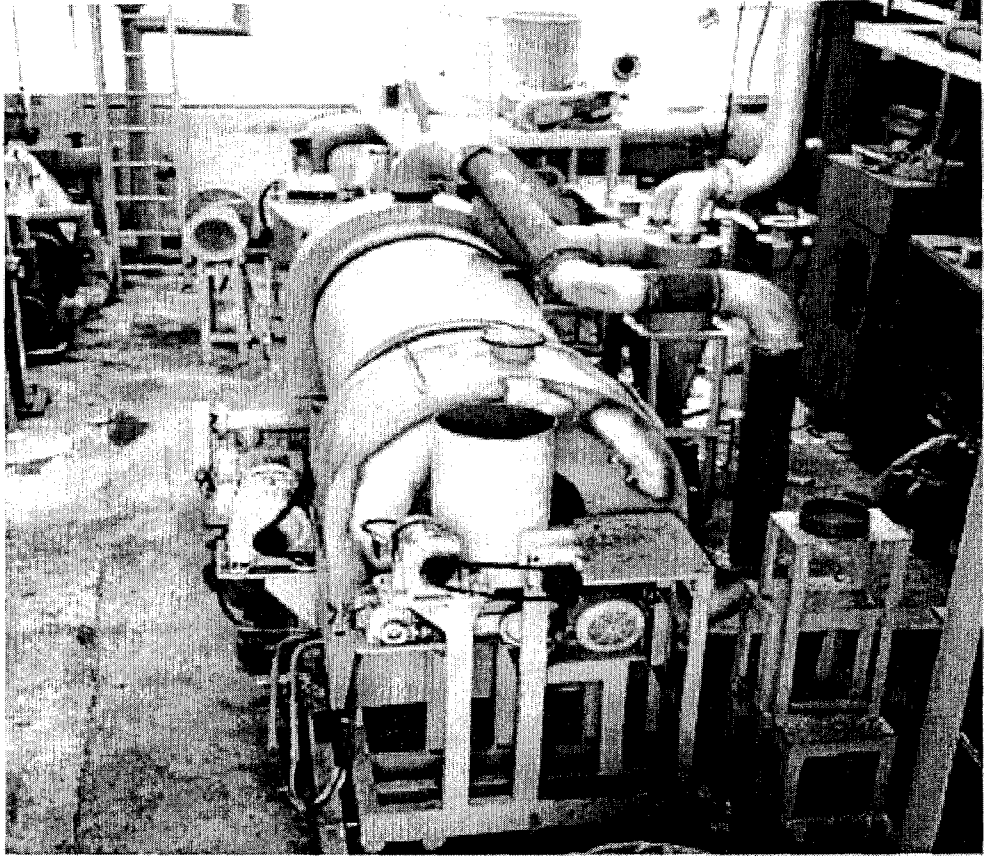


그림 3.5-2 직접열 건조/환경 종합 플랜트 설치 전경 사진

표 3.5-1 다양한 피건조물에 대한 직접열 건조 실기 시험 데이터

폐기물명	생활(하수) 폐기물	화학(안료) 폐기물	농산물 쓰레기	CaSO ₃ · 2H ₂ O + 산화철	
내용물	슬러리 상태	슬러리 상태	배추/무우 쓰레기	제강폐수 슬러지	
유입온도	600 °C	600 °C	500 °C	500 °C	
처리용량	250kg/hr	200kg/hr	100kg/hr	100kg/hr	
개조 전 병류식 건조시스템	실험일자	1997.3.~4.	1997.5.~10.	1997. 5. 15	1997. 3. 21
	건조전 함수율	80%	80%	95%	40%
	건조후 함수율	10~30%	10~30%	15%	12%
개조 후 향류식 건조시스템	실험일자	1999.11.~12	2000.2~3	1999.10.	2000. 5. 8
	건조전 함수율	80%	80%	95%	42%
	건조후 함수율	4~6%	8~10%	5%이하	7%

3.5.3 환경 실험

그리고 후처리 환경 시스템의 실험에서는 온도 및 유량에 따른 집진, 악취 제거 및 유해가스 제거효율의 실험을 수행하였으며, 전체 시스템의 종합 실험에 의해 여러 가지 특성을 파악하고 필요에 따라 일부 보완 수정하여 최적의 플랜트 설계 방안을 도출한다. 따라서, 직접 열건조 플랜트 시스템의 후단부의 고효율 먼지에 대한 포집을 위하여는 고효율의 중심분리 싸이클론을 설치하여 건조/분급 공정을 컴팩트화하는 시험을 수행하였으며, 또한, 건조공정에서 유해가스 및 악취를 제거하기 위하여는 반건식 세정기와 비산 분진을 위한 정전 원심여과 장치를 설치하여 복합 건조 종합시스템을 패키지화 시켜 전체 성능시험을 실시하였다. 이에대한 환경 실험결과를 표 3.5-2에 요약하였다.

표 3.5-5 열건조 시스템 종합 환경 시험 결과

폐기물명		농산물 쓰레기	CaSO ₃ · 2H ₂ O +산화철	
내용물		배추/무우 쓰레기	제강폐수 슬러지	
유입온도		500 °C	500 °C	
처리용량		100kg/hr	100kg/hr	
대기측정항목	배출허용기준	검사방법	측정치	
매연	2도	비탁법	1도	-
일산화탄소	700ppm	비분산적외선법	740 °C	-
황산화물	500ppm	중화적정법	15.5	-
질소산화물	200ppm	아연환원나프틸에 틸렌법	22.371	-
염화수소	6ppm	티오시안산법	0.958	0.14
암모니아	100ppm	인도페놀법	-	8.8
H ₂ S	15ppm	메틸렌블루법	-	불검출
Cl ₂	10ppm	오르토톨리딘법	-	0.013

3.5.4 직접열 건조/환경 결론

이상의 선회류 회전형 직접열 건조 시스템 및 환경설비에 대한 종합적인 실기시험 결과, 핵심 구성품의 개선과 후처리 시스템의 근본적인 개선효과에 의해 기존방식에 비해 건조기 본체의 길이를 2,760mm를 1,760mm로 감소시킴으로써 약 35%의 건조기 크기 감소의 효과를 얻을 수 있었으며, 종합환경설비의 복합화 및 콤팩트화로 전체 공정설치 면적면에서는 기존대비 약 23%의 감소를 얻을 수 있었다.

또한, 종합환경설비의 고효율화에 의해 배출허용기준을 만족하였으며, 기존의 여과집진과 습식, 활성탄 등을 싸이클론과 플라즈마 및 반건식 시스템을 적용하여, 팬(fan)의 소요동력을 50% 이하로 줄이면서, 교환 주기를 늘여 유지비의 30% 이상을 절감효과를 가져왔다. 따라서, 후처리 설비에서 반건식 세정시스템에 정전기 시

스텝과 산화제를 첨가하는 기술을 적용한다면, 시설 및 운전비용이 저렴하고 부식 및 폐수처리 문제가 없어지며, 유해 가스제거효율을 상승시키는 등의 효과를 기대할 수 있었다.

3.6 패들(Paddle)식 간접열건조 시스템 개발

3.6.1 개요

직접열 건조와 함께, 최근에는 건조에 필요한 열원으로 소각로에서 배출되는 고온의 폐스팀(waste steam) 등을 이용하는 간접열 건조방식의 적용이 증가되고 있다. 현재, 간접열 건조장치에서 대표적으로 적용되고 있는 장치중의 하나가 패들(paddle) 건조장치인데, 기존의 통상의 패들 건조기는 설계시 필요한 전열면적에 의해 산출된 패들의 개수를 양쪽방향으로 등분포로 배열시키고 같은 속도로 회전하면서 이송, 건조가 이루어 지도록 하고 있는 구조이다.

이러한 기존의 패들 건조장치에서의 결정적인 문제점은, 먼저, 수분이 많은 고점착성의 하수 폐기물 슬러지 등을 건조할 경우, 패들 벽면으로의 폐기물의 부착과 응집 현상이 발생되어 벽면과의 전열 접촉이 원활하지 못하여 건조효율이 저하되며, 이를 극복하기 위하여 장치를 대형화 하지만 이 경우에도 피 건조물의 뭉침 현상으로 함수율(건조도)의 한계를 여전히 가지게 된다. 그리고 패들간의 간격과 각도를 일정하게 하여 초기 부피가 큰 고함수율의 피건조물의 이송 및 건조 속도에 비하여 후단부에서의 이송과 건조의 평형이 이루어지지 못하고 장치가 크게되는 문제 등이 있었다. 이상으로부터 기존의 패들 건조장치에서 기술적인 과제로는,

- 1) 고점착성 피건조물의 벽면부착을 방지시키고 이송을 원활하게 하는 것
- 2) 동일 처리량에 대하여 패들의 간격과 각도를 조절하여 설계를 최적화 하고 제작 원가를 절감시키는 것
- 3) 이송/건조물 입자의 크기를 적절히 조절하는 것

등이 핵심이며, 이러한 과제가 해결되지 못하여 점착성이 강한 하수 폐기물 등의 경우에 원활한 적용이 이루어지지 못하고 있는 실정이다.

이에 본 연구에서는 간접 열건조특성 및 폐기물 종류별 특성 분석 실험을 위하여 투입량 기준으로 처리용량이 50kg~100kg/hr급 간접열건조 시스템(패들건조기)을 설계/제작하여, 열전달 패들장치의 구동부와 응집방지 스크래퍼(scraper) 및 패들 간격 등의 최적화 개조를 통하여 고효율화 시스템 개발 실험을 수행하였다.

3.6.2 간접열 건조장치 이론 및 50kg/hr급 Paddle 건조기 설계

3.6.2.1 설계 기준

항 목	설계 기준치
1. MATERIALS	하수처리 SLUDGE
2. FEED RATE	50 kg/hr(water content : 80%)
3. PRODUCT RATE	14 kg/hr(water content : 30%)
4. EVAPORATION RATE	36 kg/hr
5. INLET OIL TEMP.	160 °C
6. OUTLET OIL TEMP.	150 °C
7. DRIED MATERIAL TEMP.	70~80 °C

3.6.2.2 열량 및 설계 자료 계산

① 열량(Qt)

$$Q_t = \text{수분증발에 필요한열량}(q_1) + \text{현열}(q_2) + \text{열손실}(q_3)$$

$$1) q_1 = \text{수분증발량} \times \text{증발잠열}$$

$$= 36 \text{ [kg/hr]} \times 595 \text{ [kcal/kg]} = 21,420 \text{ [kcal/hr]}$$

$$2) q_2 = \{P \times C_{PSOL} \times (T_P - T_f)\} + \{P_w \times C_{PLIQ} \times (T_P - T_f)\}$$

$$= \{10 \text{ [kg/hr]} \times 0.25 \text{ [kcal/kg}^\circ\text{C]} \times (80^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C})\} +$$

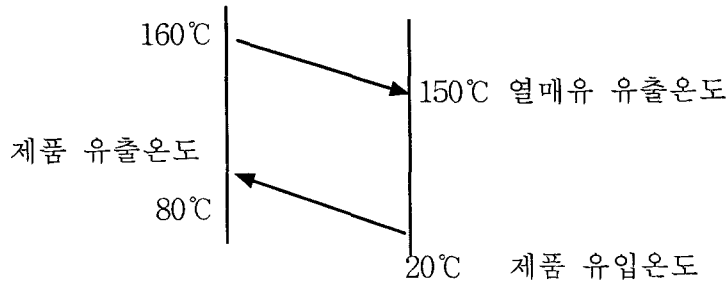
$$\{4 \text{ [kg/hr]} \times 1 \text{ [kcal/kg}^\circ\text{C]} \times (80^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C})\} = 390 \text{ [kcal/hr]}$$

$$3) q_3 = (q_1 + q_2) \times 0.15 = (21420 + 390) \times 0.15 = 3,272 \text{ [kcal/hr]}$$

$$\therefore Q_t = q_1 + q_2 + q_3 = 25,082 \text{ [kcal/hr]}$$

② 대수평균온도(LMTD)

열매유 유입온도



$$\text{LMTD} = \frac{\Delta T_2 - \Delta T_1}{2.303 \log(\Delta T_2 / \Delta T_1)} = \frac{130 - 80}{2.303 \log(130/80)} = 102^\circ\text{C}$$

$$(\Delta T_1 : 160^\circ\text{C} - 80^\circ\text{C} = 80^\circ\text{C}, \Delta T_2 : 150^\circ\text{C} - 20^\circ\text{C} = 130^\circ\text{C})$$

③ 총괄열전달계수(Ud)

계수값은 실험에서 도출되어야 할 인자로 설계에서는 이 값을 문헌치 (100~300)를 참고하여 하한치 100을 기준한다.

④ 전열면적A[m²]

Qt = Ud x A x ΔT 에서

$$A = \frac{Q_t}{U_d \times \Delta T} = \frac{25082}{100 \times 102} = 2.459[\text{m}^2] \approx 2.5[\text{m}^2] \text{ 에서}$$

안전계수를 곱하여 2.5 × 1.2 (safety factor) = 3[m²]으로 한다.

⑤ 열매유 OIL 공급량 & HEATER CAPACITY

Q = m x Cp x ΔT 에서

$$25,082[\text{kcal/hr}] = m \times 0.562 \times (160-150) \text{에서}$$

$$m = 4,463[\text{kg/hr}] = 5,670[\text{L/hr}] = 95[\text{L/min}]$$

$$\text{HEATER CAPACITY} : 25082/860 = 29 \times 1.2 \approx 35\text{KWH}$$

⑥ 건조기의 유효길이 L(m)

전체전열면적 3[m²]에서

직경 0.140m인 패들의 단면적이 0.0245m² 이고 패들간격을 144mm로 하고, 전체전열면적은 패들면적 + 패들축 면적 + 자켓면적 이다.

1) 건조길이

$$\begin{aligned} \text{전체전열면적 } 3[\text{m}^2] &= \text{패들 전체 면적 } [0.0245\text{m}^2(\text{한 개의 패들면적}) \times \\ &L(\text{축길이})/0.144\text{m} \times 2(\text{축두개})] + \text{패들축면적 } [\pi \times 0.055(\text{축봉의 직경}) \\ &\times L \times 2(\text{축두개})] + \text{자켓면적 } [\pi \times 0.15 \div 2(\text{반경}) \times 2(\text{축두개}) \times L] \\ &= 0.34027L + 0.345575L + .47124 L = 1.157L \end{aligned}$$

$$\text{건조기 유효길이 } L = 3[\text{m}^2]/1.157[\text{m}] = 2.59\text{m}$$

따라서, 건조길이는 2.6m로 한다.

2) 패들 갯수 : 2.6m/0.144m = 18 개

⑦ 체류시간 θ[hr]

$$1) \text{ 처리량(용적작업량)} = \frac{\text{처리량}[\text{kg/hr}]}{\text{재료의 밀도}[\text{kg/m}^3]} = \frac{50}{890} = 0.0562 [\text{m}^3/\text{hr}]$$

$$\begin{aligned} 2) \text{ 재료 이송속도} &= \frac{\text{처리량}[\text{m}^3/\text{hr}]}{\text{재료가 차지하는 단면적}[\text{m}^2]} \\ &= \frac{\text{처리량}}{(\text{건조기 단면적} - \text{패들 단면적}) \times 0.75(\text{충진율})} \\ &= \frac{0.0562[\text{m}^3/\text{hr}]}{(0.09189 - 0.06972)[\text{m}^2] \times 0.75} = 3.38[\text{m/hr}] \end{aligned}$$

$$\text{체류시간 } \theta[\text{hr}] = \frac{\text{건조기의 길이}[\text{m}]}{\text{재료 이송속도}[\text{m/hr}]} = \frac{2.5}{3.38} = 0.77\text{hr} = 46\text{min.}$$

3.6.3 간접 열건조기 제작 및 시스템 구성

이상의 이론적인 설계에 의한 패들식 간접열 건조장치의 제작 도면이 그림 3.6-1에 나타나 있다. 그리고 그림 3.6-2는 본 간접 열건조 시스템의 성능시험을 위한 장치를 보여주는 것으로, 그림에서 보는바와 같이 폐기물 투입을 위한 공급부, 건조공정이 이루어지는 패들건조기, 유해가스 및 악취를 제거하는 반건식세정기, 분진포집을 위한 여과집진장치로 구성된다. 간접 열건조 시스템(패들건조방식)은 함수율 80% 이상의 폐기물을 두 축을 기준으로 회전하는 패들에 유입부에서 배출부로 이송시키며, 약 160~170℃ 고온의 열매유에 의해 가열된 패들판과 자켓에 의해 건조시키는 시스템이다. 그림 3.6-3은 본 연구에서 제작된 패들 건조시스템의 사진이며, 그림 3.6-4는 후처리 환경 시스템을 보여주는 전경이다.

본 연구에서는 다음의 Paddle 건조장치 핵심 애로 기술과 개조인자에 대하여 실험을 수행하였다.

1) 연속 Paddle 건조 장치 애로 기술

- 고점착 폐기물의 부착방지 및 피건조물 이송
 - * 폐기물의 벽면 점착 및 공회현상
- 열전달 면적 설계 최적화
 - * 건조 불균일성

2) Paddle 건조/이송 성능 개조

- 회전속도, Paddle 크기 및 각도
 - * 피건조물의 이송속도 및 체류시간 조절, 충전율 개선
- Paddle 간의 간격
 - * 열교환 및 건조성능 효과, 이송량 연계
- 건조기 본체와 Paddle 간격 조절
 - * 건조기 내부 충전율 및 접촉면적 증가

일반적으로 간접 열건조 시스템에서의 내부의 건조상태는 건조물의 함수율과 응집성에 따라 그림 3.6-5와 같이 A, B, C, D 구간으로 나눌 수 있다. 먼저, A-B 구간은 전열면(패들)에 쉽게 확산되어 격렬한 교반/혼합에 의한 열전달과 수분증발이 급격히 이루어지는 항울 건조구간이며, C 구간은 열교환/건조에 의해 수분증발이 급격히 이루어지는 감울 건조구간, 그리고 D 구간은 교반날개와 전열면에 의해

피건조물의 건조 및 입자화가 이루어지는 구간이다. 그림 3.6-6은 본 연구에서 최종적으로 개조 제작된 패들 건조장치 내부의 피건조물의 건조 및 이송상태를 보여주는 것이다. 여기서 B 구간인 함수율 55% 부근에서 피 건조물은 매우 강한 점착성을 가져 패들 등의 건조 전도 열전달 벽면에 부착되어 이송이 원활하지 못하고 연속적인 건조가 일어나지 않는 결정적인 문제점을 지니고 있다. 이를 위하여, 본 연구에서의 개조된 핵심은 간접열건조 시스템 내부에서 그림 3.6-7에서와 같이 두 축에 연결된 패들 구동 기어의 두 개의 기어 반경을 달리하여 패들의 회전속도를 다르게하여 이송시 맞물리는 패들에서 상대적인 속도차를 가지게 하여 패들 벽면에 부착된 피건조물을 제거시켜주도록 하여 벽면부착을 방지하고 연속적인 이송이 가능하도록 한 것이다. 또한 건조 초기 수분이 많은 피 건조물이(함수율 85%) 투입 HOPPER를 통해 투입 될 시점으로부터 일정함수(함수율 60%)로 건조 될 때까지는 일시적으로 많은 열량이 필요하므로 그림 3.6-8과 같이, C1에서 C2구간까지는 패들의 간격(PITCH)을 좁게 배열시켜 열량의 공급을 많이 시키고 건조에 크게 영향이 미치지 아니하는 구간에서는 패들 간격을 상대적으로 넓게 배열하고 각도를 증가시켜 연속적인 정량이송이 가능하도록 하였다.

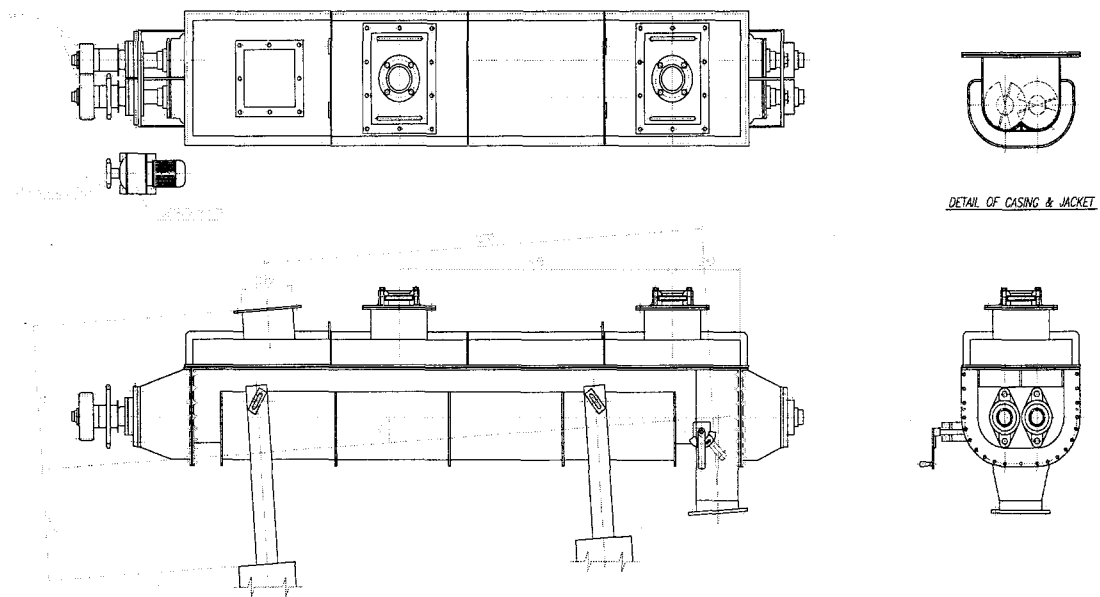


그림 3.6-1 패들식 간접 열건조 시스템 제작 도면

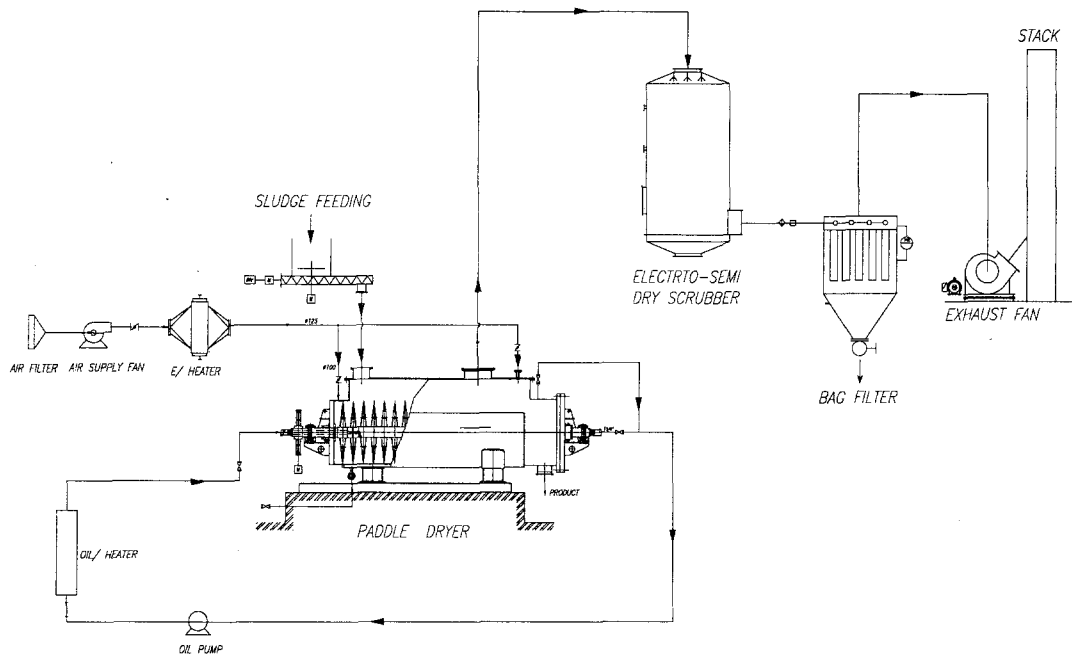


그림 33.6-2 패들식 간접 열건조 시스템 구성도

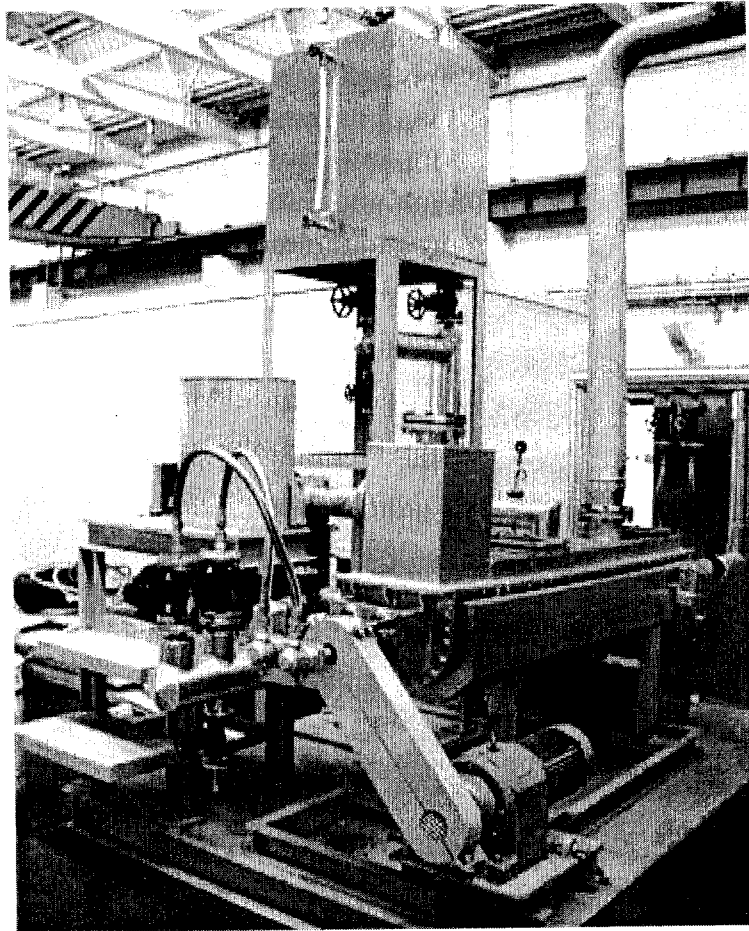


그림 3.6-3 간접열 건조 시스템 사진

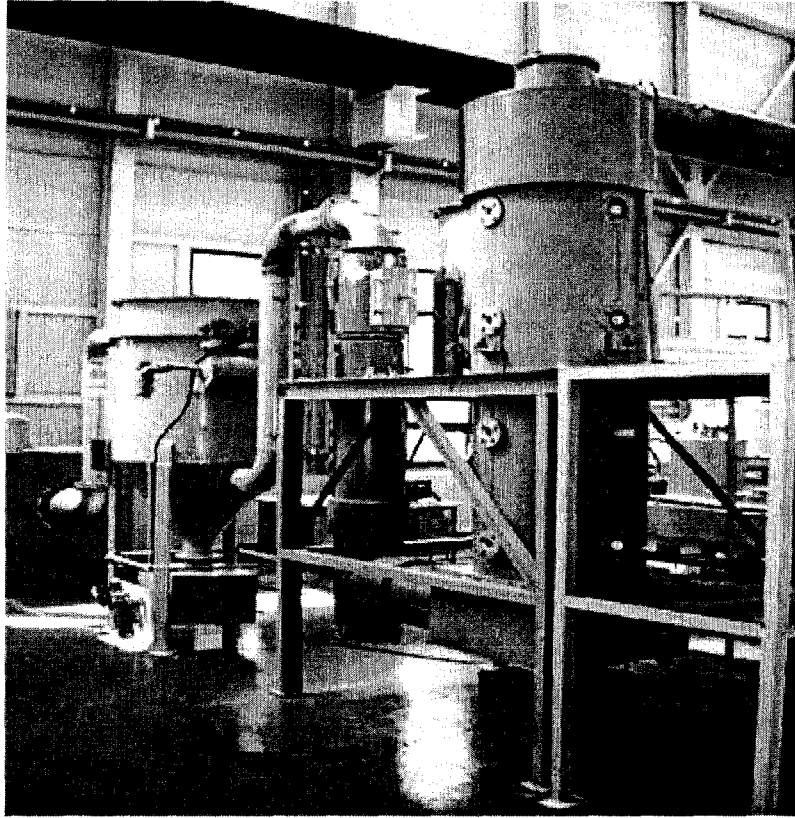


그림 3.6-4 간접열건조 시스템 후처리 환경 설비

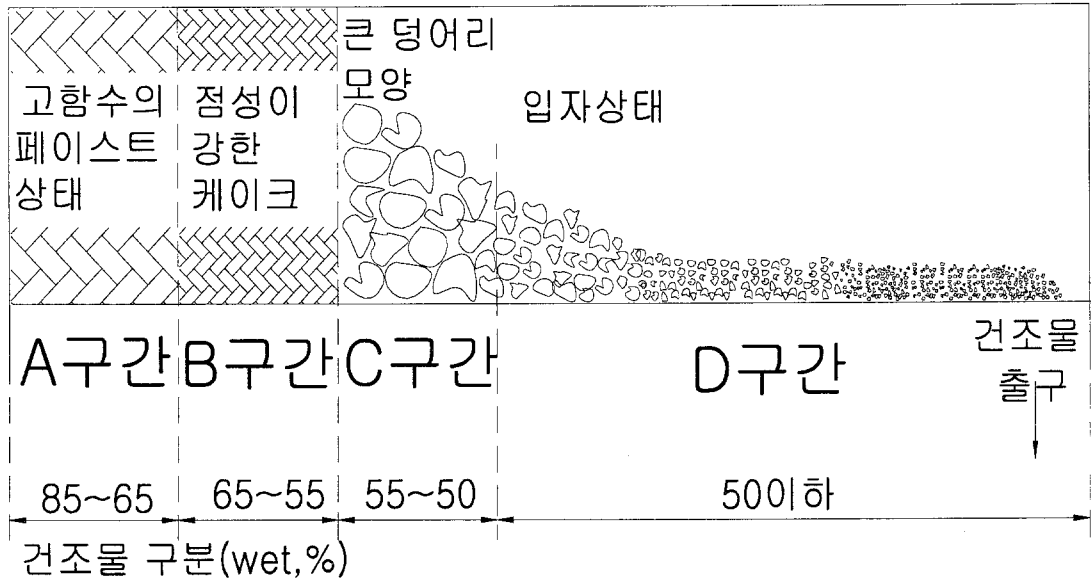


그림 3.6-5 패들 간접열 건조장치 내부 구간별 피건조물 상태

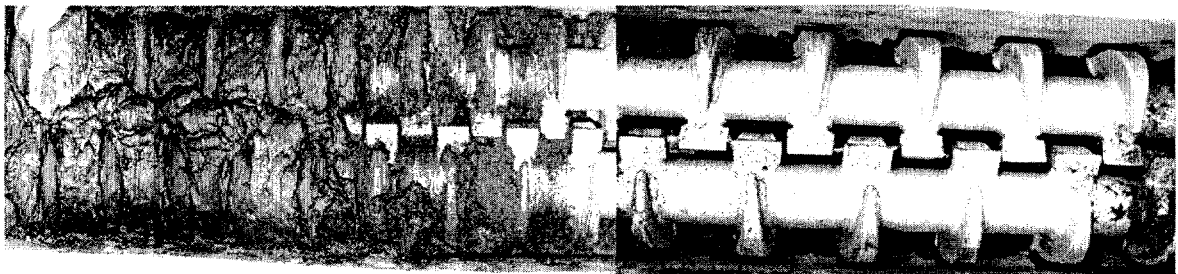


그림 3.6-6 패들 간접열건조 장치 내부 하수 폐기물 건조/이송 상태 가시화

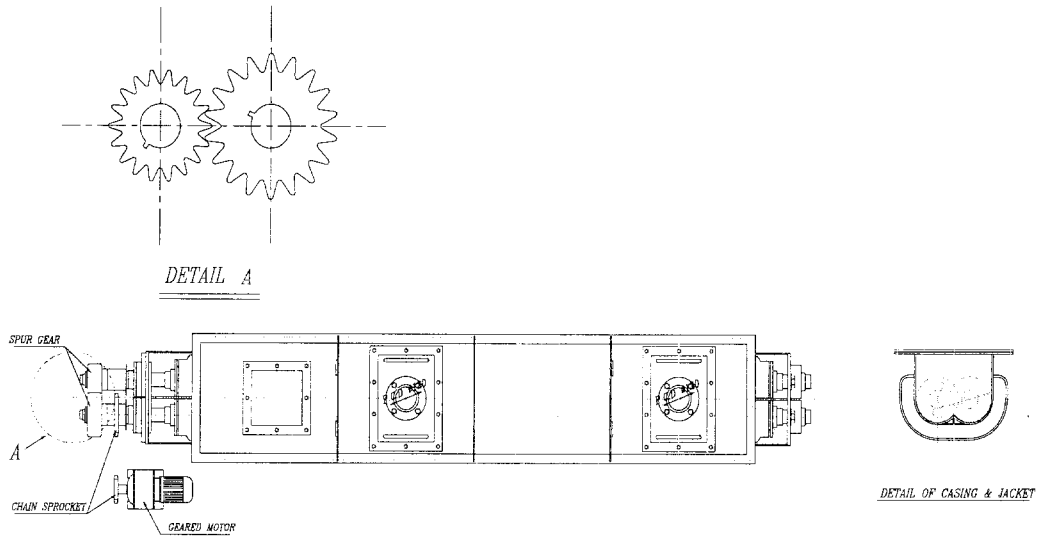


그림 3.6-7 패들 구동축 및 기어 형상

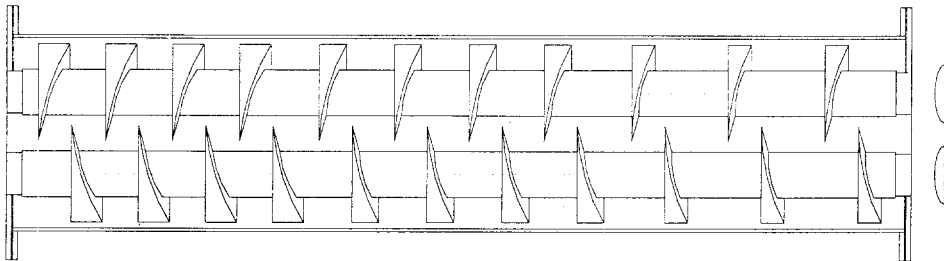


그림 3.6-8 가변 패들 및 이송각도 배열 단면도

3.6.4 간접 열건조 시스템 고효율화 실험

제작된 간접 열건조 시스템에 대한 하수폐기물을 이용한 건조실험을 실시하였다. 먼저, 본 연구에서는 본격적인 시스템 성능평가에 앞서 예비실험을 수행하였으며, 각 설계조건에 대하여, 폐기물의 일반적인 건조특성 평가실험을 수행하였다. 먼저, 그림 3.6-9와 3.6-10은 유입열매유 온도를 평균 160℃로 하고, 간접건조 장치의 이송가스(carrier gas) 온도를 상온인 20℃로 운전했을 경우와 고온 가열인 100℃로 주입했을 경우에 대한 건조기의 열매유, 배가스 등의 온도분포 변화를 측정 한 결과를 보여주고 있다. 그림 3.6-10은 유입열매유 온도를 평균 160℃, 열풍을 100℃로 공급하였을 경우의 함수율이 80%인 하수폐기물 건조 실험결과로서 슬러지 공급량 70kg/hr에서 건조 후 최종함수율이 34.7%로 수분증발량이 48.8kg/hr로 설계치인 30%보다 더 높은 것으로 나타났다.

그리고, 그림 3.6-11은 하수폐기물에 대하여 개조 형상의 패들건조기에서 피건조물의 이송량에 따른 건조물의 함수율 변화를 실험한 것으로, 그림에서 보면 폐기물의 투입량에 선형적으로 비례하여 함수율이 증가하는 것을 볼 수 있다. 그리고 본 실험의 결과, 설계치보다 매우 향상된 건조효율을 보여주고 있다. 이는 패들의 상대속도 변화에 의한 부착물 제거와 전단부 패들간격의 조밀화에 의한 초기건조속도의 향상을 가지는 진보된 패들 건조기는 피 건조물의 수분 함수량이 높거나 점착성이 강한 피건조물의 경우에서도 패들에 부착되거나 응집되는 현상이 대폭적으로 감소되어 원활한 건조가 이루어 진다는 것을 증명한다. 또한 후단부에서 패들간격을 상대적으로 넓게하고 이송각도를 증가시켜 건조, 이송의 평형을 이루게 하여 패들의 면적당 건조효율을 극대화하여 궁극적으로 건조기의 길이 등을 COMPACT화 할 수 있어 설치비용은 물론 공간 점유면적까지 최소화 할 수 있는 결과를 얻을 수 있다.

그림 3.6.12는 패들의 회전수에 따른 건조물의 최종함수율의 변화를 보여주는 것으로, 그림에서 보면 회전수가 10rpm에서 17rpm으로 증가시키면 함수율이 급격히 떨어지게되고 건조효율의 향상을 가져온다고 볼 수 있다. 이는 주어진 피건조물 공급량에 대하여 적절한 이송으로 열전달 면적과 이송율을 증대시켜 건조가 원활하게 이루어지는 것이며, 여기서 회전수를 22 rpm으로 증가시키면 다시 함수율이 증가되는, 즉 건조율이 낮아지는 결과를 보여주고 있다. 이에대한 이유로는 패들의 회전수가 너무 빨라지면, 충분한 접촉에 의한 전도 열전달이 이루어지지 못하고 조

기에 건조로 본체를 빠져나가는 현상에 기인하는 것으로, 본 실험의 결과로부터 주어진 피건조물의 성상과 투입량 및 건조장치의 크기에 따른 최적의 이송 회전수가 존재한다는 사실을 알 수 있다. 그리고, 그림 3.6-13은 건조로 내부에 캐리어 가스를 공급할 경우, 공급량에 따른 건조물의 함수율의 비교를 나타내는 것이다. 그림에서보면, 캐리어 가스가 증가될 때, 함수율이 저하된다는 것을 볼 수 있으며, 이는 상대적으로 건조한 열풍인 캐리어 가스를 적절히 투입하여 수분의 포화 증기압을 변화시켜, 단시간내에 높은 건조효과를 달성시킬 수 있다는 것을 볼 수 있다.

그리고, 건조물의 운송, 보관 및 저장과 재활용 등의 측면에서 최종적으로 건조물의 물리적인 성상도 매우 중요한데, 본 연구에서의 패들형 간접 열건조 장치에서 최종적으로 배출되는 건조물의 입도를 분석하였다. 그림 3.6-14는 건조물의 여러 가지 조건별로 수집한 사진을 보여주며, 그림 3.6-15는 하수 폐기물 입자를 12%로 건조한 후, 건조물의 입경분포를 측정한 결과이다. 표에서 보는 바와 같이, 60% 이상의 대부분의 입경이 2와 4 mm 이내에 있으며, 이는 보관 및 재활용의 측면에서도 매우 유리한 것으로 알려져 있는 입경범위이다.

이상의 패들식 간접건조 장치의 실험을 통하여 유추할 수 있는 결론으로는, 먼저 Paddle 회전속도의 상대화로 점착력을 방지할 수 있었으며, 전단부의 패들 간격을 축소하여 건조 및 교반이 쉽게 이루어져 열교환이 원활하도록 하며, 후단부는 granule화된 건조물이 패들 사이에 충분히 체류하도록 간격을 넓게 설계하는 것이 매우 중요하다는 결론을 얻었다. 그리고, 회전수의 증가는 이송량을 증가시켰으나, 슬러지 충전율이 저하되어 결과적으로 증발능력이 저하되고, 건조효율이 저하되는 결과를 가져왔으며, 주어진 피건조물(함수율, 투입량)에 따라 최적의 패들회전수가 존재하며 적절한 캐리어 가스 공급이 매우 중요하다는 것을 알았다. 그리고, 건조기 본체와 패들간의 간격을 축소 설계하여 이송속도 및 체류시간을 적절히 조절하는 것도 중요하다.

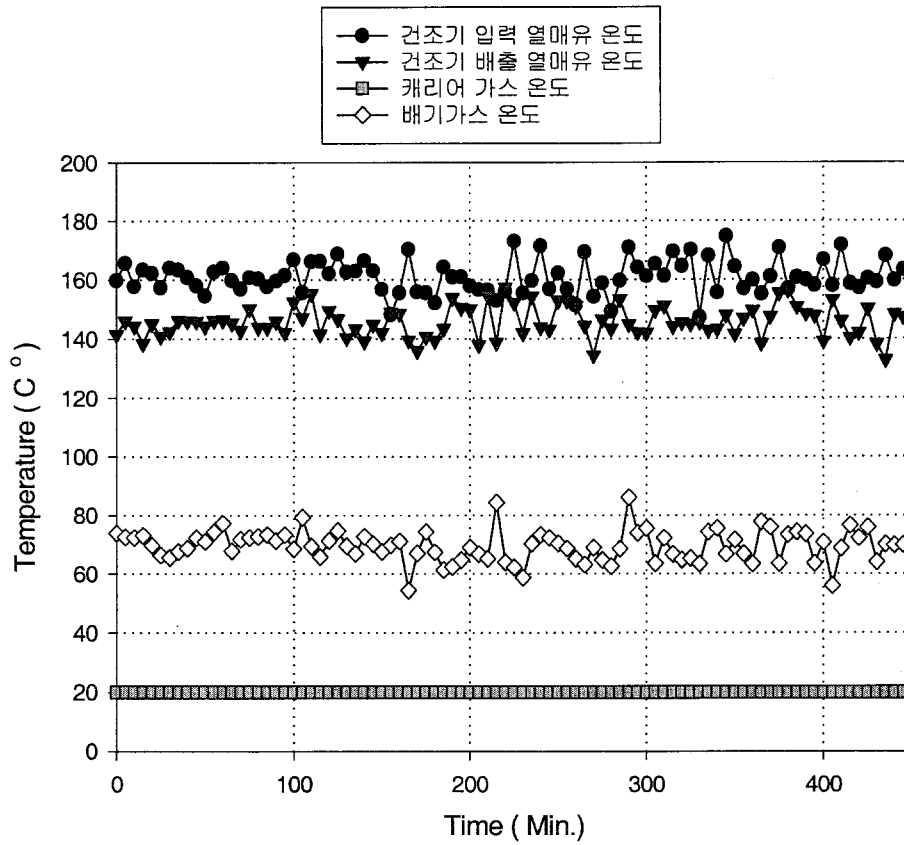


그림 3.6-9 패들 건조 시스템 정상운전 온도변화 특성 (캐리어 가스 20°C)
 (건조대상 폐기물 공급량 : 70kg/hr, 초기함수율 : 80%, 최종함수율 : 34.7%)

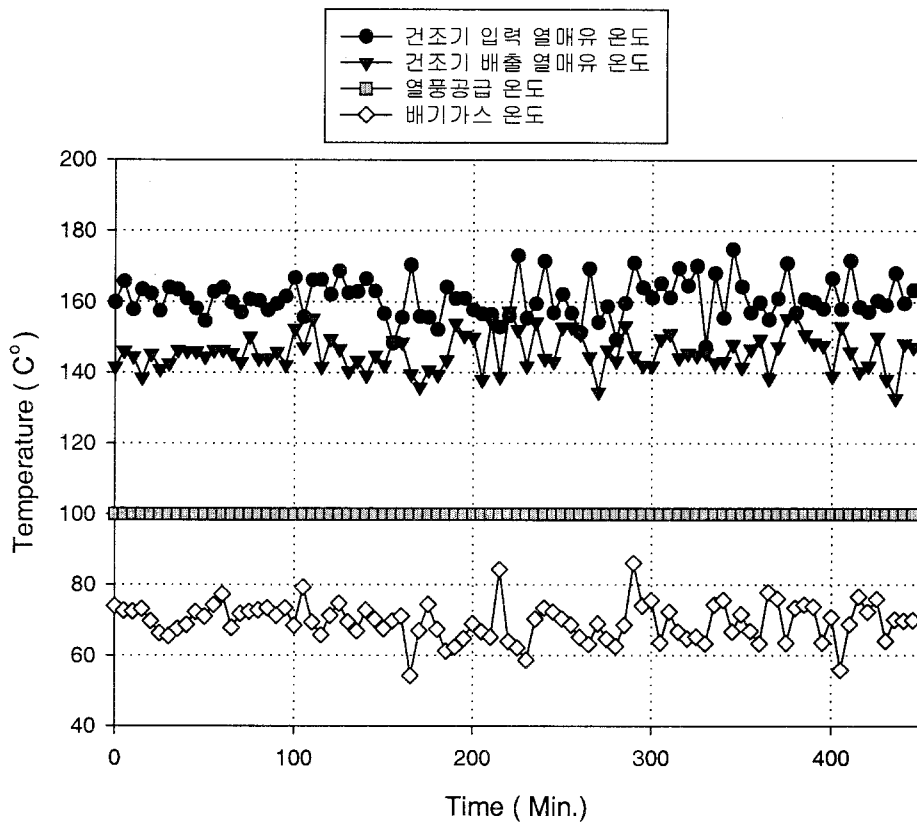


그림 3.6-10 패들 건조 시스템 정상운전 온도변화 특성 (캐리어 가스 100℃)
 (건조대상 폐기물 공급량 : 70kg/hr, 초기함수율 : 80%, 최종함수율 : 34.7%)

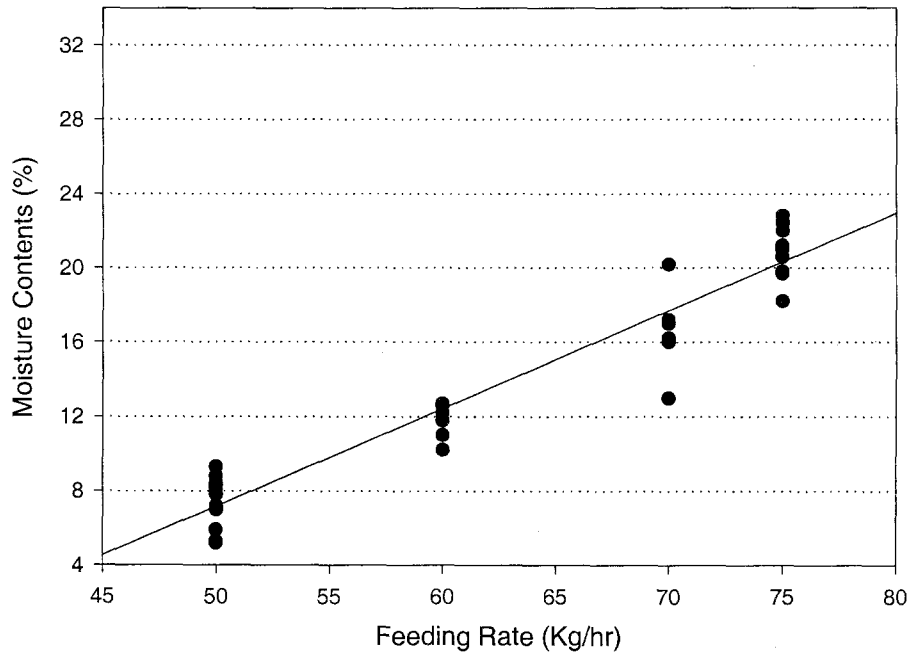


그림 3.6-11 폐기물 투입량에 따른 함수율 변화
 (열매유 온도 :160℃, 패들회전수:17 RPM, 캐리어 가스 공급)

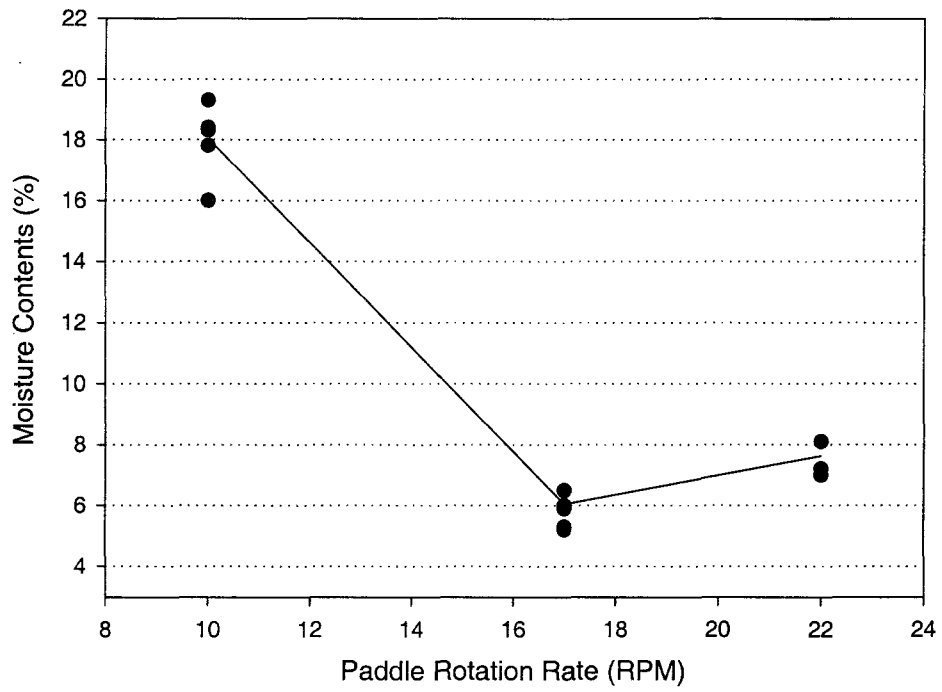


그림 3.6-12 패들 회전수에 따른 함수율 변화
 (열매유 온도 :160℃, 피건조물 공급량 :50kg/hr, 캐리어 가스 공급)

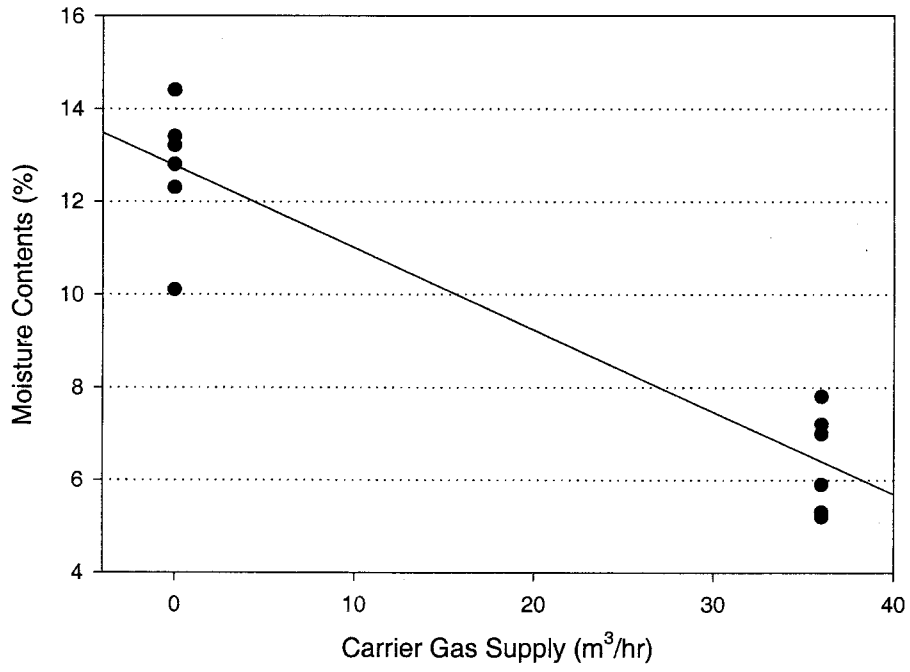


그림 3.6-13 캐리어 가스 공급에 따른 함수율 변화
 (열매유 온도 : 160℃, 피건조물 공급량 : 50kg/hr, 패들회전수: 17 RPM)

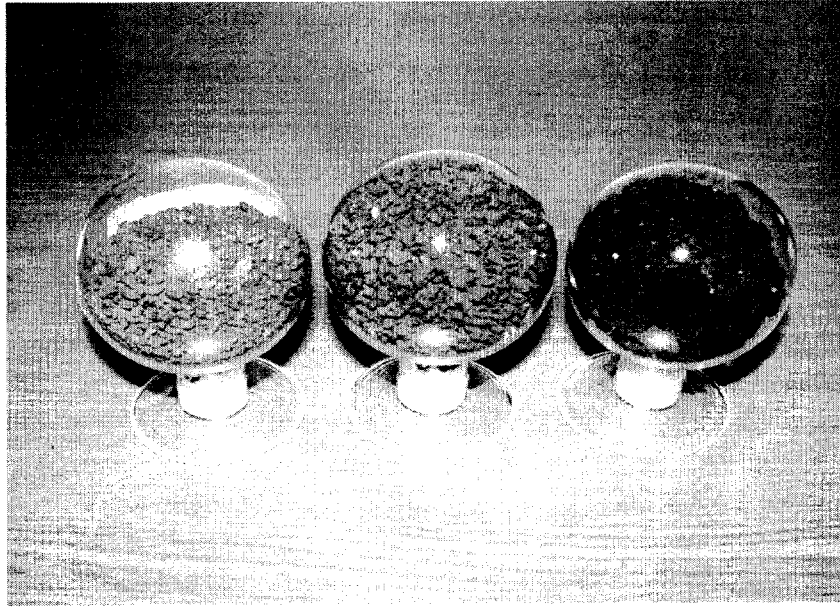


그림 3.6-14 여러 가지 조건에서 건조된 건조물 입자사진

입경(mm)	무게(g)	무게분율(%)
4.0 이상	43.34	5.24
3.75~4.0	60.67	7.32
3.0 ~ 3.75	236.47	28.57
2.0 ~ 3.0	202.95	24.52
2 이하	284.34	34.35

그림 3.6-15 하수 폐기물 (82% → 12%) 건조시 건조물의
입경분포

3.6.5 응축장치 이용 간접 열건조 시스템 고효율화 환경 실험

현재, 건조기 후단에 응축장치를 설치하는 방법은 직접 열건조 방식에는 널리 사용되어지고 있으나, 간접 열건조 방식에는 배가스의 온도가 낮아서 응축장치의 효율이 비교적 낮아서 간접 열건조 방식에는 널리 이용되어지지 않고 있다. 그러나, 최근에는 간접열건조 방식의 경우 건조효율을 높이기 위하여 건조용 공기(carrier gas)를 가열 또는 상온으로 건조기 내부로 공급하므로써, 건조기 내에서의 수분 증발을 원활히 하는 장치들이 설계/제작되고 있는 실정이다.

이렇게 건조기 내부로 공급되어 지는 건조용 공기는 증발된 수분을 함유하여 건조기 후단으로 배출되는데, 이때 발생하는 악취 및 VOC에 의해 환경오염방지시설들이 설치되어진다.

본 실험에서 제작된 간접 열건조 시스템의 후단부에 응축장치(그림 3.6-16)를 설치하였으며, 건조과정에서 발생하는 배가스를 이용하여 응축장치 전단과 후단에서 샘플링을 하여 건조배가스의 오염도 경향을 분석하였다.

먼저, 본 연구에서는 건조효율이 좋은 운전조건을 설정하여 실험을 수행하였으며, 이때 후단부의 응축장치의 전/후단에서의 온도변화 및 오염농도변화를 GC/MASS를 이용하여 분석하였다. 응축장치에 의한 배가스의 조성 변화 및 배가스량 감소 실험은 유입열매유 온도를 평균 160℃로 하고, 간접건조 장치의 이송가스(carrier gas) 온도를 상온인 약 25℃, 슬러지 공급량을 70kg/hr로 운전하였다.

실험결과 응축장치 전/후단의 VOC 오염농도를 표 3.6-1에 나타내었으며, 표에서 보는바와 같이 응축수를 거치면서 오염농도가 상당히 감소하는 경향을 알 수 있다. 이는 건조기를 거치면서 증발된 증기와 VOC 및 악취성분이 응축장치를 거치면서 수분으로 흡착되어 제거되는 것으로 사료된다.

본 연구 결과 악취 및 VOC에 의해 환경오염방지시설들이 필요하게 되는데, 건조기 후단 즉, 환경오염방지시설들 전단에 간단하게 응축장치를 설치하게 되면 배가스의 오염도를 현저히 낮출수 있으며, 처리유량도 감소하게되어, 후처리시설의 규모가 감소하게 될 것으로 사료된다.

직접 및 간접 열건조 방식에서의 응축장치의 적용은 시스템 궁극적으로 후단처리 장치의 규모를 COMPACT화 할 수 있어 설치비용은 물론 공간 점유면적까지 최소화 할 수 있는 결과를 얻을 수 있을 것으로 사료된다.

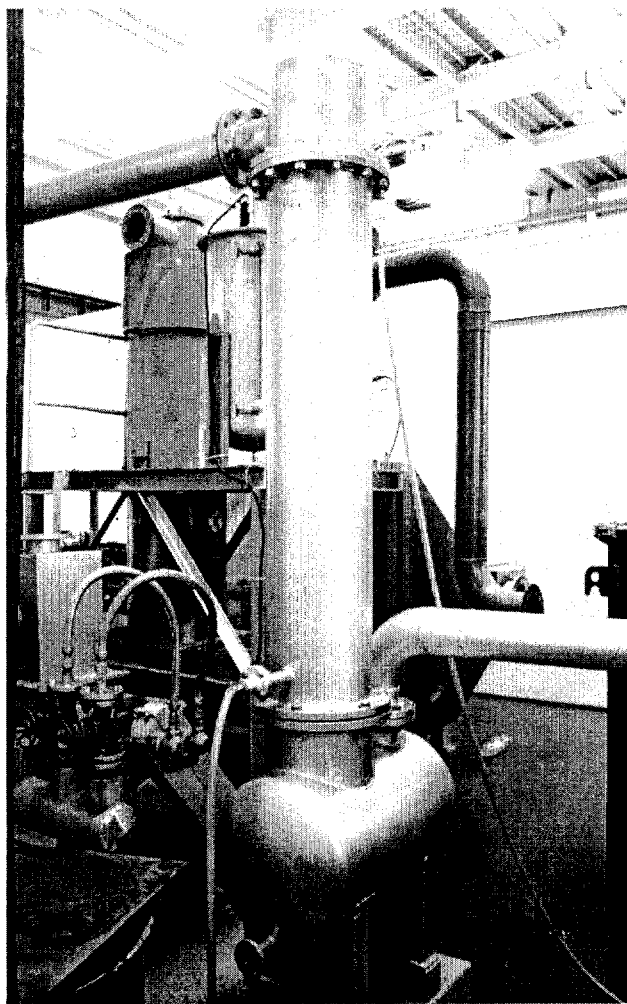


그림 3.6-16 수냉식 응축장치

표 3.6-1 응축장치 전/후단에서의 VOC농도계측

구분	물질명	응축장치 전단 농도 (ppb)		응축장치 후단 농도 (ppb)		제거효율 (%)
		#1	#2	#1	#2	#1,2 평균
1	2-Methyl-1-propene	194	184	N.D.	38	89.95
2	1,3-Butadiene	184	156	64	132	42.35
3	Acetone	36	38	16	15	58.11
4	Tert-butylalcohol	N.D.	6	N.D.	6	0.00
5	Methylene chloride	3	4	N.D.	3	57.14
6	Carbon disulfide	6	6	N.D.	N.D.	100.00
7	Isobutyraldehyde	12	12	N.D.	N.D.	100.00
8	Cyclopentene	3	3	N.D.	4	33.33
9	2-Butanone	8	7	N.D.	N.D.	100.00
10	Hexane	N.D.	3	N.D.	3	0.00
11	Isovaleraldehyde	20	20	N.D.	N.D.	100.00
12	n-Butanol	88	152	N.D.	77	67.92
13	Benzene	5	5	5	4	10.00
14	Dimethyl disulfide	10	9	N.D.	N.D.	100.00
15	Toluene	413	376	286	292	26.74
16	N,N-Dimethyl acetamide	168	136	82	76	48.03
17	Ethyl benzene	21	24	11	16	40.00
18	m,p-Xylene	50	54	27	38	37.50
19	Styrene	6	5	7	5	-9.09
20	o-Xylene	20	22	11	15	38.10
21	Nonane	8	8	3	3	62.50
22	Phenol	566	414	290	260	43.88
23	o-Ethyl toluene	3	3	2	2	33.33
24	1,2,3-Trimethyl benzene	3	2	2	2	20.00
25	1,3,5-Trimethyl benzene	6	5	1	3	63.64
26	p-Ethyl toluene	2	2	1	N.D.	75.00
27	p-Ethyl toluene	2	2	1	N.D.	75.00

(N.D. = Not Detected)

3.7 건조장치 폭발 방지 시스템 개발

3.7.1 개 요

대부분의 건조장치는 공정중에서 폭발성이 강한 휘발성 성분이 증발되며, 또한 건조시 발생하는 분체 및 입자 상의 물질과 고온의 열에 의하여 폭발 가능성이 매우 높다. 이에 따라, 선진국들에서는 이러한 폭발 방지 시스템의 설치가 의무화되어 있으며, 국내에서도 시스템의 화재/폭발 등의 안전에 대한 관심의 증대와 이에 대한 방지 시스템이 건조공정의 필수적인 요소로 부각되었다.

따라서, 본 연구에서는 건조장치 내부의 폭발가능 상황을 예비적으로 감지하여 차단동작을 작동시키는 시스템에 대한 기본 실험을 거쳐, 최종적으로 Pilot 시스템을 구성하여 성능시험을 수행하였다.

3.7.2 Pilot 시스템 구성 및 작동

본 연구에서의 감지 및 차단 작동 제어의 Pilot 시스템은 그림 3.7-1에서와 같이 구성되는데, 분진폭발이 예측되는 여과집진장치 내부에 압력센서와 온도감지용 열전대(thermocouple), 그리고 초기 불꽃 감지용 자외선 광전자 소자(UV TRON)를 설치하여 시스템의 온도, 압력 및 불꽃발생의 이상유무를 감지하고, 이에 따라 설정 값 이상이 감지될 때, 차단밸브와 소화장치가 작동되도록 구성하였다. 그림 3.7-2는 본 시스템에서 여과집진장치 덕트에 설치된 솔레노이드 작동 차단밸브의 설치 사진을 보여주며, 그림 3.7-3은 폭발/화재 진압용 화학적 소화 분무장치를 보여주고 있다.

그리고 전체시스템의 제어반(control panel)은 그림 3.7-4와 같이 제작하여 연결하였으며, 그림 3.7-5는 특수하게 설계, 제작된 주 제어회로의 기판을 보여주는 것이다. 본 감지/작동 시스템의 제어 S/W는 National Instrument 사의 그래픽 언어인 LabVIEW(Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbench)를 사용하여 작성된 가상 인스트루먼트(Virtual Instrument)이다. 가상 인스트루먼트(Virtual Instrument : VI)는 실제의 측정, 제어 장비의 기능 및 외형과 동일하게 프로그램을 작성할 수 있으며, 동작상태를 사용자가 쉽게 관찰할 수 있도록 작성된 GUI(Graphical User Interface)이다.

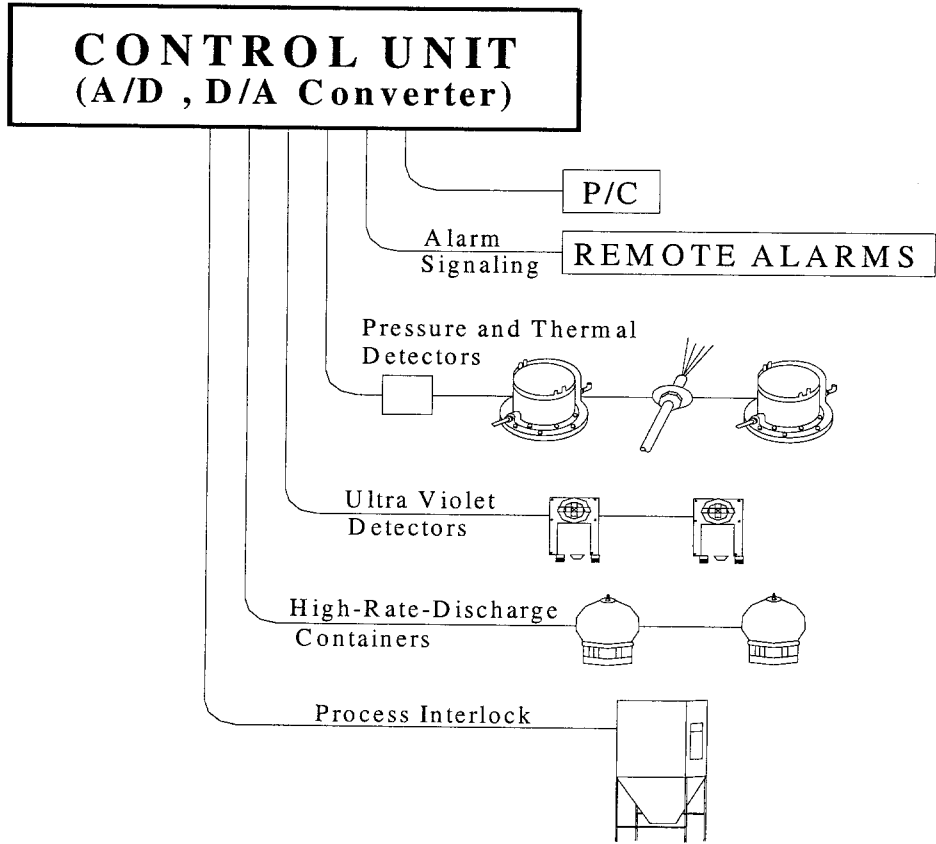


그림 3.7-1 건조설비 폭발안전 고속감지 및 방지 시스템 구성도

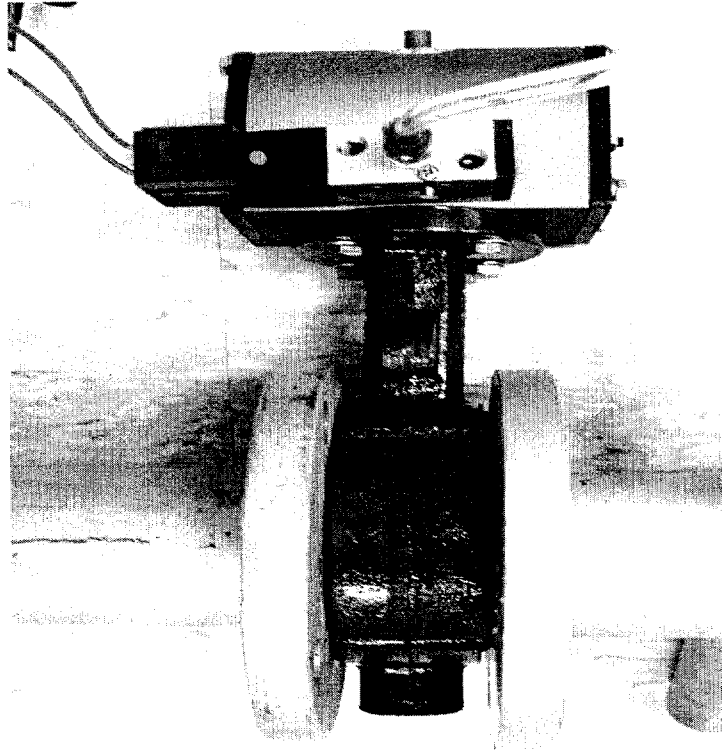


그림 3.7-2 솔레노이드 동작 폭발 차단 밸브 설치

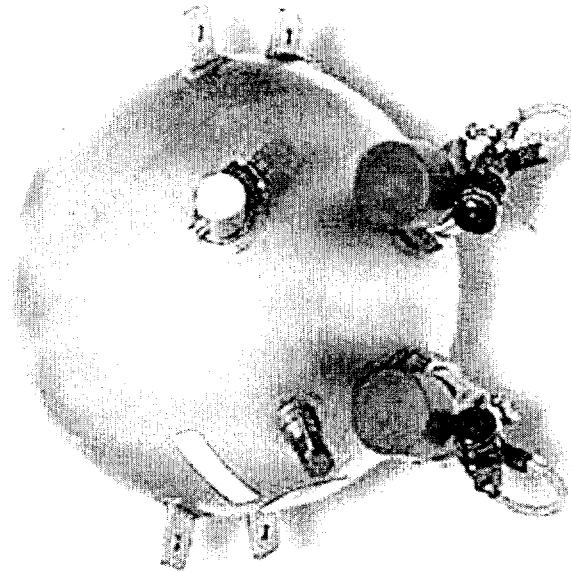


그림 3.7-3 화재진압용 초고속 대용량 분사 소화기

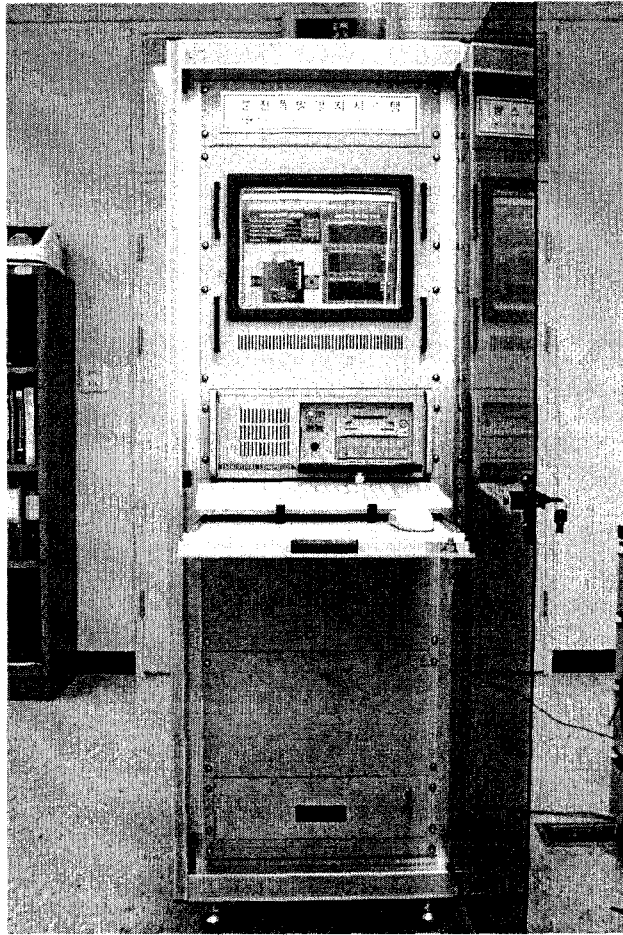


그림 3.7-4 전체 시스템 제어반

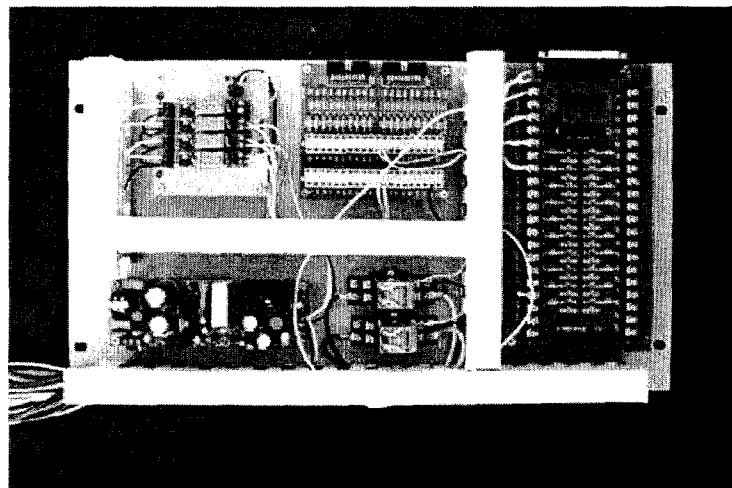


그림 3.7-5 시스템 주 제어 회로 기판

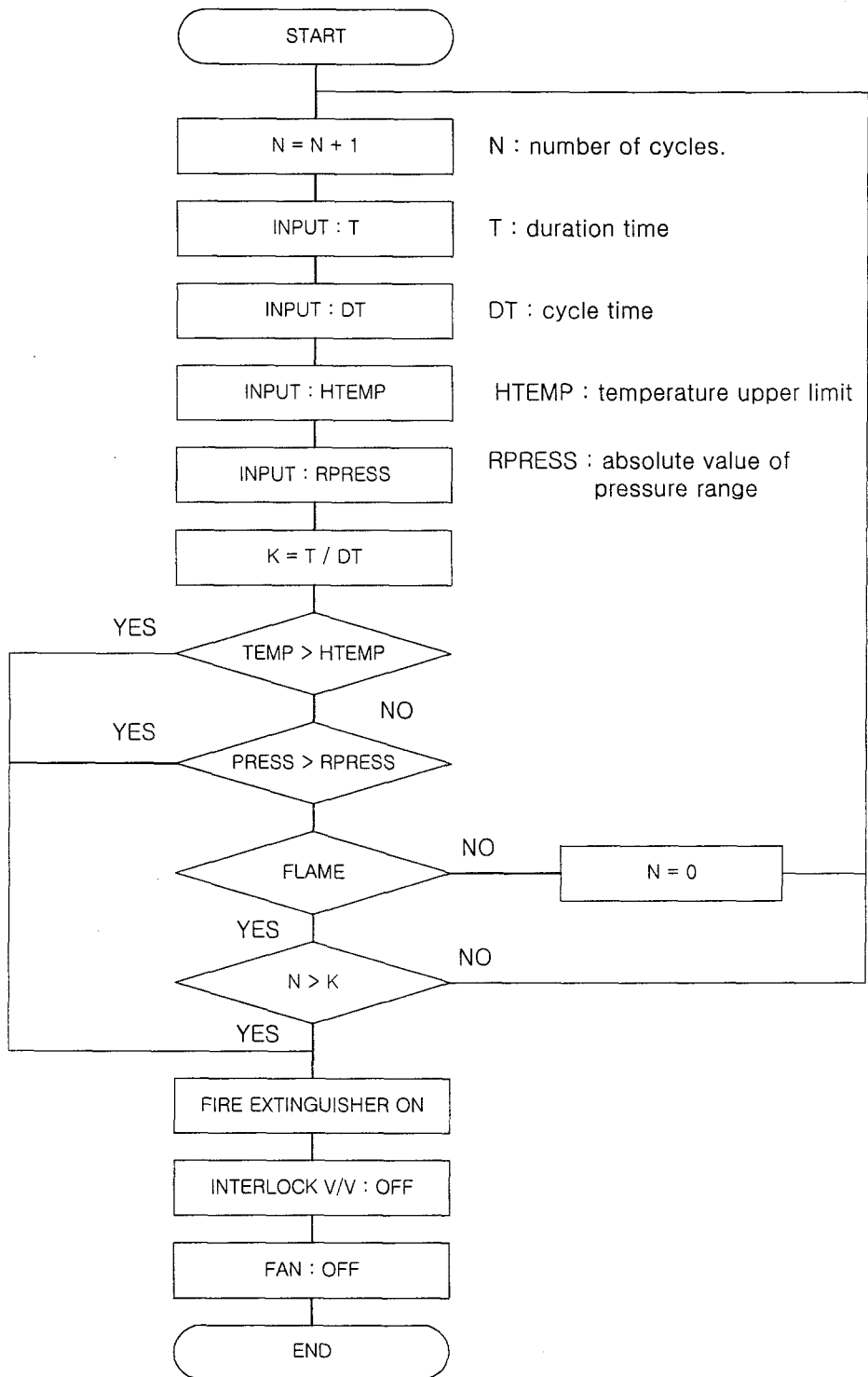


그림 3.7-6 프로그램 계통도

그리고, 본 프로그램의 알고리즘을 나타내는 유통도(flow chart)를 그림 3.7-6에 나타내었으며, LabVIEW 프로그램의 회로도를 그림 3.7-7에 나타내었다.

최종적으로 구성된 프로그램의 정상운전에서의 실행화면을 그림 3.7-8에 보여 주는데, 그림에서 보는바와 같이 실행화면은 실제 측정 및 제어에 사용되는 프론트 패널과 유사하게 작성되었으며, 크게 다음의 3부분으로 구성되었다.

- 1) DETECTION LIMITS : 사용자가 시스템의 컨트롤을 위해 데이터를 입력하는 부분으로 프로그램의 실행시에도 그 값을 수시로 변경할 수 있도록 프로그램 되었다.
 - The maximum duration of flame(sec) : 폭발방지 시스템이 작동하기 위한 최대 화염의 지속시간을 결정하는 dialog box.
 - Temperature upper limit(°C) : 건조실 내부의 상한온도를 나타내는 dialog box.
 - Pressure range +, - (kgf/cm²) : 건조실 내부의 허용 압력의 범위를 지정하는 dialog box.
 - Elapsed time per one cycle(sec) : 모든 데이터의 입력과 분석 그리고 컨트롤이 이루어지는 프로그램의 1주기(one cycle)를 시간으로 결정하는 dialog box.
 - Operation Time(sec) : 시스템의 총 운전/실행 시간을 표시하는 Indicator.

- 2) SYSTEM DETECTOR : DAQ(Data Acquisition) 카드로부터 취득된 데이터를 분석, 출력하는 부분으로 (1)DETECTION LIMITS에서 입력된 각각의 컨트롤 값을 비교를 위하여 동시에 출력되도록 프로그램 되었다.
 - 2 채널 flame detector(UV tron) : 화염(flame)의 유, 무와 지속시간을 나타내는 그래프
 - Temperature detector(degree C) : 건조실 내부의 온도와 상한온도를 나타내는 그래프.
 - Pressure detector(kgf/cm²) : 건조실 내부의 허용 압력의 범위와 측정된 압력을 나타내는 그래프.

3) PROCESS INDICATOR : DAQ(Data Acquisition) 카드로부터 출력된 시스템의 컨트롤 값을 보여주는 부분으로 실제의 컨트롤이 이루어진 상태를 쉽게 알 수 있도록 GUI(Graphical User Interface)로 구성되었다.

여기서, 시스템 내부에서 화염이 감지되었을 경우는 두 가지로 구분되어지는데, 첫째는 고온의 배가스에 의해 슬러지가 과다하게 건조되었을 경우 순간적으로 건조 슬러지 자체에 화염이 순간적으로 발생되어, 시스템 내부에 1~2초 동안 화염이 존재하다 꺼지는 경우로 건조과정에서 빈번히 발생하는 경우인데, 이때 전체 시스템 공정에서 화재가 발생하지는 않는 경우이다. 본 시스템에서는 이 때는 화염의 최대 지속시간을 임의로 결정하여 입력하여 폭발방지 시스템이 작동하지 못하게 하기 위한 프로그램을 도입하였으며, 그림 3.7-9은 화염 지속시간을 1초로 하였을 경우 순간적인 화염이 발생하였다가 소멸되었을 경우 폭발방지시스템이 작동하지 않고 정상적으로 운행되는 상태의 예를 나타내었다.

둘째는, 화염이 계속 지속되는 경우인데 그림 3.7-10에 화재 발생시의 시스템에서의 실행화면을 나타내었다. 화염이 불꽃 감지용 자외선 센서에 의해 지속시간의 설정값 이상으로 감지될 때, 순간적으로 모니터에 "FRAME"이라는 빨간 신호와 함께 차단밸브와 소화장치가 작동되어 화염을 소화시키는 동시에, 전체 시스템의 I.D. 팬의 전원을 차단하여 화재 및 폭발 등의 대형사고를 방지토록 하였다.

본 연구 결과, 고온의 열을 이요하는 건조공정에서 중요성이 부각되고 있는 화재 방지시스템과 압력 및 온도계측에 의한 폭발가능 상황을 예비적으로 감지하여 차단 동작을 작동시키는 4 채널 감지와 2채널 응답 작동의 폭발방지 시스템을 독자적으로 개발하여, Pilot 규모로 성능시험을 성공적으로 수행하였으며, 이에 대한 상용화는 국내의 건조설비에 폭넓게 적용될 것이다.

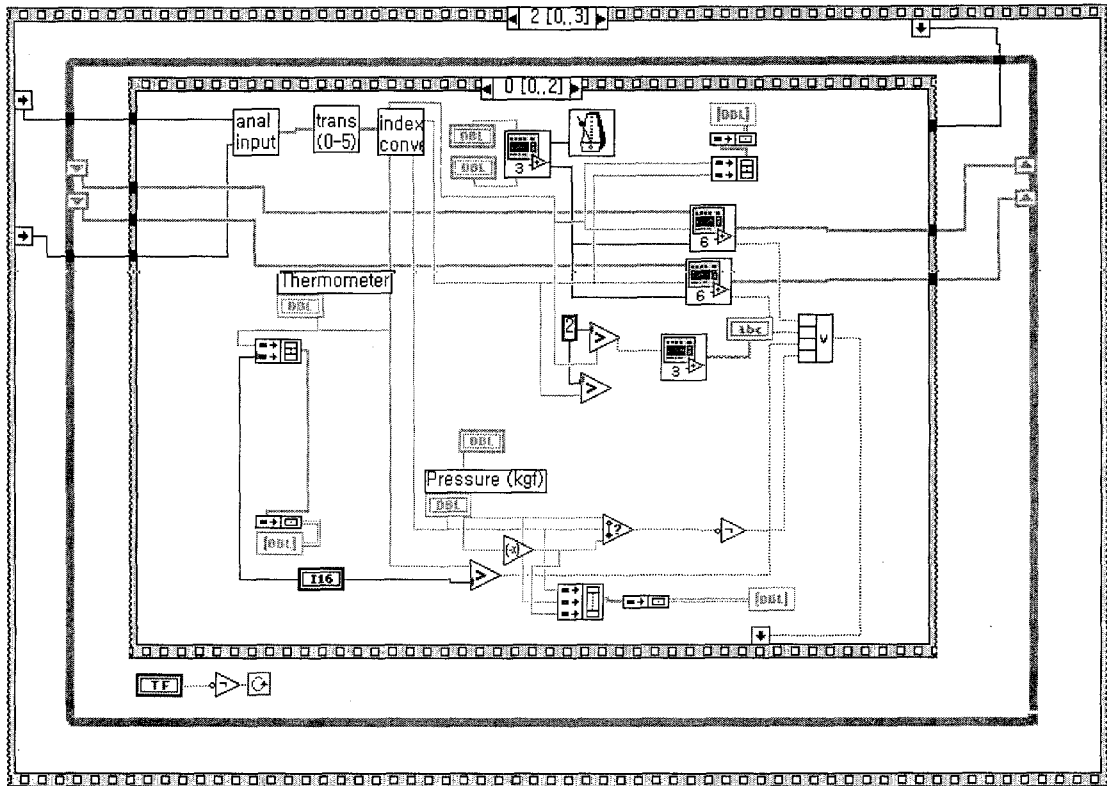


그림 3.7-7 프로그램 실행 블록 다이어그램

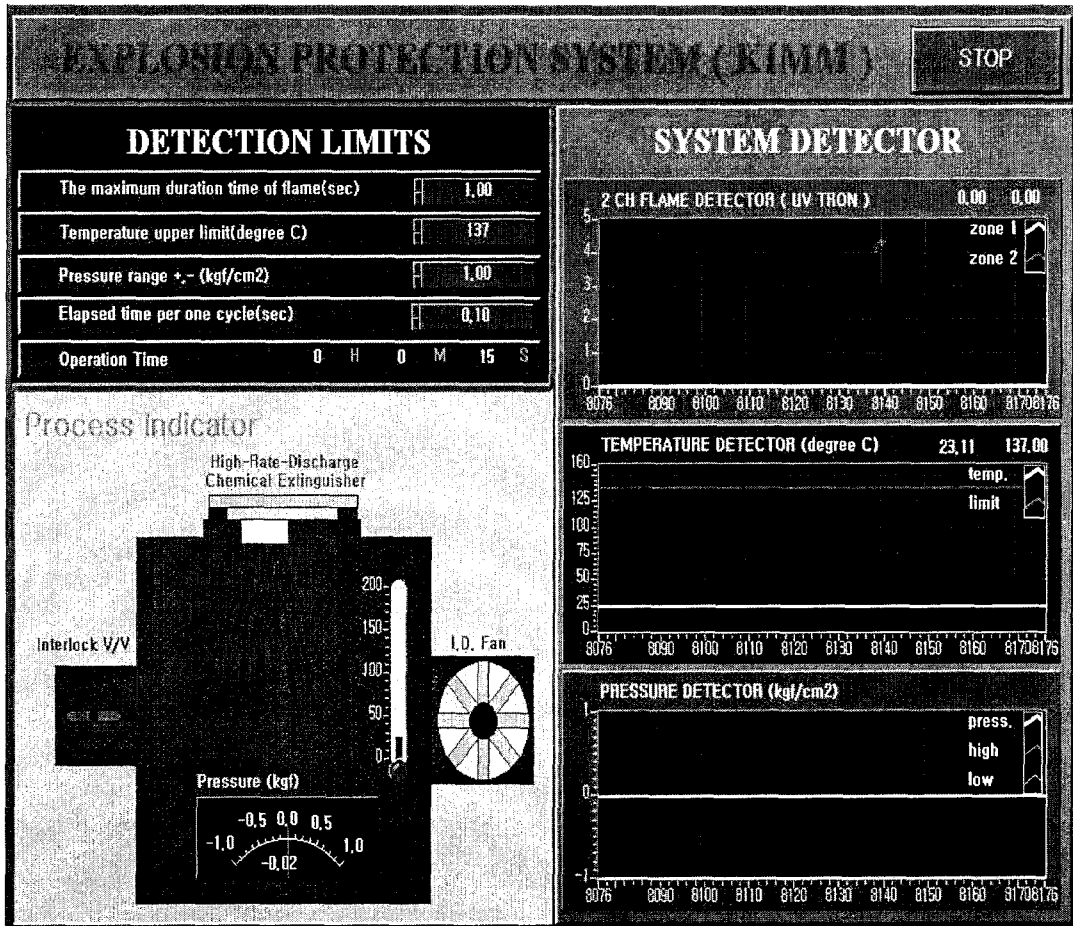


그림 3.7-8 정상상태의 시스템 지시 화면

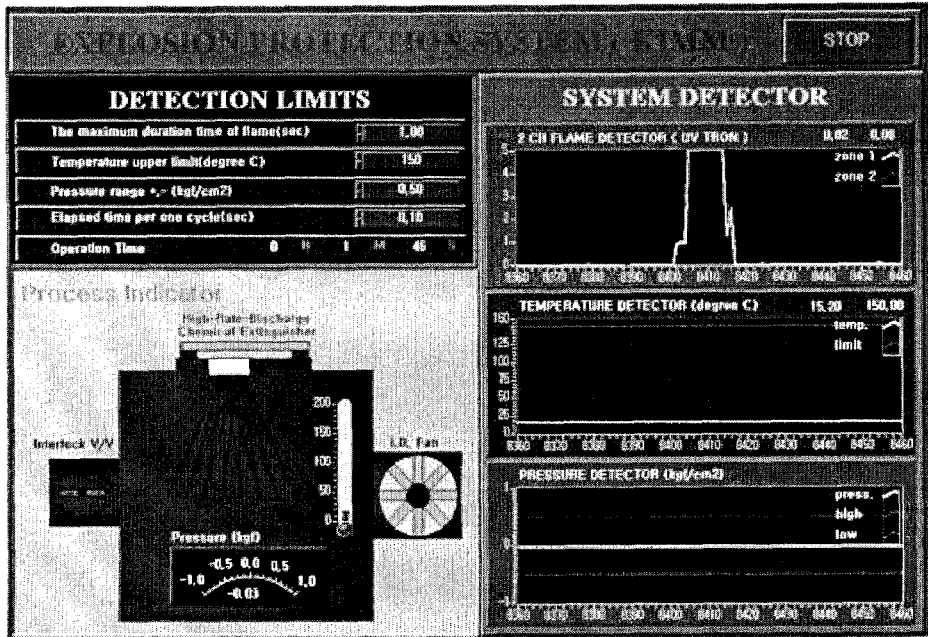


그림 3.7-9 순간 불꽃 감지시 모니터링 지시(정상운전 지속)

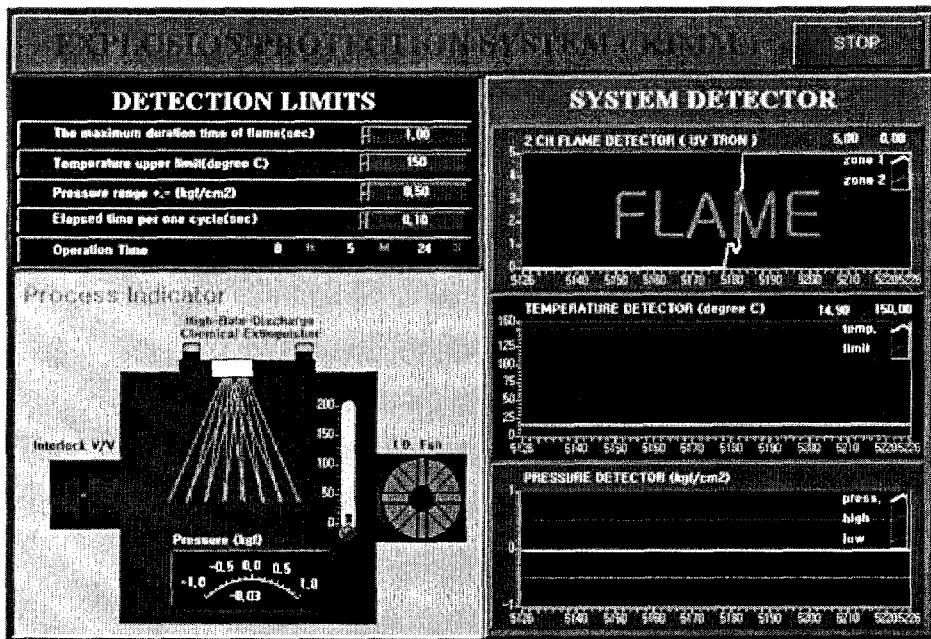


그림 3.7-10 차단밸브 및 소화기 작동 상태 지시 화면

제 4 장 연구개발목표 달성도 및 대외기여도

앞에서도 언급한 바와 같이, 본 연구에서는 고함수율의 피건조물의 건조공정에서 피건조물의 특성별 전처리 및 건조설비, 그리고 이에따른 공해방지의 후처리 설비의 핵심공정에 대한 고효율화 개조와 종합 플랜트에 대한 최적의 엔지니어링 설계, 제작 기술을 확보하는 것을 목표로, 특히 폐기물의 건조에서 가장 일반적으로 적용되는, 고온의 열풍에 의하여 직접적으로 건조시키는 시스템과 간접적인 열전도에 의하여 건조시키는 방식에 대하여, 건조 및 환경 설비의 종합 플랜트에 대한 요소 및 Scale-Up 기술을 확보하고 건조 공정에서 필수불가결한 폭발 방지대책설비에 대하여 Pilot 실험규모의 실험을 수행하였다.

본 연구의 1차년도에는 회전식 직접열 건조장치의 250kg/hr급 pilot 플랜트에 대하여 폐기물 공급의 전처리 부분과, 임펠러 형상 및 설치 위치 개조 등을 통한 고효율화 건조기의 개조 설계, 제작과 다양한 종류에 대한 건조실험을 수행하였다. 아울러 건조물의 고효율화 포집을 위한 사이클론부와 여과집진부를 수정 제작하여 경미세 건조물의 고효율화 포집 실험을 수행하였다. 그리고 건조공정에서 배출되는 배출가스의 청정화 시스템을 개발하기 위하여 분진, 악취 및 유해가스의 물리적, 화학적 성분을 분석하여 250kg/hr 처리용량의 Pilot 플랜트에 적합한 실험장치를 설계, 제작하였다. 그리고 제 2차 년도에서는 1차년도의 Pilot 실험결과를 토대로 직접열 건조공정 플랜트에 대한 종합 운전 성능을 평가하고 설계 S/W를 완성하였다. 아울러 제지 등의 가연성 폐기물의 건조를 위한 간접열건조 시스템을 제작하여 1차년도에서 설치된 대기오염 제어설비를 개조하여 연결, 설치하였다. 끝으로 3차년도에서는 2차년도에서 제작된 간접 열건조 공정의 Pilot 종합실험과 함께, 고함수 폐기물의 적용별 Scale-up 적용연구와 성능인증 시험을 수행하였다.

본 연구에서 개발, 달성된 주요 기술을 정리하면 다음과 같다.

○ 직접 열건조 시스템 고효율화 개조 개발 및 해석

건조효율의 주된 영향인자가 입자의 미세화로 파악하여, 기존의 직접 열건조 시스템의 내부 임펠러 및 리프터, 그리고 건조물 포집 사이클론 등을 개조하여 건조효율의 실험과 수치해석의 결과와의 비교를 통하여 새로운 형상의 건조장치를 개

발, 특허화를 달성 하였다. 그리고 고온의 건조 열풍 공급부와 방향을 변경하여 건조물의 함수율을 기존의 10% 이상에서부터 5% 이하로 건조 효율을 극대화 시켰다.

○ 건조장치용 후단 환경설비 개발

건조공정에서 건조후 다량의 미세먼지 입자와 함께, 악취 등을 포함하는 유해가스가 방출되는데, 본 연구에서는 이러한 미세한 건조물의 고효율 포집을 위하여 기존의 싸이클론 집진장치 및 여과집진장치에서 정전기(electrostatic) 및 유동효과를 개조하여 압력손실 및 집진효율의 특성을 비교, 분석하여 건조장치에 적용토록 성능시험을 수행하여, 복합 하이브리드 대기오염제어 시스템의 개념을 도입하였다. 본 시스템의 실증시험의 결과 기존의 여과집진과 활성탄 및 습식세정에 비하여 유지비의 30% 이상의 절감을 가져오는 결과를 얻었다.

한편, 위탁 연구를 통하여 후처리 시스템의 핵심 가운데 하나인 반건식 세정시스템에 대하여 실험적 연구와 병행하여 세정기 내부의 열유동 및 유해가스 흡수, 흡착 특성을 수치적으로 해석하기 위하여 열 및 물질 수지 이론식을 모델화하여 컴퓨터를 이용하여 세정반응 현상을 시뮬레이션하였으며, 현장에서 응용 가능한 3차원 해석 및 설계 프로그램을 개발하였다.

○ 직접열 건조공정 및 종합환경설비 복합 성능 시험

이상에서 개발된 직접 열건조 공정 및 후처리 환경 시스템의 전체를 연결한 플랜트에 대하여 종합적으로 연결시켜 건조 및 환경 시험을 수행하였다. 선회류 회전형 직접열 건조 시스템 및 환경설비에 대한 종합적인 실기시험 결과, 핵심 구성품의 개선과 후처리 시스템의 근본적인 개선효과에 의해 기존방식에 비해 건조기 본체의 길이를 약 30% 이상의 크기 감소 효과를 얻을 수 있었으며, 종합환경설비의 복합화 및 콤팩트화로 전체 공정설치 면적면에서는 기존대비 약 25%의 감소를 얻을 수 있었다.

또한, 종합환경설비의 고효율화에 의해 배출허용기준을 만족하였으며, 기존의 여과집진과 습식, 활성탄 등을 싸이클론과 플라즈마 및 반건식 시스템을 적용하여, 팬(fan)의 소요동력을 50% 이하로 줄이면서, 교환 주기를 늘여 유지비의 30% 이상을 절감효과를 가져왔다.

○ 패들(Paddle)식 고효율 간접열건조 시스템 개발

간접열 건조장치에서 대표적으로 적용되고 있는 패들(paddle) 건조장치에서의 결정적인 문제점인 고풍수, 고점착성의 피건조물을 건조시 발생하는 벽면 부착과 응집 현상으로 건조효율이 저하되는 바, 이에 본 연구에서는 간접 열건조 특성 및 폐기물 종류별 특성 분석 실험을 위하여 투입량 기준으로 처리용량이 50-100kg/hr 급 간접열건조 시스템(패들건조기)을 설계/제작하여, 열전달 패들장치의 구동부와 응집방지 스크래퍼(scraper) 및 패들 간격 등의 최적화 개조를 통하여 고효율화 시스템 개발 실험을 수행하였다.

패들식 간접건조 장치의 실험결과, 먼저 Paddle 회전속도의 상대화로 점착력을 방지할 수 있었으며, 전단부의 패들 간격을 축소하여 건조 및 교반이 쉽게 이루어져 열교환이 원활하도록 하며, 후단부는 granule화된 건조물이 패들 사이에 충분히 체류하도록 간격을 넓게 설계하는 것이 매우 중요하다는 결론을 얻었으며, 이에 대한 시스템의 특허화를 이루었다. 그리고, 회전수의 증가는 이송량을 증가시켰으나,슬러지 충전율이 저하되어 결과적으로 증발능력이 저하되고, 건조효율이 저하되는 결과를 가져왔으며, 주어진 피건조물(함수율, 투입량)에 따라 최적의 패들회전수가 존재하며 적절한 캐리어 가스 공급이 매우 중요하다는 것을 알았다. 그리고, 건조기 본체와 패들간의 간격을 축소 설계하여 이송속도 및 체류시간을 적절히 조절하는 것도 중요하다. 또한 건조물의 60% 이상의 대부분의 입경이 보관 및 재활용의 측면에서도 매우 유리한 2와 4 mm의 범위에 있었다. 이에 대한 결과들은 직접열 건조와 함께, 최근에는 건조에 필요한 열원으로 소각로에서 배출되는 고온의 폐스팀(waste steam) 등을 이용하는 간접열 건조방식의 적용 증가에 기여할 수 있을 것이다.

○ 건조장치 폭발 방지 시스템 개발

한편, 본 연구에서는 건조공정에서 중요성이 부각되고 있으며, 설치가 의무화되는 폭발가능 상황을 예비적으로 감지하여 차단동작을 작동시키는 4 채널 감지와 2 채널 응답 작동의 폭발방지 시스템을 독자적으로 개발하여, Pilot 규모에서의 성능시험을 성공적으로 수행하였으며, 이에 대한 상용화는 국내의 건조설비에 폭넓게 적용될 것이다.

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

통계자료에 의하면 국내 건조기 생산업체는 약 130여개의 업체로, 통기식 건조기 및 기류 건조기 등의 직접열 건조기를 중심으로 약 20여종의 건조장치가 생산·시판되고 있으나, 생산업체의 규모에서 50인 이상의 중소기업은 10개사 미만이며, 대부분이 20인 이하의 소규모 중소기업인데 반하여, 50인 이상의 중소기업에서의 매출액이 전체의 약 30% 이상을 차지하고 있으므로, 대부분의 건조기 메이커들이 매우 영세한 수준이다. 그리고, 국내의 건조장치 가운데 약 70% 정도는 국산화가 되었으나, 약 30%는 외국제품이며, 새로운 건조장치, 특히 간접 열건조 방식의 적용의 증가로 해외기술의 의존도는 더욱 높아지고 있는 실정이다.

따라서, 이상의 건조 및 환경설비의 복합공정에 대한 연구결과들은 화공, 제약, 식품 생산공정의 물질 건조공정에 광범위하게 응용할 수 있을 것이다. 특히, 앞서서도 언급한바와 같이, 국내의 슬러지 또는 고함수 폐기물의 발생량은 점차적으로 증가하는 추세에 있으며, 이들의 효과적인 처분은 국토가 좁은 우리나라의 경우 더욱 절실한 과제이다. 우리나라에서 발생하는 음식물, 농수산물 및 하폐수 등의 찌꺼기 등의 생활 폐기물들은 거의 대부분이 수분을 다량(80% 이상) 함유한 고함수 폐기물이며, 이러한 폐기물의 발생량은 점차적으로 증가되고 있는 실정이다. 이러한 폐기물들을 재활용 또는 용융 공정에서 필수적인 것이 함수율과 부피를 감량화시키는 건조공정이다. 따라서 여러 가지 처리대상 폐기물에 따른 최적의 저공해 건조공정이 개발되면 사회적으로 문제시되고 있는 국내의 대부분의 폐기물처리에 효과적으로 활용될 수 있으며, 건조후 재활용으로 파급효과가 매우 클 것으로 사료된다. 그리고, 시멘트, 유기, 무기화학 공정의 폐기물 건조후 재활용 산업에 효과적으로 기여할 수 있을 것이며, 후처리 환경 시스템은 건조시스템 이외의 타집진장치 및 환경설비장치(소각로, 세정기, 악취 제거 장치등) 기술에도 응용 가능하다.

제 6 장 참고문헌

1. K. Masters, 1985, Spray Drying Handbook, 4th ed., Pitman Press
2. I. C. Kemp and D. E. Oakley, "Simulation and Scale-Up of Pneumatic Conveying and Cascading Rotary Dryers", *Drying Technology*, 15(6-8), 1699-1710, 1997
3. I. C. Kemp and R. E. Bahu, "A New Algorithm for Dryer Selection", *Drying Technology*, 13(5-7), 1563-1578, 1995
4. J. Vaxelaire, J. M. Bongiovanni, P. Mousques and J. R. Puiggali, "Thermal Drying of Residual Sludge", Elsevier Science Ltd, Vol. 34, No. 17, 4318-4323, 2000
5. Tadao Kasakura and Masanobu Hasatani, "R&D Needs-Drying of Sludges", *Drying Technology*, 14(6), 1389-1401, 1996
6. C. Shene, F. Cubillos, R. Perez, P. I. Alvarez, "Modelling and Simulation of a Direct Contact Rotary Dryer", *Drying Technology*, 14(10), 2419-2433, 1996
7. D. Marinos-Kouris, Z. B. Maroulis, C. T. Kiranoudis, "Modeling, Simulation and Design of Convective Industrial Dryers", *Drying Technology*, 16(6), 993-1026, 1998
8. Computational Fluid Dynamics Services, 1994, Fluid Flow and Boundary Conditions.
9. R. B. Bird, W. E. Stewart and E. N. Lightfoot, 1960, Transport Phenomena, Wiley.
10. R. C. Reid, J. M. Prausnitz, and T. K. Sherwood, 1977, The Properties of Gases and Liquids, 3rd ed., McGraw-Hill.
11. C. T. Crowe, M. P. Sharma, D. E. Stock, 1977, "The Particle-Source-In Cell (PSI-CELL) Model for Gas-Droplet Flows," *J. Fluids Eng.*, Vol. 99, pp. 325~332.
12. 신기술, 건조장치의 이론과 실제, 1994
13. 우리간 화학장치 편, 건조시스템 설계와 실무, 1998

14. 한국폐기물학회, 슬러지 건조·소각·재활용기술 Symposium,, 2000
15. 久保田 濃, 改訂 乾燥装置, 1995
16. 건조기술연구회, 제 2회 건조기술 Workshop, 2000
17. D. M. Himmelblau, Basic principles and calculations in chemical engineering 5th ed., Prentice-Hall International, Inc.
18. S. Sakai, M. Hiraoka, N. Takeda and T. Matssuchi, "汚泥處理システムのエネルギー最適化に関する研究", 일본토목공학논문집 제 381호/II-7, 207~216,1987.5.
19. Cjung I., Cho Y.T., and Kim P.T., "Economic Analysis of Municipal Sludge Treatment Process used in Conjunction with Incineration", International Symposium '93 on Solid Waste Treatment Technology, 181~202, 1993
20. A. N. Chandran, S. Subba Rao and Y. B. G. Varma, "Fluidized Bed Dryers: Dynamic Modelling and Control", Chemical Engineering & Technology, Vol. 14, No. 5, 307, 1991
21. Sciowshuh Sheen and Lester F. Whitney, "Modelling Heat Transfer in Fluidized Beds of Large Particles and its Applications in the Freezing of Large Food Items", Journal of Food Engineering, Vol. 12, No. 1, 249~265, 1990
22. Pradeep K. Agarwal, " Transport Phenomena in Multi-Particle Systems-IV. Heat Transfer to a Large Freely Moving Particle in Gas Fluidized Bed of Smaller Particles", Chemical Engineering Science, Vol. 46, No. 4, 1115~1127, 1991
23. T.S.C.Gross, 1993, "Thermal Drying of Sewage Sludge", J. IWEM, 7, June, pp. 255~261
24. P. Lowe, 1995, "Developments in the Thermal Drying of Sewage Sludge," J. CIWEM, No. 9, pp. 306~316.
25. H. Gruter, M. Matter, and K. H. Oehlmann, 1990, "Drying of sewage sludge - an important step in waste disposal," Wat. Sci. Technol., Vol. 22, No. 12, pp. 57-63.
26. S. Kawai and A. Kubota, 1982, "Drying and granulation of sludge materials in rotary dryer equipped with disintegration device for conglomerate materials," Proceedings of the 3rd International Drying Symposium, Vol. 1, pp. 413

27. P. Coackley and R. Allos, 1962, "The drying characteristics of some sewage sludges," J. Inst. Sew. Purif., No. 6, pp. 557~564.
28. 대광서림, 1990, 건조장치
29. 환경부, 2000, 전국폐기물 발생 및 처리현황
30. G.P. Van Durme, et al., 1992, "Bench-scale removal of odor and volatile organic compounds at a composting facility", Water Environment Research, Vol. 64, No. 1, pp.19~27

반건식 분무 세정 시스템

해석 프로그램 개발

**Development of analysis program on
spray drying sorber system**

2001.7.10

연구기관

한국과학기술원

한국기계연구원

“반건식 분무 세정 시스템 해석 프로그램 개발”의 최종보고서

연구기간 : 1998. 9. 1.-2001. 7. 9.

주관연구기관 : 한국기계연구원
위탁연구기관 : 한국과학기술원
연구책임자 : 김 상 수
연구 원 : 김 상 수
양 현 모
송 동 근
최 진 영
김 진 호

목 차

표 및 그림 목차

1. 서론
 - 1-1. 연구배경 및 현황
 - 1-2. 연구 목적 및 방법
2. 기본 이론
 - 2-1. 반전식 세정기의 기본이론
 - 2-2. 액적 증발 메커니즘
 - 2-3. 산성가스 제거 메커니즘
 - 2-4. 영향인자
3. 실험장치 제작 및 실험 결과
 - 3-1. 슬러리 분무 특성
 - 3-2. Bench-scale 반전식 분무세정기
 - 3-3. 슬러리 분무량의 변화에 따른 산성가스 제거효율의 변화
 - 3-4. 분무조건에 따른 슬러리 액적 크기 분포 결정
 - 3-5. 산성가스 제거효율 측정부 설치 및 실험
 - 3-6. 슬러리 분무 조건 및 산성가스 유입 조건에 따른 산성가스 제거
4. 수치 해석 모델링
 - 4-1. 해석 모델 및 지배방정식
 - 4-2. 배가스 유입속도의 영향
 - 4-3. 슬러리 분무량의 영향
 - 4-4. 배가스 유입 온도의 영향
 - 4-5. 배가스 SO₂ 농도의 영향
 - 4-6. 슬러리 평균 입경의 영향
 - 4-7. 입구 선회유동 조건의 영향
 - 4-8. AR(Asspect Ratio)의 효과
5. 결론
6. 인용문헌

표 및 그림 목차

표 1	흡수제 종류와 물리적 특성
표 2	슬러리 공급조건
표 3	다양한 분무조건에 따른 슬러리 평균 입경의 변화
그림 1	반건식 세정기 개요
그림 2	액적의 증발곡선
그림 3	화학반응 메카니즘
사진 4	슬러리 공급장치 및 교반기
그림 5	물 분무액적의 평균입경의 변화 (내부혼합노즐)
그림 6	물 분무액적의 평균입경의 변화 (외부혼합노즐)
그림 7	공기압 변화에 따른 슬러리 분무액적의 크기분포곡선(슬러리 유량 60 lpm)
그림 8	분무조건에 따른 슬러리 평균입경의 변화(내부혼합형 노즐)
그림 9	분무조건에 따른 슬러리 평균입경의 변화(외부혼합형 노즐)
그림 10	반건식 세정장치의 모습
그림 11	반건식 세정 시스템의 개요도
그림 12	반응로의 형상 및 geometry
그림 13	측정 probe cab의 형상
그림 14	슬러리 공급조건 계산법
그림 15	당량비에 따른 산성가스 제거효율
그림 16	당량비 변화시 반응로 내의 위치별 온도변화
그림 17.	액체-기체 유량비와 액적 평균입경의 상관 관계
그림 18.	당량비에 따른 산성가스 제거효율의 변화
그림 19	알카리 칼슘 흡수제의 활용 효율
그림 20.	당량비 변화에 따른 반응로 내의 기체 온도 측정결과(200°C)
그림 21.	당량비 변화에 따른 반응로 내의 기체 온도 측정결과(300°C)
그림 22.	유입 기체 SO ₂ 농도: 500 ppm
그림 23.	유입 기체 SO ₂ 농도: 1000 ppm
그림 24	유동장과 액적의 상호작용
그림 25	배가스 유입속도에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화 분무액적 평균크기 = 300 μ m, 슬러리 분무량 = 0.0005 kg/sec)
그림 26	배가스 유입속도에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화 (분무액적 평균크기 = 700 μ m, 슬러리 분무량 = 0.0005 kg/sec)
그림 27	배가스 유입속도에 따른 축방향 SO ₂ 농도
그림 28	배가스 유입속도에 따른 산성가스 제거효율

- 그림 29 슬러리 분무량 변화에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화
(분무액적 평균크기 = $300\mu\text{m}$, 배가스 유속 = 1.0 m/sec)
- 그림 30 슬러리 분무량 변화에 따른 축방향 SO_2 농도
- 그림 31 슬러리 분무량 변화에 따른 산성가스 제거효율
- 그림 32 배가스 온도에 따른 SO_2 농도의 변화
- 그림 33 배가스 온도에 따른 SO_2 제거효율의 변화
- 그림 34 배가스 온도 효과 요약
- 그림 35 SO_2 유입 농도에 따른 변화
- 그림 36 중심에서 기체 온도의 변화
- 그림 37 액적 평균 입경의 SO_2 제거 효율에 대한 효과
- 그림 38 액적 평균 입경의 칼슘 활용 효율에 대한 효과
- 그림 39 선회 유동 강도에 따른 변화
- 그림 40 액적의 평균 입경이 $20\mu\text{m}$ 인 경우 선회유동의 효과
- 그림 41 평균 입경이 $20\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 42 평균 입경이 $30\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 43 평균 입경이 $40\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 44 평균 입경이 $60\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 45 평균 입경이 $80\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 46 평균 입경이 $100\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과
- 그림 47 AR과 분무각의 영향

1. 서론

1-1. 연구배경 및 현황

연구배경

대기오염에 관한 관심이 증가하면서 오염물질 방출을 제어하기 위한 배기가스 처리에 대한 많은 방식들이 연구되고 있다. 화석 연료의 연소시 발생하는 매연 입자는 사이클론이나 전기집진기, 백필터 등을 이용하면 높은 효율로 제거 가능하다. 그러나 입자상의 오염물질과 함께 발생하는 산성가스 (HCl, HF, SO_x, NO_x등), 중금속, 반휘발성의 유기물(VOC) 등 가스상의 오염물질들은 제거에 많은 제약이 따르며 장치의 유지보수에 큰 영향을 미치므로 이를 효율적으로 제거하기 위한 배기가스 처리장치의 개발이 요구되고 있다.

1980년대 중반까지는 발전소나 폐기물 소각로에서 방출되는 미소분진이나 산성가스 제어만이 주요 관심사였기 때문에 대기오염 방지를 위한 방법으로 습식세정시설과 전기집진기가 주로 이용되어 왔다. 습식세정기(wet scrubber)는 입자상 오염물질과 가스상 물질을 동시에 제거할 수 있을 뿐 아니라 흡수제의 이용률이 높은 장점이 있다. 그러나 이 과정에서 발생하는 세정폐수의 높은 산성도의 영향으로 장치의 거대화 및 부식의 문제가 발생하게 된다. 전기집진기는 높은 분진제거효율을 보이고 운전의 신뢰성도 높다는 장점이 있으나, 기상의 물질을 제거할 수 없으며 고온에서 운전되므로 다이옥신을 다량 발생시키는 단점이 있다.

이러한 문제를 해결하기 위해 70년대 후반 대기오염 제어에 건식세정기(dry scrubber)를 이용하는 방식이 제안되었다. 건식세정기는 운전방법 및 반응제의 주입방법에 따라, 소각로에 반응물질을 직접 주입하여 소성화 반응을 유도하는 직접주입식(direct injection), 열교환기를 통과한 가스 덕트에 반응제를 주입하고 후단(humidifier)에서 습도를 조정하는 덕트주입식(duct injection), 그리고 반응탑에서 반응제를 슬러리 상태로 분무하여 고온의 가스와 접촉하도록 하는 분무건조식(spray drying sorber) 건식세정기로 분류할 수 있다. 소각로 배기가스처리를 위해서는 분무건조식 세정기를 많이 이용하고 있으며, 본 연구에서는 이를 반건식 세정기(SDS)라 칭하였다.

이러한 반건식 세정기는 구동이 용이하고 경제적이며 대용량의 연소가스 처리가 가능하다는 점과 함께 반응생성물이 건조상태의 분진이므로 폐수가 발생하지 않는다는 장점을 지니고 있다. 또한 미량중금속(Cd, Cr, Zn, Pb 등)과 불완전연소화합물(PICs, PAHs, Dioxins, Furans 등)이 높은 효율로 제거되며, 건조된 반응물인 비용해성 칼슘화물이 건축재료 등으로 재활용 가능하므로 구미 선진국에서는 유해 폐기물의 소각 처리 시 대기오염 방지시설로써 좋은 평가를 받고 있다.

국내의 연구현황

해외의 경우 1970년대 중반부터 분무건조형 건식세정기가 오염물질 제거에 본격적으로 사용되기 시작했다. 주로 저유황 석탄을 사용하는 화력발전소에서 배가스 탈황(flue gas desulfurization)시스템에 이용되어 왔으나 고유황 석탄에 적용하기에는 습식설비에 비해 많은 한계를 지니고 있다. 최근에 이르러서는 첨가제의 주입, 반응생성물 및 비산재(fly ash)의 재순환과 분쇄 등의 연구로 그 한계를 극복하려고 하고 있다.

현재 국내에서는 집진 기술과 관련된 기초 기술인 입자의 제어와 분무에 대한 연구가 점차 확대되고 있으며, 1980년대부터 폐기물 소각시 발생하는 염화수소(HCl), 이산화황(SO₂) 등의 산성가스와 다이옥신 등의 유기성 가스 그리고 중금속 성분의 동시제거를 위해 분무건조형 건식세정기가 많이 이용되고 있다. 그러나 소수성 대기오염물질을 높은 처리효율로 제거할 수 있는 반건식 전기세정기의 경우 기술개발에 관한 연구나 실제적인 적용은 아직 미비한 실정이다.

1-2. 연구 목적 및 방법

연구목적

분무건조기 내의 유동은 여러 개의 상이 존재하며 증발, 흡착, 흡수 등의 복잡한 현상이 발생함과 동시에 유동과 액적이 상호 작용(two-way coupling)하므로 해석이 매우 복잡하다. 또한 고체성분을 포함한 액적의 경우 액적의 크기에 따라 증발률이 달라지고 배가스가 선회유동으로 유입되므로 세정기 건조실 내부의 열 유체 역학적 현상을 해석하는 것이 매우 중요하다. 이러한 복잡함 때문에 새로운 건조기의 설계나 확대(scale-up)를 위해서는 많은 실험이 필요하게 된다.

반건식세정기를 이용한 오염물질의 제거공정에 있어서 그 동안은 당량비, 건조기 체류시간 등의 변수에 대한 영향이나 반응물의 재순환, 흡수제의 종류 및 첨가제의 영향 등에 대해 주로 연구해 왔다. 그러나 반응기 내부의 유동이나 분무특성에 따른 분무액적의 크기도 산성가스 제거효율을 결정짓는 중요한 인자이다.

본 연구의 목적은 bench-scale 반건식 세정기에서 슬러리 분무조건에 따른 건조기 내부의 유동상태와 액적의 건조상태, 그리고 산성가스의 제거 효율을 측정하고, 증발모델과 흡수/흡착모델을 적용한 반건식 세정기의 열 유체 역학적 수치해석을 통해 반건식 세정기의 성능을 평가하는 것이다.

실제 시스템은 규모가 방대하기 때문에 실험을 통한 최적화에 많은 한계를 가지고 있으나, 수치해석을 이용한 연구는 다양한 규모의 장치에 대해 결과를 얻을 수 있으므로 bench-scale 반건식 실험장치를 통한 측정 결과와 비교함으로써 세정장치

내부의 반응 메커니즘의 이해뿐 아니라 최적설계에도 사용될 수 있다.

연구방법

반응로 내에서의 산성가스 제거는 액적의 증발과 산성가스 흡착, 그리고 액적 내의 화학반응 등 여러 과정이 복합적으로 진행된다. 이러한 과정 중 본 연구에서는 고온가스 유입조건과 스프레이의 분무조건에 따른 반응로 내의 유동 및 입자 거동의 변화를 연구하였다.

이를 위해 먼저 2-유체 분무시스템에서 분무조건에 따른 분무 액적 특성의 변화를 측정하였다. 이어 분무시스템을 포함하고 유속과 온도 조절이 가능한 반건식 세정기를 설치하고, 슬러리의 분무 조건 변화에 따른 산성가스의 제거효율과 반응로 내의 온도변화를 측정하였다.

수치 해석을 위한 기초 단계로 유동 및 액적 모델이 포함된 CFD code에 화학 반응에 의한 산성가스 제거과정을 포함시켜 산성가스 제거 효율을 해석하였다. 이를 통해 제거효율에 영향을 주는 변수인 산성가스의 유입속도 변화에 따른 액적의 건조기 체류시간, 알칼리성 슬러리분무량의 변화에 따른 당량비에 대해 계산하였다.

수치해석을 위한 반응기의 형상은 실제 pilot plant spray dryer의 형상을 단순화하여 사용하였으며 이러한 결과를 토대로 반건식 세정기의 운영 인자들이 산성가스 제거효율에 미치는 영향을 고찰함으로써 최적 설계를 위한 자료를 구축하였다.

2. 기본이론

2-1. 반건식 세정기의 기본이론

반건식 세정기(spray dryer)는 연소를 통해 배출되는 배기가스 속에 잔류하는 산성가스 및 유기오염물질을 규제치 이하로 줄이기 위한 후처리 장치이다. 다른 장치에 비해 구동이 용이하고 많은 양의 가스 처리가 가능하며 반응 후 생성물질의 제거가 용이하기 때문에 화력발전소 등에서 연소 후처리장치로 많이 이용되고 있다. 반건식 세정기의 내부에서는 알칼리성 슬러리를 분무시켜 액적을 생성시키고 고온의 산성가스와 반응시킨 후 수분을 증발시킴으로써 고체 상태의 물질을 생성시키게 된다.

반건식 세정장치는 알칼리성 슬러리를 혼합하여 주입시키는 반응제 준비장치(reagent preparation system), 액적을 분무한 후 고온의 가스와 반응시키는 반건식 세정기(spray drying sorber), 그리고 생성된 고형입자를 제거하는 집진 장치(bag filter or electrostatic precipitator)로 구성된다. 그림 1은 전형적인 반건식 세정기에서 각 부분과 작동과정을 나타낸 것이다. Stage 1의 분무장치는 분무기(atomizer)를 이용하여 유체를 분무시켜 스프레이를 생성시키는데, 이 액적은 분무 직후 곧바로 고온의 가스와 접촉하여 증발되면서 산성가스를 흡수/흡착하는데 표면적이 넓기 때문에 반응속도가 무척 빠르다.

반건식 세정기 내의 반응은 다음의 과정으로 진행된다.

- 1) 액적의 분무(atomization of feed into spray)
- 2) 액적/가스의 반응(spray/air contact: mixing)
- 3) 액적의 증발 및 산성가스의 제거(evaporation and absorption/adsorption)
- 4) 건조된 입자의 방출(disposal of dried product)

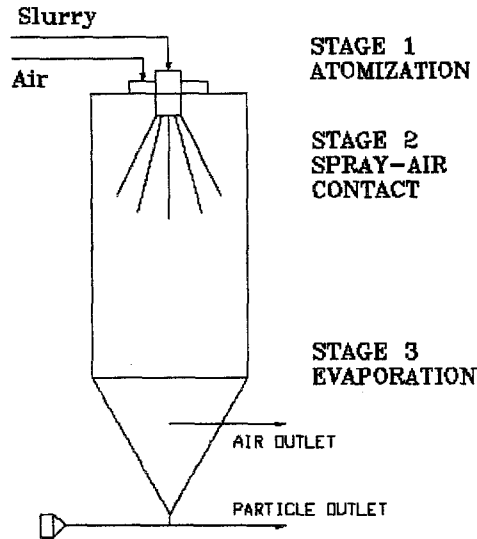


그림 1 반건식 세정기 개요

산성가스의 제거효율은 흡수/흡착과 액적내부에서의 화학반응에 의해 결정되어진다. 물리적인 접촉에 의한 흡수율 및 흡착율은 슬러리 분사량, 액적의 크기, 액적의 수밀도 분포, 온도, 접촉 방식 등에 영향을 받는다. 이때 배가스의 온도는 액적의 증발과 더불어 낮아지게 되는데, 액적의 밀도가 높은 영역에서는 낮은 영역보다 상대적으로 온도가 낮으며 액적과 주변 기체와의 온도 차에 의해 지배되는 액적의 증발시간이 더 길어지게 되므로 산성가스와 접촉시간이 길어지게 된다. 산성가스의 흡수/흡착 및 화학반응은 이러한 액적의 존재 상태에서 이루어지므로 두 반응 중 느린 반응은 액적의 잔류시간에 직접적인 영향을 받을 것이다.

알칼리성 슬러리의 분무와 흡수제의 종류

반건식 세정기에서 산성가스와 화학반응을 일으키는 알칼리성 슬러리를 미세한 액적으로 만들어 주는 과정을 분무(atomization)라 하는데 산성가스의 제거 효율을 결정하는 매우 중요한 설계변수이다.

분무기는 반응의 종류 및 유체의 특성에 따라 선택하는데, 회전식, 압력식, 공기식, 음파식 등으로 분류할 수 있으면 일반적으로 실제 시스템에서는 회전분무기(rotary atomizer)와 노즐분무기(pressure nozzle)가 이용된다. 회전분무기는 wheel 과 disc를 이용한 것이 있는데 공급용량이 노즐보다 우수하다. 노즐분무기에서는 압력에 의해 유입되는 유체가 노즐 오리피스를 거치며 불안정한 고속의 필름을 형성하고 이어 작은 액적으로 분열하게 된다.

한편, 분무 시 분무효율을 높이고 보다 균일하고 미세한 입자를 생성하기 위해 고전압 방전을 이용한 전기분무기를 사용하기도 하는데, 이때 생성된 액적은 같은 극으로 대전되므로 입자간의 충돌 및 응집을 줄이고 액적분포영역을 확대시켜주는 효과가 있다.

반건식 세정기에 사용되는 흡수제는 $\text{Ca}(\text{OH})_2$, CaO , CaCO_3 , Na_2CO_3 , NaHCO_3 , KOH 등이며, 이 중에서 흡수 반응에 영향을 미치는 주요 인자인 흡수성 (hygroscopicity)과 경제성을 고려하여 흡수제를 선정한다. 칼슘계 흡수제는 흡수성이 뛰어난 반면, 나트륨계 흡수제는 우수한 용해성 (deliquescent)을 나타낸다. 일반적으로 NaHCO_3 의 경우 흡수성 등의 효율은 뛰어나지만 가격이 비싸고, 석회석의 경우 가격은 가장 저렴하지만 용해도가 작아서 제거효율이 떨어지기 때문에 사용에 제한을 받는다.

가격과 처리효율을 모두 고려할 때 반건식 세정장치에 가장 적당한 흡수제로는 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 와 CaO 가 널리 사용되어지고 있다. 이중 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 분말의 경우는 슬러리 준비 라인이나 노즐에서 막힘 현상이 일어나기 쉬우므로 최근에는 milky lime을 많이 사용하고 있다.

표 1에는 일반적으로 산성가스 제거 장치에 많이 사용되는 흡수제의 종류와 물리적 특성을 나타내었다.

Sorbent	Solubility ¹ (g/ 100cc H ₂ O)	Price ² (\$/100Kg)	Deliquescent	Hygroscopic	Application ³
NaOH	55.2	25	○	○	S, W, D
Na ₂ CO ₃	6.9	8.4-12.3	○	○	S
NaHCO ₃	7.1	37.5-39.7	○	○	D
CaCO ₃	0.0014	3.5	×	○	W, D
Ca(OH) ₂	0.185	6.8	×	○	S, W, D

1 : R.C. Weast, M.J. Astle, "CRC Handbook of Chemistry and Physics", 66th ed., p. B-220, CRC Press Inc., 1985

2 : Data from the Commercial Marketing Report, 1989

3 : S=Spray Drying Sorber, W=Wet Scrubber, D=Drying Sorber

표 1 흡수제의 종류와 특성 비교

반건식 세정기의 종류

반건식 세정기 내에서의 반응방식은 분무기의 위치와 배가스의 유동방향에 따라 분류되는데, 분무액적과 가스의 유동이 같은 방향인 병류방식(co-current type)과 서로 반대 방향인 향류방식(counter-current type), 그리고 이를 혼합한 방식(mixed type)이 있다. 이러한 두 분무 액적과 가스의 흐름 방향은 반건식 세정기 내부의 유동과 액적의 거동을 결정하고 나아가 분무액적의 건조 및 흡수/흡착 반응에 대한 추진력(driving force)에 영향을 준다.

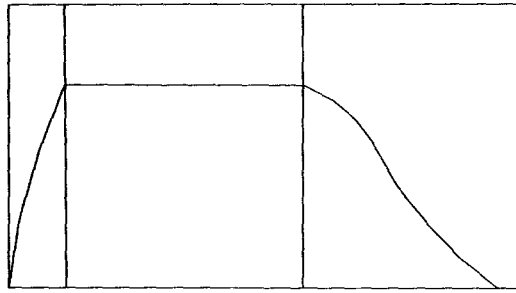
향류방식은 주로 노즐분무기를 사용하는데 분무액적의 속도를 줄여 거주시간을 늘임으로써 열이용율을 높일 수 있으며 열에 영향을 받지 않는 생성물을 원할 때 주로 사용된다. 그러나 높은 온도의 가스가 표면이 건조된 반응생성물과 접촉하기 때문에, 액적 주위의 온도가 높아 흡착 반응이 일어나기 어려워 배기가스 오염물질 제거에는 잘 이용되지 않는다.

본 연구에서 사용하는 병류 방식은 특히 열에 민감한 입자의 생성에 이용되는데, 반응이 빠르고 증발시간이 짧으며 증발 후 생성물의 온도가 낮게 유지된다. 회전분무기와 노즐분무기가 모두 사용가능하며 선회유동(swirl)이 있으면 액적과 배가스의 강제혼합을 통해 접촉기회를 증가시킬 수 있다.

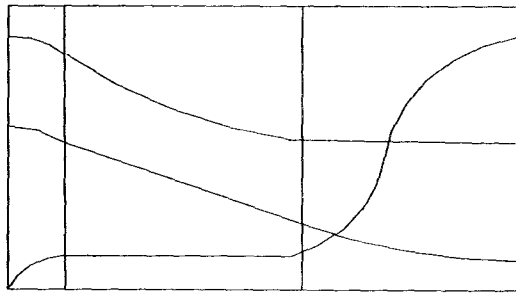
2-2. 액적 증발 메커니즘

고체입자를 포함하는 액적의 경우 증발 초기에는 액적을 둘러싼 액체에 의해 단순액적과 같은 증발현상을 보인다. 그러나 표면의 수분이 증발하여 고체입자 성분이 표면에 나타나기 시작하면서부터 증발율이 줄어들게 되는데 이러한 경계점에서의 수분함량을 임계수분함유량(critical moisture content)라 한다. 이때부터 증발을 일으키는 추진력(driving force)이 줄어들게 되고, 액적 내의 수분이 일정량 이하가 되면 액적내의 수분의 증기압이 외부의 증기압과 평형을 이루어 증발이 종결되는데 이때를 평형수분함유량(equilibrium moisture content)라 한다.

이와 같이 고체입자를 포함한 액적은 두 개의 증발구간을 갖게 되는데 각각을 일정증발을 구간(constant rate period)과 감소증발을 구간(falling rate period)라 한다. 그림 2는 이러한 수분함량에 따른 증발율(건조율)의 변화와 시간에 따른 입자의 직경, 온도, 함수율의 변화를 나타낸 것이다. 두 구간에서의 시간을 합하여 실제 증발 시간으로 하며 이후 액적은 완전히 건조된 채 고형입자로서 유동을 따라 이동된다.



(a) Drying rate w. r. t. droplet moisture contents



(b) Variation of droplet state w. r. t. time

그림 2 액적의 증발곡선

일정 증발을 구간

이 구간에서 액적의 표면은 액체로 둘러싸여 있고 항상 포화 수증기압 상태를 유지하도록 내부에서 수분이 충분히 공급되므로 단순 액적의 증발현상과 유사하다. 이때의 증발량은 액적 내부의 상태나 구조와는 관계가 없고 단지 액적 외부의 경계조건에 의해 정해지게 되며, 이러한 증발이 일어나는 동안 초기에는 액적의 온도가 어느 정도 증가하다가 곧 주위 기체의 습구온도와 같은 값으로 일정하게 유지된다. 또 이 구간에서는 수분의 증발이 일어남에 따라 액적의 크기도 줄어들게 되며 따라서 함수율도 일정하게 줄어들게 된다.

감소 증발을 구간

그림에서와 같이 액적내의 수분함량이 임계값에 도달하면 액적 표면에 고체면이 생기기 시작하며 그에 따라 내부로부터의 수분공급이 충분히 이루어지지 못하므로 포화상태를 유지할 수 없게 된다. 따라서 이 구간에서의 증발율은 점차로 줄어들게 되며 액적의 크기는 일정하게 유지되지만 고체 입자의 내부구조나 성질에 따라 액적 내부의 수분의 전달속도가 달라지게 되므로 여러 종류의 건조형태가 나올 수 있다.

2-3. 산성가스 제거 메커니즘

분진 입자와 같은 오염물질은 전기집진기 등의 물리적인 공정을 통해 제거가 가능하다. 그러나 연소시 발생하는 이산화황이나 염화수소 등은 기체상으로 배출되며 물리적인 공정을 통해 제거될 수 없으므로 주로 흡수/흡착법을 이용한 화학적인 공정을 통해 제거되어야 한다. 이러한 화학반응은 산성가스의 흡습성을 이용하는데, 알칼리성 액적을 분무시켜 산성가스가 액적 표면으로 흡수(absorption)되거나 흡착(adsorption)되어 액적 내의 알칼리성 물질과 화학반응을 일으키는 것이다. 이때 산성가스의 제거효율은 액적과의 접촉면적과 접촉시간에 관계가 있고 흡수액의 농도와 반응속도에 영향을 받는다.

먼저 고온의 연소가스는 연소실에서 배출된 후 반건식세정기에 유입되어 이 장치의 상부에서 주입된 알칼리성 슬러리 미립액적과 혼합된다. 산성가스는 흡수기작에 의해 분무된 슬러리 액적으로 흡수되며 액적내의 소석회 입자와 반응하면서 CaCO_3 , CaCl_2 와 같은 입자상 염이 된다. 이어 반응이 일어난 액적내의 수분이 증발되어 고체입자로 된다. 이러한 고체 입자는 다시 배가스와 접촉하여 산성가스 및 유기물, 중금속 등을 흡착시키게 된다.

이때 슬러리의 분사량은 분무조건과 산성가스의 양에 따라 조절되고 수분함량은 유입되는 산성가스의 온도에 따라 조절된다. 이 과정을 통해 생성되는 고체입자는 분무되는 액적의 크기와 농도를 변화시킴으로써 제어가 가능하다.

흡수 및 화학반응 기작

반건식 세정기 내부에 분무된 액적들은 약 $150^\circ\text{C}\sim 300^\circ\text{C}$ 의 고온 배가스와 접촉하게 된다. 분무액적과 배가스가 접촉하면 앞에서 설명한 대로 열전달에 의해 액적내의 수분이 증발하고 배가스의 온도가 감소하는 동시에 배가스에 포함된 산성가스가 분무입자에 흡수되어 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 와 화학반응을 일으키게 된다. 이러한 흡수에 의한 산성가스의 제거는 다음과 같은 반응으로 진행된다.

- 1) 분무된 액적과 접촉하는 산성가스 분자가 액적 표면으로 흡수됨
- 2) 액적내의 반응물이 분무액적 내부에서 확산에 의해 반응면으로 이동
- 3) 액적의 액상 반응면에서 산성가스와 반응물의 화학반응이 일어남

산성가스와 액적내의 반응물과의 화학반응 메커니즘은 다음과 같다. 배기가스 중의 이산화황기체(SO_2)는 슬러리 분무액적에 용해되어 흡수제의 Ca^{2+} 와 반응하여 결과적으로 $\text{CaSO}_3\cdot 2\text{H}_2\text{O}$ 를 형성한다. 그림 3은 이러한 화학반응을 표현한 것이며 다음과 같은 단계로 일어난다.

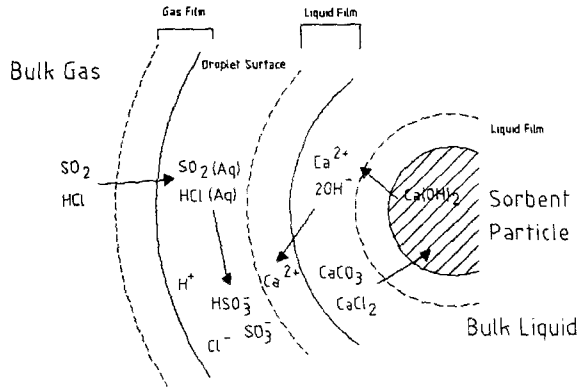
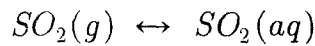
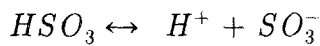
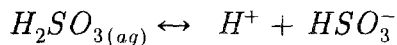
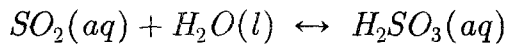


그림 3 화학반응 메커니즘

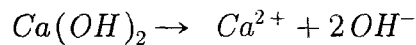
먼저 슬러리 분무액적 표면 부근에 존재하는 기상의 SO_2 는 분무액적의 기액계면 (gas-liquid interface)으로 흡수 용해되어 가스막 경계층(gas-film boundary layer)을 통해 확산된다.



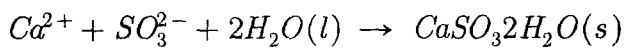
이어 H_2O 와 반응하여 H_2SO_3 을 형성한 후 해리되어 HSO_3^- , SO_3^- 로 이온화된다.



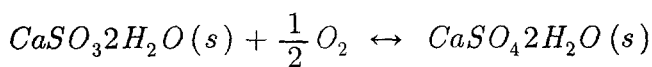
한편 석회슬러리는 아래의 상태로 분무액적에 존재한다. 즉 수산화칼슘의 형태로 용액상태에서 다음과 같은 이온화가 이루어진다.



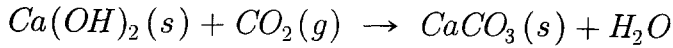
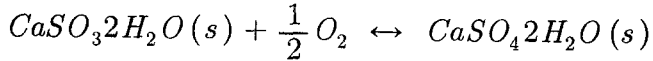
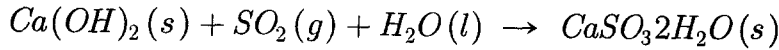
이온의 형태로 존재한 SO_3^- 와 Ca^{2+} 는 $H_2O(l)$ 와 함께 반응하여 $CaSO_3 \cdot 2H_2O$ 를 형성한다.



입자가 건조하는 동안 생성된 $CaSO_3(s)$ 의 일부는 산소와 반응하여 $CaSO_4(s)$ 를 형성한다



결과적으로 Ca(OH)₂를 흡수제로 사용하는 경우 슬러리 분무액적 내부에서 일어나는 전체반응을 보면 다음과 같다.



이 중 수분은 액적표면을 통해 계속 증발하게 되고, 나머지는 고형체로 건조되어 유동을 따라 반응로를 빠져나가게 된다.

2-4. 영향 인자

반건식 세정기를 이용한 산성가스 제거효율은 증발 및 흡수 영역의 크기를 조절함에 따라 결정되기 때문에, 이 영역의 크기를 변화시키는 변수가 제거효율에 영향을 미치는 인자들이다. 어떤 조건에서 운행하는가에 따라 오염물질의 제거성능 뿐 아니라 장치의 유지보수에도 많은 차이가 생기므로, 최적의 설계 및 운전변수를 선택하는 것이 매우 중요하다.

배가스의 유입조건

고온 산성가스의 유입조건은 반응로내의 온도장과 습도장을 지배하는 중요한 인자이다. 유동의 유속과 초기온도, 그리고 산성가스의 조성 등은 액적과의 흡수/증발 반응을 지배하게 되며 액적내의 함수율 및 질량, 온도 등을 변화시킨다..

유입가스의 유량은 입구부분의 유속에 의해 조절되게 되는데 반건식 세정기의 용량을 나타내며, 건조기 체류시간을 결정하므로 액적의 증발 및 흡수/흡착량에 큰 영향을 주는 주요 변수이다. 연소실에서 방출되는 산성가스의 온도 또한 석회액적과의 온도차이에 의해 액적의 증발시간을 변화시키므로 액적의 분무조건을 결정하는 변수가 된다. 온도차이가 큰 경우 증발이 급격히 일어나므로 액적과의 접촉시간이 산성가스의 흡수반응에 필요한 시간에 비해 작아지게 되어 제거효율이 떨어지게 된다.

유입되는 유동 내의 산성가스의 조성 및 농도는 유동장의 밀도, 점성계수, 확산계수, 온도 및 비열 등을 결정하므로, 실제 연소실에서 방출되는 가스의 자료를 이용하여 수치해석 및 실험에 이용한다.

한편, 분무건조기의 배출온도는 가능한 낮게 유지되어야 하는데 이는 효과적으로 산성가스를 흡수하고 배가스에 존재하는 미량의 휘발성 물질들의 포집과 응축을 증가시켜서 이를 통해 흡수를 가능하게 하는 높은 배가스 상대습도를 얻고 흡수제 이

용을 최대화하기 위함이다. 그러나 동시에 모든 운전조건에서 생성물이 충분히 건조하여 사후 처리가 용이하도록 해야 한다.

알칼리성 슬러리의 분무조건

분무입자의 크기분포 및 분무상태는 분무기의 종류에 크게 영향을 받으며, 주로 분무속도, 분무유량, 슬러리의 점도, 그리고 표면장력 등의 함수이다. 분무입자가 너무 미세하면 건조시간이 짧아 흡수반응이 충분히 일어나지 못하고 흡수제의 소모가 증가하는 반면, 너무 크면 총표면적이 작아 가스의 흡수율이 낮고 액적의 건조가 종결되지 못한 채 반응기 내에 침적 혹은 부착되어 장치의 부식을 유발하게 된다.

액적의 크기 분포도 산성가스 흡수 반응에 큰 영향을 준다. 즉 정해진 액적의 분무량에 대해 액적의 크기가 작아지면 총 유효점촉면적이 증가하는 반면 증발이 급속히 일어나 산성가스와의 흡수반응 시간이 줄어들게 되고 반응 후 생성된 미세한 고형물질의 후처리가 어려워진다. 한편 액적의 크기가 커지면 산성가스와의 반응 시간이 길어지지만 액적의 수밀도가 작아지므로 전체적인 산성가스제거 효율이 줄어들 수 있으므로 유입시 선회유동이나 회전분무 효과를 이용하여 반응 전후의 산성가스 사이에 충분한 혼합을 유도해야 한다.

반응제의 당량비

산성가스의 제거효율은 아래와 같이 유입되는 산성가스(SO₂)의 배가스에 포함된 양과 배출되는 가스에 포함된 양으로부터 정해진다

$$SO_2 \text{ removal efficiency } \eta = 1 - \frac{SO_2 \text{ outlet}}{SO_2 \text{ inlet}}$$

이러한 반전식 세정기의 성능을 나타내는 주요 설계변수인 당량비(Stoichiometric Ratio)는 특정한 산성가스제거효율을 얻기 위한 석회(石灰)의 소모량을 나타내며 다음과 같이 정의된다.

$$SR = \frac{Ca(OH)_2 \text{ injected (mole)}}{SO_2 \text{ removed (mole)}}$$

일반적으로 알칼리성 슬러리의 분무량을 증가시키면 SO₂의 제거효율은 증가하지만 미반응 석회의 양도 증가하므로 경제적인 효과를 고려하여 당량비를 결정하여야 한다. 석회(lime)의 경우 90% SO₂ 제거효율을 갖기 위한 당량비는 약 2정도인데 낮은 당량비에서는 분무량의 증가에 따른 산성가스 제거효율의 증가폭이 크지만, 높은 당량비에서는 그 폭이 줄어드는 경향이 있다. 따라서 경제성과 효율을 고려한 최적의 분무량을 결정하여야 한다.

건조기 체류시간

반건식 세정기 내부에서 분무액적의 체류시간은 액적과 산성가스와의 접촉기회를 나타내므로 제거효율을 구하는데 중요한 변수가 된다. 건조기 체류시간은 주로 유입가스의 속도와 액적의 분무속도에 의해 결정되어 지는데 액적의 건조시간과 고품입자의 이동시간으로 나누어진다. 액적의 건조시간은 유입가스와 액적의 온도, 혼합정도, 액적의 크기, 함수율 및 분무 위치에 대한 함수로 나타내어지며 건조시간에 따라 흡수량과 흡착량이 결정되어 진다.

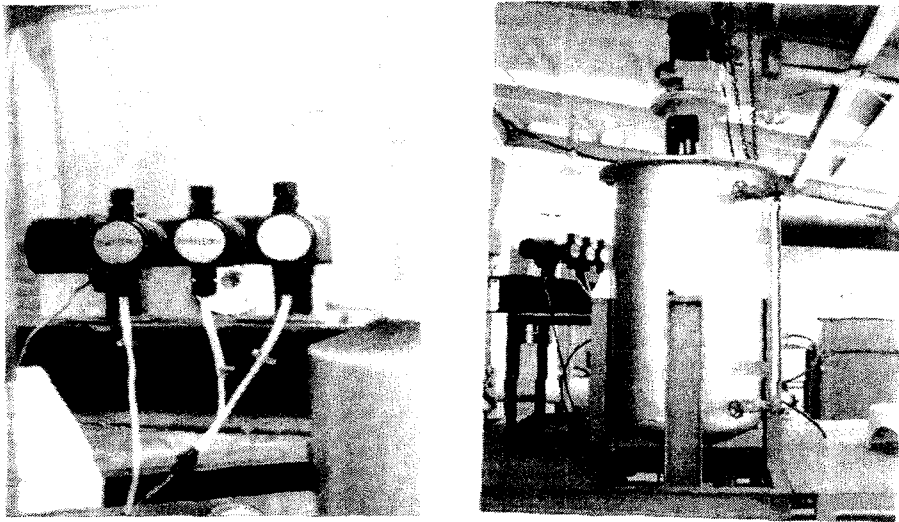
건조시간이 너무 짧으면 SO_2 의 흡수기회가 줄어들어 제거 효율이 감소하고 너무 길면 증발이 종결되지 않은 채 벽면에 충돌하여 장치부식 등의 현상이 발생한다.

3. 실험장치 제작 및 실험결과

3-1. 슬러리 분무 특성

반건식 세정 시스템에서 분무액적의 크기에 따른 산성가스 제거성능의 변화를 규명하기 위해서는 슬러리 공급 상태에 대해 크기분포가 다른 액적군을 분무시키는 것이 중요하다. 일정한 크기분포를 가지는 액적군에 대해 대표크기는 액적과 기체 유동과의 상호작용 및 액적 거동에 영향을 주는 Sauter 평균입경(Sauter Mean Diameter: SMD)으로 나타내었다.

본 연구에서는 3종류의 2-유체 노즐에 대해 슬러리 공급유량, 기체의 공기압 등의 분무조건을 변화시켜 가며 분무특성의 변화를 측정하였다. 이를 위해 그림 4 (a)와 같이 점액부 재질의 정량 공급이 가능한 펌프를 사용하였는데 3개의 위상차를 가진 펌프를 병렬로 연결하여 맥류 현상을 없앴고, 슬러리 내의 입자 침전을 막기 위해 실험 내내 그림 4 (b)와 같은 교반기를 이용하여 슬러리를 혼합시켜 주었다.



(a) 정량 주입용 슬러리 펌프 (b) 슬러리 교반기
그림 4 슬러리 공급 장치 및 교반기

액적의 크기분포를 측정하기 위해 광산란을 이용한 장치인 Malvern 2600을 사용하였는데, 광학장치는 입자 직경 5.8- 564 μm 의 측정 범위를 가지는 300mm 렌즈를 사용하였고, 외부교란을 막기 위해 흡입부를 가진 chamber내로 분무시키며 측정하였다.

먼저 순수 물을 분무시킨 경우에 대한 실험을 통해 각 분무조건에 대한 영향을 관찰한 후 슬러리를 분무시켜 입자의 크기분포를 측정하였다.

분무조건에 따른 분무특성의 변화

실제 슬러리 분무 시 분무조건을 결정함에 있어 비교를 위해 슬러리가 포함되지 않은 순수한 물을 분무시킨 후 정해진 유체 공급량에 대해 주입공기압의 변화에 따른 액적의 크기 변화를 측정하여 정리하였다. 실제 시스템에서 산성가스 제거 효율 변화를 측정하기 위한 실험 조건을 정리하기 위한 것이다. 측정은 앞의 실험과 동일하게 진행되었으며, 완전한 미립화가 이루어지는 노즐 혼합관 직경의 40배가 되는 하류부에서 액적의 크기분포를 측정하였다.

먼저 주입공기압의 변화에 따른 분무액적의 크기변화를 관찰하기 위하여 서로 다른 유체 공급유량에 대해 실험을 반복하였다. 그림 5와 6은 내부혼합형 노즐과 외부혼합형 노즐의 경우 분무액적의 평균입경(SMD)의 변화를 나타낸 그림이다.

유체 공급량이 일정할 때 공기압이 증가함에 따라 유체의 압력 및 공기량이 증가하고, 입자의 크기가 줄어드는 것을 확인하였다. 이는 공기압의 증가에 따라 액막이 나 큰 액적과 고속의 공기입자와의 충돌에너지가 증가하여 액체의 미립화가 더 크게 일어나기 때문이다. 또한 액체 분사압력의 증가에 따라 공기의 분사유량이 줄어드는 것도 관찰되었다.

또한 그림에서 나타난 바와 같이 일정한 공기압으로 주입할 때 액체 유량이 증가할수록 액체 분사 압력이 증가하고 그에 따라 기체 분사유량이 줄어들어 결국 액적의 평균 크기가 증가한다는 것을 알 수 있다. 공기압을 0.25Kgf/cm^2 에서 2.5Kgf/cm^2 까지 변화시키며 따라 Sauter 평균입경의 경우 유량이 30 l/min 인 경우 $30.87\mu\text{m}$ 에서 $5.65\mu\text{m}$ 까지 변화하였으며, $115.6\mu\text{m}$ 에서 $9.62\mu\text{m}$ 의 범위에서 감소하였다.

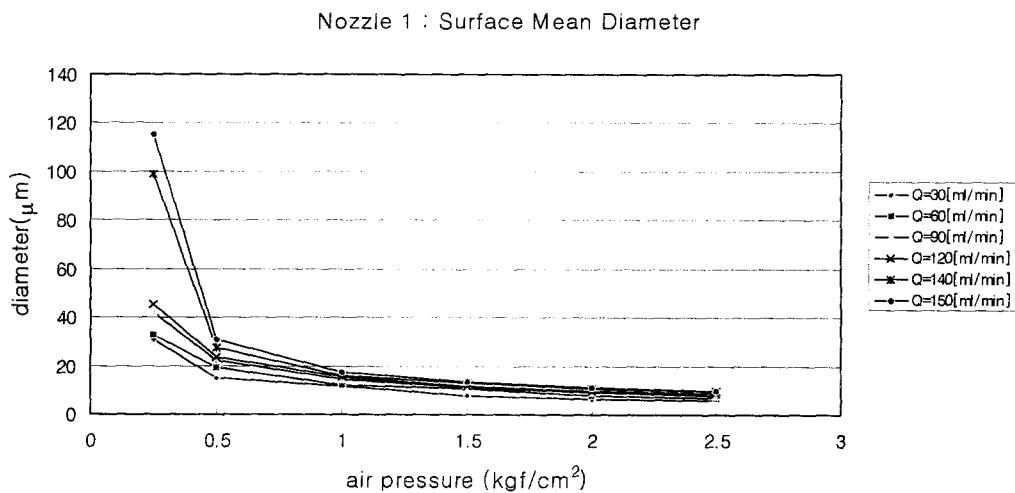


그림 5 분무액적의 평균입경의 변화 - 내부혼합노즐(물 분무시)

Nozzle 3 : Surface Mean Diameter

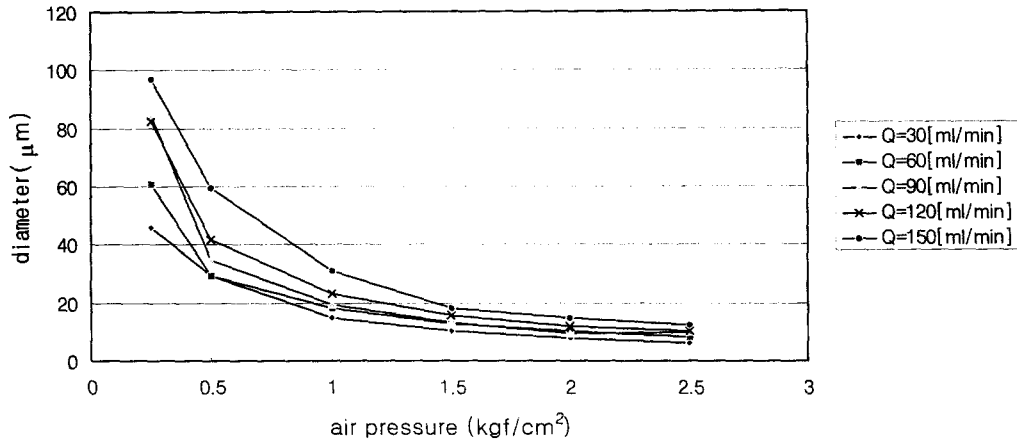


그림 6 분무액적의 평균입경의 변화 - 외부혼합노즐(물 분무시)

위의 결과들은 2-유체 노즐에 대한 기존의 연구와 일치하는 것이지만 본 실험은 실제 슬러리 분무에 앞서 측정장치 및 분무시스템의 성능을 점검하고 비교하기 위한 것이었다.

슬러리 분무시 액적의 크기분포 측정

위에서 물을 이용한 실험과 동일한 방법으로 슬러리를 분무시켜 분무조건 별로 분무특성의 변화를 측정하였다. 전체적으로 같은 경향을 보였으나, 순수한 물에 비해 평균입자의 크기가 조금씩 작아짐을 알 수 있다. 이는 유체 내에 포함된 미세 입자들에 의해 유체의 점성 및 표면장력이 변하기 때문에 생기는 현상으로 해석된다.

그림 7은 60 lpm 슬러리 유량에 대해 공기압의 변화에 따른 입자의 크기분포를 비교한 그래프이다. 노즐 공기압의 증가에 따라 입자의 크기분포 곡선이 작은 쪽으로 이동하게 되어 평균입경이 감소함을 알 수 있다.

Nozzle 3 Distance= 10 [cm] , Liquid Flow Rate= 60 [ml/min]

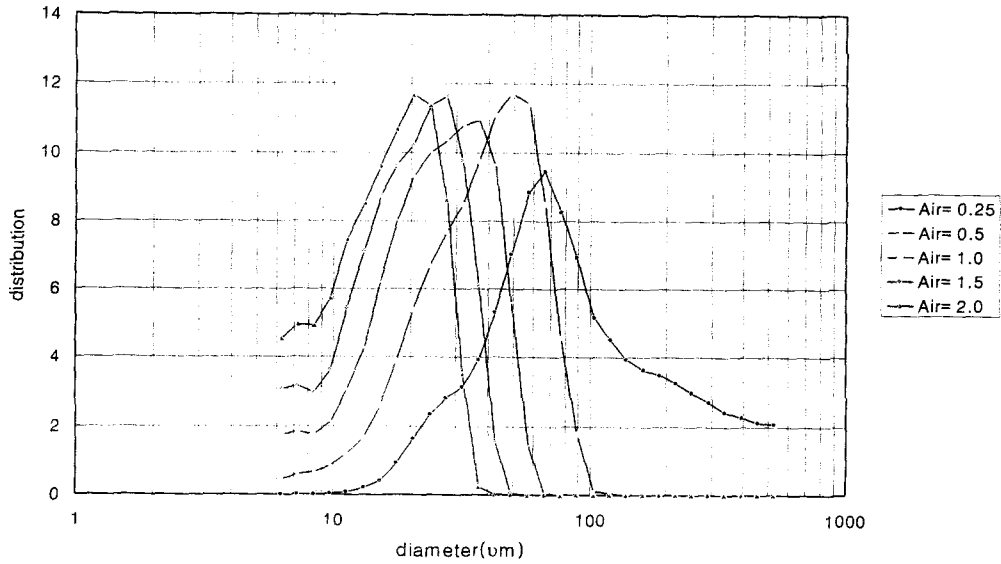


그림 7 공기압 변화에 따른 슬러리 분무액적의 크기분포곡선
(슬러리 유량 60 lpm)

그림 8과 9는 각 유체 공급량에 대해 위의 측정을 반복하여 공기압의 증가에 따른 액적의 크기를 SMD 값으로 정리한 것이다. 노즐은 내부혼합형 노즐(노즐 1)과 외부혼합형 노즐(노즐 3)을 사용하여 각각 실험하였으며 서로 다른 슬러리 공급유량별로 그래프를 표시하였다.

Slurry Spray - Nozzle 1 : Surface Mean Diameter

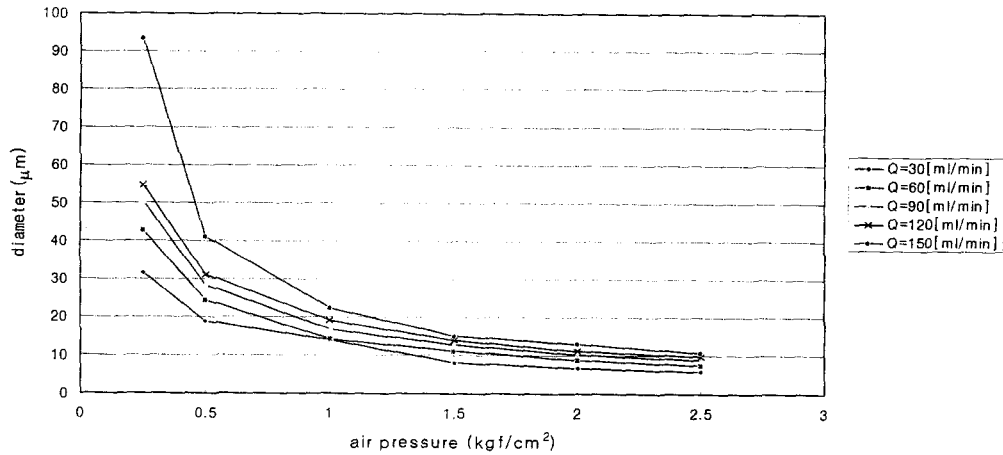


그림 8 분무조건에 따른 슬러리 평균입경의 변화(내부혼합형 노즐)

Slurry Spray - Nozzle 3 : Surface Mean Diameter

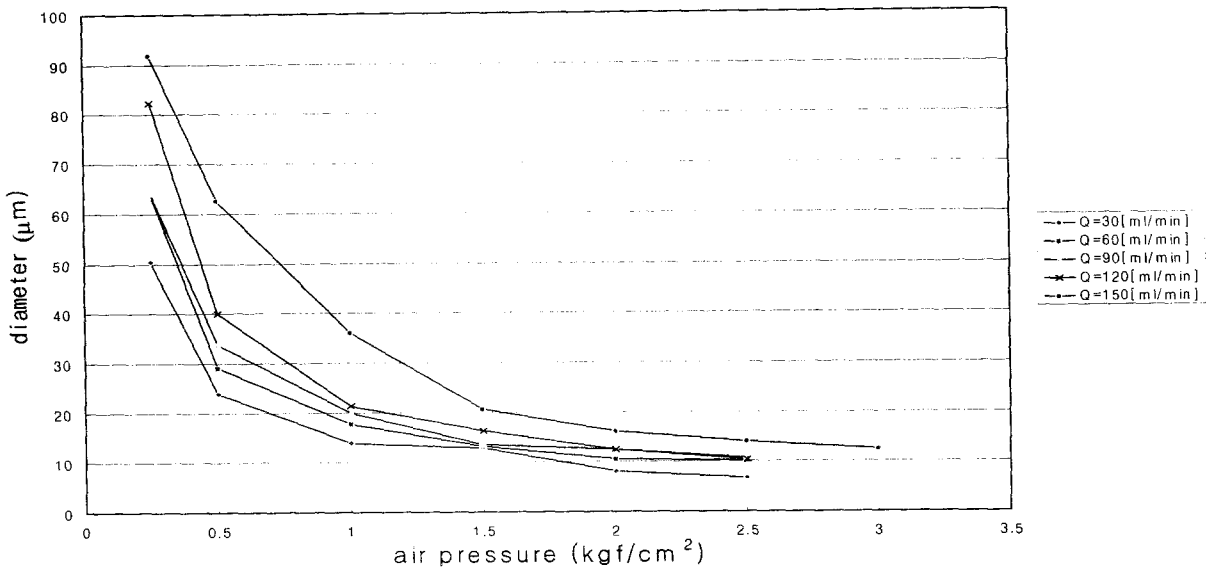


그림 9 분무조건에 따른 슬러리 평균입경의 변화(외부혼합형 노즐)

물의 분무시와 마찬가지로 공기압이 증가할수록 분무액적의 평균크기가 감소함을 알 수 있다. 또한 유체 공급유량별로 그래프를 비교하면 유체유량이 증가할수록 액적의 크기 분포도 전체적으로 증가함을 알 수 있다.

3-2. Bench-scale 반건식 분무세정기

실험장치

분무특성에 따른 반응로 내부에서의 유동 특성과 산성가스 제거성능의 변화를 관찰하기 위해 슬러리 분무시스템, 고온 가스 유입부, SO₂ 주입부, 측정 장치들이 포함된 bench-scale 반건식 분무세정기를 설치하였다. 그림 10과 11은 실험 장치의 실제 모습과 전체 시스템의 개요도를 보여준다.

유입되는 기체의 온도와 산성가스의 농도는 각각 흡입부에 설치된 버너와 SO₂ 유량계를 통해 조절하였고, 교반기가 설치된 슬러리 탱크에 연결된 정량 펌프를 통해 반응로 상단에 설치된 노즐로 슬러리가 공급되어 고온의 산성가스와 병류로 혼합되도록 분무된다.

반응로 내부의 온도 및 SO₂ 농도 측정장치

반건식 세정기 반응로 내의 열역학적 환경은 유입유량과 분무기 작동여부에 따라 크게 변하게 되는데, 온도는 10 °C ~ 300 °C, 상대습도는 0 % ~ 100%, SO₂ 농도는 0 ~ 1000 ppm 정도가 된다.

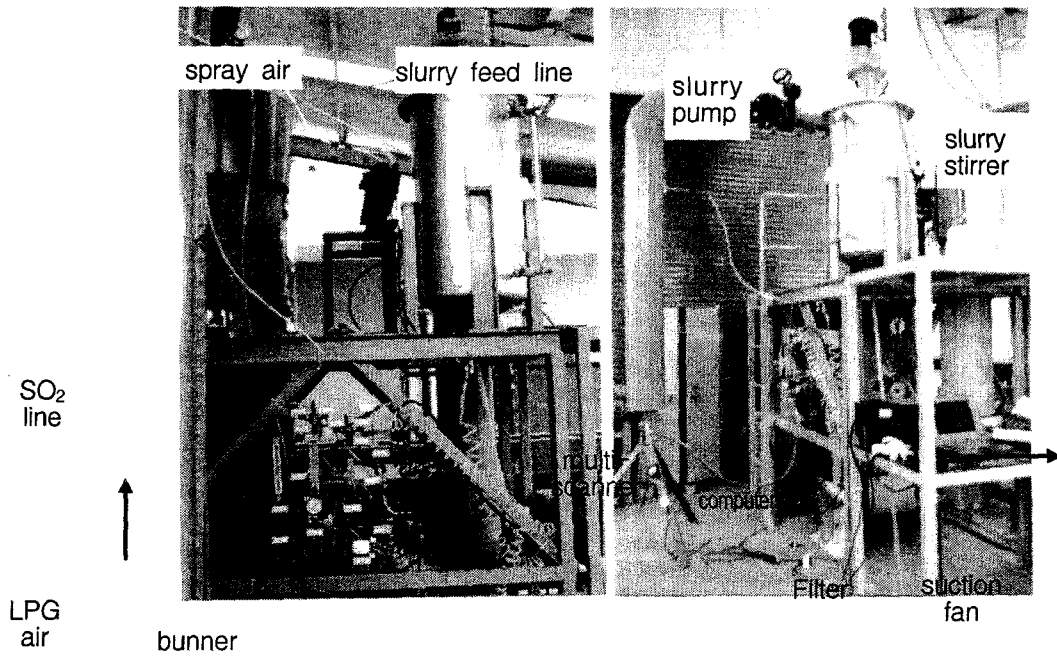


그림 10 반건식 세정장치의 모습

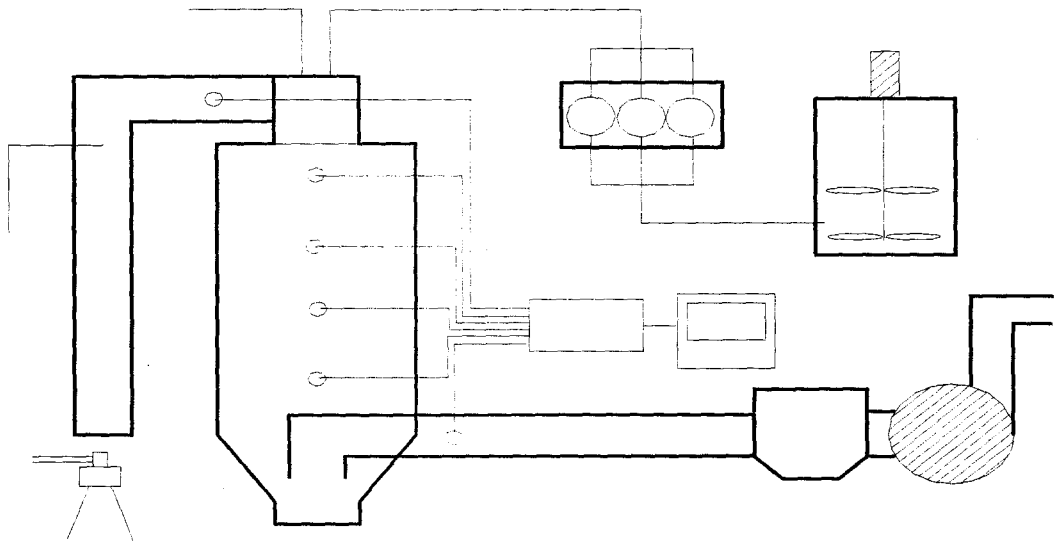


그림 11 반건식 세정 시스템의 개요도

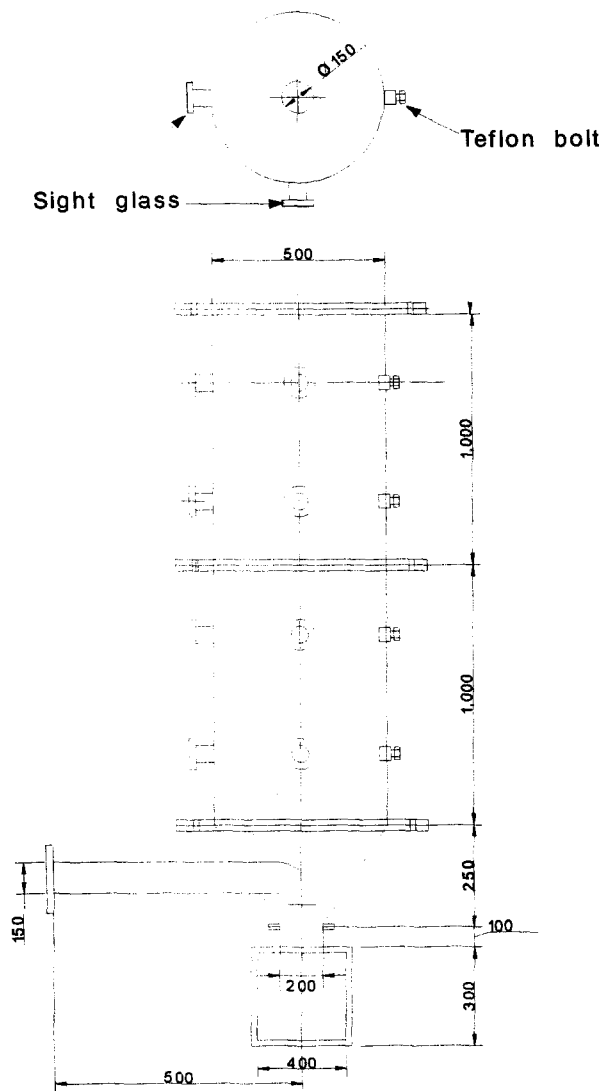


그림 12 반응로의 형상 및 geometry

반응로의 형상은 그림 12와 같으며, 반응로 내에서의 흡수 및 화학반응에 따른 온도변화를 측정하기 위해 입구와 출구, 그리고 반응로 내부에 총 6개의 측정부를 설치하였다. 각 측정부에서는 유량 및 온도의 교란을 막기 위해 테프론으로 제작된 플러그를 이용하여 측정 probe를 삽입하였다.

온도 측정을 위해 6개의 K-type thermocouple을 설치하였는데, 입구부와 출구부, 그리고 반응로 내에 등간격으로 4개를 설치하여 multiscanner를 통해 동시에 각 부분의 온도를 측정하였다. 유동 내의 산성가스의 농도 변화를 측정하기 위해 CO, O₂, SO₂, NO_x 등의 농도측정이 가능한 대기오염 가스 측정 장치인 GreenLine Mk 2를 사용하였다.

측정 시 배기가스 중에는 분무된 슬러리 입자들이 부유하고 있으며, 계속해서 슬러리 입자들이 분무된다. 따라서 분무노즐에서 가까운 측정 Probe의 경우에, 분무 슬러리 입자가 Probe에 부딪치거나 부착되는 현상이 발생하여, 측정 시 큰 오차를 발생시키는 원인이 된다.

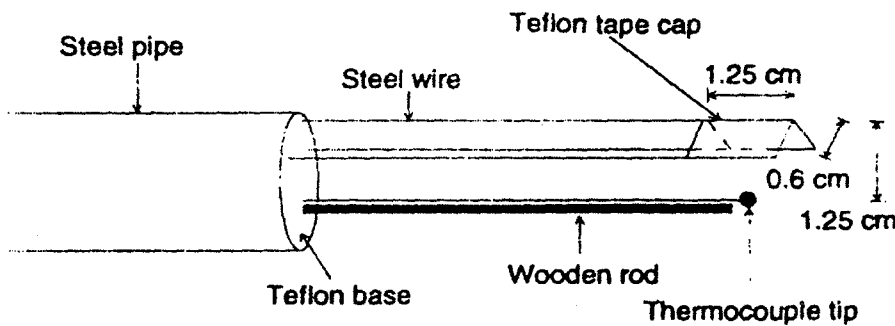


그림 13 측정 probe cap의 형상

본 실험에서는 Papadakis의 Shielded thermocouple 을 참조하여(Ref. : Papadakis,S.E., 1987, PhD Thesis, University of California Berkeley) 슬러리 입자가 측정 probe에 부딪치는 것을 막는 작은 우산을 만들어 측정 Probe 위에 씌워 주었다. (그림 13)

우산의 재질은 Stainless steel plate cap과 Teflon tape cap 두 가지를 사용하였다.

산성가스 처리용량에 따른 slurry 분무조건 계산

분무되는 알칼리성 슬러리의 유량은 석회액의 농도와 산성가스의 농도, 그리고 분무기의 분무 조건 등에 의해서 결정되어진다. 연소실의 배출 상태와 사용되는 석회액의 조성 등이 결정되어지면 필요한 유량이 결정되어지고 앞에서 설명된 액적의 크기분포와 분무기의 종류에 따라 분무조건을 변화시키게 된다.

이를 위해 설치된 시스템에서 유입되는 산성가스의 유량에 따라 반응에 필요한 슬러리의 공급량을 계산하여 실제 반응기에서의 실험조건을 설정하였다. 즉, 유입되는 고온의 배가스 중 산성가스 농도가 각각 1000, 500ppm이고, 소석회 슬러리가 각각 10%, 20% 포함된 경우에 대해 Stoichiometric Ratio(SR)가 1: 1, 1.25, 1.5, 1.75 인 조건에서 슬러리의 공급량을 계산하였다.

이를 위해 먼저 정해진 시스템의 형상에 대해 건조기 체류시간을 고려하여 유입되는 배가스량을 결정하고 이중 산성가스(SO_2)의 함유질량을 계산하였다. 이로부터 SO_2 를 제거하기 위한 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 의 질량을 $\text{SR}=1$ 인 경우에 대해 계산하고, 이어서 일정한 농도의 슬러리에서 물과 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 의 질량과 부피 관계 데이터를 이용하여 슬러리의 공급유량을 부피로 계산하였다. 이 결과로부터 최종적으로 SR의 변화에 따른 슬러리 공급량을 결정하였다. 그림 14는 이러한 계산 과정을 나타낸 순서도이다.

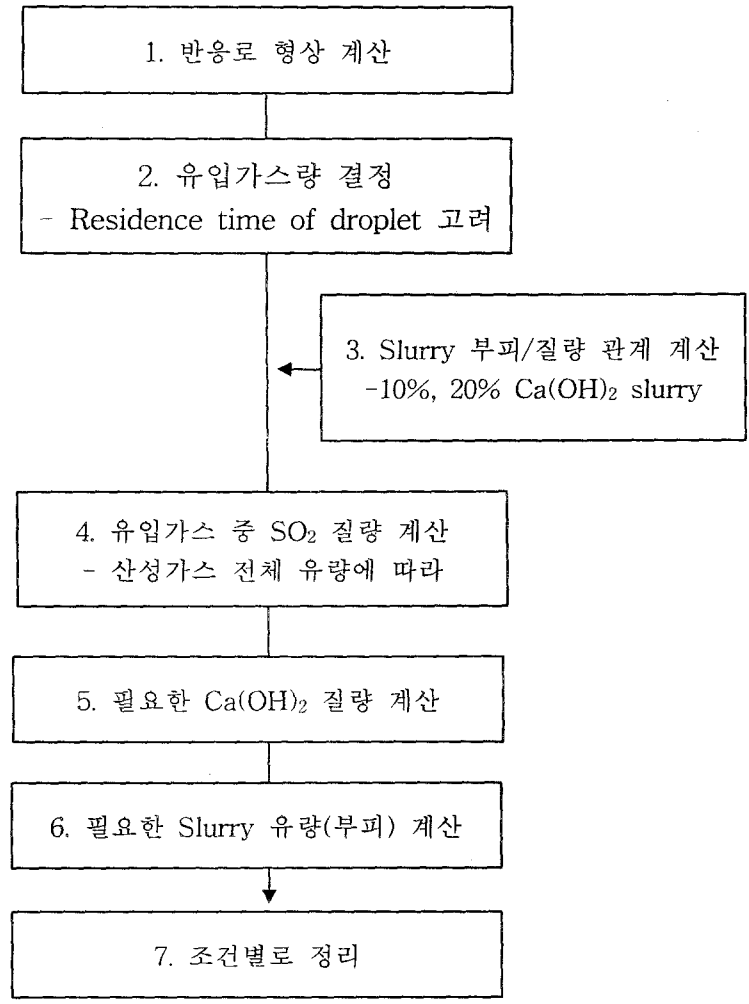


그림 14 슬러리 공급조건 계산법

계산 결과 슬러리 공급량은 16-180 ml/min의 범위로 결정되었고 실제 반응로에
서의 실험을 위해 210 ml/min 용량의 점액부 재질 정량 펌프로 슬러리 공급시스템
을 구성하였다.

이러한 과정을 거쳐 계산된 가스 유량별 슬러리 공급조건은 아래 표 2와 같다.

당량비 가스유량	SO ₂ 농도	1:01	01:01.3	01:01.5	01:01.8
	1.96 m ³ /min (12 sec)	500 ppm	30.6	38.25	45.9
1000 ppm		61.2	76.5	91.8	107.1
2.35 m ³ /min (10 sec)	500 ppm	36.72	45.9	55.08	64.26
	1000 ppm	73.44	91.8	110.16	128.52
2.94 m ³ /min (8 sec)	500 ppm	45.9	57.38	68.9	80.33
	1000 ppm	91.8	114.75	137.7	160.65

(1) 10% slurry 사용하는 경우

당량비 가스유량	SO ₂ 농도	1:01	01:01.3	01:01.5	01:01.8
	1.96 m ³ /min (12 sec)	500 ppm	14.42	18.03	21.63
1000 ppm		28.84	36.05	43.26	50.47
2.35 m ³ /min (10 sec)	500 ppm	17.31	21.64	25.97	30.29
	1000 ppm	34.61	43.26	51.92	60.57
2.94 m ³ /min (8 sec)	500 ppm	21.63	27.04	32.45	37.85
	1000 ppm	43.26	54.08	64.89	75.71

(2) 20% slurry 사용하는 경우

표 2 슬러리 공급조건

3-3. 슬러리 분무량의 변화에 따른 산성가스 제거효율의 변화

반전식 세정장치의 운전 조건, 2-유체 노즐 분무기의 분무 상태를 확인하기 위하여 특정 운전 조건에서의 산성가스 농도변화를 측정하였다.

먼저 반응로내의 산성가스 체류시간을 10초로 맞추기 위해 유입가스의 유량을 2.35m³/min으로 설정하고, 유입되는 SO₂의 농도를 500ppm으로 고정한 후 반응로 내부의 온도가 정상상태가 되도록 충분히 시운전하였다. 이어서 10% 슬러리의 유량을 변화시켜 가며 분무시키면서 각 분무량에 따른 출구에서의 SO₂ 농도변화를 측정하고 동시에 위치별 온도 변화를 측정하였다. 슬러리 분무량은 당량비가 1.0, 1.25, 1.5, 1.75가 되도록 변화시켰으며 노즐 공기압은 40 lpm으로 고정하였다.

그림 15는 당량비별 출구부에서의 SO₂ 농도변화에 따른 제거효율을 나타낸 것이며, 그림 16은 각 측정부에서 반응로 중심의 온도변화를 나타낸 것이다.

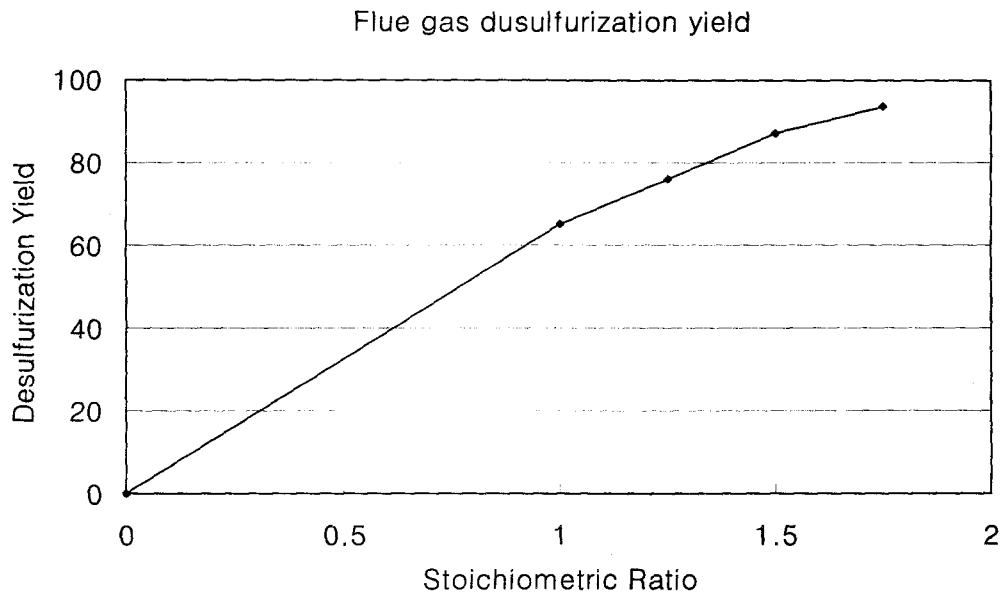


그림 15 당량비에 따른 산성가스 제거효율

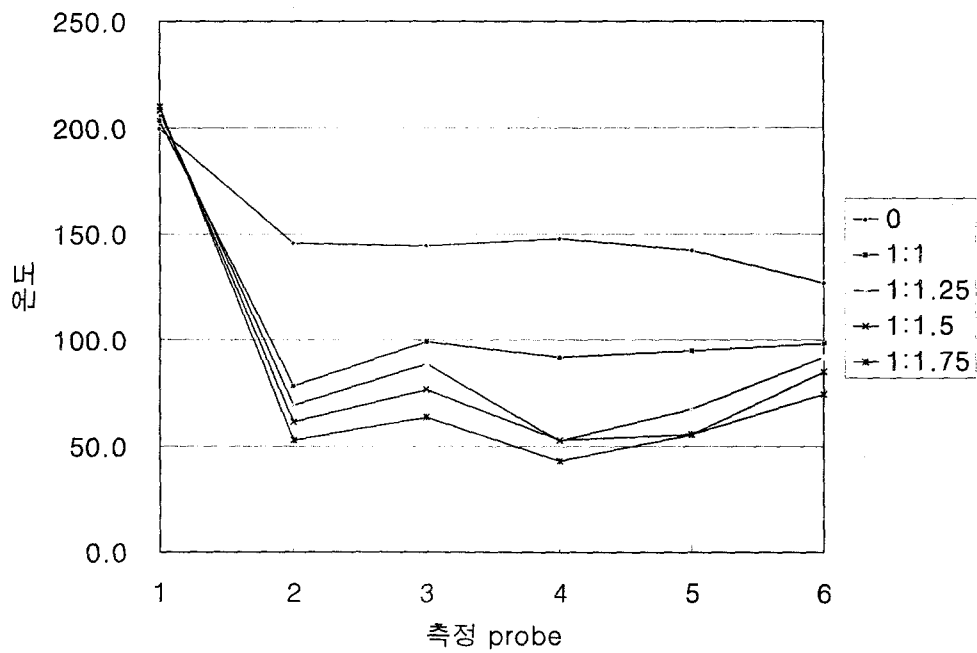


그림 16 당량비 변화시 반응로 내의 위치별 온도변화

그림에서 나타나듯이 분무되는 슬러리량을 증가시켜 당량비를 높일수록 출구부분에서의 산성가스 농도가 줄어들을 알 수 있다. 또한 반응로 내부의 기체 온도의 경우 분무액적과 산성가스의 반응이 활발한 분무기 바로 아래 위치에서 액적내의 수분 증발에 따라 온도가 급격히 감소한 후 점차로 증가함을 알 수 있다. 이는 벽면 부근의 미반응 고온가스가 반응로 축부근의 저온 가스와 혼합하기 때문에 일어나는 현상으로 하단부에서는 반응이 종결되어 온도변화가 적은 것을 볼 수 있다.

위의 결과는 산성가스와 반응하는 알칼리성 슬러리량의 증가와 분무액적의 평균 입경의 감소 효과가 동시에 나타나는 것으로 보이며 이후 각각의 영향에 대한 분석은 수치 해석을 통한 반응로내의 위치별 농도 변화를 통해 분무특성에 따른 효과를 규명하였다.

당량비는 슬러리의 농도나 분무량의 변화를 통해 조절하는데 농도가 높은 슬러리를 분무시킬수록 산성가스 제거 성능은 증가하지만 노즐에서의 막힘 현상이 발생하므로 분무량을 통해 조절하는 것이 바람직하다.

3-4. 분무조건에 따른 슬러리 액적 크기 분포 결정

실험을 통해 얻은 2-유체 노즐의 분무특성 결과를 정리하여 분무조건과 슬러리 평균입경(SMD)간의 상관관계식을 구하였다. 실험은 2-유체 공기보조미립화기를 이용하여 슬러리 공급유량, 기체의 공기압 등의 분무조건을 변화시켜 가며 액적을 발생시킨후 Malvern 2600 system으로 입경분포를 구하고 이로부터 Sauter Mean Diameter를 계산하였다.

유체 공급량이 일정할 때 공기압이 증가함에 따라 유체의 압력 및 공기량이 증가하였고, 입자의 크기가 줄어드는 것을 확인하였다. 이는 공기압의 증가에 따라 액막이나 큰 액적과 고속의 공기입자와의 충돌에너지가 증가하여 액체의 미립화가 더 크게 일어나기 때문이다. 또한 액체 분사압력의 증가에 따라 공기의 분사유량이 줄어드는 것도 관찰되었다.

일정한 공기압으로 주입할 경우에는 액체 유량이 증가할수록 액체 분사 압력이 증가하고 그에 따라 기체 분사유량이 줄어들어 결국 액적의 평균 크기가 증가한다는 것을 알 수 있다. 일반적인 외부혼합형 2유체 노즐의 경우 액체-기체 유량비 (M_{liquid}/M_{air})와 액적의 평균입경(SMD)와의 관계를 나타내면 아래 식과 같이 표현되는데 측정 결과를 이용하여 각 계수의 값을 구하면 그림 17과 같이 나타난다.

Mean diameter in air-assist atomizer (Master, 1985)

$$D = \frac{A}{(V_r^2 \rho_a)^\alpha} + B \left(\frac{M_{air}}{M_{liquid}} \right)^{-\beta}$$

where V_r = relative velocity between air and liquid

ρ_a = density of injection air

α, β = constants that are functions of the nozzle design

A, B = functions of both nozzle design & liquid property

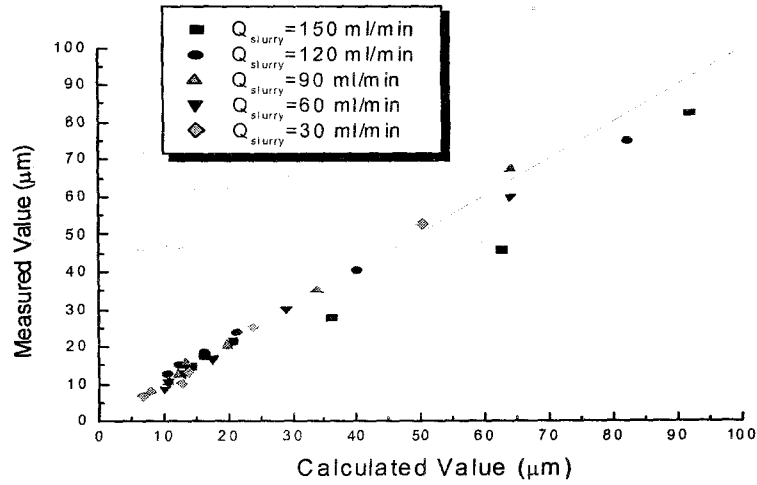


그림 17. 액체-기체 유량비와 액적 평균입경의 상관 관계

당량비와 주입 기체 압력의 변화에 따른 슬러리 평균입경의 변화는 표 3에 정리되어 있다.

SO ₂ Mass flowrate (g/min)	SR	Slurry flowrate (ml/min)	Injection air pressure(kgf/cm ²)						
			0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0	4.0
2.387	1	26.1	25 .1	15.4	12.2	9.4	7.9	7.1	6.5
	2	52.2	28 .7	17.1	13.8	10.0	9.28	8.0	7.2
	3	78.3	3 4.3	19.6	13.5	12 .1	10.1	8.5	7.5

표 3 다양한 분무조건에 따른 슬러리 평균 입경의 변화

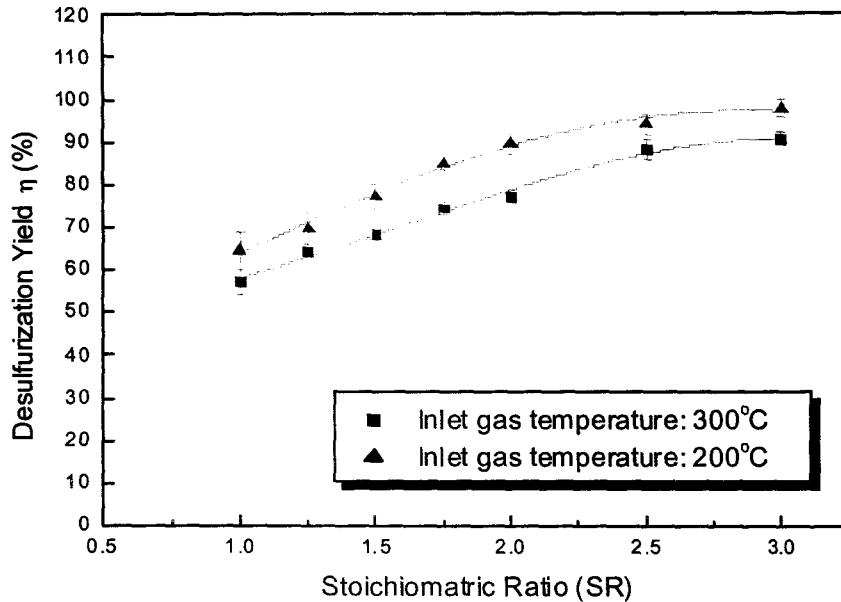


그림 18. 당량비에 따른 산성가스 제거효율의 변화

3-5. 산성가스 제거효율 측정부 설치 및 실험

유동 중에 포함된 SO₂의 농도를 측정하기 위하여 SO₂ 검지관(GASTEC 5M, 5L)과 연소가스 분석기(GreenLine MK2, Euroton Company)를 설치하였다. 검지관의 경우 온도에 의한 측정 오차를 줄이기 위해 hot probe를 전단에 설치하여 측정하였다. 분석기의 경우 유동 중에 수증기가 포함되어 있으면 sampling tube를 거쳐 계측기 센서로 가는 동안에 응축된 수분으로 SO₂가 흡수되어 많은 오차를 발생시키게 된다. 이러한 현상을 없애는 장치로 diffusion dryer, 응축기, 열튜브 등의 방법이 있는데 본 연구에서는 SO₂의 높은 흡수성을 고려하여 sampling tube에 열튜브를 감아주어 수분의 응축을 방지하였다. 이러한 측정기를 이용하여 반응기의 전단과 후단에서 SO₂의 농도를 측정하고 이로부터 산성가스 제거효율을 구하였다.

3-6. 슬러리 분무 조건 및 산성가스 유입 조건에 따른 산성가스 제거효율 측정

(1) 당량비(Stoichiometric Ratio)의 영향

유입가스 온도가 200°C와 300°C 인 경우에 대해 당량비를 1에서 3까지 변화시켜 가며 반응기 출구에서의 SO₂ 농도를 측정하였다. 측정결과 유입온도가 200°C 와 300°C 인 경우에 대해 모두 당량비가 2정도까지는 슬러리 분무량의 증가에 따라 SO₂의 농도가 급격히 줄어드는 반면 그 이상에서는 감소하는 경향이 점차로 둔화

됨을 알 수 있다. 이는 상대적으로 낮은 당량비에서는 슬러리 공급량의 증가가 액적의 산성가스 흡수 능력과 흡수제의 이용률을 증가시키는 반면 일단 액적이 주변의 SO₂를 충분히 흡수하여 포화상태에 이른 후에는 당량비의 증가에 의한 영향이 둔화되는 것이다. 결국 그림 18에서와 같이 산성가스 제거율 곡선에서 증가율이 완만해 지게 된다.

그림 19는 알카리 칼슘 흡수제의 효율의 변화를 보여주고 있다. 알카리 칼슘 흡수제는 가동 조건의 경제적인 측면에서 매우 중요한 변수이다. 흡수제의 효율은 슬러리에 공급된 흡수제의 양과 탈황 과정에서 사용된 반응제의 비율로 아래의 식과 같이 정의 하였다.

$$\eta_{Ca} = \frac{\text{mole of } SO_2 \text{ removed}}{\text{mole of calcium used}}$$

실험 데이터를 이용하여 당량비에 대한 알카리 칼슘 흡수제의 활용 효율에 관한 다음의 식이 얻어졌다.

$$\eta_{Ca} = \frac{a(1 - e^{-bSR})}{SR}$$

where a, b = f(operating conditions)

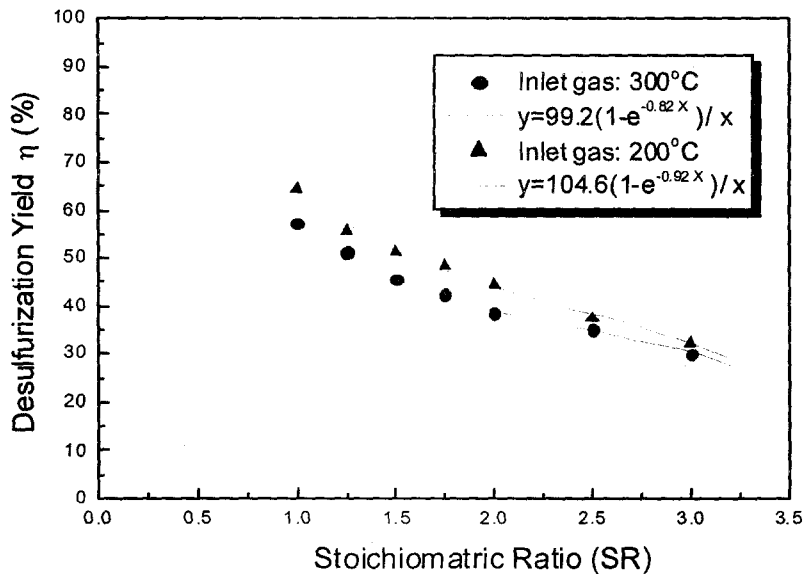


그림 19 알카리 칼슘 흡수제의 활용 효율
위의 실험식은 그림 19를 살펴보면 실험값들과 상당히 잘 일치함을 알 수 있다.

칼슘의 활용 효율을 당량비가 증가함에 따라 감소하는 경향을 나타낸다. 이러한 결과를 바탕으로 운행 조건 중 당량비는 2전후의 값을 선택하는 것이 최적으로 보이며, 이 결과는 기존의 연구결과들과도 일치하는 결과이다.

(2) 유입가스의 온도의 영향

그림 18,19 등의 실험 결과에서 나타나듯 유입가스의 온도가 높아지면 산성가스의 제거 효율이 감소하였다. 이는 반응로 내의 액적과 산성가스와의 온도 차이가 커져 액적 내의 수분증발에 대한 추진력을 증가시켜 증발시간이 줄어들게 되고, 결국 흡수 반응에 필요한 액체면과 SO_2 와의 접촉시간이 감소하기 때문으로 해석된다. 또한 고온 가스는 상대적으로 큰 부피를 가지게 되어 반응기 내 실제 체류시간이 줄어들게 되므로, 제거율을 낮추는 부정적인 효과를 주게 된다. 그림 20과 그림 21은 200°C 과 300°C 의 유입가스에 대해 반응기에 설치된 6개의 측정부에서 얻은 기체 온도의 변화를 나타낸 것이다. 노즐 하단의 액적군이 존재하는 영역에서 액적 증발시 잠열로 인해 온도가 낮아짐을 볼 수 있다. 기체 온도는 CH 3에서 최소값을 가지는데, 이 사실은 CH 3 근처에서 액적의 증발이 가장 활발하게 일어남을 의미한다. 기체가 하류로 진행할수록 벽근처의 고온의 기체와 저온의 기체가 혼합되어 약간의 온도 상승이 발생하게 된다. 그림 21, 초기온도가 300°C 인 경우에도 이와 유사한 경향을 관찰할 수 있다. 차이점은 초기온도가 300°C 인 경우에는 최저 온도가 CH 2에서 관찰되었다는 점이다.

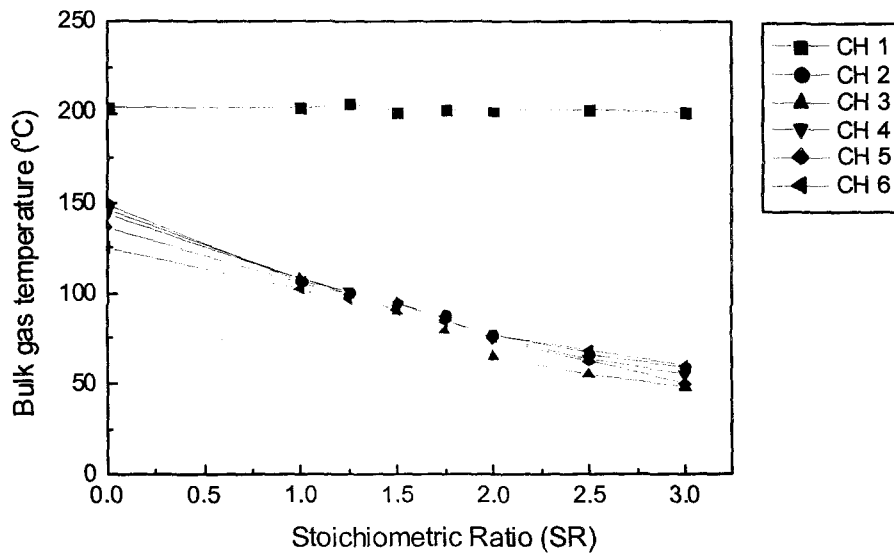


그림 20. 당량비 변화에 따른 반응로 내의 기체 온도 측정결과(200°C)

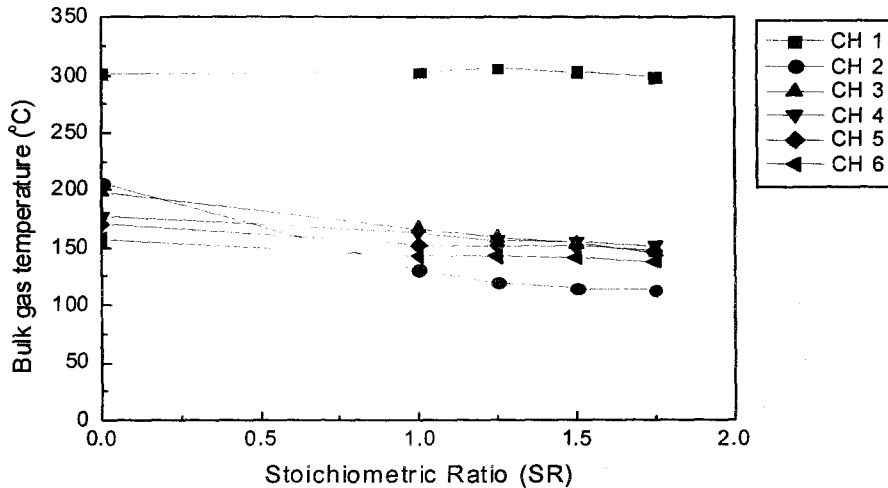


그림 21. 당량비 변화에 따른 반응로 내의 기체 온도 측정결과(300°C)

그림 20과 그림21에는 당량비에 따른 기체 온도의 변화가 나타나 있다. 그래프에서 최소 온도는 증발이 가장 활발하게 일어나는 지점을 의미한다. 당량비가 증가할수록 최소 온도의 위치는 하류쪽으로 이동하는 경향을 관찰할 수 있다. 이 사실은 당량비가 증가하면 액적의 증발시간이 길어진다는 것을 의미한다. 입구 온도가 더 높은 그림 21의 경우에 더 높은 액적의 증발도로 인해 이 효과는 더 뚜렷하게 나타난다. 이러한 온도 측정을 통한 실험결과를 통해 반건식 세정기는 흡수 영역, 천이 영역, 흡착 영역의 3단계로 구분할 수 있음을 알 수 있다. 흡수 과정은 액적의 표면이 습할 경우에 일어나며, 기체 온도가 가장 낮은 곳이 증발과정이 거의 끝나는 곳이라는 사실으로부터 위의 온도 측정 결과를 이용하여 대략적으로 반건식 세정기내에서 3영역을 구분할 수 있다.

(3) 슬러리 분무 액적 크기의 영향

분무액적의 평균입경(SMD)을 변화시켜 가며 산성가스의 농도를 측정하고 제거 효율을 계산하여 비교하였다. 실험은 온도가 각각 200, 300°이고 산성가스 농도가 500, 1000ppm인 유입 가스에 대해 당량비가 1, 2, 3이 되도록 분무압을 변화시켜 가며 진행하였다. 측정된 SO₂의 농도 및 그에 따른 제거 효율은 분무 액적의 평균 입경에 대해 나타내었다.

작은 액적의 경우, 액적의 총표면적의 증가에 따른 산성가스와 의 유효접촉 면적의 증가에 의해 산성가스 제거율을 높이는 효과가 있다. 반면, 증발 시간의 감소와 함께 작은 액적이 높은 수농도를 가지고 분무되므로 액적 주위로 이산화황 분자가 충분히 전달되지 못하기 때문에 흡수반응율이 떨어지는 효과가 동시에 발생한다. 이러한 상반된 효과의 영향으로 정해진 운행조건에 따라 평균입경에 대한 제거효율의 곡선은 두 개의 영역으로 구분되고 특정한 평균입경에서 최대값을 갖게 된다.

그림 22와 그림 23은 각 조건별 산성가스 제거효율을 슬러리액적의 평균입경에 대해 나타낸 것이다.

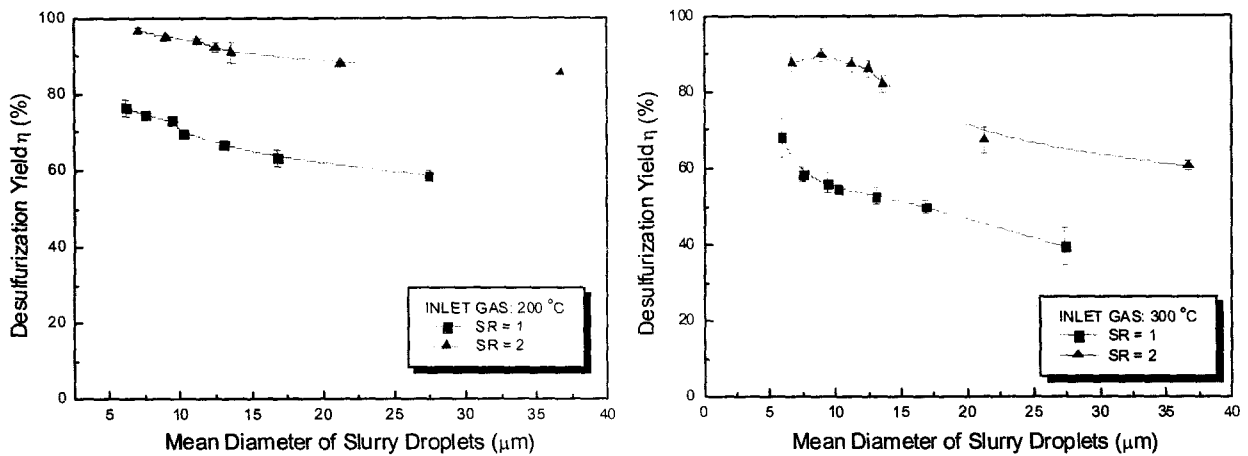


그림 22 유입 기체 SO₂ 농도: 500 ppm

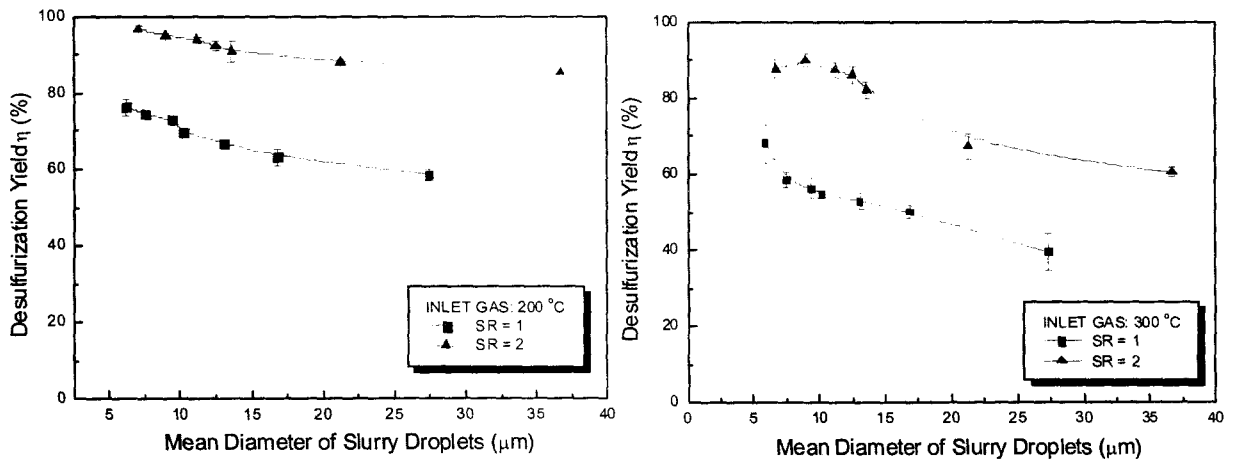
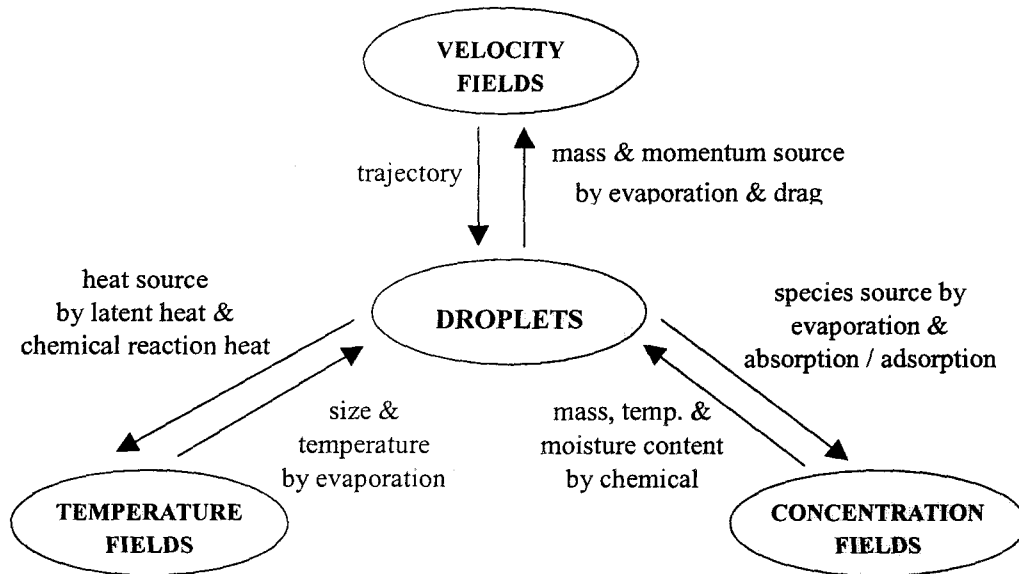


그림 23 유입 기체 SO₂ 농도: 1000 ppm

4. 수치 해석 모델링

4-1. 해석 모델 및 지배방정식

반건식 세정기 내의 열유동 및 화학반응을 해석에는 산성가스가 포함된 기체상의 배가스, 증발이 일어나는 액적 내의 액체 및 고체상의 물질이 포함되기 때문에 매우 복잡하다. 그림 24는 이러한 기체의 속도장, 온도장, 농도장과 액적과의 상호작용을 도식적으로 표현한 것이다. 본 연구에서는 단순한 spray drier model이 포함된 상용코드를 이용하여 기체장과 액적의 궤적 및 상태를 먼저 계산하고 이를 이용하여 액적으로의 흡수/흡착 반응에 따른 농도장 및 온도장의 변화를 구하여 기체장을 재계산하였다.



INTERACTIONS BETWEEN FIELDS & DROPLETS

그림 24 유동장과 액적의 상호작용

PSI-Cell Model을 이용한 수치해석 프로그램

증발이 일어나는 액적이 분무되는 유동장의 경우 증발에 의한 질량, 모멘트 그리고 에너지 전달에 의해 유동장과 액적의 궤적이 상호 영향을 받으므로 two-way coupling 방식인 PSI-Cell 모형(Particle Source In-Cell Model)으로 해석하여야 한다.

먼저 액적이 분무되지 않은 상태에서 속도장, 온도장, 농도장을 포함한 순수 기체

의 유동장을 Eulerian approach를 통해 해석하고, 이 결과를 이용하여 Lagrangian 관점에서 액적의 위치를 결정하게 된다. 여기에 spray drier model을 적용시켜 액적의 증발을 해석하여 기체장으로의 질량, 모멘트, 에너지 전달량을 구한다.

액적의 증발과 동시에 일어나는 산성가스의 흡수/흡착 및 화학반응은 양방향으로의 물질전달이 일어나므로, 구해진 액적의 궤적을 따라가며 액적의 상태(state)에 따른 산성가스의 흡수/흡착량 및 화학반응열을 계산하고 이를 다시 기체장의 생성항으로 대입하여 액적 증발과 같은 방식으로 기체장을 재계산하였다. 이때 산성가스의 반응량은 액적의 크기 및 수분함량 등의 상태와 기체장의 농도비(mole fraction)에 따라 결정되어 지는데 흡수영역에서는 액적 표면에서의 물의 분포면적에 따라 흡수량이 결정되며, 흡착영역에서는 고체상 물질의 분포면적에 비례하여 흡착량이 결정된다.

본 연구에서는 기체의 유동장과 일정한 크기 분포를 갖는 단순액적의 거동을 해석하기 위해 FDM 방식의 열유동 해석코드인 CFD Research Corporation사의 CFD-ACE를 이용하였으며, 액적의 증발에 따른 산성가스의 제거 과정을 해석하기 위해 SO₂와 액적에서 증발된 수분과의 화학반응으로 모사하여 계산하였다. 액적은 단순증발모델을 이용하였으며 각각의 축방향 위치에서 반경방향의 SO₂ 농도 평균을 구하기 위해 각 격자의 부피와 해당 위치에서의 유량을 이용해 계산하였다.

액적의 지배방정식 및 증발모델

입자의 거동을 나타내는 방정식은 아래와 같다. 입자의 Reynolds수가 작은 Stokes 영역($0 \leq Re_d \leq 0.2$)에서는 Stokes law를 만족하며, Reynolds수가 증가하여 난류 영역($500-1000 \leq Re_d \leq 2 \times 10^5$)이 되면 항력계수가 일정하게 된다.

Droplet motion

$$\frac{d\bar{u}_d}{dt} = \frac{3C_D \rho}{4d_d \rho_d} |\bar{u} - \bar{u}_d| (\bar{u} - \bar{u}_d) + \bar{g}$$

where at very low Re_d : $C_D = 24/Re_d$

for high Re_d : $C_D = 0.44$

한편, 고체가 포함된 입자(solid-liquid droplet)의 경우 배가스로의 증발에 의한 물질전달 속도는 액적의 수분함량에 의해 결정되며 앞의 이론에서 설명한대로 일정 증발을 구간, 감소증발을 구간 그리고 건조구간으로 구분된다. 각 구간으로의 천이는 임계수분함량과 평형수분함량에 의해 정해진다.

화학반응 모델링

반건식 세정기 내부에서 흡수에 의한 산성가스의 제거과정은 2중막이론(two-film theory)으로 해석되며 다음과 같은 단계로 진행된다.

- 1) 배가스(bulk gas)에 포함된 오염물질이 분무입자 주위의 가스막(gas film)을 통하여 분무입자 표면으로 전달됨
- 2) 액상으로 용해된 오염물질이 액막을 통하여 반응면(reaction plane)으로 확산됨
- 3) 액막을 통해 흡수제가 용해되어 확산됨
- 4) 액상의 반응면에서 이온끼리 화학반응이 일어나 반응생성물이 침전됨

산성가스의 제거효율은 2중막에의 물질전달 속도에 의해 결정되며 가스막에 의한 저항(gas film resistance)과 고체의 용해 저항을 고려한 물질전달율로 나타내어진다. 이때 이온들의 확산에 관련된 액막의 저항은 기상에서의 물질전달이나 고체의 용해저항에 비해 아주 작아서 무시할 수 있다.(Damle,1985)

이러한 가스상, 액체상, 고체상의 물질전달 저항을 일정증발율 구간 및 감소증발율 구간에서 복합적으로 고려하여 물질전달율을 구하면 다음과 같다. (Partridge, 1987, Yuan, 1990)

$$n_{combined} = \frac{\pi d^2 \left(C_{s,sat} \left(\frac{D_{s,l}}{D_l} \right) + \left(\frac{C_g X_v}{H} \right) \right)}{\frac{1}{K_l} + \frac{1}{Hk_g} + \frac{pd^2 \delta R_L}{D_l A}}$$

where n_{comb} : mass transfer rate of SO₂ based on the combination resistance(g moles/sec)

D_l : diffusion coefficient of SO₂ in the liquid phase (cm²/sec)

$D_{s,l}$: diffusion coefficient for SO₂ in the bulk liquid phase

H : Henry's Law constant for SO₂

k_l : mass transfer coefficient for SO₂ (cm/sec)

δ : thickness of liquid phase (cm)

R_L : fraction of the initial amount of sorbent available

산성가스 제거효율

유입되는 배가스에 포함된 산성가스의 양은 부피비(volume fraction)로 지정되며 배가스에 균일하게 분포되어 있다고 가정한다. 반건식 세정기의 산성가스 제거효율은 액적과의 반응에 의해 제거되지 않고 출구에서 방출되는 산성가스의 양으로부터 계산된다. 이때 반경방향으로의 cell의 부피차이와 유속 변화에 따른 영향을 고려하여 반경방향으로의 평균값을 구하게 된다.

2차원 격자를 사용한 경우 반경방향의 SO₂ 농도를 계산하며, 3차원 격자를 사용한 경우 출구면의 모든 격자에 대한 SO₂ 농도의 평균을 구하게 된다.

4-2. 배가스 유입속도의 영향

먼저 분무상태가 일정한 경우에 대해 배가스의 유입속도를 변화시켜 가며 SO₂ 농도장의 변화와 산성가스 제거효율을 구하였다. 배가스의 유입속도는 액적의 건조기 체류시간을 결정하는 가장 중요한 변수로 유입속도가 감소할수록 액적의 건조기 내 체류시간이 길어지게 되므로 산성가스와의 반응기회가 증가하여 전체적으로 제거효율을 높이게 된다. 엄밀하게 보면 액적의 건조기 체류시간은 유동과의 항력에 의해 초기 분무위치에서 유동의 진행시간과 약간의 차이를 보이지만 액적의 충분히 작은 경우 그 값을 유속으로 계산한 값으로 대체할 수 있다.

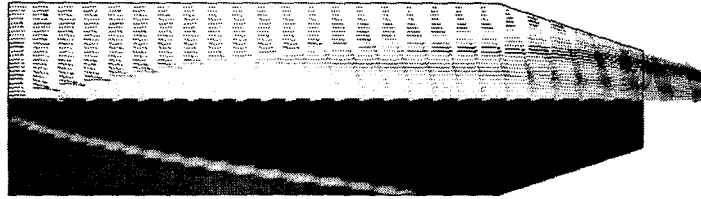
배가스 유입속도는 0.5, 1.0, 2.0 m/sec로 하고 분무액적의 평균크기는 300 μ m과 700 μ m에 대해 계산하였다. 그림 25와 26은 각각의 경우에 대한 속도장과 농도장의 변화를 유입속도의 변화에 대해 계산한 결과이다.

그림 27 (a)는 초기 분무액적의 평균크기가 300 μ m인 경우에 대해 배가스 유입속도의 변화에 따른 축방향 농도의 변화를 나타낸 그래프이다. 기본이론에서 설명된 것처럼 유속이 줄어들면 산성가스의 제거효율이 증가하여 농도가 줄어든 것을 볼 수 있다. 그림 27 (b)는 700 μ m에 대한 계산결과이며 유입속도가 같은 영향을 주는 것을 볼 수 있다.

이러한 결과로부터 배가스의 유입속도 변화에 따른 산성가스 제거효율을 나타낸 것이 그림 28이다. x=0.6, x=0.9인 위치에서 각각의 입자크기분포에 대한 제거효율의 변화를 함께 표시하였고 유속의 증가에 대한 제거효율의 감소 경향을 관찰할 수 있다

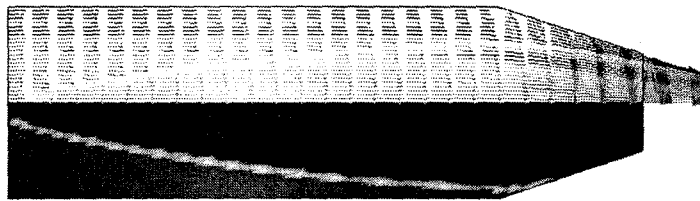
2D Spray Drying Absorber

Velocity fields with temperature change



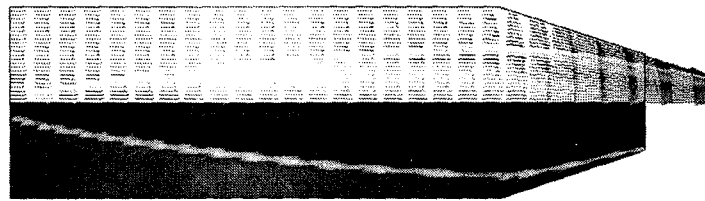
(a) inlet gas velocity $U=0.5$ m/sec

Velocity fields with temperature change



(b) inlet gas velocity $U=1.0$ m/sec

Velocity fields with temperature change



Variation of SO2 Concentration

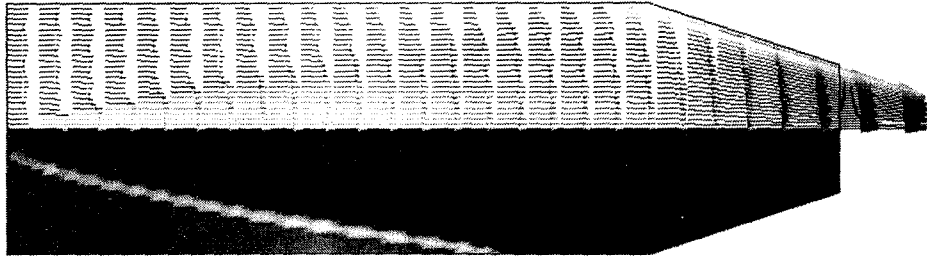


(c) inlet gas velocity $U=2.0$ m/sec

그림 25 배가스 유입속도에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화
(분무액적 평균크기 = $300\mu\text{m}$, 슬러리 분무량 = 0.0005 Kg/sec)

2D Spray Drying Absorber

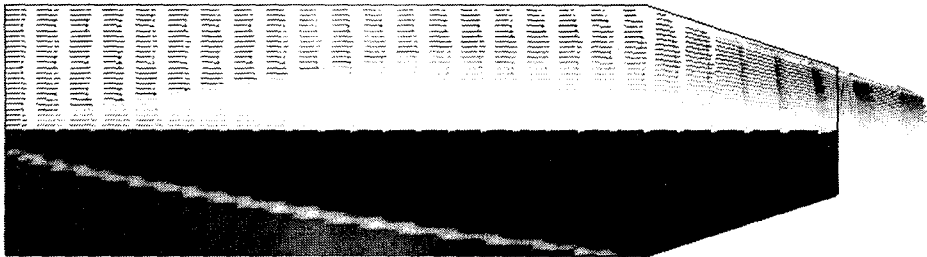
Velocity fields with temperature change



Variation of SO2 Concentration

(a) inlet gas velocity $U=0.5$ m/sec

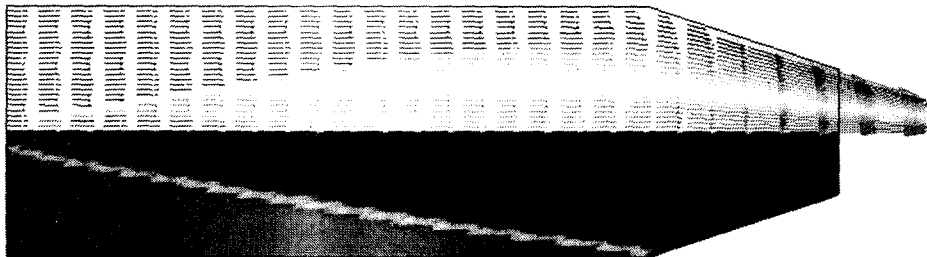
Velocity fields with temperature change



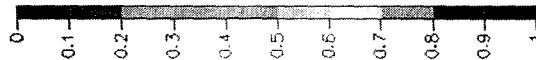
Variation of SO2 Concentration

(b) inlet gas velocity $U=1.0$ m/sec

Velocity fields with temperature change

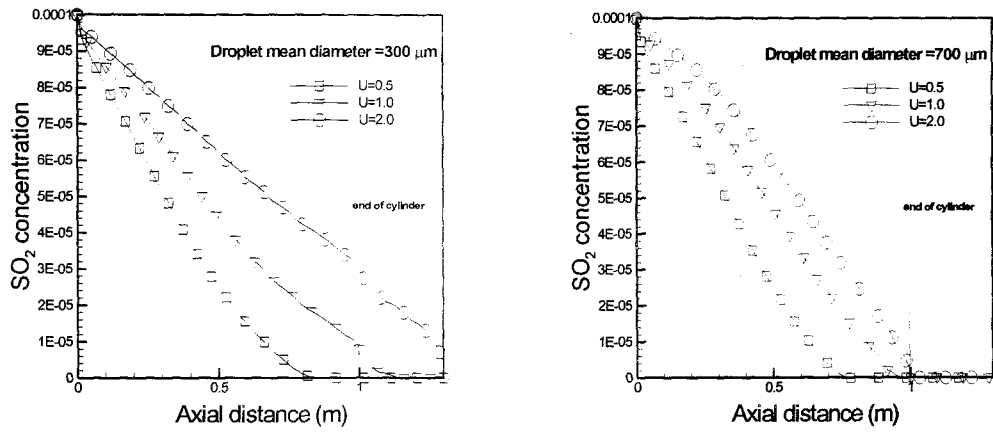


Variation of SO2 Concentration



(c) inlet gas velocity $U=2.0$ m/sec

그림 26 배가스 유입속도에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화
(분무액적 평균크기 = $700\mu\text{m}$, 슬러리 분무량 = 0.0005 Kg/sec)



(a) mean diameter = 300μm (b) mean diameter = 700μm 그림 27 배가스 유입속도에 따른 축방향 SO₂ 농도

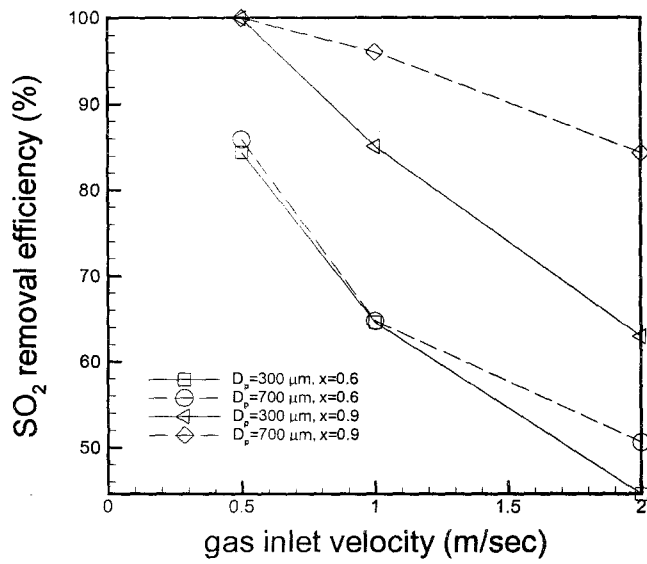


그림 28 배가스 유입속도에 따른 산성가스 제거효율

4-3. 슬러리 분무량(당량비)의 영향

일반적으로 반건식 세정기를 이용한 산성가스의 제거장치의 경우 경제성을 고려하여 알칼리성 슬러리의 당량비에 따른 성능으로 표시한다. 당량비를 변화시키는 요인으로는 슬러리 lime내의 흡수제 농도를 증가시키거나 슬러리 분무량을 증가시키는 방법이 있다.

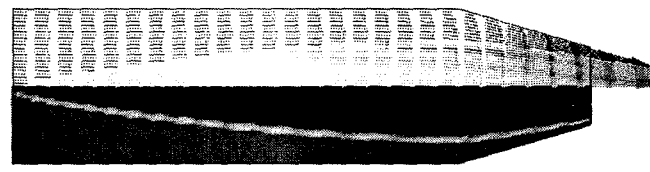
흡수제의 농도를 증가시키는 경우 일정량 이상으로 운행하였을 때 노즐이나 슬러리 이송관로에서 막힘 현상이 발생하기 때문에 실제 운전에는 적용에 한계가 있어 대략 1.2 정도로 유지한다. 액적의 분무량을 증가시키는 경우 노즐의 형상과 분무조건에 따라 발생하는 액적의 크기에 제한이 다르므로 두 조건을 적절히 조절하여야 한다.

본 계산에서는 분무되는 액적의 크기분포가 일정하다고 가정하고 분무량을 변화시켜 가며 SO₂의 농도변화를 해석하였다. 계산은 분무량을 0.00005, 0.0001, 0.0005, 0.001, 0.002 kg/sec로 변화시켜가며 수행하였다.

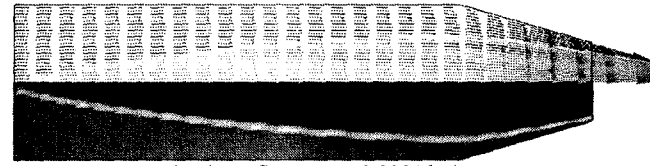
분무량이 증가하는 경우 산성가스를 제거할 수 있는 용량이 증가하므로 제거효율이 높아지게 되지만 일정량 이상의 경우 그 증가율이 둔화되는 경향이 있다. 즉 분무액적의 궤적을 따라 산성가스와 접촉하는 범위가 일정하므로 포화점에 이르면 당량비의 증가에 의한 영향이 줄어들게 되는 것이다.

그림 29는 각 분무량에 대한 건조기 내의 속도장과 SO₂ 농도장의 변화를 비교한 그림이다. 분무량의 증가에 따라 줄어드는 농도장의 변화를 볼 수 있으며 그 영향은 분무량이 클수록 줄어드는 것을 볼 수 있다.

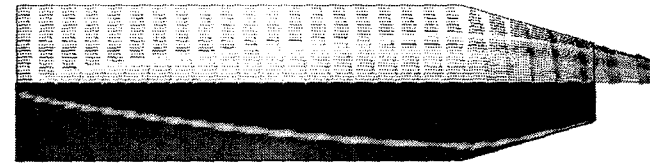
그림으로 표시된 농도장의 변화를 정량적으로 나타낸 그래프가 그림 30과 그림 31이다. 먼저 그림 30은 4-2절과 마찬가지로 축방향 위치에 따른 SO₂의 농도를 반경방향 평균값으로 나타낸 것이며 그림 31은 특정 위치에서까지의 제거효율을 분무량의 변화에 대한 값으로 표현한 그래프이다. 분무량의 증가에 따른 제거효율의 증가를 관찰할 수 있으며 분무량이 작은 범위에서 그 변화율이 두드러짐을 알 수 있다. 따라서 반건식 세정장치의 경제성을 고려할 때 분무량을 결정하는데 이 결과를 이용할 수 있을 것이다.



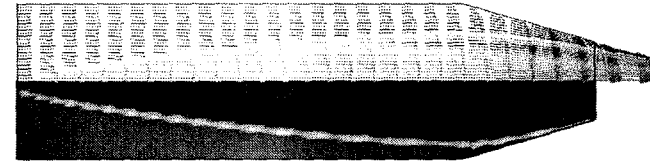
(a) slurry flow rate = 0.00005 kg/sec



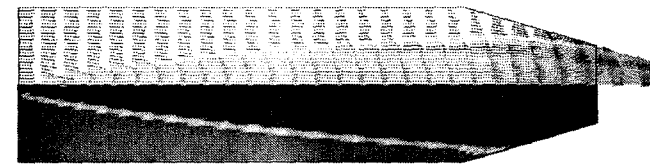
(b) slurry flow rate = 0.0001 kg/sec



(c) slurry flow rate = 0.0005 kg/sec



(d) slurry flow rate = 0.001 kg/sec



(e) slurry flow rate = 0.002 kg/sec

그림 29 슬러리 분무량 변화에 따른 속도장, 온도장 및 농도장의 변화
(분무액적 평균크기 = 300 μ m, 배가스 유속 = 1.0 m/sec)

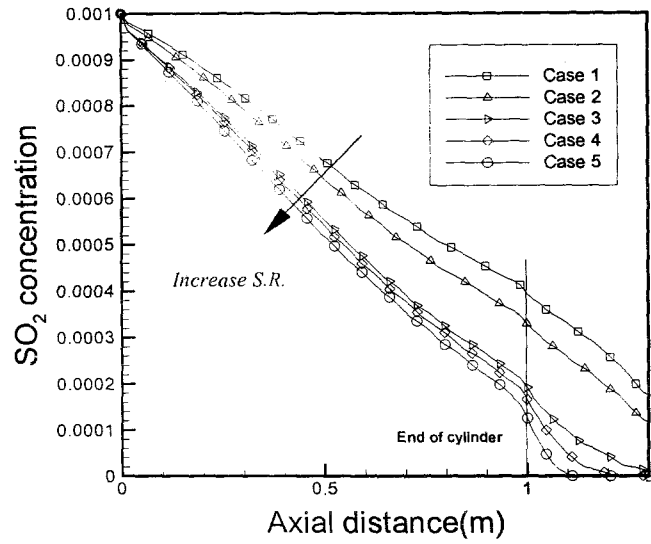


그림 30 슬러리 분무량 변화에 따른 축방향 SO₂ 농도

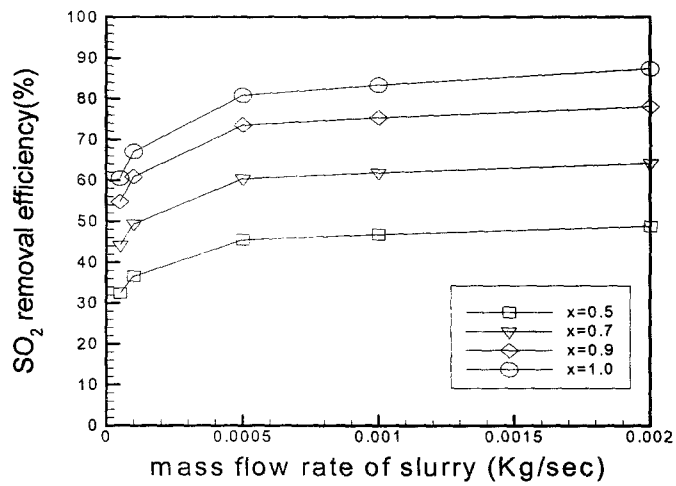


그림 31 슬러리 분무량 변화에 따른 산성가스 제거효율

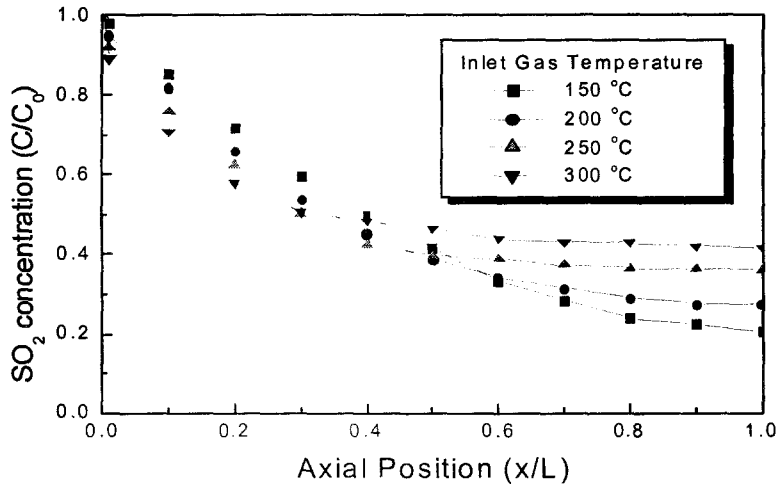
4-4. 배가스 유입 온도의 영향

배가스의 유입 온도는 액적의 증발 과정에 영향을 미치기 때문에 SO₂와 액적의 반응시간과 연관되어 있다. 본 연구에서는 4 가지 값의 유입 온도 조건을 사용하여 SO₂ 제거 효율과 액적 증발 시간과의 관계를 살펴보았다. 수치 해석은 2가지 서로 다른 액적 크기와 반건식 세정기 운행 조건에 대해 반복해서 수행되었으며 그 결과는 표 4에 정리되어 있다.

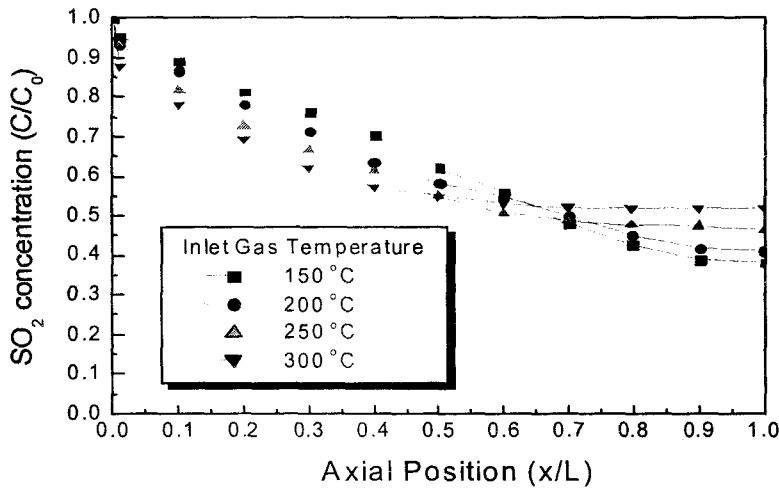
Varied Value	CASE1	CASE2	CASE3	CASE4
gas temperature (K)	473	523	573	623
sizedistribution	CASE1		CASE2	
Number of droplets	21		21	
SMD (m)	10		30	
Fixed Value	Parameter			Condition
Inlet Gas Condition	residence time			10 sec
	velocity			0.2 m/sec
	temperature (K)			523
	concentration (ppm)			500
Spray Condition	Stoichiometric Ratio			1
	feed rate (g/sec)			0.458
	angle (Deg ree)			20
	velocity (m/sec)			50

표 4 온도 효과 검증을 위한 경계 조건

높은 배가스 유입 온도의 경우 액적이 증발과정이 빨라지게 되고 증발과정의 가속현상은 액적 궤적주위의 온도 구배를 가파르게 한다. 결과적으로 전체 증발시간이 단축되어 반응시간이 감소되게 되고, SO₂ 제거량이 감소하게 된다. 그림 32에는 평균 SO₂ 농도의 축 방향 변화가 나타나 있다.



(a) SMD = 10 μm

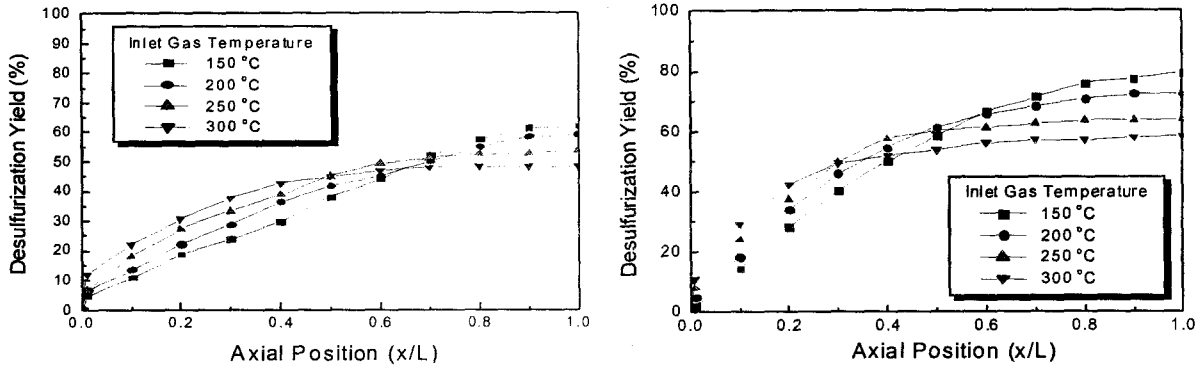


(b) SMD = 30 μm

그림 32 배가스 온도에 따른 SO₂ 농도의 변화

그림 32를 통해 낮은 입구 온도의 경우가 SO₂ 제거량이 더 많아짐을 알 수 있다. 이 사실을 통해 액적의 평균 입경이 다른 두 가지 경우 모두 액적의 증발 시간이 입구 온도에 감소에 따라 증가했음을 알 수 있다. 그림 33은 세정기 내에서의 축 방향에 위치에 따른 SO₂ 제거 효율을 보여주고 있다. 입구 온도가 150°C 인 경우 큰 액적들은 완전 증발되지 않고 챔버를 통과하게 된다. 액적이 완전증발되지 않고 하류로 나갈 경우 부식의 원인이 될 수 있으므로, 입구 온도는 최소

한 액적이 완전히 증발되는 온도 이상으로 유지되어야 한다. 배가스 입구 온도의 영향은 그림 34에 요약되어 있으며, 이 경향은 실험의 결과와 유사한 경향을 보여주고 있다.



(a) SMD = 10 μm

(b) SMD = 30 μm

그림 33 배가스 온도에 따른 SO₂ 제거효율의 변화

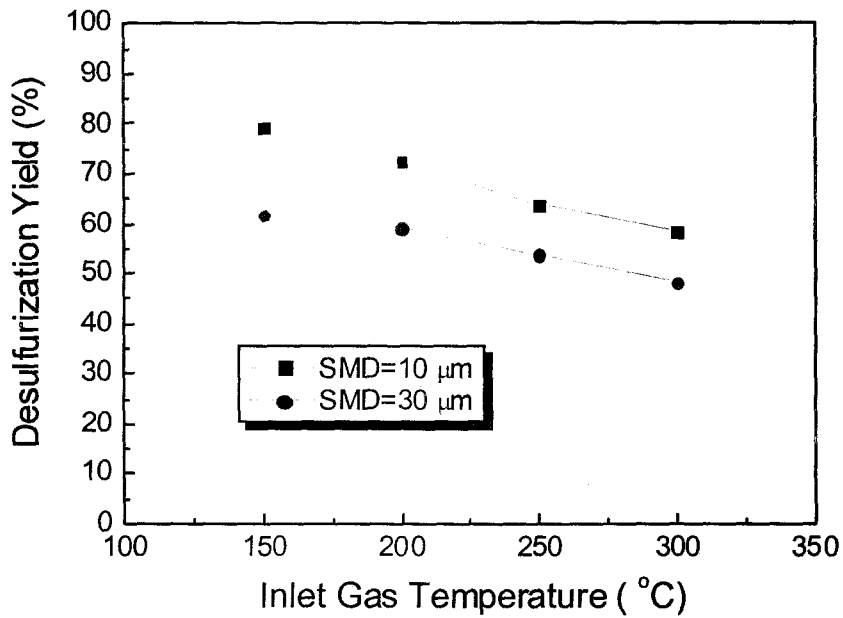
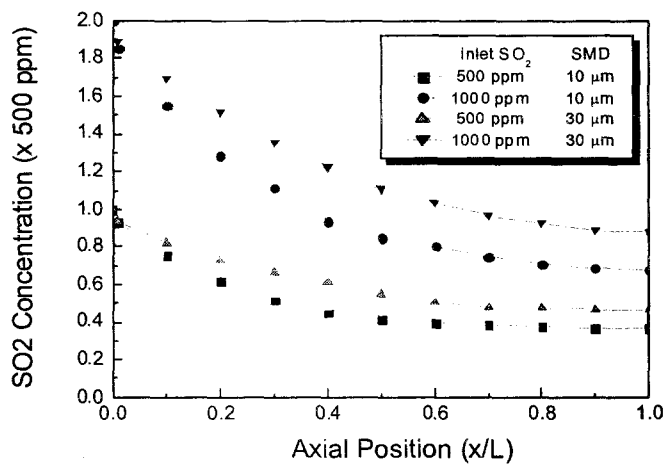


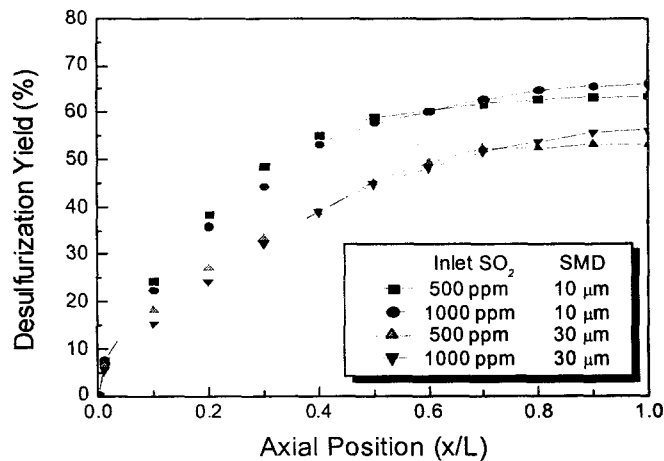
그림 34 배가스 온도 효과 요약

4-5 배가스 SO₂ 농도의 영향

연소 가스의 초기 SO₂ 농도가 탈황 과정에 미치는 효과를 주어진 유량 및 농도에 일정 당량비(SR=1)를 가지는 2 가지 그룹의 액적 및 슬러리 공급량에 대해 살펴보았다. 평균 SO₂ 농도와 SO₂ 제거 효율은 그림 35에 나탄 있다. 유입 SO₂의 농도가 높은 경우, 액적의 크기가 작은 경우에 대해 약간의 제거 효율 상승 효과가 관찰되었다. 초기 SO₂ 농도는 확산에 의한 충분한 SO₂ 분자의 공급으로 설명될 수 있다. 충분한 증발 시간이 주어진 조건하에서는 SO₂ 분자의 수의 증가는 액적의 탈황 능력을 최대화 할 수 있다.



(a) SO₂ 농도의 변화



(b) SO₂ 제거 효율의 변화

그림 35 SO₂ 유입 농도에 따른 변화

4-6 슬러리 평균 입경의 영향

서로 다른 평균 입경(SMD)을 가지는 8가지 슬러리 액적 그룹에 대해 탈황 과정을 시뮬레이션 하였으며, 액적 크기가 제거 효율에 미치는 영향을 비교하였다. 각 액적 그룹은 실험을 통해 얻어진 데이터를 로그-노말 분포를 가지는 것으로 가정하였다. 시뮬레이션은 당량비가 1,2,3 인 경우와 배가스 유입온도가 200℃와 300℃인 경우에 대해 반복해서 수행되었다.

액적의 평균 입경이 SO₂ 제거 효율에 미치는 효과는 배가스 유입 조건과 액적의 수 등이 증발 및 탈황 과정에 다양한 영향을 미치기 때문에 매우 복잡하다. SO₂의 흡수율은 액적의 수용능력과 확산에 의해 공급되는 SO₂ 분자의 수에 의해 결정된다. 젖어 있는 액적 표면적의 총합은 액적의 크기가 작아질수록 증가하며 SO₂제거를 가속화 시킨다. 그러나 액적의 작은 크기로 인해 증발시간이 충분치 않거나, 액적의 수가 너무 많을 경우 액적에 대한 대류나 확산에 의한 SO₂의 공급이 원활히 이루어지지 않아 액적의 칼슘이 충분히 활용되지 않게 된다. 이런 경우 결과적으로 SO₂ 제거 효율은 전체 액적 표면적의 증가에도 불구하고 감소하게 된다.

초기 액적크기가 증가하면서 액적의 궤적은 벽에 근접하게 되고 증발시간이 증가하게 된다. 이러한 원인에 의해 그림 36에서처럼 중심에서 기체온도는 액적의 크기가 작은 경우에도 낮은 상태를 유지하게 된다.

반응기 내에서 액적의 크기가 감소할수록 SO₂ 제거량이 증가하였으며, 이 효과는 전체 액적 표면적의 증가로 설명될 수 있다.

유입 기체온도가 200℃와 300℃인 경우 액적 평균 입경의 효과는 그림 37에 나타나 있다. 그림 37에서는 SO₂ 제거 효율의 슬러리 액적 평균 입경에 대한 변화를 살펴볼 수 있다.

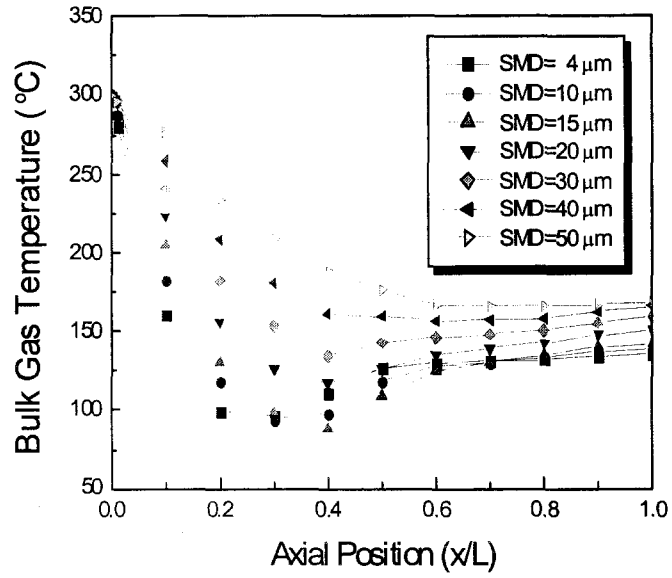
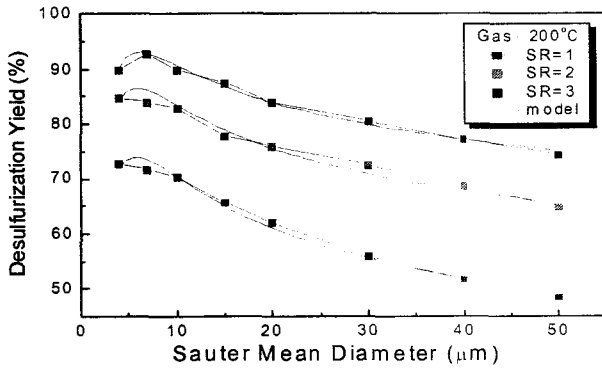
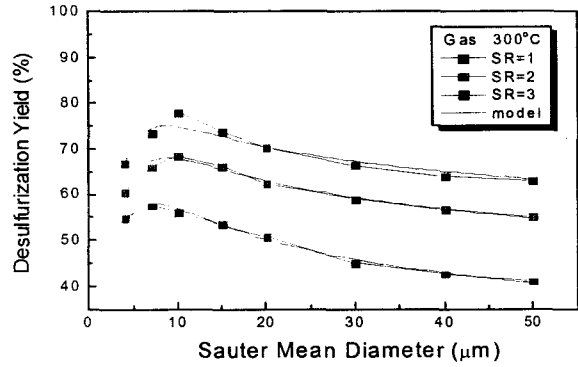


그림 36 중심에서 기체 온도의 변화



(a) 배가스 온도가 200°C 인 경우



(b) 배가스 온도가 300°C 인 경우

그림 37 액적 평균 입경의 SO₂ 제거 효율에 대한 효과

위에서 설명한 것과 같이 제거효율 곡선은 크게 두 영역으로 나눌 수 있다. 액적의 크기가 작은 경우의 효율이 급격히 상승하는 영역과 액적의 크기가 큰 경우 효율이 서서히 감소하는 두 가지 영역을 구분 할 수 있다. 두 번째 영역의 경향은 전체 액적 표면적의 감소에 의한 영향으로 설명할 수 있다. 큰 평균 입경을 가진 액적이 주입될 경우 전체 표면적의 액적의 평균 입경에 비례하여 감소한다. 반면에 액적 평균 입경이 감소하여 충분한 SO₂의 공급을 보장할 수 없을 만큼 표면적이 증가하게 되면 효율은 오히려 감소하게 된다. 또한 입경이 작을 경우 SO₂ 분자가 벽면에서 흡수되는 시간에 비해 액적의 증발시간이 더 짧아져 제거 효율이 감소한다. 이러한 두 가지 경향이 더해져 최고 제거효율을 가지는 특정 평균 입경값이 존재하게 되며, 최적의 평균 입경은 배가스 온도가 300℃인 경우 약 7μm 정도였다.

그림 38에서는 칼슘의 활용 효율이 액적의 평균입경에 대해 나타나 있다. 수치 해석을 통한 액적의 평균 입경의 효과의 경향은 3장에서 실험의 결과와 잘 일치하고 있으며, 두 결과 모두 반건식 제정기의 특정 운행조건에 대해 최적의 평균 입경 조건이 존재한다는 사실을 제시하고 있다.

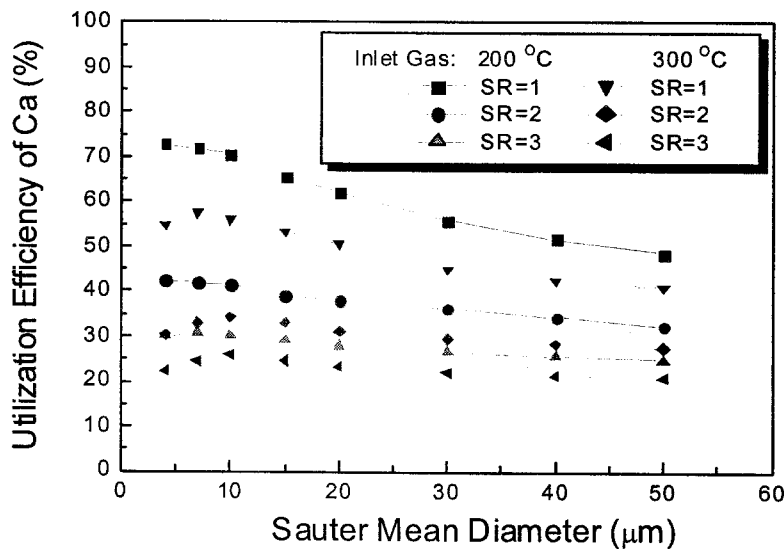


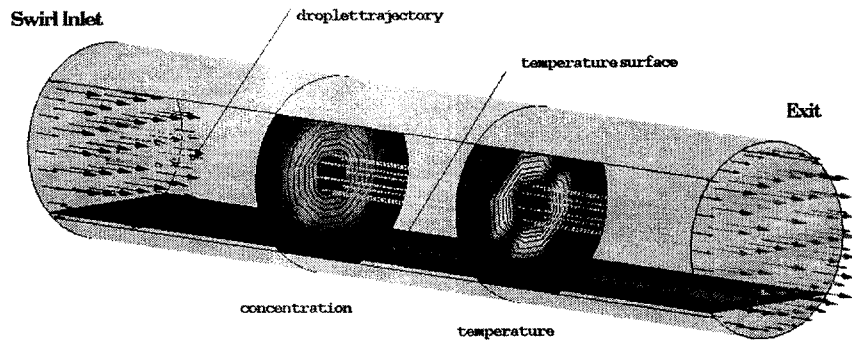
그림 38 액적 평균 입경의 칼슘 활용 효율에 대한 효과

4-7 입구 선회유동 조건의 영향

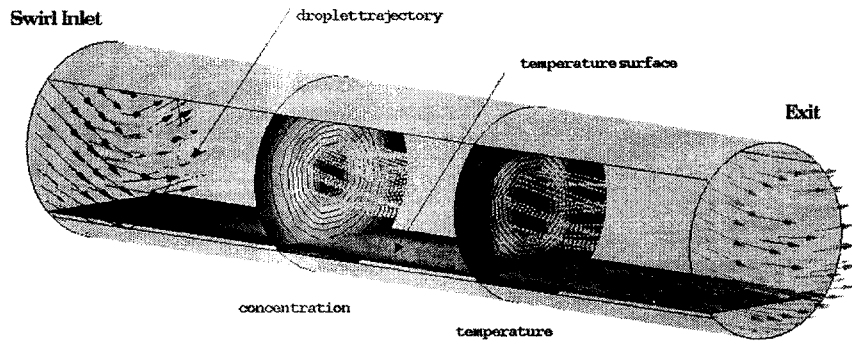
위에서 사용한 수치 해석 방법을 이용하여 유입 기체의 선회유동의 조건의 효과를 3차원 격자 시스템에서 검토해 보았다. 일반적으로 선회유동은 액적과 연소가스와의 혼합을 증가시켜 SO₂ 제거 성능을 향상시킨다. 동시에 액적의 증발시간이 감소되어 흡수 영역이 감소하게 된다. 이러한 제거 효율에 대한 상반되는 두 가지 효과를 평가하기 위해 다양한 선회 유동 강도에 대해 수치해석을 수행하였다.

선회유동 강도에 대한 액적 궤적, 온도장, 농도장의 변화는 그림 39로 비교해 볼 수 있다. 선회 유동의 강도가 증가할수록 액적의 궤적이 벽을 향해 확장되고 액적과 연소 가스와의 혼합 영역이 확대된다.

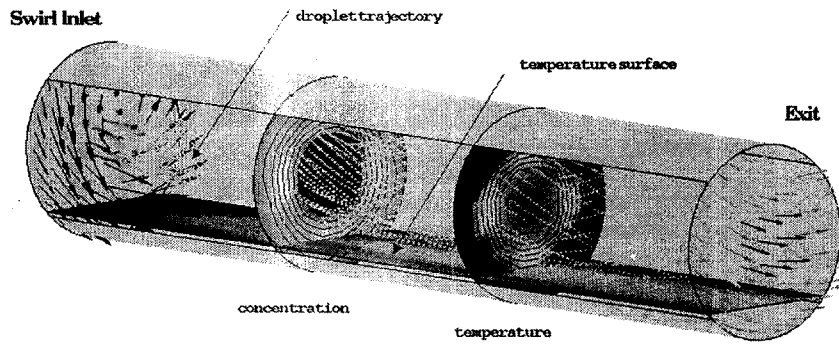
그림 40은 평균 입경이 20 μ m인 슬러리 액적에 대한 반응기 내에서 SO₂ 농도의 변화를 나타내고 있다. 위쪽의 그래프는 축 방향 위치에 따른 농도의 변화를 아래쪽 4 가지 그래프는 서로 다른 위치에서 반경 방향 위치에 따른 농도의 변화를 보여주고 있다. (a), (b), (c), (d)는 각각 선회유동 입구 조건이 0, 0.5, 1.0, 2.0m/sec인 경우이다.



(a) 선회 유동 강도 $U_t = 0$ rad/sec



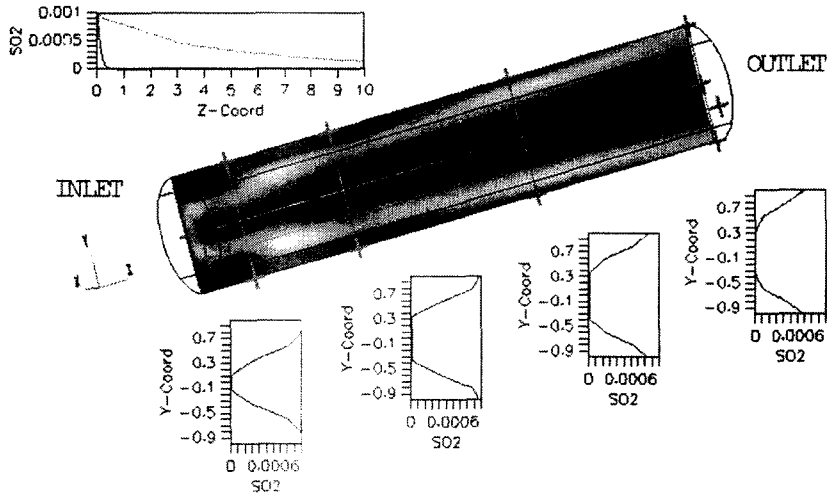
(b) 선회유동 강도 $U_t = 1.0$ rad/sec



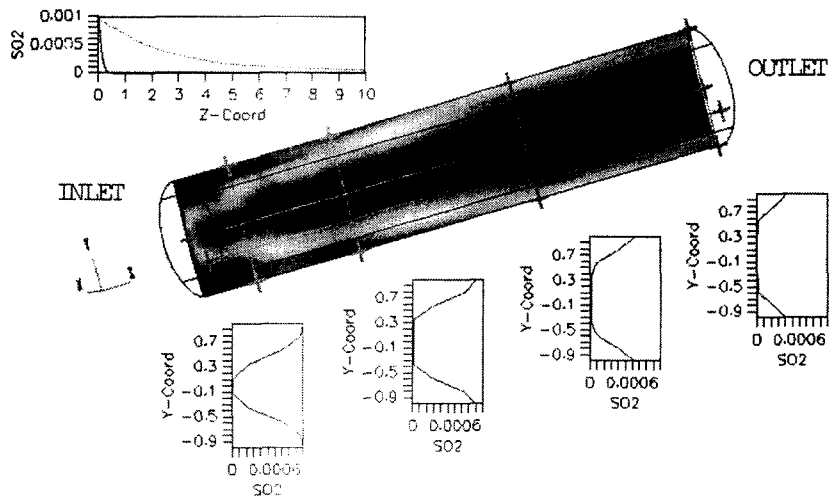
(c) 선회유동 강도 $U_t = 2.0$ rad/sec

그림 39 선회유동 강도에 따른 변화

3D Spray Drying Absorber : Variation of SO₂ concentration



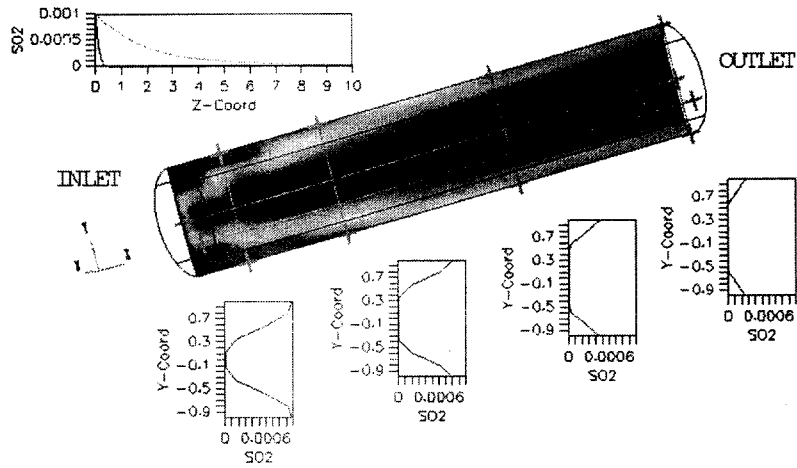
(a) 선회유동 강도 $U_t = 0$ rad/sec



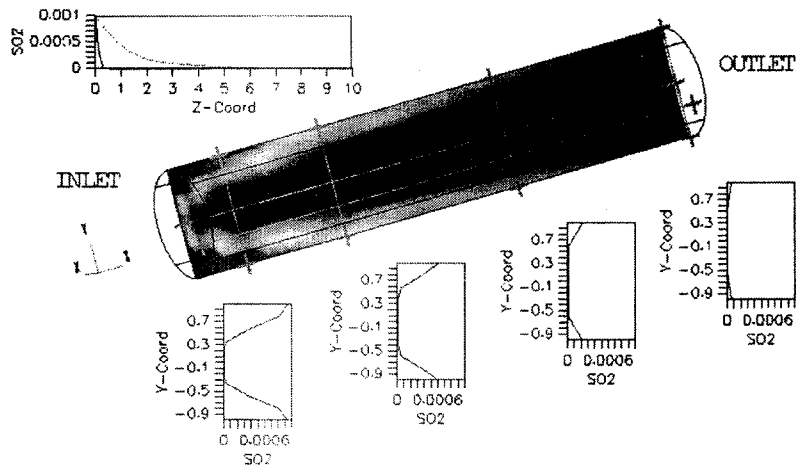
(b) 선회유동 강도 $U_t = 0.5$ rad/sec

그림 40 액적의 평균 입경이 $20\mu\text{m}$ 인 경우 선회유동의 효과
(다음장에 계속됨)

3D Spray Drying Absorber : Variation of SO₂ concentration



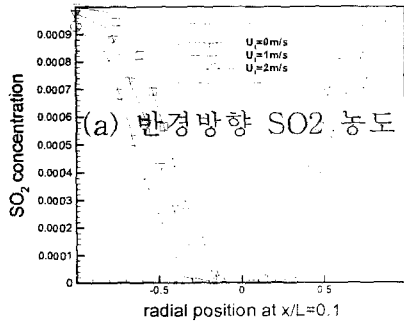
(c) 선회유동 강도 $Ut = 1.0$ rad/sec



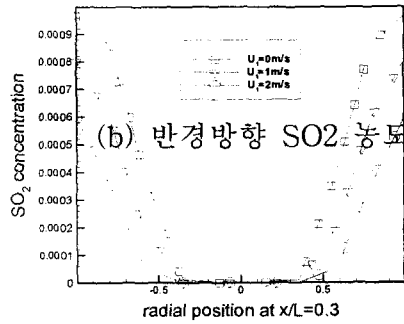
(d) 선회유동 강도 $Ut = 2.0$ rad/sec

그림 40을 통해 농도장의 기울기가 벽 근처에 비해 중심 근처에서 증가하는 현상을 관찰할 수 있다. 하류로 갈수록 SO₂의 농도는 감소하며, 벽 근처에서 농도는 미 반응 연소가스의 존재로 인해 상대적으로 높게 나타났다. 그림 40의 (a)-(d)를 비교해 보면 혼합의 강화로 인해 선회유동 강도의 증가는 탈황 성능에 긍정적인 효과를 가지고 있음을 알 수 있다.

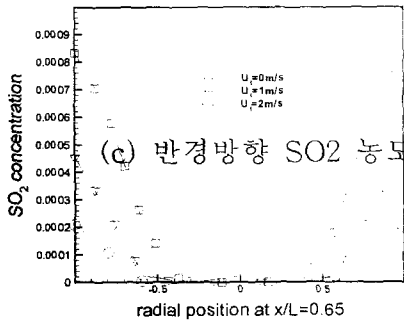
그림 41에서 그림 46은 선회유동 강도의 효과를 6가지 그룹의 액적에 대해 나타내고 있다. 그림들에서 선회유동의 강도는 액적의 평균 입경에 따라 제거 효율에 부정적인 효과도 가지고 있음을 알 수 있으며, 이 효과는 선회유동의 강도 결정에 있어서 고려되어야 할 것이다.



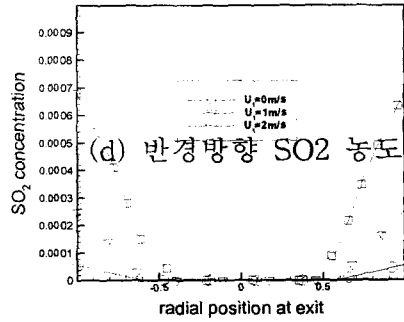
(a) 반경방향 SO2 농도



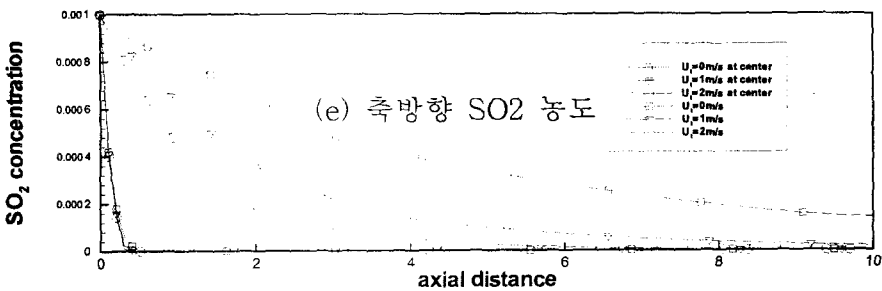
(b) 반경방향 SO2 농도



(c) 반경방향 SO2 농도

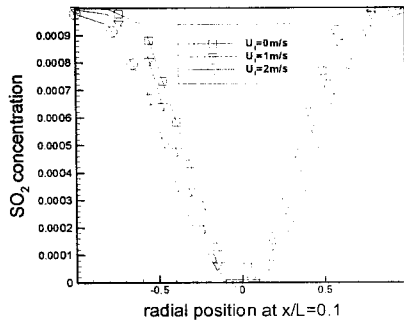


(d) 반경방향 SO2 농도

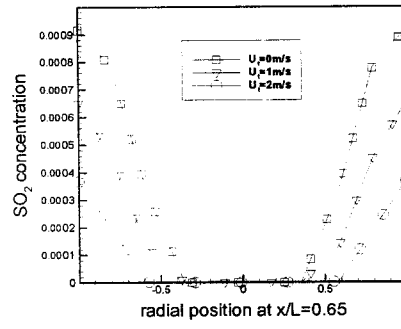


(e) 축방향 SO2 농도

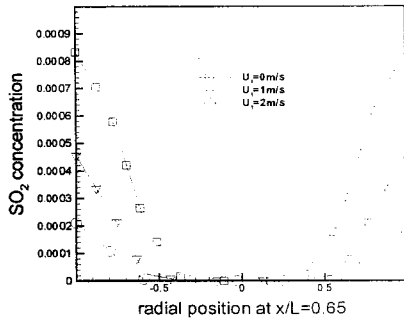
그림 41 평균 입경이 20 μ m인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO₂ 농도에 대한 효과



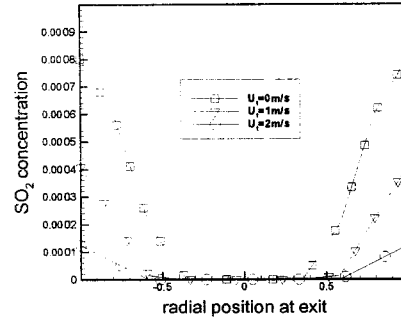
(a) 반경방향 SO2 농도



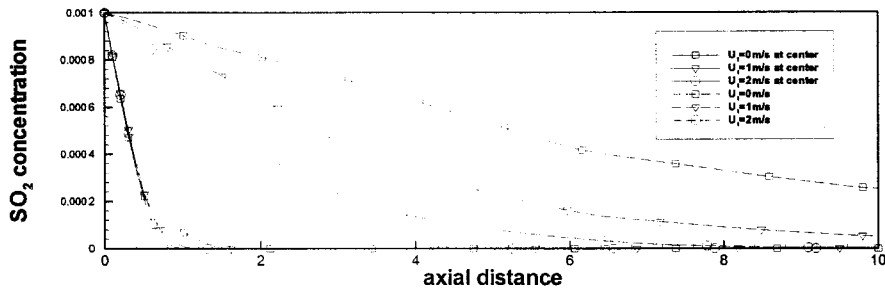
(b) 반경방향 SO2 농도



(c) 반경방향 SO2 농도

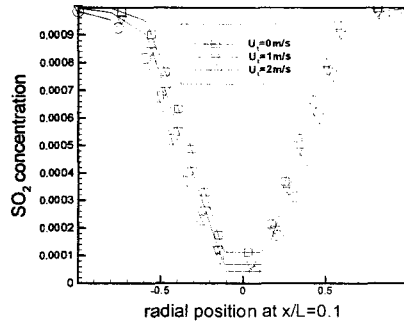


(d) 반경방향 SO2 농도

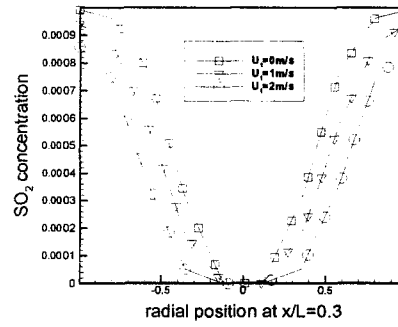


(e) 축방향 SO2 농도

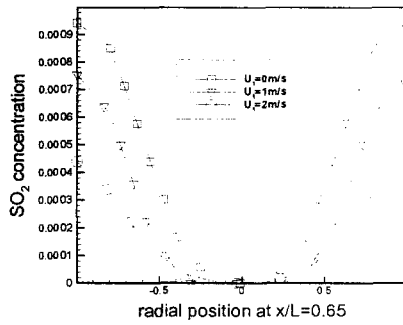
그림 42 평균 입경이 $30\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과



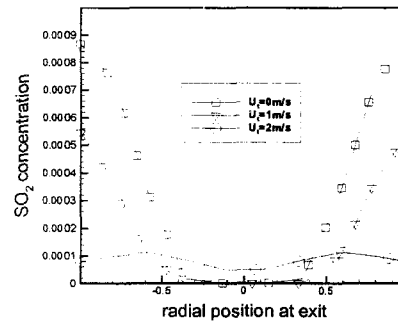
(a) 반경방향 SO2 농도



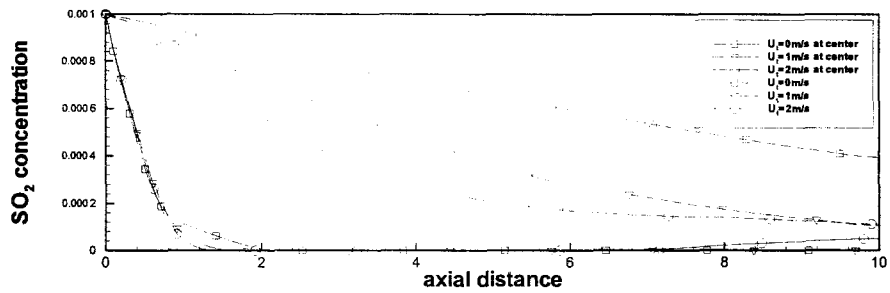
(b) 반경방향 SO2 농도



(c) 반경방향 SO2 농도

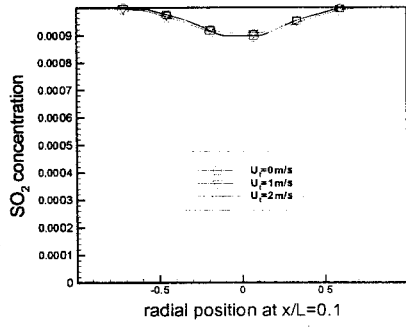


(d) 반경방향 SO2 농도

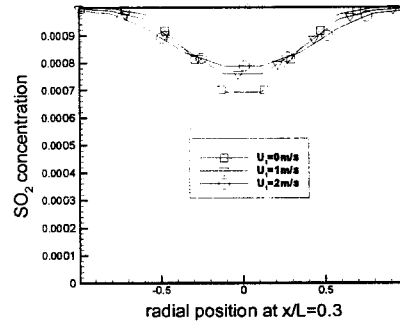


(e) 축방향 SO2 농도

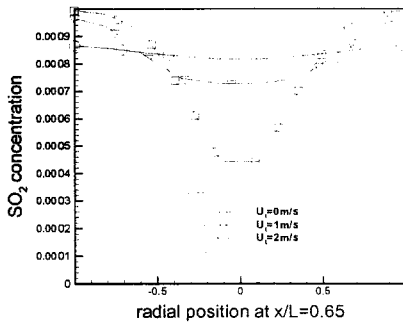
그림 43 평균 입경이 $40\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과



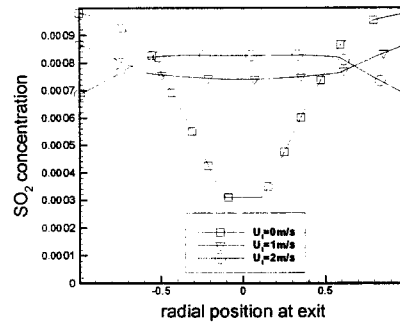
(a) 반경방향 SO2 농도



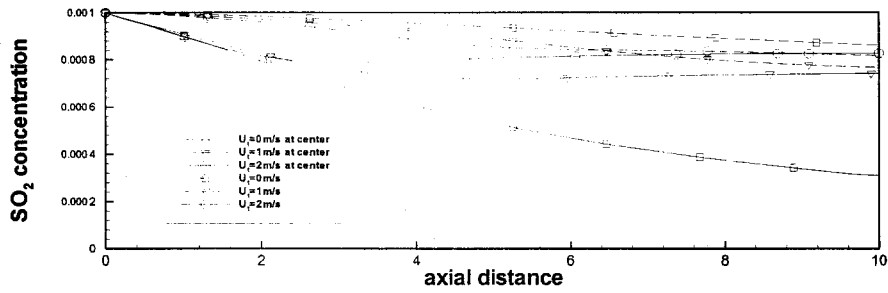
(b) 반경방향 SO2 농도



(c) 반경방향 SO2 농도



(d) 반경방향 SO2 농도



(e) 축방향 SO2 농도

그림 48 평균 입경이 $60\mu\text{m}$ 인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO_2 농도에 대한 효과

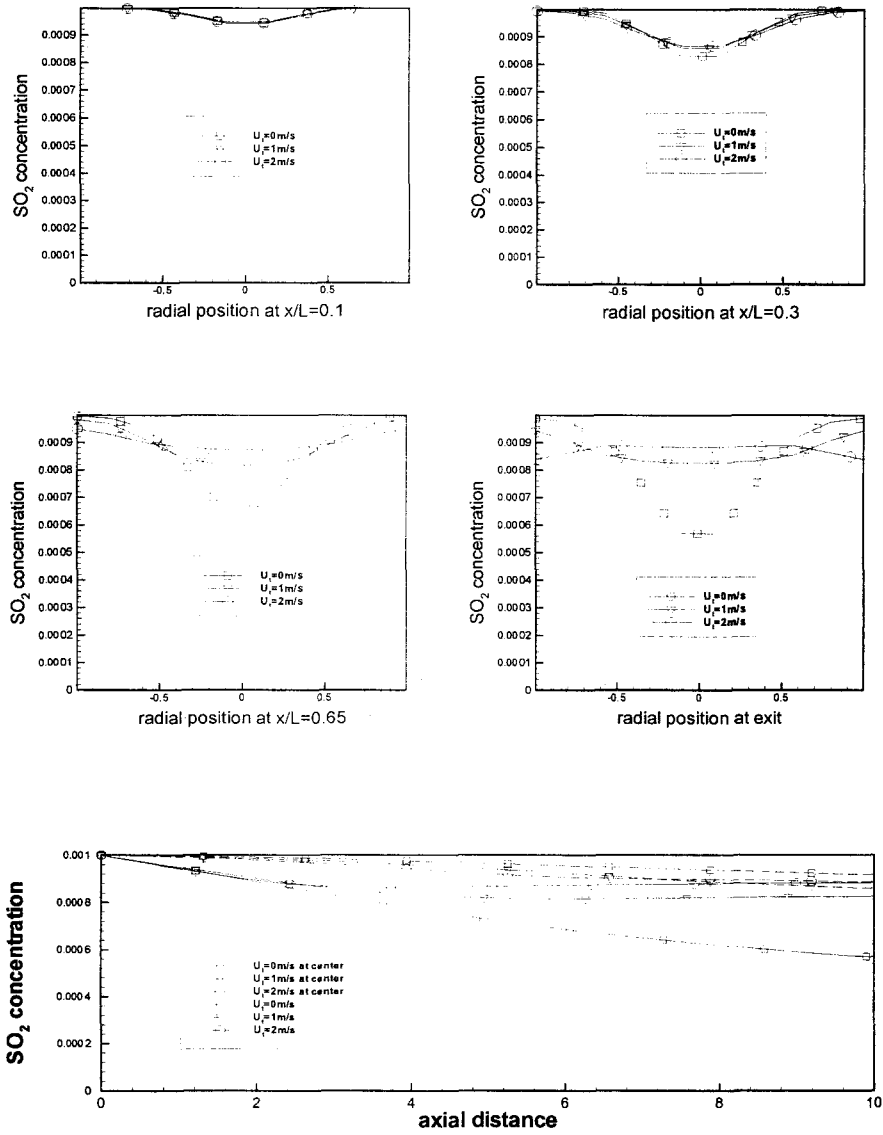
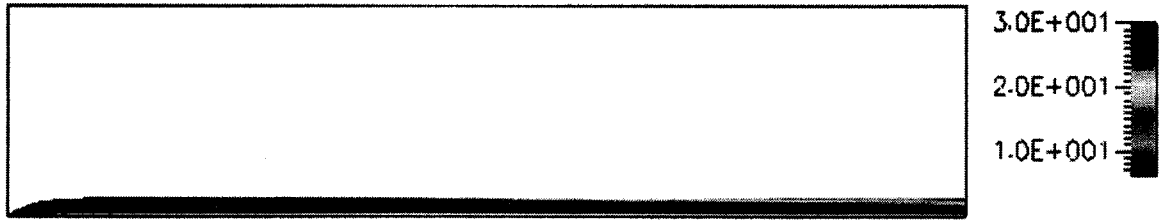


그림 46 평균 입경이 100 μ m인 슬러리 액적에 대한 선회 유동의 SO₂ 농도에 대한 효과

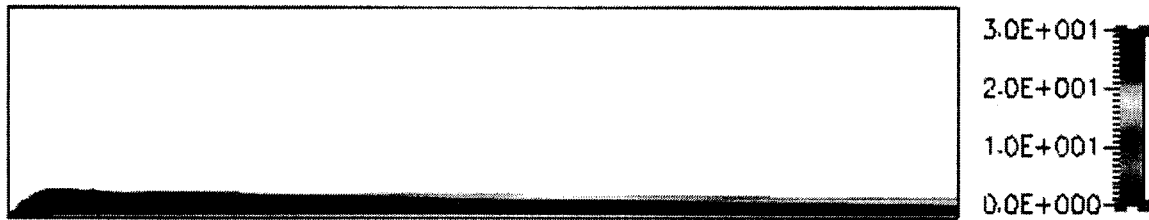
4-8 AR(Asspect Ratio)의 효과

반건식 세정기의 기하학적 형상이 성능에 미치는 효과를 검토하기 위해 반건식 세정기의 AR이 다른 경우에 대해 수치해석을 수행하였다. SO₂ 제거 과정의 대부분이 흡수 과정을 통해 일어나므로 기하학적 형상에 대한 연구에서는 슬러리 액적을 단순한 물 액적으로 묘사한 후 액적의 궤적과 증발을 통한 크기의 변화를 검토하였다. 수치해석은 서로 다른 분무각에 대해 반복되어 수행되었다.

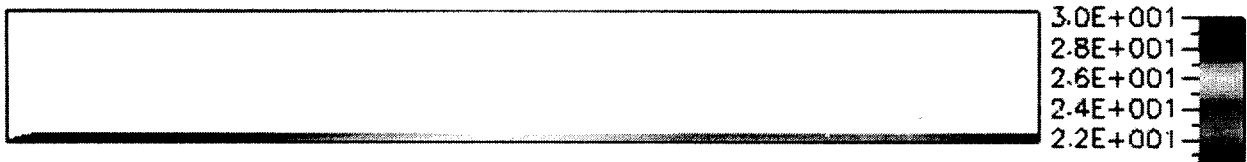
그림 47은 두 가지 AR값과 두 가지 분무각에 대해 슬러리 액적의 궤적과 크기를 나타낸 것이다. 그림 47을 통해 AR값이 증가할 경우 같은 분무각에 대해 액적의 증발이 증가하며, 또 같은 AR 값을 가질 경우 분무각이 증가할 경우 액적의 증발이 향상될 수 있다. AR값에 대한 효과는 같은 속도를 가진 액적이 세정기내로 유입될 경우 AR이 증가할수록 액적의 체류시간이 증가하여 충분한 반응 시간을 가지게 된다는 사실로 설명할 수 있으며, 분무각이 증가하게 되면 연소 가스와 액적의 혼합도가 증가하게 되어 액적과의 반응이 증가한다는 사실로 설명될 수 있다. 하지만 일정한 크기 이상의 분무각에 대해서는 분무된 액적이 유동을 벗어나 반응하지 않고 벽면에 침착하게 되므로 적절한 범위 내에서 분무각을 조절할 필요가 있다.



(a) AR=2.5 Spray Angle= 25°



(b) AR=2.5 Spray Angle= 45°



(c) AR=4.0 Spray Angle= 25°



(d) AR=4.0 Spray Angle= 45°

5. 결론

반건식 세정기에서 슬러리 분무특성에 따른 유동의 변화 및 산성가스 제거효율의 변화를 연구하기 위해 실험과 수치해석을 통해 수행한 결과는 다음과 같다.

1) 노즐과 슬러리 분무조건에 따른 입자 크기의 변화

광학적 측정 장치를 이용하여 2-유체 노즐 분무기에서 각 노즐별로 슬러리의 분무량 및 공기압의 변화 등 분무조건에 따른 분무액적의 특성을 측정하였다.

노즐 공기압의 증가에 따라 액적의 평균입경은 감소하였으며 유체 유량의 증가에 따라 평균입경은 증가하였다. 슬러리를 분무시킬 경우 순수한 물의 분무시에 비해 점성 및 표면 장력의 변화에 따라 평균입경이 조금씩 감소하였다.

2) 장치의 setting과 측정 방법, 기초실험

2-유체 노즐 분무기와 온도조절용 버너가 부착된 반건식 세정장치를 설치하고 가스의 온도, SO₂ 농도, 습도 측정이 가능하도록 측정장치와 연결하였다. 측정 probe에는 분무액적 부착에 따른 측정오차를 줄이기 위해 보호막을 설치하였다. 이를 이용하여 알칼리성 슬러리의 분무량, 즉 당량비의 변화에 따른 산성가스 제거효율을 측정하였다. 측정 결과 당량비의 증가에 따라 산성가스 제거효율이 향상됨을 관찰하였으며 반응기 내부의 온도가 액적의 증발에 따라 감소하는 것으로 측정되었다.

3) 수치해석을 통한 유속의 변화와 SR에 따른 SO₂ 변화 계산 결과

유동 해석 및 액적 증발모델과 산성가스의 흡수에 의한 제거반응을 고려한 반건식 세정기의 해석 모델을 개발하여, 반건식 세정기 내의 운전 조건 중 유동 및 입자 거동에 영향을 미치는 변수인 배가스의 유입속도, 알칼리성 슬러리의 유입량에 따른 SO₂ 농도장의 변화와 그에 따른 제거효율을 계산하였다.

배가스의 유입속도를 증가시키면 액적의 건조기 내 체류시간이 줄어들고 그에 따라 산성가스와의 접촉기회가 줄어들어 전체적인 제거효율이 낮아지게 된다.

분무되는 슬러리의 양을 증가시켜 당량비를 크게 한 경우 액적의 수가 늘어나 산성가스 제거율이 증가하게 된다. 그러나 당량비가 일정량 이상이 되면 그에 따른 영향이 둔화되므로 경제성을 고려하여 유입량을 결정하여야 한다.

4) 유입 기체 온도

유입 기체의 온도는 액적과 SO₂ 분자와의 반응시간과 밀접하게 연관되어 있는 증발 시간을 조절한다. 유입 기체온도가 낮을 경우 액적의 증발시간이 길어져 SO₂ 제거효율이 증가한다. 이 사실은 낮은 유입 기체 온도가 바람직하다는 사실을 의미한다. 반면에 기체 온도가 완전 증발되기에 충분할 정도로 높지 않으면, 출구를 통과한 액적들이 부식을 발생시킬 수 있으므로 유입기체 온도는 최소한 완전 증발이 일

어날 수 있는 온도 이상으로 유지되어야 한다.

5) SO₂ 초기 농도

SO₂ 초기 농도가 높은 경우 출구에서의 제거 효율이 약간 상승하게 된다. 이 효과는 SO₂분자의 확산을 통한 액적으로의 충분한 공급으로 설명되어진다. 일반적으로 석탄 화력 발전소에서 발생한 연소 가스는 일정 농도를 가지고 있기 때문에 이 효과는 중요한 의미를 가지고 있지는 않지만 SO₂의 확산의 영향을 확인 할 수 있다.

6) 액적의 평균 입경

액적의 평균 입경은 액적의 궤적, 액적의 전체 표면적, 액적의 증발 시간 등의 주요한 변수들과 연관되어 있다. 액적의 전체 표면적의 관점에서 제거되는 SO₂의 양은 액적의 크기에 반비례한다. 하지만 증발시간의 관점에서는 제거 효율은 액적의 크기가 증가할수록 SO₂ 공급량의 한계 때문에 증가한다. 액적의 크기가 특정 입경 이상인 경우 전자의 효과 지배적이나, 입경이 작아질 경우 후자의 효과가 중요한 역할을 한다. 이러한 결과로 인해 제거 효율은 액적의 평균 입경에 대하여 최고점을 가지는 두 가지 영역으로 구분된다. 이 사실은 분무 액적의 입경이 최적값이 존재한다는 사실을 의미한다. 액적의 증발시간이 충분하고 SO₂의 공급이 충분한 경우 제거효율은 액적의 전체 표면적의 크기에 의해서만 변화한다.

6. 인용문헌

1. Masters, K, 1985, Spray drying handbook, 4th ed., Pitman Press.
2. Authur H. Lefebvre, 1989, Atomization and sprays, Hemisphere Publishing Corp.
3. Oakley, D. E. and Bahu, R. E., 1993, "Computational modelling of spray dryers, " Computers & Chemical Engineering, Vol. 17, p. 493.
4. Crowe, C. T., Sharma, M. P. and Stock, D. E., 1977, "The particle-source-in cell(PSI-cell) model for gas-droplet flows, " J. Fluid Eng., Vol. 99, p. 325.
5. Yuji Sano, 1993, "Gas flow behavior in spray dryer, " DryingTechnology, Vol. 11, p. 697.
6. Oakley, D. E., 1994, "Scale-up of spray dryers with the aid of computational fluid dynamics, " Drying Technology, Vol. 12, No. 1-2, p. 217.
7. Liang B. and King, C. J., 1991, "Factors influencing flow patterns, temperature fields and consequent drying rates in spray drying, " Drying Technology, Vol. 9, No. 1, p. 1.
8. John F. Sanders, Tim C. Keerner, Jun Wang, 1995, "Heated fly ash/hydrated lime slurries for SO₂ removal in spray dryer absorbers", Ind. Eng. Chem. Res., Vol. 34, No. 1, p. 302-307
9. Satish H. Sheth, 1992, "SO₂ emissions history and scrubbing system", IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. 28, No. 4, p. 970-979
10. Chun-sung Ho, Shin-min Shin, 1992, "Ca(OH)₂/fly ash sorbents for SO₂ removal", Ind. Eng. Chem. Res., Vol. 31, No. 4, p. 1130-1135
11. Brian K. Gullett, 1992, "Sorbent/urea slurry injection for simultaneous SO₂/NO_x removal, Environmental Progress", Vol. 11, No. 2, p. 155-162
12. Chun-sung Ho, Shin-min Shin, 1993, "Characteristics and SO₂ capture capacities of sorbents prepared from products of spray-drying flue gas desulfurization", The Canadian J. of Chemical Engineering, Vol. 71, p. 934-939
13. K. R. Parker, A. Russell-Jones, 1988, "Simultaneous control of acidic gases and particulates from incinerators", Filtration and Separation
14. A. L. Cannell, M. L. Meadows, 1985, "Effects of recent operating experience on the design of spray dryer FGD systems", J. Air Pollution Control Association , Vol. 35, No. 7, p. 782-789
15. Pedro Ollero, Luis Salvador, 1997, "An experimental study of flue gas desulfurization in a pilot spray dryer", Environmental Progress , Vol. 16, No. 1, p. 20-28
16. Thomas W. Strock, Wadie . Gohara, 1994, "Experimental approach and techniques for the evaluation of wet flue gas desulfurization scrubber fluid mechanics", Chemical Engineering Science, Vol. 49, No. 24A, p. 4667-4679
17. Vladimir Chernyak, 1995, "The kinetic theory of droplet evaporation", J. Aerosol Science, Vol. 26, No. 6, p. 873-885

18. Amedeo Lancia, Dino Musmarra, 1997, "Modeling of SO₂ absorption into limestone suspensions", *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol. 36, No. 1, p. 197-203
19. G. Krammer, Ch. Brunner, J. Khinast, 1997, "Reaction of Ca(OH)₂ with SO₂ at low temperature", *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol. 36, No. 5, p. 1410-1418
20. Ramana Kolluri, William J. Hatcher, Jr., 1991, "Modeling spray dryer performance in flue gas scrubbing", *Drying Technology*, Vol. 9, No. 2, p. 367-382
21. Michael J. Pilat , 1975, "Collection of aerosol particles by electrostatic droplet spray scrubbers", *J. Air Pollution Control Association* , Vol. 25, No. 2, p. 176-178
22. G. Michael Curley, 1992, "Summary report : impact of FGD systems - availability losses experienced by flue gas desulfurization system", *Proceedings of American Power Conference* , Vol. 54, No. 1, p. 554-559