

원자력열수력 실증실험 및 평가기술 개발

Development of Nuclear Thermal Hydraulic Verification Tests and Evaluation Technology

원자로계통 핵심 열수력 특성 실험

Thermal-Hydraulic Experiments and Modelling for
Advanced Nuclear Reactor Systems

연구기관

한국원자력연구원

과학기술부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀 하

본 보고서를 “원자력 열수력 실증실험 및 평가기술 개발” 과제 (세부과제 “원자로계통 핵심 열수력 특성 실험”)의 최종보고서로 제출합니다.

2007. 6.

주관연구기관명 : 한국원자력연구원

주관연구책임자 : 송 철 화

연 구 원 : 백 원 필, 박 중 균
정 문 기, 박 춘 경
정 장 환, 김 연 식
권 태 순, 전 형 길
이 성 재, 윤 병 조
어 동 진, 강 형 석
주 인 철, 최 남 현
윤 영 중, 민 경 호
박 현 식, 조 형 규
정 법 동, 박 원 만
김 희 등, 윤 한 영

최종연구보고서 초록

과제 관리 번호		해당단계 연구기관	한국원자력연구원	단계구분	3단계/ 3단계
연구사업명	중 사업명	원자력연구개발 중장기계획사업			
	세부 사업명				
연구과제명	대과제명	원자력 열수력 실증실험 및 평가기술 개발			
	세부과제명	원자로계통 핵심 열수력 특성 실험			
연구기관명 (연구책임자)	한국 원자력연구원 (송철화)	해당단계 연구인력	내부 : 12.85M · Y 외부 : 6.05M · Y 계 : 18.9 M · Y	연구비	정부 2,080,000 천원 민간 : 천원 계 2,080,000 천원
위탁연구	연구기관: 한국과학기술원 연구책임자: 노희천				
국제공동연구	상대국명:	상대국연구기관명:		참여기업	
색 인 어 (각 5개 이상)	한글	가압경수로, 개별효과실험, 다차원 유동특성, 고유 열수력모델, 이상유동, 계측기술			
	영어	Pressurized water reactor, Thermal hydraulics, separate effect test, IRWST, Multi-dimensional flow, Thermal mixing, Thermal hydraulic models,			
요약 (연구결과를 중심으로 개조식 500자 이내)				면수	430
<p>1. 연구개발목표 및 내용</p> <p><u>연구개발 목표</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - 신형경수로의 안전성 확인 및 평가를 위한 핵심 계통 열수력 현상의 특성 규명, 안전성 향상을 위해 새롭게 도입된 안전개념의 열수력 특성 평가 <p><u>연구개발 내용</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - 원자로용기 강수부에서의 다차원적 유동특성 평가, 수조에서의 응축기인 진동 및 열혼합, 2상유동 열수력 모델 및 계측기술 개발, 열수력 DB의 구축 <p>2. 연구결과</p> <ul style="list-style-type: none"> - 원자로용기 강수부에서의 붕산희석 관련 다차원적 거동의 실험 및 해석코드 평가, 수조에서의 증기응축에 따른 진동하중 및 열혼합 현상의 실증적 평가 - 2상유동 특수 모델 개발 및 다차원 열수력 모델 개발 - 2상유동 측정기술 개발 - 핵심 열수력 현상에 대한 실험 DB 구축 <p>3. 기대효과 및 활용방안</p> <ul style="list-style-type: none"> - 새로운 안전개념을 채택하는 신형원자로의 특이 열수력 거동의 평가, 주요 안전관심사 해소를 위한 기술적 근거 제공, 새로운 열수력 현상에 대한 해석모델 제시, 새로운 안전해석 전산코드 개발에 필요한 실험적 평가자료(DB) 제공, 최적 안전해석 전산코드의 개발 및 예측능력 개선 					

요 약 문

I. 제 목

원자로계통 핵심 열수력 특성 실험

II. 연구개발의 목적 및 필요성

현재 주요 원자력 선진국에서는 국가별로 고유의 원자력 기술을 확보하고자 노력을 기울이고 있으며, 우리나라에서도 기존 경수로를 개량한 신형경수로(APR1400)의 표준설계 개발이 완료되고, 건설 착수가 예상되고 있다. 새로운 설계개념 및 안전개념이 채택된 신형원자로의 개발과정에서 나타나는 새로운 열수력 현상을 규명하고, 관련된 안전성을 입증하기 위해서는 열수력 실증실험이 필요하며, 이를 바탕으로 주요 열수력 특성을 이해하고 관련 열수력 모델의 개발을 통해 해석능력을 확보할 수 있게 된다.

독자적인 열수력 실증실험 수행을 통해 확보되는 실험자료 및 축적된 data base는 궁극적으로 우리 고유기술에 바탕을 둔 새로운 원자로의 개발을 가능케 할 것이다.

본 연구에서는 기존의 1차원적 해석방법론에 의한 예측결과의 신뢰도에 대한 문제 제기와 함께 최적 해석을 위한 다차원적 해석능력을 갖추고자 노력을 기울였다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

본 연구에서는 원자로의 안전성 확인 및 평가를 위한 핵심 계통열수력 현상의 특성 규명과 안전성 향상을 위한 새로운 안전개념의 기술적 타당성 평가를 위하여 원자로계통에서의 핵심 열수력 특성에 대한 실험 수행 및 관련 열수력 모델을 개발하였다. 주요 연구내용으로서는

- 원자로용기 강수부에서 다차원 유동 특성
- IRWST에서의 응축 기인 열혼합 특성

- 2상유동 열수력 모델 개발
- 2상유동 열수력 DB 구축 등이며,

각각의 연구내용의 요약과 연구결과들은 아래에 기록하였다.

IV. 연구개발 결과

1. 원자로용기 내부의 붕산희석 실험 및 해석

본 연구에서는 강수부와 노심입구에서 붕산수의 혼합현상을 다루었다. 1차원 계통안전해석코드를 이용하여 2채널 강수부 해석모델에 대한 저온관 주입모드의 해석결과와 비교할 때, 냉각재순환펌프가 작동하는 주중기관과단사고 동안에 직접주입노즐로 주입된 비상노심냉각 붕산수의 오심도달 지연과 노심우회 현상이 발생하였다.

직접주입모드로 주입된 비상노심냉각수는 원자로 용기의 상부 플레넘으로 냉각재 순환펌프의 구동헤드에 의해 우회되어 흘렀다. 그러나 1차원코드의 6-채널 강수부 모델에서의 비상노심냉각수는 하부 강수부 지역으로 잘 침투하여 흘렀다. 강수부의 다채널 유로가 우회 역할을 하고 있기 때문에, 이웃한 강수부 유로를 통하여 비상노심냉각수가 강수부 하부로 잘 흐른다. 6-채널 강수부 모델의 붕산농도 분포도는 강수부에서 비상노심냉각수가 잘 흘러 내리고 있는 것을 보여 주고 있다. 원자력발전소의 열수력계통 해석에서는 저온관 주입모드와 직접주입모드를 비교하였다. 저온관 주입모드시 강수부 상부로부터 강수부 하부로 붕산수가 쉽게 흐르는 동안, 직접주입에 대한 고압안전주입 동안 냉각재 순환펌프의 고유량에 의해 붕산수는 원자로 용기의 강수부 하부를 통해 노심입구로 잘 흐르지 못한다.

또한, 1/5-척도의 단상유동에 대해 CFX코드를 이용하여 3차원 전산해석을 수행하였다. 3 차원 CFD 해석 결과에서는, 강수부 상부에 주입된 비상노심냉각 붕산수는 DVI 주입모드 동안 강수부 하부로 쉽게 흘러 내린다. CFD 해석을 위하여 유동장은 정상상태, 비압축성 3 차원 유동으로 가정하였다. SST 난류모델이 적용되었다. CFD 해석결과는 강수부의 유동이 완전한 3 차원 거동을 보이고 있다. 강수부 상부에 주입된 붕산수는 저온관의 고유량 영역을 효과적으로 빠져나가 강수부 하부로 쉽게 흐른다.

강수부의 속도를 검증하기 위한 1/5-척도의 단상유동 실험 결과는 유

동장이 고온관으로부터 수평각에 따라 크게 변화함을 보여준다. 봉산농도를 비롯한 노심의 속도 분포 등은 4 개 저온관 사이의 속도 불균형비, 저온관의 유입속도 분포, 전단응력 모델등에 의해 크게 영향을 받을 것으로 여겨진다. 그러므로, 이러한 영향을 평가하기 위한 향후 연구가 필요하다. 또한, 냉각재 순환펌프 작동과 DVI 비상노심냉각수 주입계통 조건하의 주증기관 파단사고에 대한 보다 정확한 봉산 효과를 모의하기 위한 한 개 또는 두 개의 계통안전해석코드 적용 강수부 모델은 재검토 되어야 할 것이다.

2. APR 1400 강수부 비등 현상의 실험적 연구

강수부 비등 실험을 위해 정상상태 실험장치가 구축되었으며, 이상유동 변수중 국소 기포율 및 기포 속도 그리고 물 온도 분포를 측정할 수 있는 측정 할 수 있는 계측 방법론이 정립되었다. 이러한 계측기를 활용하여 강수부 비등이 발생하는 유로에서 물-증기 유동의 내부 유동 구조를 파악하였다.

강수부 내의 열수력적 현상을 규명하기 위한 국부 변수들이 실험장치에 적용되어 실험결과 도출에 이용되었고, 현상의 관찰을 통해 안전해석 코드 및 분석모델이 가지는 문제점을 파악할 수 있었다. 도출된 실험 결과들은 최적 안전해석 코드 결과와 비교하여, 안전해석 코드들의 강수부 비등현상에 대한 해석 능력을 평가하였으며, 코드의 개선 방향을 도출하였다.

3. 수조 내부 증기 응축 및 열혼합 실험 및 해석

대형수조 응축진동 실험에서는 APR1400에 사용된 Hole Pattern을 갖는 다중 구멍 Sparger에 대한 응축특성을 정량화하고 고온에서 불안정응축에 대한 Unit Cell Sparger의 건전성등을 확인하기 위하여 증기응축실험을 수행하였으며 실험결과를 분석하였다.

Bottom Hole이 있는 Simplified I-Sparger를 사용하여 정상상태 증기 응축실험을 수행하였으며 주요 실험변수는 증기유속과 물온도이다. 대형수조 응축 열혼합 실험에서는 앞의 대형수조 응축진동 실험에서 사용된 Sparger를 사용하였으며 수행된 실험의 주요 변수는 증기유속과 물온도이다.

열혼합 현상 CFD 해석에서는 APR1400 IRWST 수조 온도분포 분석에 적용할 수 있는 최적의 CFD 해석방법론을 확립하기 위하여 대형수조 응축 열혼합 실험에 대하여 검증해석을 수행하였다. 증기제트가 증기분사기 방출구

명을 통과한 후, 과냉각수조와의 직접접촉에 의해 응축되는 현상은 증기제트 응축 모델을 개발하여 공학적인 관점에서 모사하였다. 또한 여러 민감도 계산을 수행하여, 격자 셀 수 및 대류항 차분방법과 Solver Algorithm이 온도분포 CFD 해석결과에 미치는 영향을 평가하였고, 병렬계산 환경이 전산해석시간(CPU Time)에 미치는 영향도 분석하였다.

소형수조 응축 열혼합 특성 실험에서는 수조내 수직상방 증기제트 응축 난류제트의 유동특성을 측정하기 위한 국소응축 실험 장치를 구성하고 실험을 수행하였다. 또한 대표적인 경우에 대하여 증기제트 응축에 의하여 유발된 난류제트의 특성에 대한 분석을 수행하였으며 이를 단상난류제트의 이론적인 모형과 비교하였다.

수행된 실험 및 해석을 통하여 다음과 같은 향후의 연구방향을 도출하였다. 먼저 대형수조 응축진동 및 응축 열혼합 실험을 통해서 단일 Unit Cell의 특성을 파악하는데는 바람직한 결과를 제시하였으나 IRWST 내에서의 현상을 모의하는데는 한계가 있는 것으로 판단된다. 향후 IRWST의 특성과 구조적인 형상을 반영한 열혼합 실험이 필요한 것으로 판단된다. 열혼합 CFD해석에서는 대류항에 대한 차분법과 격자셀의 수가 해석결과에 영향 미치는 것에 대한 심도있는 평가가 필요한 것으로 판단된다. 또한 소형수조내에서 수행된 단일 응축제트의 특성 실험은 유발된 난류제트의 특성을 파악하는데 도움이 되었으나 응축제트에 대한 집중적인 실험을 통한 물리적 현상 규명이 추후 관련 연구 수행의 선행조건이라고 판단된다.

4. 2상유동 열수력 모델 개발 및 실험 DB 구축

본 단계과정에서 개발된 이상유동 열수력 모델은 크게 계면면적 수송이론의 개발 및 응용, 증기응축모델 개발 및 CFD 활용, 수평관에서의 액적 모델 개발로 구성되어 있으며, 그간 실험을 통해 축적되었던 열수력 DB의 구축 내용을 아울러 수록하였다. 수송방정식을 이용한 계면면적밀도 해석방법론은 기존의 유동지도를 활용한 상관식 기법에 비해 각 상의 동적특성을 계면면적 예측기법에 고려함으로써 보다 효율적인 상간의 상호작용 모델링을 할 수 있는 장점을 가진다. 본 단계 연구에서는 좀더 체계적인 계면면적 수송이론의 개발을 위해서 Boltzmann 방정식으로 표현되는 기초적인 평형관계식으로 출발하여 독자적인 방법론으로 수밀도 및 계면면적 수송방정식을 유도하였다. 이러한 과정은 향후 계면면적 해석 방법론을 독자적으로 개발하기 위한 출발점으로서 의미가 있다.

효과적인 계면면적 예측모델을 개발하기 위해서는 이상유동의 일반적

변수의 적절한 해석이 뒷받침 되어야 한다. 이를 위해 CFD를 이용한 다차원 이상유동 해석코드를 독자적인 기술로 개발하였고, 기존에 개발된 일군 계면면적 수송방정식을 삽입, 평가하였다. 단상 및 이상유동에 대한 해석능력을 평가하기 위해 사각채널 내의 자연대류 및 수직환형 채널 내의 미포화 비등 현상에 대한 벤치마크 해석을 각각 수행하였으며, 그 결과 부력에 의한 자연대류 유동 및 미포화 비등 내의 기포의 생성과 전파와 같은 현상을 적절히 묘사하는 것으로 평가되었다.

APR1400 IRWST 수조로 고압의 증기가 방출되는 사고상황에서 수조의 국부적인 온도분포에 대한 정보를 공학적으로 제공하기 위해서, 증기제트 응축모델이 개발되었다. 증기제트 방출시 과냉각수조의 온도분포에 대하여 증기제트 응축 모델을 사용한 CFD 해석 결과를 실험결과와 비교를 통해 개발된 증기제트 응축모델의 검증을 수행하였으며, 실험결과를 잘 예측하는 해석결과를 얻었다. 본 증기제트 응축 모델을 통해서 계산된 속도와 온도 정보들을 CFD 해석의 경계조건으로 활용하면 향후에 APR1400 IRWST 수조 내의 열혼합 거동 과정을 쉽게 계산할 수 있을 것으로 예상된다.

원자력 발전소에서의 LBLOCA 재관수 기간동안 수평 고온관에서의 액적 거동 현상에 대한 특성을 파악하기 위해 수평관 2상 환상류 유동의 액적직경을 측정하고, 그 분포도를 실험을 통해 구하였다. 실험결과 jd 가 증가함에 따라 평균 액적 직경이 작아지고, 분포도 좁아지는 현상을 확인하였다. 측정된 액적 직경 분포도는 EPF(Extreme Peak Function)을 통해 실험 상관식으로 제시되었다. 제시된 모델 분포도는 대체적으로 실험 분포도의 경향을 잘 묘사하나, 실험 분포도의 오른쪽 끝부분에서 생기는 정점(Peak)을 모델 분포도에서는 반영하지 못하는 문제점이 있다. 이는 액적이 깨어지는 과정에서 모체가 되는 액적과 액적 파편 사이의 분포도 관계, 또는 액적 파편 간의 특정한 그룹이 형성되는 가능성을 암시할 수 있으며, 이러한 현상을 이해하기 위해서는 추가적인 연구가 요구된다.

열수력안전연구부에서 수행된 과제에서 생산된 실험data의 신뢰성 증대와 관리와 효율적 이용을 위해서 실험 DB를 구축하게 되었다. 실험 DB의 작성을 위하여 문서 작성 기준과 체제를 만들었고, 관련 실험의 전문가와 과제책임자의 기술적 내용을 통하여 실험 DB를 발간하였다.

5. 2상유동 계측기술 개발

초음파 wave guide의 설계 개선을 통해 수평 2상 플러그 유동, 슬러그 유동, 분산기포 유동, 성층 유동에 대하여 효과적인 유동양식 판별이 가능

한 초음파 측정기법을 개발하였다. 기존의 5 센서 전도 탐침 프로브의 탐침 배열 방법을 개선함으로써 다양한 방향으로의 계면의 이동속도를 보다 효과적으로 측정할 수 있는 측정 방법론을 개발하였으며, 개선된 사진측정기법과의 비교/검증을 통해 개선된 5센서 프로브 측정방법론의 건전성을 확인하였다.

다차원 단상유동 농도 분포 측정을 위한 wire-mesh 시스템을 개발하였으며, 소금물 농도의 변화에 따른 본 wire-mesh system의 실시간 응답 특성을 분석하였다. 2상 유동에 대한 Hot Film의 전체 측정 신호 중 액체상 및 기체상 각각에 대한 측정 신호를 분리/추출하는 상분리 알고리즘 및 이를 바탕으로 한 기포율 및 기포유동 내의 액체 속도를 측정하기 위한 방법론을 개발하였다. 보다 정확한 기포율 측정을 위해서는 기포변형 효과를 보정해 주어야 함을 확인하였다. 전산유체해석을 통하여 단상 유동에 대한 양방향 유동튜브의 적용성을 평가하고 설계 인자를 도출하였으며, 2상 유동시 액체 속도 측정을 위한 방법론을 정립하였다. 유동장 교란을 최소화하는 국소 양방향 유동 튜브를 개발하였고, 이에 대한 k 값을 도출하였다.

V. 연구개발결과의 활용계획

본 연구결과는 APR1400 원자로의 특이 열수력적 현상을 평가하고, 또한 안전 관심사의 해소에 필요한 실증적 평가자료로 활용될 것으로 예상된다. 또한 본 과제의 수행을 통해 확보된 실증적 평가기술 및 실험 database는 향후 예상되는 미래형 경수로의 개발 및 안전성 평가를 위한 연구기반으로 활용될 것이다.

그리고 본 과제에서 개발되는 고유 열수력 모델은 현재 국내에서 개발 중에 있는 최적 안전해석 전산코드 및 설계코드에 대한 예측성능 향상 및 적용성 확대에 크게 이바지하게 될 것이다.

연구결과의 세부 활용방안을 살펴보면 다음과 같다.

- 직접주입 방식의 채택에 따른 안전주입수 우회 및 봉산희석 거동과 관련된 열수력 거동의 평가
- 고압증기의 방출에 따른 대형 수조 내부의 열혼합 거동 평가
- 새로운 열수력 현상에 대한 해석모델 제시
- 최적 안전해석 전산코드의 개발 및 예측능력 개선
- 국내 개발 설계코드의 질적 수준 향상

본 연구결과물은 세계적으로도 고유성 및 독창성을 확보하고 있음에 따라 향후 활발한 국제공동연구를 기대할 수 있을 것으로 기대되고 있다. 또한 국제적인 수준의 연구결과 생산을 통해 상호 대등한 입장에서의 교류 가능성 확보에 기여할 것이다.

SUMMARY

I. Project Title

Thermal-Hydraulic Experiments and Modelling for Advanced Nuclear Reactor Systems

II. Objectives and Importance of the Project

The main objectives of the project are to study thermal hydraulic characteristics of advanced nuclear reactor system of APR 1400 for evaluating new thermal-hydraulic phenomena relevant to new safety concepts of the reactor. Development of high standard measurement techniques and thermal hydraulic models applicable to the safety analysis code is also important research scope of this project

When a new design concept is introduced to enhance the safety of nuclear power plant, the design concept should be evaluated and/or validated through appropriate experiments. APR1400 has many new design features such as reactor vessel downcomer injection and IRWST. To evaluate the contribution to safety enhancements of the new design features and to understand new thermal hydraulic phenomena in the new design, a series of thermal-hydraulic experiment and computer code analysis were performed. Accumulated experimental data base and thermal hydraulic models developed in this project will be used to develop a future LWRs and also to increase safety analysis capabilities of the safety systems of the existing nuclear power plant in Korea.

III. Scope and Contents of the Project

To meet the above mentioned goals set for this research and development project, several thermal hydraulic experiments related to APRI400 were performed and thermal hydraulic models relevant to the new safety features adopted to the reactor design also were developed with the experimental data which were produced through the thermal hydraulic experiments.

The followings are main research topics:

- Complicated Thermal-hydraulic Phenomena in a RPV Downcomer
- Condensation-induced Thermal Mixing in the IRWST
- Development of Thermal Hydraulic Model for Two-Phase Flow
- Development of Measurement Techniques for Two-Phase Flow

IV. Research Results

1. Boron Dilution Test and Analysis in a Reactor Vessel

In this study, a mixing phenomena of the borated water in the RPV downcomer and core inlet has been studied. The delayed boron reach and core bypass phenomena of the borated emergency core cooling(ECC) water injected by a direct vessel injection (DVI) nozzle during a main steam line break (MSLB) accident with the reactor coolant pump (RCP) running mode have been occurred when it compared with CLI injection mode simulation for a two-channel downcomer model using one-dimensional system analysis code. The injected ECC water of the DVI mode into the upper downcomer of reactor vessel has been bypassed into the upper head by the RCP driving head. However, the ECC water of the 6-channel downcomer model of 1-dimensional system analysis code has been well penetrated into the lower downcomer region. The multiple flow channel of downcomer has a role of bypass flow channel in the downcomer region, thus the ECC water flows well to the lower downcomer region through the neighboring downcomer flow channel. The boron concentration contour of the 6-channel downcomer model shows the penetration flow pattern of the ECC water into the lower downcomer.

For the plant T/H system analysis, the boron concentration of the CLI mode and the DVI mode were compared with other T/H parameters. The borated water does not flow into the core inlet through the lower downcomer of the reactor vessel due to the high RCP flows during the HPSI injection phase for the DVI mode while the borated water flows easily into the lower downcomer from the upper downcomer during the CLI mode. Also, a three-dimensional computational analysis has been performed for a 1/5-scale single phase model using CFX code. In the three-dimensional CFD analysis results, the borated water injected into the upper downcomer region penetrates easily into the lower downcomer during the DVI mode. For the CFD analysis, the flow field was assumed to be a steady-state, incompressible, three-dimensional flow. The SST model was applied to simulate the turbulence effects. The CFD analysis result shows that the flow pattern in the downcomer is a fully three-dimensional behavior. The borated water generally flows to the lower downcomer. The borated water injected into the upper downcomer region is ejected effectively into the high flow region of the cold legs and flows easily into the lower downcomer. The 1/5-scale single phase test results, to confirm the flow velocity in the downcomer region, show that the flow pattern is highly varied on the azimuthal angle from the hot leg. The velocity profile including boron concentration of the core inlet would be highly induced by the unbalance ratio of flow velocity between four cold legs, the inlet velocity profile of cold legs, and the shear stress model etc. Therefore, the further studies are needed to evaluate these effects. Also, the single or two-channel downcomer models of the system analysis codes might need to be re-evaluated to simulate more accurately the boron feedback phenomena of the main steam line break with the RCP running mode and DVI ECC system.

2. Experiment for Boiling Phenomena at Heated Downcomer Wall

For the investigation of the downcomer boiling phenomena of the APR1400 experimentally, a separate effect test program was progressed

in the steady state flow condition. Test was performed in the DOBO facility which adopts a full-pressure, full-height, and full downcomer-gap size approach, but with the circumferential length reduced 47.08-fold. The test was consisted of two phases: (I) visual observation and acquisition of the global two-phase flow parameters and (II) measurement of the local two-phase flow parameters. It was found from the Phase-I test that there was 1) an occurrence of countercurrent subcooled boiling flow, 2) the creation of a distinct bubble boundary layer whose thickness varied dramatically with the applied heat flux 3) smaller average void fraction and thus the reduction of the hydrostatic head for a core reflood was not so much severe as in the prediction of RELAP5, 4) subcooling of 4.3-5.5oC at the bottom of the test section.

In the Phase-II test, the local two-phase parameters such as the void fraction, bubble velocity and liquid temperature were measured on the 5 measuring planes by using a newly developed 5-conductance probe. The local distributions of various parameters reflect well the results from the visualization of Phase-I. The existing interfacial friction models of system analysis codes were evaluated against the obtained data. It showed that most of the models of the interfacial friction coefficients have a poor prediction capability against the present data and they should be improved.

The measured two-phase flow data were also compared with the results obtained using the safety analysis code MARS 2.1b. Three models were used for the analysis of the downcomer boiling phenomena: a single-channel model, and a four-pipe model with equilibrium and nonequilibrium cross flow-velocity options. Although the use of the single-velocity model in the two-fluid code represents a significant simplification, the results of the equilibrium cross flow-velocity model provide important clues for the best direction of code development for simulating multidimensional two-phase phenomena. By comparing the results from the three models, we can conclude that 1) the conventional single-pipe model with a single channel for the downcomer exhibits large discrepancies from the void-fraction and

liquid-subcooling experimental data, 2) effectively predicting the downcomer boiling phenomena require an appropriate nodal scheme and flow regime map on the cross flow junction, and 3) the subcooled boiling model of MARS 2.1b should be improved in terms of the wall nucleation and interfacial heat transfer.

3. Condensation-Induced Thermal Mixing in a Water Pool

Steam condensation test has been performed to characterize the steam condensation phenomenon for the unit cell sparger and to provide test data for a code development and its verification for an APRI400 reactor. The steam condensation test program consists of 20 steady state steam condensation tests. The tests were conducted at the B&C Loop and a simplified I-sparger with a bottom hole has been used for the steam condensation tests. The main parameters of the steam condensation test were pool temperature and steam mass flux.

Thermal mixing phenomena has been studied using the test data from the steam condensation tests. For this purpose, 64 thermocouples were installed to measure the local temperature as well as temperature distribution in a cylindrical tank. The main parameters of the steam condensation/thermal mixing test were pool temperature and steam mass flux.

Some verification analyses were conducted to setup the optimized CFD methodology especially on thermal mixing analysis in a large water pool. The steam jet condensation phenomena are simulated using the steam jet condensation model developed within this work. Some sensitivity studies for temperature field were conducted with respect to differential method related to convection term, grid number, Solver algorithm, and parallel calculation scheme, etc.

Steam jet condensation-induced turbulent jet flow has been studied using the steam jet condensation tests. For this purpose, a pitot tube with an imbedded thermocouple was designed to measure the jet velocity and temperature. In addition, some thermocouples were installed to measure the local temperature as well as temperature

distribution in a tank. The main parameters of the steam jet condensation-induced turbulent flow are assumed to be pool temperature and steam mass flux.

4. Development of Thermal-Hydraulic Models for Two-Phase Flow

The thermal-hydraulic models developed in this study are interfacial area transport equation, steam jet model, droplet model in the horizontal pipe. An interfacial area transport equation was derived with independent manner from the basic balance equation represented by Boltzmann equation. The derivation has a meaning as a start point to develop an improved model for interfacial area. The development of a interfacial area model should be based on appropriate prediction for the general two-phase parameters. In this study, multi-dimensional computational fluid dynamics (CFD) code was developed with the interfacial area transport equation. As benchmark problems of single-phase flow and two-phase flow, a natural convection in rectangular cavity and a subcooled boiling in vertical annulus channel were analyzed, respectively. Consequently, the robustness in calculation capability of the code has been confirmed for the analysis of buoyancy-driven flow and void propagation in subcooled boiling.

The steam jet condensation model has been developed to assist the CFD calculation of a local temperature distribution in the APR1400 IRWST pool. The purpose of this model is to obtain a velocity and a temperature value of a entrained water and a condensed water by applying mass, momentum and energy conservation law into a condensation region which is developed based on the steam penetration length. The validation of the steam jet condensation model was performed by a comparison of CFD results using the data of the entrained water and the condensed water with the experimental results. The comparison results showed a good agreement of CFD results and experimental results. Therefore, the steam jet condensation model may be used to predict the local temperature of APR1400 IRWST pool.

In order to investigate and to predict the characteristic droplet behavior in a horizontal hotleg during a reflood phase of LBLOCA in

PWR power plants, droplet diameters and droplet diameter distribution curves were measured by the Freezing Method using liquid nitrogen with 5% error in annular two-phase flow for a 3.71cm ID and 1m length horizontal pipe. The experimental results correspond to that of recent research by laser scattering method. The correlation about diameter distribution of measured droplet is suggested by EPF(Extreme Peak Function).

Data Base was made for the experiments performed in the thermal hydraulic departments for the enhancement of the reliability of the experimental results and efficient control of the experimental data. the Data Base was prepared according to the Data Base documentation format and reviewed by the cognizant engineers, and the document was issued and distributed for official use.

5. Development of Measurement Techniques for Two-Phase Flow

By improving the wave-guide design an ultrasonic measurement technique was developed, which could efficiently identify the flow patterns for horizontal two-phase plug flow, slug flow, dispersed annular flow, and stratified flow. By improving the arrangement of the probes of the previous 5 sensor conductivity probe, an advanced measurement methodology was developed for more effective measurement of an interface moving velocity. The effectiveness of the new methodology was confirmed by comparing with an improved photographic results. A wire-mesh system was developed to measure a multi-dimensional single-phase concentration distribution. A real time response characteristics of the wire-mesh system was analyzed in accordance with the concentration change of a salt water. A phase separation algorithm was developed, which could extract each of a gas-phase signal and a liquid-phase signal from the total measurement signal of a Hot Film sensor for two-phase flow, and a void-fraction and a liquid velocity in a bubbly flow could be evaluated based on the extracted signals. It has been confirmed that a bubble deformation effect should be compensated for more accurate void-fraction measurement. By computational fluid dynamic analysis, the

applicability of a bi-directional flow tube to single-phase flow was evaluated and major design parameters were developed. A methodology was established to measure a liquid velocity in two-phase flow. A local bi-directional flow tube was developed that minimize the flow disturbance, and the k value of the bi-directional flow tube was evaluated.

V. Application Plan of the Research Results

The research results will be used to evaluate the key thermal hydraulic phenomena of the APR 1400 which has already got the standard design approval, and also used to confirm the safety concerns of the reactor.

The experimental database and evaluation technology obtained through this project could be used as basis for the development of a new reactor and safety evaluation of the reactor. The inherent thermal hydraulic models developed through this study will contribute to extend applicability of the new safety analysis computer code under development in Korea.

The detailed application field of the research results of this project can be summarized as follows:

- Evaluation of complicated multi-dimensional thermal-hydraulic phenomena in the RPV downcomer;
- Evaluation of thermal mixing phenomena during discharge of high pressure steam into a large tank;
- Development of thermal-hydraulic models for new thermal hydraulic phenomena;
- Construction of experimental data base for later uses.

Because the reactor-specific model experimented and the research results achieved in this project have their own unique characteristics in worldwide, we expect advanced countries will develop joint research programs on specific research fields. And we also expect the thermal

hydraulic database obtained in this project can be merged in the world class database and KAERI can exchange technological information with advanced country in equal terms.

Contents

Summary	viii
List of Table	xxv
List of Figure	xxvii
Chapter 1 Introduction	1
Chapter 2 Boron Mixing Test and Analysis in Reactor Vessel	11
Section 1. Introduction	11
Section 2. Boron Mixing Experimental Facility	16
Section 3. Experiment and Analysis	25
Section 4. Boron Mixing Analysis	27
Section 5. Results and Further Study Items	32
References	33
Chapter 3 Experiment for Boiling Phenomena at a Heated Downcomer	
Wall	89
Section 1. Introduction	89
Section 2. Experimental Facilities	93
Section 3. Experiment and Analysis	111
Section 4. MARS Performance for Downcomer Boiling Phenomena ..	131
Section 5. Conclusions and Further Studies	154
References	156
Chapter 4 Condensation Induced Load and Thermal Mixing in a Water	
Pool	157
Section 1. Overview	157
Section 2. Large Scale Condensation Test	161
Section 3. Thermal Mixing Test in a Large Scale Tank	181
Section 4. Thermal Mixing CFD Analysis	192
Section 5. Thermal Mixing Test in a Small Scale Tank	209
Section 6. Conclusion and Further Study	229
References	232

Chapter 5. Development of Two-Phase Thermal Hydraulic Models and Experimental Database	235
Section 1. Introduction	235
Section 2. Interfacial Area Transport Model	237
Section 3. Two-Phase Pilot Code Development	245
Section 4. Steam Jet Condensation Model	271
Section 5. Droplet Model in the Horizontal Pipe	277
Section 6. Experimental Database	302
Section 7. Conclusion and Further Studies	311
References	313
 Chapter 6 Development of Measurement Techniques for Two-Phase Flow	 316
Section 1 Introduction	316
Section 2 Ultrasonic Technique for Horizontal Two-Phase Flow Pattern Identification	 318
Section 3 Multi-Sensor Probe Technique for Local Bubble Parameter Measurement	 346
Section 4 Wire-Mesh Technique Single Phase Concentration Measurement	 368
Section 5 HFA Technique for Two-Phase Flow Characteristics Measurement	 377
Section 6 Local Bi-directional Flow Tube Technique for Velocity Measurement	 407
Section 7 Conclusion and Further Study	420
References	422
 Chapter 7 Conclusions	 426
Section 1 Abstract of the Achievement	426
Section 2 Achievement of Objectives and Contributions	428
Section 3 Application Plan for the Results	429

목 차

요약문	i
Summary	viii
Contents	xvii
목 차	xix
표 목차	xxv
그림 목차	xxvii
제 1 장 서론	1
제 1 절 연구 배경 및 필요성	1
제 2 절 연구개발의 목적 및 내용	3
제 3 절 국내외 기술개발 현황	4
제 4 절 연구 수행방법	7
제 2 장 원자로용기에서의 붕산희석 실험 및 해석	11
제 1 절 개 요	11
1. 실험 배경 및 목적	
2. 관련 연구현황 분석	
3. 주요 열수력 현상	
4. 추진 전략	
제 2 절 붕산혼합 실험장치의 구축	16
1. 유체 계통	
2. 계측 계통	
3. 자료 취득 및 제어 계통	
제 3 절 붕산혼합 특성 실험 수행 및 결과 분석	25
1. 실험 조건	

2. 측정위치	
제 4 절 봉산혼합 특성 해석	27
1. 연구내용	
2. MARS 예비해석	
3. CFD 해석 결과	
제 5 절 결론 및 향후 연구방향	32
1. 연구성과의 요약 및 의의	
참고문헌	33
제 3 장 원자로용기 벽면의 비등현상 실험	89
제 1 절 개요	89
1. 연구의 배경 및 목적	
2. 관련 연구의 현황	
3. 연구추진 전략	
제 2 절 비등현상 실험장치	93
1. 실험장치의 설계 철학	
2. 실험 장치 설계	
제 3 절 실험 및 결과 분석	111
1. 실험 조건 및 절차	
2. 실험 결과	
제 4 절 비등 실험결과 안전해석	131
1. 개요	
2. 계산모델	
3. Phase 1 실험 데이터 평가	
4. Phase 2 실험데이터 평가 (R2-1a)	
5. 강수부 모델의 원전 LBLOCA 해석적용	
제 5 절 결론 및 향후 연구방향	154
참고문헌	156

제 4 장 수조 내부 응축진동 및 열혼합 실험 및 해석	157
제 1 절 개요	157
1. 대형수조 응축진동 실험	
2. 대형수조 응축진동 실험	
3. 열혼합 현상 CFD 해석	
4. 소형수조 응축 열혼합 특성 실험	
제 2 절 대형 수조 응축진동 실험	161
1. 실험장치 및 실험 Matrix	
2. 실험결과 및 분석	
3. 결론	
제 3 절 대형 수조에서의 열혼합 특성 현상 실험	181
1. 실험장치 및 실험 Matrix	
2. 실험결과 및 분석	
3. 결론	
제 4 절 열혼합 현상 CFD 해석	192
1. CFD 해석 배경 및 목적	
2. 전산유체역학(CFD) 해석	
3. 결론	
제 5 절 소형수조 응축 열혼합 특성 실험	209
1. 국소 응축 실험 배경	
2. 국소 응축 실험	
3. 결론	
제 6 절 결론 및 향후 연구방향	229
참고문헌	232
제 5 장 2상유동 열수력 모델 개발 및 DB 구축	235
제 1 절 개요	235

제 2 절 이상유동 계면면적 수송모델 개발	237
1. 개요	
2. 수밀도 분포함수 수송방정식	
3. 수밀도 수송방정식	
4. 계면면적 수송방정	
제 3 절 이상유동 파이롯트 코드 개발	245
1. 개발 배경 및 목적	
2. 코드 구조	
3. 구성방정식	
4. 벤치마크 해석 (I) - 1차원 IAC 모델	
5. 벤치마크 해석 (II) - IAC 수송방정식	
제 4 절 증기제트 응축 모델 개발	271
1. 개발 배경 및 목적	
2. 모델 설명	
3. 모델 검증 및 활용 방안	
제 5 절 수평관에서의 액적거동 모델 개발	277
1. 실험 배경 및 목적	
2. 국내외 기술 개발 및 연구 현황	
3. 실험 장치의 설계 및 제작	
4. 실험 결과 및 액적 직경 분포도 모델	
5. 향후 연구 방향 및 제언	
제 6 절 실험 DB 구축	302
1. 실험 DB 구축의 배경	
2. 실험 DB 구축 방안 도출	
3. 실험 DB 결과물	
제 7 절 결론 및 향후 연구방향	311
참고문헌	313

제 6 장 2상유동 계측기술 개발	316
제 1 절 개 요	316
제 2 절 초음파 이용 수평 2상 유동양식 판별기법	318
1. 개발 필요성	
2. 측정원리 및 측정계통의 구성	
3. 성능확인 시험결과	
4. 요약	
제 3 절 국소 기포변수 측정 프로브법	346
1. 다차원 기포속도 측정기법	
2. 5 센서 프로브를 활용한 수직유동 기포변수 측정기법 검증	
제 4 절 Wire-mesh 이용 단성유동 농도 측정기법	368
제 5 절 HFA 이용 2상유동 특성 측정기법	377
1. 연구배경 및 내용	
2. HFA 개요	
3. 액상속도 측정을 위한 HFA 교정	
4. HFA 센서의 2상유동 적용을 위한 알고리즘 개발	
5. Hot film을 이용한 2상유동 변수 측정	
6. 요약	
제 6 절 국소 양방향 유동튜브를 이용한 유속측정기법	407
1. 국소 양방향 유동튜브	
2. 국소 양방향 유동튜브 측정원리	
3. 물 유동 적용성 및 설계인자 평가	
4. 2상유동 조건에서 물속도 측정	
5. 국소 양방향 유동 튜브 개발	
제 7 절 결론 및 향후 연구방향	420
참고문헌	422

제 7 장 종합 결론 및 향후 계획	426
제 1 절 주요 연구개발 결과의 요약	426
제 2 절 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도	428
제 3 절 연구개발 결과의 활용 및 향후 연구계획	429

표 목차

- 표 2.2-1 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (압력, 유량, 차압)
- 표 2.2-2 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-1)
- 표 2.2-3 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-2)
- 표 2.2-4 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-3)
- 표 2.2-5 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-4)
- 표 2.2-6 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-5)
- 표 2.2-7 전류입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot1)
- 표 2.2-8 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot2)
- 표 2.2-9 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot3)
- 표 2.2-10 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot4)
- 표 2.2-11 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot5)
- 표 2.2-12 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot6)
- 표 2.2-13 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot7)
- 표 2.2-14 SCXI-1001/SCXI-1002C/TBX-1303/TBX-1308/PCI-6221의 사양
- 표 2.2-15 노심입구에 설치된 Grid Thermocouple에 대한 보정식
- 표 2.2-16 Digital 출력 전압신호 채널 구성
- 표 2.2-17 Analog 출력 전류신호 채널 구성
- 표 2.2-18 자료 저장 파일 형식
- 표 2.3-1 Test Section주요치수
- 표 2.3-2 Test Condition
- 표 3.2-1 DOBO 실험장치의 척도
- 표 3.2-2 계측 변수, 계측기기, 측정오차
- 표 3.3-1 실험 조건 정리
- 표 3.3-2 안전해석 코드에 사용되는 계면 마찰계수 모델
- 표 3.4-1 분석 경계 조건
- 표 4.4-1 CFD 민감도 해석 조건
- 표 4.4-2 민감도 해석 조건에 따른 CPU Time 비교
- 표 4.5-1 Test Matrix for the Steam Condensation Induced Turbulent Jet Flow
- 표 4.5-2 Characteristic Height, Pole, and Angular Coefficient of the Turbulent Jet
- 표 4.5-3 GIRLS 장치 주요 계측기

표 4.5-4	국소 실험 Test Matrix
표 4.5-5	증기응축 난류제트 특성 결과
표 5.3-1	자연대류 벤치마크 해석조건
표 5.3-2	벽면 평균 Nusselt 수 비교
표 5.3-3	SNU 비등실험장치 설계변수
표 5.3-4	벤치마크-(I) 비등실험조건
표 5.3-5	Active Nucleate Site density 모델 현황
표 5.3-6	기포이탈 크기 모델 현황
표 5.3-7	기포이탈 빈도 모델 현황
표 5.3-8	벤치마크-(II) 비등실험조건
표 5.5-1	수평관에서 기존 액적 직경 측정 연구
표 5.5-2	스프레이 노즐 명세
표 5.5-3	액적 직경 결과
표 6.2-1	Pulser-receiver 사양
표 6.2-2	고속 analog-to-digital converter 사양
표 6.3-1	가시화 테스트 조건
표 6.5-1	관 중심 부근 평균 속도 및 편차
표 6.5-2	Hot film 실험 조건
표 6.6-1	2상유동시 Momentum Exchange Factor [6.6-5]

그림 목차

- 그림 1.1-1 BORON Test & CFX 해석 수행체계
- 그림 2.2-1 붕산희석 실험장치 유체계통의 구성 개략도
- 그림 2.2-2 붕산희석 실험장치 주요 배관 평면도
- 그림 2.2-3 붕산희석 실험장치 시험부 사진
- 그림 2.2-4 붕산희석 실험장치 원자로용기 조립도
- 그림 2.2-5 원자로용기 사진
- 그림 2.2-6 원자로용기 외부 실린더 평면도
- 그림 2.2-7 원자로용기 외부 실린더 정면도
- 그림 2.2-8 원자로용기 내부 실린더 정면도
- 그림 2.2-9 붕산희석 실험장치 원자로용기 하부 사진
- 그림 2.2-10 원자로용기 하부 정면도
- 그림 2.2-11 Flow Skirt 사진
- 그림 2.2-12 Flow Skirt 세부 치수도
- 그림 2.2-13 원자로용기 온도 및 압력 계측기 설치도
- 그림 2.2-14 Array 형 및 Grid 형 Thermocouple Assembly 설치위치
- 그림 2.2-15 강수부 Array 형 Thermocouple 설치도
- 그림 2.2-16 원자로심 입구 Grid 형 Thermocouple 설치도
- 그림 2.2-17 저온관 Array 형 Thermocouple 설치도
- 그림 2.2-18 저온관-1 계측기 설치도
- 그림 2.2-19 저온관-4 계측기 설치도
- 그림 2.2-20 저온관-2 계측기 설치도
- 그림 2.2-21 저온관-3 계측기 설치도
- 그림 2.2-22 DVI-1 계측기 설치도
- 그림 2.2-23 DVI-3 계측기 설치도
- 그림 2.2-24 저온관-고온관 차압계 설치도
- 그림 2.2-25 저장탱크 계측기 설치도
- 그림 2.2-26 안전주입수 탱크 계측기 설치도
- 그림 2.2-27 자료 취득 및 제어 계통의 개략적인 하드웨어 구성도
- 그림 2.2-28 자료 취득 및 제어 계통 컴퓨터 화면
- 그림 2.3-1 Axial Velocity Profile
- 그림 2.4-2 6-Ch Downcomer Model
- 그림 2.4-3 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 노심반응도

- 그림 2.4-4 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 붕산수 노심도달지연
- 그림 2.4-5 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 HPSI 주입차이
- 그림 2.4-6 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 DC Upper Head Bypass
- 그림 2.4-7 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 저온관 유동
- 그림 2.4-8 Core Flowrate of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP
- 그림 2.4-9 Primary Pressure of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP
- 그림 2.4-10 HPSI Flow of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP
- 그림 2.4-11 DVI 주입시 6-Ch 강수부 모델의 강수부 붕산농도천이
- 그림 2.4-12 Residual convergency for CFX
- 그림 2.4-13 1/5 Scale CFX 해석 형상
- 그림 2.4-14 CFX Geometry 구성
- 그림 2.4-15 CFX Mesh
- 그림 2.4-16 저온관의 Streak Line
- 그림 2.4-17 DVI Stream Line, VCL=1.2m/s
- 그림 2.4-19 Boron Concentration, VCL=1.2 m/s
- 그림 2.4-18 강수부에서의 속도 분포, VCL=1.2m/s
- 그림 3.1-1 LBLOCA 재관수시 APR1400에서 발생하는 주요 열수력 현상
- 그림 3.2-1 대형 냉각재 상실 사고시 APR1400 강수부의 기포 계수 분포 (RELAP5-Gamma)
- 그림 3.2-2 RELAP5(Gamma)로 계산된 강수부 외벽 열속 분포
- 그림 3.2-3 TRAC-M으로 계산된 강수부 외벽 온도 및 열속 분포
- 그림 3.2-4 DBOO 실험장치
- 그림 3.2-5 APR1400과 실험장치 강수부 모의부의 기하 비교
- 그림 3.2-6 정상상태 비등 실험장치 Test Section 제작도면
- 그림 3.2-7 Test section 가열벽 면 구조
- 그림 3.2-8 Test section에 설치된 계측기기
- 그림 3.2-9 국소 센서 프로브 개념도
- 그림 3.2-10 2차원 국소 프로브 이송장치
- 그림 3.2-11 Test section 가열벽면에 부착된 계측기기
- 그림 3.3-1 RELAP5에 의해 예측된 재관수 유량률
- 그림 3.3-2 RELAP5에 의해 예측된 강수부내 압력거동
- 그림 3.3-3 RELAP5에 의해 예측된 강수부내 주입 냉각수의 온도 분포
- 그림 3.3-4 열속에 따른 강수부 비등 현상: 왼쪽부터 R1, R2, R3, R4

- 그림 3.3-5 실험에서 관측된 강수부 비등 현상
- 그림 3.3-6 강수부 상부 및 바닥에서의 압력분포
- 그림 3.3-7 강수부 상부 및 바닥에서의 냉각수의 온도
- 그림 3.3-8 강수부 상부 및 바닥에서의 냉각수의 과냉각도
- 그림 3.3-9 열속에 따른 강수부에서의 기포율 분포
- 그림 3.3-10 측정 단면 및 2차원 이송장치 이송 개념도
- 그림 3.3-11 국소 기포 계수 분포
- 그림 3.3-12 강수부 모의부 표면 온도 분포
- 그림 3.3-13 강수부 내 물 온도 분포
- 그림 3.3-14 강수부 내 기포 속도 분포
- 그림 3.3-15 실험 결과와 코드에서 사용되는 평균 계면 마찰계수 비교
- 그림 3.4-1 강수부 비등해석을 위한 MARS 모델
- 그림 3.4-2 주시험부 기포율 분포: 단일채널, Contour
- 그림 3.4-3 주시험부 기포율 분포: 단일채널, 단면평균
- 그림 3.4-4 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe, Contour
- 그림 3.4-5 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe, 단면평균
- 그림 3.4-6 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe 횡방향균일속도모델, Contour
- 그림 3.4-7 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe 횡방향균일속도, 단면평균
- 그림 3.4-8 주시험부 기포율 분포: 4채널 Multi-D, Contour
- 그림 3.4-9 주시험부 기포율 분포: 4채널 Multi-D, 단면평균
- 그림 3.4-10 가열부 평균 기포율
- 그림 3.4-11 강수부 모의 하부 미포화도
- 그림 3.4-12 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포율 Contour비교
- 그림 3.4-13 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포율 단면평균 비교
- 그림 3.4-14 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포속도비교
- 그림 3.4-15 R2-1a(70kW/m²)조건에서 가열부 평균 기포율 비교
- 그림 3.4-16 R2-1a(70kW/m²)조건에서 강수부 모의 하부 미포화도
- 그림 3.4-17 APR1400 해석을 위한 MARS 모델 1
- 그림 3.4-18 APR1400 해석을 위한 MARS모델 II의 강수부 모델(Multi-D모델)
- 그림 3.4-19 APR1400 LBLOCA 해석결과: 강수부하부 미포화도
- 그림 3.4-20 APR1400 LBLOCA 해석결과: 강수부수위
- 그림 3.4-21 APR1400 LBLOCA 해석결과: 노심수위
- 그림 3.4-22 APR1400 LBLOCA 해석결과: 피복재온도
- 그림 3.4-23 APR1400 LBLOCA 해석결과: 노심출력

- 그림 3.4-24 APRI400 LBLOCA 해석결과: 안전주입유량
- 그림 3.4-25 APRI400 LBLOCA 해석결과: 가압기 압력
- 그림 3.4-26 APRI400 LBLOCA 해석결과: 파단유량
- 그림 4.2-1 증기응축실험장치 개략도 (B&C Loop)
- 그림 4.2-2 Simplified I-Sparger 개략도 및 국부온도 계측위치
- 그림 4.2-3 IRWST 모의수조내 동압력계 위치
- 그림 4.2-4 Test Matrix
- 그림 4.2-5 증기응축 실험시 증기유량 변화 (40 °C, 2.6 kg/s 조건)
- 그림 4.2-6 물온도 40 °C, 190 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상
- 그림 4.2-7 물온도 40 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상
- 그림 4.2-8 물온도 40 °C, 190 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 주파수분포
- 그림 4.2-9 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 주파수분포
- 그림 4.2-10 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상
- 그림 4.2-11 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상
- 그림 4.2-12 수조온도 40 °C 에서 측정된 바닥에서의 응축하중 변화
- 그림 4.2-13 수조온도 40 °C 에서 측정된 벽 및 바닥에서의 응축하중 비교
- 그림 4.2-14 수조벽에서의 증기유속 변화에 따른 평균하중 변화
- 그림 4.2-15 수조온도에 대한 Peak 하중 변화
- 그림 4.2-16 수조온도 90 °C 에서의 유속에 따른 하중변화
- 그림 4.2-17 수조온도 40 °C 에서의 주요 Dominant Frequency 변화
- 그림 4.2-18 증기유속변화에 따른 첫 번째 Dominant Frequency (F1) 변화
- 그림 4.2-19 증기응축도
- 그림 4.2-20 수조온도 60 °C 에서의 응축하중 비교
- 그림 4.2-21 수조온도 90 °C 에서의 응축하중 비교
- 그림 4.2-22 서로 다른 Sparger 에서의 첫 번째 Dominant Frequency 비교
- 그림 4.3-1 Arrangement of TCs for the Measurement of the Local Temperature in the Quench Tank
- 그림 4.3-2 TC Rig Arrangement in the Quench
- 그림 4.3-3 Thermocouple Arrangement in the Quench Tank
- 그림 4.3-4 Local Temperature Distribution at the Local TC #1 Location (40 °C Pool Temperature Condition)
- 그림 4.3-5 Local Temperature Distribution at the Local TC #1 Location (60 °C Pool Temperature Condition)
- 그림 4.3-6 Local to Bulk Temperature Difference at the Local TC #1

- Location (40 °C Pool Temperature Condition)
- 그림 4.3-7 Local to Bulk Temperature Difference at the Local TC #1 Location (40 °C Pool Temperature Condition)
- 그림 4.3-8 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 1, 20 °C Pool Temperature, 0.9 kg/s Flow Rate Condition)
- 그림 4.3-9 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 20 °C Pool Temperature, 0.9 kg/s Flow Rate Condition)
- 그림 4.3-10 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 40 °C Pool Temperature, 2.2 kg/s Flow Rate Condition)
- 그림 4.3-11 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 80 °C Pool Temperature, 2.1 kg/s Flow Rate Condition)
- 그림 4.4-1 격자 모델 및 격자 셀 분포도 (Case 1)
- 그림 4.4-2 CFD 해석 온도분포 결과 (Case 1~Case 3)
- 그림 4.4-3 CFD 해석 온도분포 결과 (Case 4~Case 6)
- 그림 4.4-4 CFD 해석 속도분포 결과 (Case 1)
- 그림 4.4-5 증기제트 주변의 온도분포 결과 비교 (Case 1~Case 4)
- 그림 4.4-6 증기분사기 방출구멍과 유사한 높이의 온도분포 결과 비교
- 그림 4.4-7 수조하부 벽면 근처의 온도분포 결과 비교
- 그림 4.4-8 수조상부 중간 영역의 온도분포 결과 비교
- 그림 4.5-1 Schematic Diagram of the GIRLS Facility
- 그림 4.5-2 Single-Hole Sparger and Pitot Tube/Thermocouples
- 그림 4.5-3 Steam Jet Condensation-Induced Turbulent Jet Model and Coordinates
- 그림 4.5-4 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 1
- 그림 4.5-5 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 2
- 그림 4.5-6 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 3
- 그림 4.5-7 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 4
- 그림 4.5-8 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 5
- 그림 4.5-9 Comparison of Dimensionless Velocities with the Theoretical Result
- 그림 4.5-10 Comparison of Dimensionless Temperatures with the Theoretical Result
- 그림 4.5-11 Comparison of u_m -measured with u_m -predicted Using the Correlation

- 그림 4.5-12 국소 실험장치의 개념도
- 그림 4.5-13 국부온도 계측용 열전대
- 그림 4.5-14 거리에 따른 수평 증기응축 제트유동의 속도분포
- 그림 4.5-15 난류제트 분석을 위한 주요인자 정의
- 그림 4.5-16 난류제트 분석을 위한 주요인자 정의
- 그림 4.5-17 수조온도 30℃에서의 난류제트 속도분포
- 그림 4.5-18 수조온도 75℃에서의 난류제트 속도분포
- 그림 4.5-19 난류제트 이론과 무차원 속도분포 비교 ($G=450\text{kg/m}^2\text{-s}$)
- 그림 4.5-20 난류제트 이론과 무차원 온도분포 비교 ($G=450\text{kg/m}^2\text{-s}$)
- 그림 5.3-1 자연대류 벤치마크 문제
- 그림 5.3-2(a) $Ra=103$ 의 온도분포
- 그림 5.3-2(b) $Ra=104$ 의 온도분포
- 그림 5.3-2(c) $Ra=105$ 의 온도분포
- 그림 5.3-2(d) $Ra=106$ 의 온도분포
- 그림 5.3-3(a) $Ra=103$ 의 속도분포
- 그림 5.3-3(b) $Ra=104$ 의 속도분포
- 그림 5.3-3(c) $Ra=105$ 의 속도분포
- 그림 5.3-3(d) $Ra=106$ 의 속도분포
- 그림 5.3-4 가열부 출구 근처의 기포율 분포
- 그림 5.3-5 $L/D_h=71.4$ 위치의 기포율 분포
- 그림 5.3-6 $L/D_h=71.4$ 위치의 IAC 분포
- 그림 5.3-7 $L/D_h=80.1$ 위치의 기포율 분포
- 그림 5.3-8 $L/D_h=80.1$ 위치의 IAC 분포
- 그림 5.3-9 $L/D_h=71.4$ 위치의 Sauter-mean diameter 분포
- 그림 5.3-10 $L/D_h=80.1$ 위치의 Sauter-mean diameter 분포
- 그림 5.3-11 $L/D_h=90.5$ 위치의 기포율 분포 (Test Case 1)
- 그림 5.3-12 $L/D_h=90.5$ 위치의 IAC 분포 (Test Case 1)
- 그림 5.3-13 $L/D_h=90.5$ 위치의 기포율 분포 (Test Case 2)
- 그림 5.3-14 $L/D_h=90.5$ 위치의 IAC 분포 (Test Case 2)
- 그림 5.4-1 증기침투거리
- 그림 5.4-2 증기응축영역 모델
- 그림 5.4-3 응축수 및 유입수조수의 온도
- 그림 5.4-4 응축수 및 유입수조수의 속도
- 그림 5.5-1 원자력 발전소에서의 LBLOCA 사고 개념도

- 그림 5.5-2 실험장치 계통도
- 그림 5.5-3 액막 제거장치 및 액적 냉각 장치
- 그림 5.5-4 결빙 액적 이미지 ($\times 63$ 배율)
- 그림 5.5-5 결빙 액적 이미지 ($\times 10$ 배율)
- 그림 5.5-6 소프트웨어를 이용한 결빙 액적 직경 측정 예
- 그림 5.5-7 결빙 액적 이미지 ($\times 10$ 배율)
- 그림 5.5-8 결빙 액적 이미지 ($\times 63$)
- 그림 5.5-9 $j_g = 40$ m/s 일 때 두 Test의 액적 크기 분포 결과
- 그림 5.5-10 $j_g = 40$ m/s 일 때 액적 크기 분포 결과
- 그림 5.5-11 결빙 액적 이미지 ($\times 10$)
- 그림 5.5-12 결빙 액적 이미지 ($\times 63$)
- 그림 5.5-13 $j_g = 50$ m/s 일 때 세 Test의 액적 크기 분포 결과
- 그림 5.5-14 $j_g = 50$ m/s 일 때 액적 크기 분포 결과
- 그림 5.5-15 액적 직경 분포도와 실험 상관식
- 그림 6.2-1 초음파 투과법을 이용한 2상 유동양식 측정 원리
- 그림 6.2-2 초음파 측정 계통의 구성도
- 그림 6.2-3 수평 2상 유동양식 측정을 위한 초음파 트랜스듀서 설치 방법
- 그림 6.2-4 수평 2상 유동양식 판별 실험 조건
- 그림 6.2-5 수평 2상 유동양식
- 그림 6.2-6 슬러그 유동 사진 ($j_f: 1.7$ m/s, $j_g: 1.35$ m/s)
- 그림 6.2-7 슬러그 유동 사진 ($j_f: 1.7$ m/s, $j_g: 4.8$ m/s)
- 그림 6.2-8 분산 기포유동 사진 ($j_f: 4.4$ m/s, $j_g: 1.1$ m/s)
- 그림 6.2-9 분산 기포유동 사진 ($j_f: 5.0$ m/s, $j_g: 1.3$ m/s)
- 그림 6.2-10 분산 기포유동 사진 ($j_f: 6.0$ m/s, $j_g: 2.7$ m/s)
- 그림 6.2-11 단상 물 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
- 그림 6.2-12 성층 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 ($j_f: 0.1$ m/s, $j_g: 1.24$ m/s)
- 그림 6.2-13 플러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 ($j_f: 0.9$ m/s, $j_g: 0.31$ m/s)
- 그림 6.2-14 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 ($j_f: 2.6$ m/s, $j_g: 0.95$ m/s)
- 그림 6.2-15 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 ($j_f: 0.7$ m/s, $j_g: 2.2$ m/s)
- 그림 6.2-16 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 ($j_f: 1.0$ m/s, $j_g:$

- 4.3 m/s)
- 그림 6.2-17 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 (jf: 2.5 m/s, jg: 4.3 m/s)
- 그림 6.2-18 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 (jf: 5.4 m/s, jg: 0.85 m/s)
- 그림 6.2-19 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 (jf: 7.4 m/s, jg: 0.85 m/s)
- 그림 6.2-20 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 (jf: 5.4 m/s, jg: 4.5 m/s)
- 그림 6.2-21 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호 (jf: 7.4 m/s, jg: 4.5 m/s)
- 그림 6.3-1 평균 기포속도 도출위한 도식
- 그림 6.3-2 다차원 기포속도 측정용 프로브
- 그림 6.3-3 프로브 센서 팁 구성
- 그림 6.3-4 DOBO실험에서의 다차원 증기속도 (70kW/m²조건)
- 그림 6.3-5 5센서 프로브의 설계
- 그림 6.3-6 5센서 팁 구성
- 그림 6.3-7 계면이 센서를 지나는 형태에 따른 균 정의
- 그림 6.3-8 기포요동에 따른 보정인자
- 그림 6.3-9 평균기포크기 3.0mm에 대한 IAC 수치모의 결과
- 그림 6.3-10 평균기포크기 7.0mm에 대한 IAC 수치모의 결과
- 그림 6.3-11 가시화장치
- 그림 6.3-12 사진분석을 위한 도식
- 그림 6.3-13 전-측방 사진
- 그림 6.3-14 기포의 회전각 정의
- 그림 6.3-15 기포의 센서관통 사진
- 그림 6.3-16 프로브의 속도 측정값과 Drift Flux 모델 계산값 비교
- 그림 6.3-17 다양한 국소기포인자들의 프로브와 사진데이터 비교(1)
- 그림 6.3-18 다양한 국소기포인자들의 프로브와 사진데이터 비교(2)
- 그림 6.4-1 Wire 구성
- 그림 6.4-2 Wiremesh Signal 인가 (1)
- 그림 6.4-3 Wiremesh Signal 인가 (2)
- 그림 6.4-4 Switching 회로
- 그림 6.4-5 Signal Switching 회로

- 그림 6.4-6 사각형 Wiremesh
- 그림 6.4-7 Signal Processing System
- 그림 6.4-8 Real Time Sampling Image
- 그림 6.4-9 Initial Averaged Image at zero level
- 그림 6.5-1 Hot wire 센서에서의 에너지 보존 방정식
- 그림 6.5-2 온도에 따른 측정 속도의 변화
- 그림 6.5-3 Hot film 교정 loop 계통도
- 그림 6.5-4 Hot film 교정 loop
- 그림 6.5-5 시험대 형상
- 그림 6.5-6 Hot film 센서 삽입 과정
- 그림 6.5-7 Pitot tube 측정 차압 및 k값을 이용한 속도 측정 결과
- 그림 6.5-8 관 중심 속도와 관 평균 속도의 비율
- 그림 6.5-9 Hot film 교정 결과
- 그림 6.5-10 Cylindrical hot film 특성 신호
- 그림 6.5-11 Conductivity Probe 상분리 알고리즘 통과 후의 신호
- 그림 6.5-12 Detachment_Tail 추출 후의 신호
- 그림 6.5-13 Hot film을 이용한 기포측정 실험장치 계통도
- 그림 6.5-14 Hot film 설치 블록의 형상
- 그림 6.5-15 Vee 프로그램을 이용한 신호처리 결과
- 그림 6.5-16 Hot film 및 conductivity probe 측정결과 비교: bubble frequency
- 그림 6.5-17 Hot film 및 conductivity probe 측정결과 비교: 기포율
- 그림 6.5-18 Hot film을 이용한 기포율 측정 결과 (Wang [6.5-6])
- 그림 6.5-19 Hot film을 이용한 기포율 측정 결과 (Rensen et al. [6.5-14])
- 그림 6.6-1 Local Bi-directional Flow Tube 개념도[6.6-1]
- 그림 6.6-2 Liu 실험과 계산 결과 비교
- 그림 6.6-3 McCaffery 실험과 계산 결과 비교
- 그림 6.6-4 물 유동에서 tube 직경에 따른 계산 결과
- 그림 6.6-5 개발된 국소 양방향 유동튜브
- 그림 6.6-6 수동(water tunnel) 사진
- 그림 6.6-7 수동 측정 단면에서의 속도 분포
- 그림 6.6-8 국소 양방향 유동 튜브의 교정 곡선

제 1 장 서 론

제 1 절 연구 배경 및 필요성

한국형 차세대원자로(APR1400)의 인허가 심의 과정에서 열수력안전분야의 경우에는 급속 봉산희석 과도현상에 미치는 DVI의 영향, 재관수 과정에서 강수부(downcomer) 내부의 미포화 비등(subcooled boiling) 발생시 국소 기포거동 파악, 안전감압배기계통 작동시 수조 내부에서의 증기응축 기인 '하중 특성' 평가 및 수조 내부에서의 증기응축 '열혼합 특성' 천이거동 평가 등이 관심을 가지게 되었다.

APR1400는 안전주입수(ECC water)가 원자로용기의 강수부(Downcomer)에 직접 주입되는 DVI(Direct Vessel Injection) 방식을 채택하고 있다. APR1400에서 급속 봉산희석 과도현상은 주요 열수력 관심사의 하나로서 원자로 하향유로에서의 다차원적인 열수력 특성 평가실험의 필요성이 대두되고 있다. DVI의 특성상 운전 조건의 조합에 따라서는 1차원 강수부 해석 모델에서 비상노심냉각수가 강수부의 상부에서 원자로 용기 상부로 우회되는 현상이 나타나기도 한다. 이러한 해석 결과는 강수부에 비상노심냉각수가 주입될 때 열수력 혼합 거동 특성을 APR1400 고유의 현상적인 측면의 강화된 연구가 필요함을 의미한다. 또한 ISP-43 등에서 다루지 못하고 있는 강수부의 국소 속도분포 등 CFD 해석 결과 중 난류모델에 따른 불확실도 등을 검증 가능한 데이터의 필요성이 대두 되었다.

APR1400 안전현안인 재관수 과정에서 강수부(downcomer) 내부의 미포화 비등(subcooled boiling) 발생시 다차원 국소 기포거동을 파악하는 것이 매우 중요하게 대두되었으며, 이를 위해 본 연구에서는 사각채널 비등실험장치(DOBO) 이용한 과포화 비등 거동 실험을 수행하여 강수부 다차원 비등현상을 규명할 필요성이 도출되었다. 실험결과의 분석 및 MARS코드 해석 결과와의 비교 평가를 통하여 최적 안전해석 코드의 예측능력 및 관련 모델링 효과를 평가하게 되며, 또한 유관기관의 안전관심사 해소에 직접 기여하게 될 것이다.

APR1400에는 원자로냉각재계통의 과압보호, 급속감압, 및 충전방출운전을 위한 안전감압배기계통은 가압기 POSRV에 연결되어 있으며, POSRV가 작동하면 가압기에서 증기/이상유체/물의 형태로 배관 경유하여 격납건물내 재장전수조 내부에 잠겨있는 I-Sparger를 통하여 방출된다. APR1400 안전관심사로는 수조 내부에서의 증기응축 기인 '하중 특성' 평가 및 수조 내부에

서의 증기응축 ‘열혼합 특성’ 천이거동 평가 등이 있다. 수조 내부에서의 증기응축 기인 ‘하중 특성’ 평가를 위해서는 증기 방출 및 응축 과정에서 불안정 응축에 따른 하중 거동 평가, 수조 내부에서의 증기응축 ‘열혼합 특성’ 천이거동 평가를 위해서는 실험 수행과 함께 CFD 해석기술의 적용 타당성/한계의 평가를 평가하는 것이 필요하다.

정상/과도상태의 원자로의 거동은 다양한 이상유동의 특성을 가지며, 이를 효과적으로 해석하고, 평가하기 위해서는 현상에 기반을 둔 많은 세부 모델 개발 연구가 이루어져야 한다. 본 과제에서는 2상유동 최적안전해석 전산코드 및 설계코드의 평가 및 성능개선을 위해 필요한 세부 열수력 모델 개발의 대상으로서 아래와 같은 연구항목들을 선정하였다.

- 계면면적 수송모델
- 응축 기인 열혼합
- 수평관 액적거동 모델
- 수직 환형관에서의 다차원 현상

2-유체(Two-fluid) 모델에서 계면면적밀도 항은 2상유동 해석결과에 지대한 영향을 미치는 인자이다. 기존의 모델링 기법은 유동의 형태를 가정한 실험적 상관식에 의존하기 때문에 계면의 동적인 특성을 효과적으로 모델 하는데 한계가 있다. 기존 모델의 단점을 극복하기 위해 수송방정식을 활용한 신 개념의 계면면적 모델링 기법에 대한 기초연구가 착수되었으며, 이를 위해서는 새로운 개념의 계면면적 해석 모델을 개발하고 검증하기 위해서는 많은 실험적 데이터베이스가 구축되어야 한다.

원자력 발전소의 주요 계통에서는 다양한 2상유동 현상들이 필연적으로 발생하며, 많은 경우에 있어서 원자력 발전소의 안전성과 밀접하게 관련되어 있다. 2상유동 조건에서의 물질/운동량/에너지 전달특성은 상 경계면의 형상 및 상 분포 특성에 따라 크게 변화한다. 따라서 국소적인 2상유동 변수에 대한 정보가 존재하지 않는 경우에는, 전반적인 2상유동 거동 및 관련 계통의 열수력 거동에 대한 해석 및 모델링에 많은 어려움을 겪을 수밖에 없다.

이에 따라 국소적인 2상유동 변수의 측정을 위한 특수 계측기법의 개발을 위한 연구가 국내외에서 지속적으로 수행되어 왔으며, 이 중 다중센서 프로브를 이용한 측정기법은 각각 2상유동 밀도 및 계면면적밀도의 측정에 있어 널리 활용되고 있다. 하지만 기존의 다중 센서 프로브 기법은 다차원 유동 경우 및 프로브를 우회하는 기포가 발생하는 경우 적용성에 제한이 따르는 문제가 있다. 따라서 이러한 문제점을 극복할 수 있는 개선된 다중센

서 프로브를 이용한 측정기법의 개발이 필요하다.

제 2 절 연구개발의 목적 및 내용

APR1400 DVI 주입에 따라 발생하는 반응도 관련사고의 붕산혼합, 유입 경로, 붕산주입 지연현상 발생 등을 RCP가 작동하는 상황에 대하여 좀더 구체적으로 살펴보고자 한다.

APR1400 안전현안인 재관수 과정에서 강수부(downcomer) 내부의 미포화 비등 발생시 다차원 국소 기포거동을 상세히 파악하기 위해 사각채널 비등실험장치(DOBO) 이용한 과포화 비등 거동 실험을 수행하여 강수부 다차원 비등현상을 규명하였다. 실험결과의 분석 및 MARS코드 해석결과와의 비교 평가를 통하여 최적 안전해석 코드의 예측능력 및 관련 모델링 효과를 평가하게 될 것이다.

안전감압배기계통의 설계에 있어서 증기제트 응축에 의한 I-Sparger와 관련된 물리적 현상 이해, 그리고 수조내 열혼합 현상 등에 대하여 실험 및 해석 연구를 수행하여 향후 진행될 APR1400 상세설계의 입력으로 활용하게 된다. I-Sparger를 통하여 방출되는 증기/물 제트의 응축은 그것이 분사된 환경인 수조의 Sparger 국부 및 평균온도, 그리고 유동분포 등이 중요한 역할을 한다는 것은 이미 알려진 사실로서, 구체적인 내용은 수조내 I-Sparger에서 방출되는 증기/물 제트의 응축과 관련한 국소 열혼합 현상 등에 대하여 수행한 실험결과를 정리함과 아울러 해석도구인 CFD 코드를 사용하여 수조내 증기제트 응축에 의한 열혼합 현상을 모의할 수 있는 모델개발의 내용을 제시하였다.

계면면적 수송모델 개발은 상관식에 의존한 기존의 계면면적밀도 모델의 단점을 극복하기 위한 신개념의 기법으로 기초특성을 파악하며, 이를 위한 실험자료를 구축하는 것을 목적으로 한다. 본 연구에서는 이상유동의 전파특성을 효과적으로 고찰하기 위한 구조의 단열조건의 실험장치를 구축하고 실험 데이터 생산을 하였다. 제한적인 실험 데이터 생산을 통해 새로운 개념의 계면면적 수송모델의 기초틀(frame)을 개발하였다.

수평관에서의 고유 액적거동 모델 개발은 고온관에서의 액적의 흡착에 관한 현상을 실험을 통해서 분석하고 정량화하는 것을 그 목적으로 한다. 이를 위해 실험장치를 설계하고 제작하고 현상을 분석하였다.

2상유동 계측기술 개발 연구와 관련해서는 기존의 다중센서 프로브 기법이 갖는 문제점을 해결하고 보다 다양한 다차원적 유동 조건에 적용이 가

능한 개량된 5-센서 프로브를 이용한 계면면적밀도 측정방법론을 개발하는 것이다.

제 3 절 국내외 기술개발 현황

- 국외 연구현황

붕산희석 거동을 모의하는 실험설비로서 러시아 OKB Gidropress의 VVER-1000 원자로를 1/5 scale로 하여 금속으로 제작한 모형이다. 실험설비는 모두 4-loop로 구성되어 있는데 그 중 하나의 loop는 loop seal과 RCP를 모의하도록 하고 다른 3개의 loop는 short-cut으로 하되 압력손실만 모의하도록 설계되어 있다. 또한 노심은 151개의 핵연료집합체를 모의하였다. 대상 사고로는 SB-LOCA 후 RCP 재가동 또는 자연대류 시 붕산희석사고 과도로 하고 붕산농도를 온도변화로 모델링하여 열적 혼합을 실험으로 관찰하였다. 과도중의 열적 혼합을 계측하기 위해 100 개의 열전대를 노심 입구에 설치하였다. 계통에 상주하는 붕산수는 고온(60~80℃)으로 하고 주입되는 deborated water slug는 cold water로 하였다. 두 번째의 실험설비에서는 VVER-440을 1/7 scale로 하여 유동가시화가 되도록 투명한 원자로 모델을 꾸몄다. 이 실험에서는 저온관으로 주입되는 유체에 밀도차를 부여하기 위해 NaNO₃ 용액을 사용하였으며, 유체혼합 시 온도분포를 측정하기 위해 하향유로의 반경방향 및 원주방향으로 열전대를 설치하였다[2.1-3].

독일은 붕산혼합 실험에 매우관심이 많아서 지금은 Framatome ANP로 그 이름이 바뀐 Siemens/KWU에서 수행한 UPTF(Upper Plenum Test Facility) 및 PKL(PrimaKreislauf) 실험이 있으며, 이외에도 ROCOM (Rossendorf Coolant Mixing Model) 실험이 있다. UPTF실험에서는 전형적인 서구식 경수로인 4-loop 원자로를 실 규모로 모의하였고, 자연대류 과도에서 ECC 주입되는 경우의 유동혼합을 실험하였다[2.1-5]. PKL의 실험은 UPTF와 같은 4-loop 원자로를 부피비 1/145 규모로 모의하였고 SBLOCA 후의 reflux condenser 모드로부터 자연대류가 시작될 때의 혼합거동을 실험으로 확인하였다. ROCOM 실험에서는 독일 PWR KONVOI, 1300 MWe 원자로를 1/5 linear scale로 축소 모의하여 원자로 냉각재 펌프의 재기동에 의한 유체혼합 실험을 수행하였다[2.1-6].

미국 매릴랜드 대학의 2x4 Thermal-hydraulic Loop Facility(UM 2x4 Loop)는 높이 및 압력을 축소한 모델로 B&W 경수로원자로인 TMI-2를 모의한

것으로 2개의 고온관과 4개의 저온관을 가지고 있다. 실험은 노심 영역의 thermal/hydraulics-neutronics 계산용 code의 verification에 사용할 초기 및 경계조건을 제공하기 위한 목적으로 수행하였으며, 실험을 통해 하향유 및 lower plenum에서의 유동혼합과 관련된 지배현상 등도 규명하였다. 이 실험은 1997년도에 OECD/CSNI에서 International Standard Problem No. 43(ISP 43)으로 설정하여 봉산희석 사고에 관심이 있는 미국, 프랑스, 영국, 스웨덴, 독일, 일본, 체코 및 핀란드의 8개국에서 각 국에서 수행하고 있는 실험 및 해석 결과를 benchmark할 수 있도록 하고 있다[2.1-7,8].

프랑스의 Bora-Bora 실험설비는 프랑스 CPY형 3-loop PWR 원자로를 1/5 scale로 모의하여 가시화 및 LDV 유동장 측정이 가능하도록 하였다. 실험에서 water plug의 혼합을 passive tracer 추적 방법으로 측정하기 위해 주입되는 물의 온도가 노심의 온도보다 10°C 높게 하였다[2.1-9.] 스웨덴의 Vattenfall 실험은 Westinghouse PWR의 단순 1/5 scale로 모델링하여 rapid RCP 기동에 의한 혼합(무차원 봉산농도: borated water를 1.0, 소금물을 사용한 unborated water를 0 으로 함)을 전도도 계측을 통해 확인하였다. 그 밖에 핀란드의 Pactel 실험은 VVER-440 6-loop 원자로를 1/5 scale로 모의하여 실험하였다. 각국의 주요 실험 장치등을 표 2.1-1 에 요약하였다.

가압경수로중 피동형 차세대 원자로인 AP600의 개발에서 피동개념의 안전감압계통이 반영된 바 있으며 아울러 격납용기내재장전수탱크 설계의 반영 그리고 X-형 스파저 채택등의 연구가 있었다. 이러한 연구는 모두 실제적인 발전소 설계에 적용된 것이라기 보다는 모두 개념설계단계의 설계개념으로 이해된다.

미국 DOE의 주관하에 구성된 NTDG(Near-Term Deployment Group) 전문가들이 2010년까지 상용화가 가능한 원자로형의 선정 작업이 진행되고 있으며, 주요 원자력선진국에서는 단기적으로 10년 이내에 실용화가 가능한 원자로의 개발에 착수하였다. 그리고 미국을 중심으로 10여개국이 참여하는 Gen-IV 프로그램에서는 2030년에 실용화가 가능할 것으로 예상되는 새로운 노형에 대한 개발을 위해 기술개발 road map의 설정에 착수하였으며, 이에 따라 안전성과 경제성이 향상된 새로운 형태의 원자로 개념 선정작업이 진행되고 있다. 이와 같이 안전성 및 경제성이 향상된 새로운 원자로의 개발 시에는 신안전개념의 채택에 따라 나타나는 주요 열수력 현상에 대한 깊은 이해 및 열수력·안전해석 전산코드의 평가·검증이 필요하게 된다. 이를 위해서는 핵심 열수력 현상들에 대한 개별효과 열수력 실험을 통해 관련 열수력 모델의 개발 및 평가·검증을 위한 실험결과들이 필요하게 될 것이다.

한편, 기존의 안전해석 방법론에 포함되어 있는 과도한 보수성을 감소시켜 원전의 경제성을 향상시킬 수 있는 최적평가 방법의 중요성이 점차 관심을 끌고 있다. OECD 소속 주요 선진국에서는 고유의 최적평가 방법론을 개발하고 있으며, 이를 위해 원자로계통에서의 열수력 실험결과를 바탕으로 최적코드의 불확실성 정량화 방법에 대한 연구를 하고 있으며, 이를 위한 해석방법론 개발에도 힘을 쏟고 있다.

차세대 2상유동 해석모델로서 계면면적 수송(IAT: Interfacial Area Transport) 모델에 대한 실험적, 이론적 연구가 미국의 Purdue 대학 및 프랑스 CEA-Grenoble 연구소를 중심으로 진행중인데, 이 모델은 2상유동 상 경계면에서의 동적 거동을 예측 가능하게 함으로써 기존의 유동양식(flow regime)에 근간한 구성 모델을 대체할 것으로 기대된다. 계면면적 수송(IAT) 모델은 이미 개발에 착수한 선진국에서도 향후 수년 이상의 연구가 소요될 것으로 판단되며, 또한 동 모델에 대한 평가 및 개선, 그리고 이를 열수력/안전해석 전산코드에 반영하기 위해서는 더 많은 시간이 필요할 것으로 예상된다.

- 국내 연구현황

최근 원자력연구소를 중심으로 APRI400형 강수부에서 비상노심냉각수의 노심우회 거동에 대한 해석 및 가시화 결과를 도출하였다[2.1-3, 2.1-4]. 가시화 결과 및 CFD 3차원 해석 결과에서는 강수부 하부로 비상노심냉각수의 원활한 침투가 이루어지는 것으로 나타났으나, RELAP5(MARS-1D) 해석 결과는 강수부의 상부에서 원자로 용기 상부로 주입된 비상노심냉각수의 상당 비율이 우회하여 결과적으로 노심의 반응도 귀환을 지연시키는 결과를 도출하였다. 또한 CFD 계산에서는 난류 모델에 따라, 강수부 및 노심입구에서의 유동양식이 매우 다양하게 현화하는 결과를 보이고 있다. 최근에는 보다 정교한 측정 및 다양한 변수에 대한 측정을 기반으로 하는 추가 봉산혼합실험을 기획중에 있다.

신형경수로(APRI400)의 표준설계 개발을 완료하고, 이에 대한 표준설계인가 심사 과정에서 후속조치 현안들이 추가로 도출되었으며. 또한 동 원자로의 건설허가 심의과정에서는 이들 잔여 안전현안에 대한 해소가 이루어져야 할 것이다. 대부분의 안전관심사들은 원자로용기 직접주입(DVI) 방식의 안전주입계통, 안전감압계통(SDVS, IRWST) 등의 새로운 안전개념들과 관련되어 있으며, 신안전개념들의 성능 및 안전성 기여도를 평가하기 위해서는 새롭게 나타나는 열수력적 현상에 대한 정확한 이해를 바탕으로 한 해석

능력을 확보해야 하며, 이를 위해서는 열수력 실험을 바탕으로 도출되는 물리적 모델의 확보가 필요하다.

직접주입(DVI) 및 IRWST 방식의 설계특성과 관련하여 강수부 및 대형 수조 내에서의 다차원적인 열수력 현상의 규명 및 이에 대한 해석능력의 확보가 주요 안전관심사로 중요시 취급됨에 따라, 이에 대한 주요 열수력 현상의 정량화를 위한 열수력 특성평가 실험에 관심을 갖게 되었다. 그리고 2상유체의 다차원적 거동의 분석을 위해 CFD 코드에 의한 해석 및 관련 모델의 개발 필요성이 대두됨에 따라, 관련된 세부 추진방향 설정을 위한 기초적인 연구에 관심을 갖기 시작하였다.

이외에도 안전성과 경제성이 향상된 새로운 원자로의 개발이 착수될 경우, 추가로 도입되는 새로운 안전개념에 대한 실증실험 기반 및 평가기술의 확보가 필요하다.

현 기술상태의 취약점을 요약해보면 다음과 같다:

- 다차원 국소 열수력 현상이 계통 전체 거동에 미치는 영향의 평가능력의 부족
- 최적 안전해석 코드 개발에 필요한 고유 열수력 모델의 불충분
- 다차원 국소 2상유동 열수력 현상의 측정을 위한 새로운 계측기술의 확보 필요:
 - 다차원 열수력 현상의 측정 관련
 - 국소 2상유동 열수력 현상의 측정 관련 : 국소 2상유동 정보
- 새로운 안전현안의 해결을 위한 실증적 평가체제 구축의 필요성 증대

제 4 절 연구 수행방법

먼저 계통안전 관심사의 평가 실험에서는 봉산희석 거동 실험, 재관수 과정에서의 강수부 국소 기포거동 파악을 위한 강수부 비등 실험, 대형 수조 내부의 증기응축 기인 열혼합 특성 실험 등을 수행하였다.

봉산희석 거동 실험에서는 실험장치(BOMIX-II)를 신규 구축하여 실험을 수행하였으며, 여기에서 주입방식(DVI 및 CLI)에 따른 봉산희석 거동 평가 및 난류특성이 혼합효과에 미치는 영향 평가 등이 수행되었다. 이를 위해 환상형 시험대를 대상으로 하는 LDV 기법의 적용기술을 개발하였다. 강수부(Downcomer) 봉산희석 실험결과의 분석을 위해 CFD코드 해석을 수행하였으며, DVI 주입방식에 의한 봉산희석 거동 및 난류특성의 선택이 혼합효

과에 미치는 영향 등이 평가되었다.

재관수 과정에서의 강수부 국소 기포거동을 파악하기 위한 강수부 비등 실험에서는 사각채널 비등실험장치(DOBO)를 이용하여 미포화비등 거동을 실험하였으며, 전도프로브를 삽입하여 국소 기포인자 측정함으로써 강수부 다차원 비등현상의 규명하고자 하였다. 이를 위해 5-센서를 이용한 다차원 기포속도측정방법론을 개발, 적용하였으며, 실험결과의 분석 및 MARS코드 해석결과와의 비교 평가를 수행하여 최적 안전해석 코드의 예측능력 및 관련 모델링 효과를 평가하였으며, 동 결과는 유관기관 (KINS, KNFC 등)의 안전관심사 해소에 직접 기여하게 될 것이다.

대형수조에서의 증기응축 기인 열혼합특성 실험에서는 IRWST 내부의 3차원 열수력 거동에 대한 실험 및 CFD 해석을 수행하였다. IRWST 열혼합 현상에 대한 'PIRT'를 개발하였고, 이를 위해 관계 전문가 그룹을 구성하였다. 동 자료는 APR1400표준설계 및 신고리3&4의 인허가와 관련된 IRWST 내부의 3차원 열수력 거동에 대한 평가 및 판단 기준 설정, CFD 해석방법론의 평가기준 설정에 활용될 것이며, 개발된 모델들은 APR1400원자로 IRWST 설계특성 관련 안전관심사 해소에 활용되고 있다.

고유 열수력 모델 개발 실험에서는 증기 응축현상 관련 모델, 계면면적 수송(IAT) 이론의 기초를 확보, 2상유동 계면마찰계수 모델, 수평관 액적(droplet) 거동 모델 등이 개발하고자 하였다. 증기 응축현상 관련 모델 실험에서는 다중 hole 방출 증기응축영역 선도 (condensation regime map) 개발, 증기제트 국소응축 영역 특성 파악, 증기제트 응축영역 모델 (condensation region model) 개발 등을 통하여 대형수조 내부 응축열혼합 특성 분석을 위한 CFD 해석에 적용하였으며, 이들 모델은 APR1400원자로 IRWST 특성 관련 안전관심사 해소에 활용되도록 하였다.

계면면적 수송(IAT) 이론의 개발기반 확보를 위하여 IAT 이론의 기본틀(frame) 원시형태를 설정하였으며, IAT모델 구성관계식 기초모델 개발: 분산기포유동 대상 물-공기 실험을 수행하였으며, 5-센서를 이용한 계면면적 측정방법론을 개선하였다. 2상유동 계면마찰계수 모델 개발 실험에서는 사각채널 비등실험 장치(DOBO)를 이용한 실험에서 강수부 미포화비등 거동 관련 2상유동 계면마찰계수 모델을 개발 및 제시하게 되며, 개발된 모델은 APR1400 Reflood 과정에서의 안전관심사 (원자로용기 강수부 거동 해석) 평가에 활용될 것이다. 수평관 액적(droplet) 거동 모델 실험에서는 액적 크기 모델 개발을 위한 수평관 물-공기 실험을 수행하였으며, 독창적인 액경 측정기법을 개발, 적용하였으며, 고유의 액적거동 모델을 개발하게 되었다.

열수력 실험 DB 구축에서는 신안전개념의 채택에 따라 새롭게 대두된 열수력 현상을 실증적으로 평가하고, 그 결과를 DB화 하고자 영구보존 가능한 형태로 구성하였으며, 주요 항목은 다음과 같다:

- DVI 안전주입 방식 관련 DB :
 - LBLOCA 안전주입수 우회 현상 DB
 - 봉산희석 거동 DB
 - SBLOCA : DVI-line 파단사고시 강수부 상부의 2상유동 거동
 - 액막 퍼짐 현상
 - 강수부 비등 현상 등
- IRWST 관련 DB :
 - 수력학적 하중 특성 DB: 공기방출 하중, 증기응축 기인 하중 (천이/정상 상태)
 - 증기 응축 특성: 정상/천이 상태 응축현상 DB
 - 응축 열혼합 특성 DB: 천이/정상상태 열혼합
- 새로운 기기의 개발 관련 DB :
 - Fluidic Device 개발 및 성능 평가
 - Fluidic Device 성능 검증
 - CEDM 성능 평가
- 고유 모델 개발 및 모델 선진화를 위한 열수력 현상 실험 DB :
 - 다중 분기관에서의 상분리(phase separation) 현상
 - USCP에서의 CCFL 거동
 - UP에서의 액적 거동
 - 수평관에서의 액적 거동
 - 단열조건 2상유동 전파특성
 - 고압조건 임계유동 특성
- 2상유동 측정기술 성능평가 관련 DB :
 - 5-센서 전기전도 기법의 개발 및 성능 평가
 - 다차원 기포유동에 적용 가능한 개량형 5-센서 전기전도 probe의 개발 및 적용
 - HFA의 2상유동 적용성 평가
 - 초음파 기법을 이용한 2상유동 유동양식 판별기법
 - 레이저기법에 의한 난류특성 평가: 환상형 공간에서의 유동특성 평가기술 개발

이전 단계로부터 수행되어 온 그동안의 연구성과를 총정리(DB 구축 및 구축보고서 작성 등)하여 문서화하는 작업에 초점을 맞추었으며, 최종 성과물의 기술적 완성도를 극대화 하고자 하였다. 최종 연구결과물의 실질적 활용성 추구하고자 수요자와의 긴밀한 연계하에 최적 안전해석 코드의 개선 또는 예측능력 향상 및 안전관심사의 해소에 직접 기여하도록 하였다.

금번 단계는 총 3단계 연구의 최종단계(2년)로서, 최종 성과물의 기술적 완성도를 극대화하고자 하였다. 다수의 연구성과(논문/특허, 모델 개발 등)를 생산하였으며, 연구결과는 유관기관에 의한 안전관심사의 해소에 직접 기여토록 함으로써 신행경수로 인허가 과정에서 필수적으로 요구되는 최적 안전해석 코드의 개선 또는 예측능력 평가, 검증 및 개선에 활용되도록 하였다. 또한 연구결과의 독창성 및 고유성을 확보하고자 새로운 해석/계측 기법을 개발하여 적용하였으며, 동 연구결과들의 우수성이 국내외 전문가들로부터 인정되도록 새로운 계측기술의 개발 및 적용, 새로운 모델 개발을 통한 안전해석 및 CFD해석 기법의 향상, 원자로 안전해석에 CFD기법을 적용하는 등의 노력을 경주하였다.

최종 연구결과물은 다음과 같은 형태로 완성, 보존되며, 또한 정부의 승인하에 수요자(규제기관, 산업체, 학계)에게 제공될 것이다:

- 열수력 모델: 개발 모델의 평가 포함
- 열수력 실험 DB: 분석결과 및 Data Bank 화 (MARS코드 개발과제 연계)

제 2 장 원자로용기에서의 붕산희석 실험 및 해석

제 1 절 개 요

1. 실험 배경 및 목적

노심 입구에서의 붕산혼합 및 농도 문제는 주증기관 파단사고시의 반응도에 미치는 노심의 붕산농도와 Post-LOCA 시의 노심에서의 석출 및 무붕산수의 저온관 물기둥 유입에 따른 노심에서의 반응도 증가 현상에 관한 것이다. 노심에서의 붕산수 혼합과 무붕산수의 혼합 현상은 모두 안전주입수의 주입방식과 강수부에서의 혼합에 크게 영향을 받는다. APR1400의 MSLB시 강수부로 주입되는 비상노심냉각수는 강수부에서 Upper Head쪽으로 형성되는 Bypass 유량과 비슷한 크기를 갖는다. 이러한 APR1400 DVI 배치 조건에 대한 MSLB 해석시 RCP가 작동되면, 강수부 상부 DVI로 주입된 비상노심냉각수가 RCP Forced Flow에 의해 강수부에서 Upper Head쪽으로 Bypass Flow를 형성하여 붕산수가 노심으로 직접 주입되지 못하는 붕산수 노심 Bypass 현상이 발생할 수 있다. 강수부에서 Bypass Channel이 없는 1-D Nodalization를 적용해 안전해석 Code로 MSLB 사고를 분석하면 이러한 우회 및 노심도달 지연 현상이 나타난다. 즉, DVI를 통해 주입되는 안전주입수(HPSI)의 노심도달지연 현상이 발생하여 저온관에 HPSI를 주입한 경우보다 붕산수의 노심도달이 지연되는 “Delayed Boron Worth Insertion” 현상을 유발한다[1].

그러나, 3차원 CFD 해석에 의하면 DVI 경우라 해도 강수부에서 무붕산수가 강수부 하부로 잘 내려가는 현상이 관측된다[3]. 이는 RELAP5/MARS 1-D 다체널 강수부 모델의 결과와 배치되는 결과이다. 실제 현상에서는 노심베럴과 원자로용기 사이의 강수부의 Gap내에서 횡류와 상하 유동이 모두 존재하는 다차원적 유동형태를 갖으며, 이러한 유동현상에 따라 DVI 주입방식의 경우도 Upper Head쪽으로 안전주입수가 모두 우회되지 않으며, 대부분의 안전주입수는 강수부의 Gap을 따라 강수부 하부로 잘 흐르게 된다.

예비 가시화 실험은 이러한 상이한 결과를 잘 검증해 주고 있다. APR1400의 강수부를 1/5 규모로 축소한 강수부 모델에서 HPSI를 DVI에 주입할 때, DC-to-Upper Head bypass 비율에 따른 비상노심냉각수의 강수부 혼합 거동을 관측하여 DC-to-Upper Head bypass 현상이 크게 발생하지 않음을 보여주고 있다.

원자로용기내부 유동을 3차원적으로 해석할 때, 저온관 노즐과 고온관 노즐이 서로 교차하는 강수부 형상의 복잡성과 원자로용기의 유동 구조물이

유동에 미치는 영향 등 고려할 요소들이 많지만, 단순화된 유동 형상에서의 해석 적합도등의 검증은 해석의 효율성 향상 측면에서 매우 중요한 과제이다. 원자로용기의 저온관 노즐에서 유입된 냉각수 및 봉산수가 고온관의 출구를 통해 원자로 용기 밖으로 빠져 나가는 유로를 세분하면 다음과 같은 영향인자를 고려할 수 있다.

- 저온관 노즐 및 고온관 노즐의 강수부 교차부위
- Flow Skirt 및 Core Support Plate등 유동 구조물
- Fuel Mixing Vane
- Upper Core Structure등

저온관 노즐 및 고온관 노즐의 강수부 교차부위의 열유동 현상은 노심 입구의 봉산농도에 미치는 영향이 큰 요소이다. 또한, Flow Skirt 및 Core Support Plate등 유동 구조물의 영향은 국소 봉산혼합에 미치는 영향이 크다. 반면에, Fuel Mixing Vane은 연료봉피복재의 온도에 미치는 영향이 크며 국소적 봉산농도분포 측면에서는 크게 고려하지 않아도 되는 요소이다. Upper Core Structure의 영향도 봉산의 노심출구분포는 큰 관심의 대상이 아니므로 주요 관찰의 대상은 아니다. 따라서, 봉산수 및 무봉산수의 유동 현상측면에서 강수부 유동혼합현상과 Flow Skirt이나 또는, 노심지지플레이트 하부유동 구조물의 영향이 주요 관심의 대상이 된다.

주증기관 파단사고시의 HPSI를 통해 주입되는 봉산수의 강수부 분포나, Post-LOCA 시의 냉각재펌프의 재가동에 따른 무봉산수의 분포 또는 자연순환 모드에 의한 연속된 무봉산수 혼합현상은 초기 혼합이 발생하는 강수부에서의 혼합현상이 노심입구의 유동분포를 결정짓는 가장 중요한 요소가 된다. 강수부 유동형상을 결정짓는 주요 인자는 다음과 같다.

- 강수부 Loop 배치 형상(고온관 및 저온관 수, 상호 사잇각등)
- 강수부 Loop 배치 고도 (고온과 및 저온관 간의 수직 고도차)
- DVI 또는 CLI등 안전주입방식 차이

강수부 Loop 배치 형상은 2-Loop Plant와 3-Loop Plant등 Loop수에 따라 강수부 유동 형상이 크게 좌우되는 요소이다. 국내 가압경수로의 경우 OPR1000과 APR1400등은 2-Loop Plant로서의 기하학적 동질성을 갖고 있으나, 안전주입 계통은 상이하다. 강수부내에서 Loop 고도의 차이는 매우 다른 강수부 유동 형상을 초래한다. 강수부내에서 유동장에 미치는 고온관의 역할이 현저히 다르고, 저온관 제트의 폭이 이에 따라 변하기 때문이다. OPR1000과 APR1400의 저온관 및 고온관의 고도는 동일하지만 WestingHouse의 AP1000에서는 고온관과 저온관의 사이의 고도가 다르다. Loop의 연결 고

도는 강수부 유동에 미치는 영향이 매우 크다. DVI방식의 경우 비상노심냉각수 혼합은 강수부에서 이루어지지만, CLI의 경우는 저온관에서 Pre-Mixing이 진행되고 나서 강수부에서 2차 혼합이 이루어진다. 저온관의 유동이 자연순환과 같이 저속모드일 경우 봉산수의 강수부 혼합은 부력이 중요한 요소가 된다. Loop수, 안전주입수 주입방식과 대상사고 Phase가 결정된 경우 강수부의 유동형태는 각 저온관의 유속분포와 안전주입 지점에 따라 크게 변화한다. 즉, 4 개의 저온관의 유속이 동일한 경우와 각 저온관의 주입속도가 비대칭적인 경우는 강수부 하부에서의 속도 분포가 현저히 다른 결과를 초래하며, 저온관 입구의 난류강도는 강수부에서 각 저온관 제트의 혼합거리등에 차등적 분포를 초래하는 미시적 요소에 불과하다. 따라서, 현재까지 진행된 해석이나 실험에서 각 저온관의 유속 조건이 동일한 경우를 주로 다루어 왔으나, 비대칭적 저온관 유속조건에 따른 강수부 하부 또는, 노심입구에서의 속도분포 변화등을 세밀히 다룰 필요성이 있다.

MLSB사고시 HPSI에 의해 주입된 봉산수의 강수부 분포나 냉각재펌프 기동시의 봉산수 분포등을 대상으로 하는 사고 모사시, 유체간의 부력 항은 모멘텀 항에 비해 항간 크기비가 작은 경우이다. 이 경우 부력 항의 영향은 미미하여 부력을 상세히 고려한 결과와 크게 다르지 않다. 따라서, 해석적 결과를 대상으로 비교 설정한 실험 중에서 Forced Convection Mode의 경우 온도차에 따른 부력 항은 크게 고려하지 않아도 될 수 있다.

봉산해석 및 실험의 목적은 APR1400 MSLB 사고시 RCP가 작동하는 조건에서 DVI가 주입될 때, 안전주입수가 강수부 하부로 흘러내리면서 저온관의 냉각수와 상호 혼합하며 갖게 되는 강수부하부의 속도분포나 노심입구에서의 속도분포 등에 대한 강수부 유동을 검증하기 위한 CFD 계산과 실험을 수행하여 각각 비교 평가하는 것이다. 이러한 비교 평가는, 원자로 용기내 유동해석의 타당성을 검증하여, 미세 규모의 상세 CFD 해석 모델의 건전성을 위한 것이다.

2. 관련 연구현황 분석

국내에서 봉산희석사고에 대한 연구는 주로 FLUENT등을 이용한 급속 봉산희석사고 분석등이 수행되었으며, 해석 결과의 타당성 검증을 위한 본격적인 실험은 수행되지 않았다. 유사한 사례로는, 유럽형 원자로를 대상으로 수행한 PKL Test등이 있으며, ROCOM(Resendorf Coolant Mixing Model)등이 수행되었다. ROCOM실험은 4-Loop형 1/5-Scale Acryl장치로 정상상태 및 천이상태에서의 혼합실험등을 수행하였다[2.1-1]. 이외에도 WH형 발전소의

1/5-Scale Vattenfall Test facility와 VVER-440을 대상으로한 2/5-Scale FORTUM PTS Test Facility에서 Slug Mixing 천이실험등이 수행되었다. ROCOM과 Vattenfall 실험은 정상상태 및 천이상태의 붕산농도분포 및 강수부 하부에서의 속도분포등을 측정하여 각각 CFD(CFX, FLUENT)계산 결과와 비교하였다. CFD계산에서는 $\kappa-\epsilon$ 모델과 SST 등 난류모델등에 대한 평가결과가 제시되었다[2.1-2 & -3].

3. 주요 열수력 현상

본 연구의 주요 열수력 현상은 강수부에서의 단상 유동 혼합현상이다. 저온관에 의해 주입되는 순환 냉각수와 DVI로 주입되는 비상노심냉각수가 원자로용기 노심 베럴 벽범에 부딪친 후 퍼져 나가는 과정의 전단유동장의 혼합현상이다.

4. 추진 전략

본 연구는 APR1400을 참조발전소로 하는 2-Loop형 발전소에서 냉각재 펌프가 작동하는 강제대류 열혼합 상황을 원자로용기의 강수부 하부에서의 속도분포와 노심입구지역에서 농도분포 등을 기준으로 살펴보고자 한다. 강수부에서는 고온관과 저온관의 배치에 따라 형성되는 다차원 속도분포를 강수부 하부쪽으로 저온관 노즐 내경의 약 2~2.5배 지점에서 관측한다. 이때 속도는 축방향 속도와 횡방향 속도 분포를 계측한다. 원자로용기의 다차원적 유동 구조를 3 차원 CFD로 해석할 때, 강수부 하부에서의 속도분포를 비교하면 유용하다. 원자로 용기의 고온관 및 저온관의 경계조건의 건전성과 강수부에서의 혼합유동 결과로 형성되는 강수부 하부의 속도장은 강수부 출구조건에 해당하기 때문에 강수부 속도장 해석 결과의 타당성이 판명되기 때문이다. 또한, 강수부 하부의 속도 분포는 노심으로 보면 입구조건에 해당되므로, 고온관의 출구 조건이 고정되면 노심 부분의 해석 결과의 타당성을 판단할 수 있다. 강수부 하부에서 속도분포가 동일하면, 저온관으로 주입된 비상노심냉각수 및 노심냉각수간의 혼합에 따라 유발되는 속도분포가 동일함을 의미하게 된다. 즉, 강수부 하부지점까지의 Upstream에서의 열혼합 과정이 동일함을 의미한다. 또한, 강수부 하부에서 동일한 속도분포를 갖게 됨은 노심입구로 유입되는 유동의 입구조건이 동일함을 의미하므로 강수부 하부에서의 속도분포 검증은 강수부에서의 열혼합 과정의 유사성과 노심입구에서의 혼합 입구 조건 검증의 두 가지 의미를 담고 있다. MARS 코드

르 이용한 계통 분석은 주로 1차원 모델 적용시의 문제점 파악과 다채널 강수부 모델의 적용시 1 차원 모델의 Delayed Boron Propagation현상의 재발생 여부를 검증하는 차원에서 수행되었다. 따라서, MARS 코드를 활용한 검증계산은 실험이나, CFD 해석과 직접 비교되지는 않으며, DVI와 CLI의 비상노심냉각수 주입지점에 따른 Boron 노심지연도달 현상의 비교 등이 수행되었다. CFD 해석은 CFX 상용코드를 적용하여 수행하며, Single Phase 유체에 대한 강수부 및 노심입구의 상세 모사를 수행하였다. CFX는 Version10을 사용하였다. CFX 모델에서는 벽면 열전달등은 고려하지 않았으며, 유체의 조건은 실험의 조건과 동일하게 설정하였다. 본 CFX모델은 1/1 Full Scale모델의 해석에도 동일하게 적용할 수 있다. 따라서, 속도분포의 유사성 등은 각 Scale에 따른 모델을 각각 검증할 수 있다.

제 2 절 봉산혼합 실험장치의 구축

본 연구를 통해 구축한 봉산혼합 실험장치는 (1) 원자력 발전소내 봉산희석 사고의 진행과정을 모의하기 위한 “유체 계통”, (2) 봉산희석 사고의 초기조건 및 경계조건을 monitoring하고 사고 진행에 따른 주요 변수의 거동을 측정하기 위한 “계측 계통”, (3) 계측된 주요 변수의 아날로그 신호를 디지털 신호로 변환한 후 분석 가능한 공학적 물리량으로 바꾸고, 후 처리를 위해 컴퓨터에 저장하기 위한 “자료취득 계통”, 그리고 (4) 봉산희석 모의실험의 초기조건 및 경계조건을 제어하기 위한 “제어 계통”으로 구성된다.

본 절에서는 봉산희석 실험장치를 구성하는 각 계통의 주요 설계특성을 살펴보고자 한다.

1. 유체 계통

본 실험장치의 유체 계통은 봉산희석 사고시 무봉산수(unborated water)의 혼합이 발생하는 원자로 용기와 무봉산수의 공급과 저장을 위한 배관 계통, 순환 펌프, 저장 탱크 등으로 구성된다.

그림 2.2-1은 본 봉산희석 실험장치 유체계통의 구성을 개략적으로 보여주며, 그림 2.2-2는 본 실험장치 원자로 용기에 연결된 주요 배관의 평면 구성을 보여준다. 또한 그림 2.2-3은 본 실험장치의 원자로 용기를 중심으로 한 시험부 사진을 보여준다.

원자로 용기에는 4개의 저온관과 2개의 고온관, 그리고 2개의 DVI 배관이 연결되어 있다. 저장 탱크 (RWT-1, RWT-2, ECCT-1)내의 물은 세 대의 펌프에 의해 각 저온관 및 DVI 배관을 통해서 원자로 용기에 공급되며, 고온관을 통해 원자로 용기 외부로 방출된다. 실험 목적에 따라, 고온관을 통해 방출된 물은 다시 각 저장탱크로 회수되어 재사용하거나 실험실 외부로 버려진다.

가. 원자로 용기

본 실험장치의 원자로 용기는 APR1400 원자로 용기를 1/5로 선형 축소하여 설계하였다. 원자로 용기는 가시화 및 laser light의 투과가 용이한 아크릴로 제작하였다.

그림 2.2-4~2.2-8에 제시된 바와 같이, 원자로 용기 외부 실린더의 내경 및 내부 실린더의 외경은 각각 928 mm와 828 mm이며 강수부 간극 폭은

50 mm이다. 원자로 용기에는 4개의 저온관 노즐과 2개의 고온관 노즐, 그리고 2개의 DVI 노즐이 연결되어 있다. 각 노즐의 상대각도는 APR1400 원자로에서의 상대 각도를 보존하였으며, 각 노즐의 상대높이는 APR1400 원자로에서의 상대 높이의 1/5에 해당한다. 또한 저온관 노즐, 고온관 노즐, 그리고 DVI 노즐의 내경도 APR1400 원자로 설계 치수의 1/5에 해당한다.

저온관 노즐 및 DVI 노즐을 통해 유입된 무붕산수 또는 붕산수는 원자로 용기 강수부를 따라 원자로 용기 하부 플레넘으로 이동한 후, 원자로 용기 내부 실린더 안쪽을 따라 고온관을 통해 외부로 방출된다. 원자로 용기 중앙에는 강수부내 3차원 위치 (r , θ , z)에서의 유동 속도 측정을 위한 laser transceiver가 설치되어 있다.

그림 2.2-9~2.2-12에서 보는 바와 같이, 원자로 용기 하부 플레넘에는 Flow Skirt 고정 장치가 구비되어 있어서 실험 목적에 따라 Flow Skirt의 탈/부착이 가능하도록 하였다. Flow Skirt의 세부 설계 내용은 그림 2.2-11과 2.2-12에 제시되어 있다.

나. 배관 계통

원자로 용기에는 4개의 저온관이 연결되어 있다. 원자로 용기의 각 저온관 노즐에는 길이 900 mm의 직선 아크릴 파이프와 주름관이 연결되어 있으며, 아크릴 파이프의 내경은 저온관 노즐과 동일한 152 mm이다.

그림 2.2-1에서 보는 바와 같이, 저온관-1과 저온관-4은 하나의 펌프(PP-CL14)를 공유하여 유동을 공급받으며, 저온관-2와 저온관-3은 하나의 펌프(PP-CL23)를 공유하여 유동을 공급받는다. 그림 2.2-2에서 보는 바와 같이, 저온관-1 및 저온관-4 각 배관에는 V/V-CL-1과 V/V-CL-4의 수동 볼 밸브가 설치되어 있으며, 저온관-2 및 저온관-3 각 배관에는 V/V-CL-2와 V/V-CL-3의 수동 볼 밸브가 설치되어 있다. V/V-CL-1과 V/V-CL-4의 개도를 조절하여 저온관-1 및 저온관-4 사이의 유량 분배 비율을 제어하며, V/V-CL-2와 V/V-CL-3의 개도를 조절하여 저온관-2 및 저온관-3 사이의 유량 분배 비율을 제어한다.

원자로 용기의 각 DVI 노즐에는 2 인치 주름관이 연결되어 있으며, DVI-1 및 DVI-3 배관은 하나의 펌프(PP-DVI)를 공유하여 유동을 공급받는다. DVI-1 및 DVI-3 각 배관에는 유량제어 자동밸브인 FCV-DVI-1과 FCV-DVI-3이 설치되어 있다. FCV-DVI-1과 FCV-DVI-3의 개도를 조절하여 DVI-1 및 DVI-3 사이의 유량 분배 비율을 제어한다.

원자로 용기 고온관 노즐에는 길이 약 1,500 mm의 주름관이 연결되어 있으며, 고온관으로 유입되는 유체는 실험목적에 따라 저장 탱크 (RWT-1, RWT-2)로 회수되거나 실험장치 외부로 방출되어 버려진다. 고온관-1 및 고온관-2 각각의 후류에는 2개의 8" butterfly valve가 설치되어 있어서 저장 탱크로의 회수 또는 외부 방출 경로를 제공한다.

다. 순환 펌프 및 저장 탱크

저온관-1 및 저온관-4로 공급되는 총 유량과 저온관-2 및 저온관-3으로 공급되는 총 유량은 각각 2대의 저온관 펌프(PP-CL14 & PP-CL23)의 회전수를 조절하여 제어한다. 또한 DVI-1 및 DVI-3으로 공급되는 총 유량은 DVI 펌프(PP-DVI)의 회전수를 조절하여 제어한다. 저온관 펌프 및 DVI 펌프는 VVVF 방식의 인버터에 의한 모터 회전수 제어가 가능한 제품이며, 각 펌프의 사양은 다음과 같다.

○ Cold Leg Pump (PP-CL14 & PP-CL23);

- Head : 180 m
- Capacity : 2.67 m³/min
- Revolution : 2180 rpm
- Poles : 2 P
- Frequency : 60 Hz/440 V
- Motor Power : 132 kW
- Type : Centrifugal
- Control Type : VVVF
- Material : SUS304

○ DVI Pump (PP-DVI);

- Head : 130 m
- Capacity : 0.247 m³/min
- Revolution : 3600 rpm
- Poles : 2 P
- Frequency : 60 Hz/440 V
- Motor Power : 30 kW
- Type : Centrifugal

- Control Type : VVVF
- Material : SUS304

본 봉산희석 실험장치에는 2대의 무봉산수 저장탱크(RWT-1 & RWT-2)가 설치되어 있다. 저온관 펌프 PP-CL14는 RWT-1과 연결되어 있으며, 저온관 펌프 PP-CL23은 RWT-2와 연결되어 있다. 각 저장탱크의 용량은 10 m³이며, 재질은 FRP이다. 각 저장탱크의 하부에는 100 kW 출력의 전기히터가 설치되어 있다. 전기히터는 PID 전원제어 장치에 연결되어 설정 온도값을 기준으로 약 ±1 °C 범위내에서 저장탱크내의 유체온도를 일정하게 유지하도록 설계되었다.

또한 DVI 펌프에 연결된 안전주입수 탱크 (ECCT)의 용량은 1 m³이며 재질은 FRP이다. 안전주입수 탱크의 하부에는 30 kW 출력의 전기히터가 설치되어 있다. 전기히터는 PID 전원제어 장치에 연결되어 설정 온도값을 기준으로 약 ±1 °C 범위내에서 저장탱크내의 유체온도를 일정하게 유지하도록 설계되었다.

2. 계측 계통

가. Laser Doppler Velocimetry

본 봉산희석 실험장치에는 강수부내 2차원 속도 특성을 측정하기 위한 Laser Doppler Velocimetry가 설치되어 있다. Laser Doppler Velocimetry 시스템의 주요 사양은 다음과 같다.

- 레이저 source
 - 제조사 : COHERENT
 - Model : Innova 90C-5
 - Type : Ar ion laser (water cooled)
 - Output Power : 5 Watt
 - 파장 : 488 nm & 514.5 nm
 - Beam Divergence : 0.5 mrad
 - Beam Diameter (1/e²) : 1.5 mm
- Fiber Optic Probe
 - 제조사 : TSI
 - Model : TR260 Transceiver Probe
 - Clear Aperture : 61 mm

- Lens Focal Length : 762 mm
- Beam Spacing : 50 mm
- Fringe Spacing : 7.8 μm
- Measuring Volume Diameter : 188 μm
- Measuring Volume Length : 5.7 mm

- Photodetector Module

- 제조사 : TSI
- Type : High sensitivity photon counting
- Bandwidth : DC to 300 MHz
- High Pass Filters : 5 or 20 MHz
- Intensity Measurement : 12 bit A/D

나. 원자로 용기

원자로 용기에 설치된 주요 측정변수는 다음과 같다.

- 원자로 용기 강수부 압력
- 원자로 용기 강수부 온도 분포
- 원자로 용기 노심 입구 온도 분포

원자로 용기 강수부 압력 측정을 위한 압력 트랜스미터 (PT-DC-1)의 impulse line은 그림 2.2-13에서와 같이 저온관-2의 상단에 설치되어 있으며, 강수부 상부로부터 110 mm 하단에 위치한다. 이와 함께 80 mm 이웃하는 위치에 유체 온도 측정을 위한 thermocouple이 설치되어 있다.

강수부내 유체에 비해 보다 높은 온도를 갖는 무붕산수 또는 붕산수가 저온관-1 또는 DVI-1로 주입되는 경우 강수부 하부로 침투하는 무붕산수 또는 붕산수의 혼합 특성을 측정하기 위하여, 3 set의 array 형 thermocouple 이 DVI-1 노즐 수직 하부로 설치되어 있다. 각각의 수직 설치 위치는 그림 2.2-14에 제시하였다. 각 array 형 thermocouple에는 10개의 thermocouple 이 설치되어 있으며, thermocouple간 간격은 그림 2.2-15에 제시하였다. Thermocouple 사양은 다음과 같다.

- 제작사 : Okazaki Co.
- 형식 : Type-K, unground junction
- 외경 : sheath diameter of 0.5 mm
- 응답 속도 : 약 30 ms

강수부에 설치된 array 형 thermocouple 이외에도 노심 입구에서의 온도분포 측정을 위한 grid 형 thermocouple이 설치되어 있다. 그림 2.2-16은 노심입구에 설치된 grid 형 thermocouple의 배치 단면도이다. 총 70개의 thermocouple이 grid 형태로 설치되어 있으며, array 형 thermocouple과 동일한 제품이다.

다. 배관계통

저온관을 통해 주입되는 붕산수 또는 무붕산수의 온도분포 측정을 위해 저온관-1 노즐 입구에는 2 set의 array 형 thermocouple이 설치되어 있다. 설치 위치 및 설치 방법은 그림 2.2-17에 제시하였으며, 강수부에 설치된 array 형 thermocouple과 동일한 제품이다.

저온관-1에서 저온관-4의 각 배관에는 저온관으로 주입되는 유체의 속도 측정을 위해, 유량계, 압력 트랜스미터, thermocouple이 그림 2.2-18~2.2-21에 제시된 것과 같이 설치되어 있다. 각 계측기의 주요 사양은 표 2.2-1~2.2-2에 제시하였다.

DVI 배관을 통해 원자로 용기에 주입되는 붕산수의 온도 측정을 위해 DVI-1 및 DVI-3 노즐에는 그림 2.2-13과 같이 2개의 thermocouple이 설치되어 있다. 또한 DVI-1 및 DVI-3을 통해 주입되는 유체의 속도 측정을 위해, 유량계, 압력 트랜스미터, thermocouple이 그림 2.2-22 및 2.2-23에 제시된 것과 같이 설치되어 있다. 각 계측기의 주요 사양은 표 2.2-1~2.2-2에 제시하였다.

원자로 용기를 통한 압력강하 특성을 살펴보기 위해, 그림 2.2-24와 같이 저온관과 고온관 사이에 2대의 차압 트랜스미터를 설치하였다.

라. 순환 펌프 및 저장 탱크

각각의 저온관 펌프 및 DVI 펌프의 회전 속도를 제어하는 VVVF 인버터에서는 각 펌프의 회전속도를 측정하기 위한 전압 출력 신호를 제공하고 있으며, 이 신호는 본 실험장치의 자료 취득 및 제어 계통으로 입력되도록 설계되어 있다.

그림 2.2-25 및 2.2-26에서와 같이, 각 저장탱크 (RWT-1 및 RWT-2)와 안전주입수 탱크에는 수위 측정을 위한 차압 트랜스미터와 탱크내 유체 온도 감시 및 제어를 위한 2개의 thermocouple이 설치되어 있다.

3. 자료 취득 및 제어 계통

가. 설계 기준

붕산희석 실험장치의 자료 취득 및 제어 계통은 실험결과의 신뢰도 확보와 실험수행의 편리성을 확보하기 위해서 다음과 같은 설계기준을 적용하였다.

- 전기 신호에 포함될 수 있는 외부 노이즈 제거
- 계측 및 제어 채널에 대한 calibration 수행 및 보정
- 전원 접지와 전기신호 전달계통의 접지 분리
- 사용자에게 편리한 계측 및 제어 컴퓨터 화면 구성
- 사용자가 계측 신호 스캔 타임(scan time)을 임의로 조절
- 유량계는 밀도 보정을 수행하여 사용자에게 편리한 단위로 변환
- 수집한 전기 신호를 단위변환 (unit conversion)하여 계측 및 제어 컴퓨터 화면에 표시한 후, 자료 저장까지를 일관 작업으로 수행

나. 하드웨어(Hardware) 구성

본 자료 취득 및 제어 계통의 하드웨어 구성을 개략적으로 표현하면 그림 2.2-27과 같다. 실험에서 계측하여 취득한 전류신호(표 2.2-7)인 압력계, 유량계, 수위 지시계, 차압계, 밸브개도 지시계, 펌프회전수 지시계는 신호처리 장치인 National Instruments 사의 SCXI-1001 Chassis / 1102C 채널증폭기에 전류용 연결단자인 TBX-1308을 통하여 연결된다. 채널증폭기와 연결단자(TBX-1308)는 케이블 없이 직접 연결된다. 표 2.2-7에는 전류입력 채널의 전체 일련번호, 채널증폭기에 연결되는 일련번호, 입력신호의 범위 및 단위변환된 측정범위가 나타나 있다.

온도 계측기(thermocouple)에서 측정한 전압신호(표 2.2-8~표 2.2-13)는 SCXI-1001 Chassis / 1102C 채널증폭기에 전압용 연결단자인 TBX-1303을 통하여 연결된다. 채널증폭기와 TBX-1303은 케이블(SH96-96)을 통하여 연결된다. SCXI-1001 Chassis에 모아진 전류와 전압신호는 한 개의 케이블(SHC68-68-EPM)을 통하여 자료 취득 및 제어용 컴퓨터에 설치된 데이터 수집 보드인 NI PCI-6221에 연결된다. 표 2.2-8~표 2.2-13에는 전압입력 채널의 전체 일련번호, 채널증폭기에 연결되는 일련번호 등이 나타나 있다. SCXI-1001 Chassis / 1102C 채널증폭기, 연결단자 및 데이터 수집 보드에 대한 간략한 사양은 표 2.2-14에 나타나 있다. 노심입구에 설치되는

grid형 thermocouple에 대해서는 calibration을 수행하여 보정식(표 2.2-15)을 만들었다. 온도 calibration은 각 thermocouple에 대하여 20℃ ~ 80℃에서 10℃ 간격으로 약 5300 측정하여, 평균값을 구해서 처리하였다.

본 실험장치에서 제어용으로 사용되는 Cold Leg/DVI 펌프, DVI 밸브 및 RWT 히터에 구성에 대하여 설명하면 다음과 같다. 각 기기는 digital 출력 전압신호(표 2.2-16)에 의해 전원이 on/off 되고, analog 전류신호(표 2.2-17)에 의해서 펌프회전수, 밸브개도 및 온도 설정이 제어된다. Digital 신호는 사용자에게 의해 컴퓨터에 설치된 NI-6514 보드와 터미널블럭 TBX SCB-100에 의해 신호가 발생 및 전달되어 기기에 전달되고, analog 신호는 NI-6704 보드와 TBX SCB-68을 통하여 발생 및 전달된다.

다. 소프트웨어(Software) 구성

본 자료 취득 및 제어계통을 컴퓨터에서 구현하기 위해서 National Instruments 사의 Labview 8.0을 사용하여, 그림 2.2-28과 같이 구성하였다. 컴퓨터 화면(그림 2.2-28)에는 실험장치 배관 및 계장도가 나타나 있고 저장 탱크(RWT-1, RWT-2)의 수위와 유량계의 유량이 같이 표시되어 있어 실험을 관찰하고 제어하기가 용이하게 하였다. 또한 본 실험을 수행하기 전에 사용자가 실험 자료를 저장할 위치와 샘플링 주기 및 주기당 자료 취득 개수를 정할 수 있고, 아크릴로 제작된 원자로 용기의 보호를 위해서 압력을 설정하여 계측된 압력이 설정압력을 초과하면, 펌프 작동이 중단되도록 하였다. 계측된 자료의 저장은 사용자가 임의로 시작할 수 있고, 저장형식은 표 2.2-18과 같으며, 단위변환과 온도보정이 수행된 후에 저장된다.

Labview 8.0에서 전류입력 및 온도 신호는 DAQ Assistant VI를 사용하여 전체 신호를 인식한 다음, 각 채널에 할당된 배열번호(표 2.2-7~표 2.2-13)를 이용하여 압력, 유량, 밸브개도, 강수부 온도 및 노심입구 온도 그룹별로 나누어지고 단위변환과 온도 보정을 거친 후에 다시 build array VI를 사용하여 배열로 만든 다음 그래프로 표현된다. 유량계의 유량 자료는 ASME steam table를 사용하여 밀도가 곱해져서 표현된다.

펌프, 밸브 및 저장 탱크의 히터 제어는 사용자가 컴퓨터 화면에서 on/off 신호(표 2.2-16)를 준 다음, 원하는 펌프회전수, 밸브개도 및 전기 히터 파워 레벨(표 2.2-17) 설정을 줄 수 있다. 또는 PID 자동제어 방식을 사용하여 사용자가 실험하고자 하는 유량과 저장 탱크 수조수의 온도를 설

정하면 자동으로 조절된다. 예를 들어, Cold Leg 펌프 유량의 PID 제어 대해서 설명하면 다음과 같다. 사용자가 원하는 펌프유량을 설정하면, 설정된 유량과 유량계에서 측정된 유량(표 2.2-17)과의 차이 값에 gain 값으로 1.1 을 곱한 다음, 전 단계 펌프회전수에 이 값을 더하거나 빼줌으로써 펌프회전수를 조절하여 설정된 유량에 도달하도록 하는 것이다.

제 3 절 봉산혼합 특성 실험 수행 및 결과 분석

1. 실험 조건

강수부 유동실험을 위한 각 저온관의 유속조건은 모두 동일하게 설정하였다. 저온관의 평균 체적속도는 1.2 m/s 이다. 이는 강수부의 재질인 아크릴의 접합 강도와 유량계의 최대 최저 값을 고려하여 설정한 값이다. DVI 는 1번과 3번만 주입되는 조건을 설정하였으며, Single Failure 가정을 적용한 주입조건이다. 두 개의 DVI 노즐은 180도로 서로 마주보는 배치형상이다. 순환수의 온도는 약 8도에서 12도의 범위 내이다.

2. 측정위치

강수부의 상부면을 기준축으로 저온관 수평축선으로부터 강수부 하부로 저온관 내경의 2배 아래 고도이며 지축(y축)선상의 점이다. 증력축인 수직축선과 고온관의 축선이 이루는 평면상에서 반시계방향으로 회전하는 방향이 양의 각이다.

$$y^* = y/D_{Cl} \quad (2.3-1)$$

속도에 대한 아크릴 곡률보상

곡률을 갖는 아크릴 벽면 효과에 의해 LASER Beam경로가 변화한다. 곡률효과에 의한 속도 보정은 아음과 같다. 렌즈 직경과 초점거리 및 두 LASER Beam이 이루는 사잇각을 2κ 라 하면, 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\tan\kappa = \frac{D/2}{f} \quad (2.3-2)$$

여기서, D는 렌즈 직경, f는 초점거리이다.

유속은 LDV 정의에 의해 Doppler frequency와 프린지 간격의 곱이다.

$$V = f_d * d_f = f_d * \frac{\lambda}{2\sin\kappa} \quad (2.3-3)$$

곡률 왜곡의 원인인 사잇각 효과는 다음과 같이 보상할 수 있다.

우선 사용한 렌즈의 초점거리는 760mm 이나 실제 측정에 의하면 835mm 이다. 따라서, 초점거리 편차만큼 보정하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} V_n &= f_d * d_{f,n} = f_d * \frac{\lambda}{2\sin\kappa} \frac{\sin\kappa}{\sin\kappa_n} \\ &= V_{Old} * \frac{\sin\kappa}{\sin\kappa_n} = V_{Old} * F \end{aligned} \quad (2.3-4)$$

$$\begin{aligned}
F &= \frac{\sin \kappa}{\sin \kappa_n} = \frac{\sin[\tan^{-1}(\frac{d}{2f})]}{\sin[\tan^{-1}(\frac{d}{2f_n})]} \\
&= \frac{\sin[\tan^{-1}(\frac{50}{2*760})]}{\sin[\tan^{-1}(\frac{50}{2*835})]} = 1.09858
\end{aligned}
\tag{2.3-5}$$

무차원화된 측방향 속도는 다음과 같다.

$$V_y^* = \frac{V_y}{V_{CL}}, \quad V_\theta^* = \frac{V_\theta}{V_{CL}}
\tag{2.3-6}$$

고온관의 수평축선을 기준으로 평면도에서 반시계방향을 양(+)의 각이라 정의할 때, 무차원화된 속도 분포는 그림 2.3-1 과 같은 분포를 보인다. 계산값에 비해 측정값의 편차가 심하게 나타나고 있다.

제 4 절 봉산혼합 특성 해석

1. 연구내용

봉산혼합 해석시 Nodalization 등 해석 코드의 특성과 DVI에 따른 비상노심냉각수의 강수부 주입등의 조합에 의해 발생하는 특이 현상이 APR1400의 경우에 발생한다. 가장 특이한 경우는 MSLB시 단일 유로 채널 또는 2개의 유로 채널 모델에 의한 해석시 RCP 기동 조건을 추가하면 비상노심냉각수가 강수부 상부를 통해 Upper Head로 우회되는 현상이 발생한다. MARS코드를 이용한 APR1400 MSLB 해석에서는 이와 같은 강수부 모델의 특성을 파악하고, 다채널 강수부 모델의 결과와 봉산의 노심 도달지연 및 강수부 유동 전파 특성을 비교하였다.

노심입구의 봉산 농도는 노심반응도에 직접적인 영향을 미치므로 중요한 인자이다. 봉산의 농도는 CFD 코드등을 이용하여 계산을 수행하는데, 적용 모델 및 수치해석 기법에 따라 상이한 결과가 도출된다. 또한, 복잡한 형상에 근거한 유동 특성의 검증은 CFD 해석의 주요 목적이다. 본 연구에서는 1/5-Scale 다차원 강수부 유동장의 주요 특성을 파악하고자 CFX코드를 활용하여, 냉각수 단상 유동장을 해석하였다.

2. MARS 예비해석

2-Ch Downcomer Model과 6-Ch Downcomer Model의 차이는 강수부의 우회 유로가 물리적으로 존재하는가의 여부이다. 2-Ch Downcomer Model에서는 물리적으로 강수부의 상하 우회 유로가 없으므로 각 Node간의 압력 차이에 의해 유동이 상하 방향으로만 형성된다. 따라서 저온관에서 원자로용기의 상부 플레넘간의 압력차에 의해 원자로용기의 상부 플레넘에 주입된 DVI의 비상노심냉각수는 강수부 상부로부터 원자로 용기의 원자로용기의 상부 플레넘으로 흐를 수 밖에 없다. 반면에 하부 강수부쪽의 냉각수는 저온관에서 노심입구로의 압력차에 의해 하향류를 형성하게 되므로 냉각재 펌프가 작동되는 기간동안에 형성되는 강제대류 조건하에서는 하부 강수부의 냉각수는 하부 강수부에서 하부플레넘으로 형성되는 유로로 흐르게 된다. 그림 2.4-1은 이러한 2-Ch 강수부의 Nodalization을 보여주고 있다. 강수부의 상하 유로를 두 개의 체적(Volume)으로 묘사하고 있어 상하 우회유로가 없는 형상이다. 그림 2.4-2는 2-Ch 강수부의 Nodalization을 보여주고 있다. 강수부는 6개의 채널로 이루어져 있으며 여기에 4개의 저온관이 연결된 형상이

다. 따라서 이웃한 채널은 Cross Flow Channel 없이도 각 Node간의 압력차에 의해 순방향 또는, 역방향 유동이 형성될 수 있다. 즉 강수부상부에 주입된 고압안전주입수가 6개의 유로를 통해 상하 각 각 유로를 형성할 수 있다. 이러한 구조는 2-Ch 강수부의 Nodalization에서는 불가능하였던 강수부 우회 유로를 형성할 수 있어 상부 강수부에서도 하향류가 흐를 수 있게 된다.

MARS계산은 참조발전소에서 주증기관 파단사고시 RCP 작동 여부에 따라 냉각재계통에서 발생하는 열수력적 거동의 파악에 있다. 원자로 냉각재 펌프의 작동여부와 비상노심냉각수 직접주입 또는 저온관 주입 등 안전주입수의 주입위치에 따라 1-D 코드로 해석할 때 어떤 문제가 발생하는지의 여부와, 특히, 강수부의 유로모델에 따른 제반 영향을 파악하는데 그 목적이 있다.

그림 2.4-3 은 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 노심반응도를 나타내고 있다. DVI 주입시와 CLI 주입시, HPSI 주입 개시 후 붕산수가 노심에 도달하기까지 걸리는 시간상의 차이로 인해 노심에서 Boron Worth Insertion Effect가 달라지므로 노심반응도가 달라진다. CLI의 경우 저온관에 주입된 안전주입수는 저온관내에서 저붕산 농도의 주순환 냉각수와 고붕산 농도의 비상안전 주입수가 혼합되어 강수부에 유입되며, 강수부에서 노심으로 주유동이 형성된다. 반면에 강수부 상부로 주입된 비상노심냉각수의 고붕산수는 (Upper Downcomer)-(Upper Head)-HL-SG-CL-Downcomer를 거치면서 발생하는 혼하효과 의해 강수부에서 노심으로 유입되므로 붕산수의 노심 도달시간이 CLI에 비해 길어지게 된다. 이러한 이유로 그림 2.4-3에서 DVI로 주입될 때 노심의 반응도 감소는 CLI주입보다 지연되어 나타나게 된다. 그림 2.4-4는 노심에서의 붕산 농도를 나타내고 있다. HPSI에 의해 주입되는 붕산이 노심에 도달함에 따라 노심에서의 붕산 농도가 증가하는 경향을 잘 보여 주고 있다. 동일한 노심 붕산 농도에 도달하는 시간이 DVI가 확연하게 CLI보다 늦게 발생함을 잘 보여주고 있다.

그림 2.4-5 는 DVI와 CLI주입시의 HPSI 주입곡선을 나타내고 있다. HPSI 주입지점간의 Head차이를 무시하면(계통압력이 높은 상태이므로) 두 주입 곡선은 거의 일치하는 경향을 보인다. 그러나, 붕산의 노심도달 이후 노심반응도가 달라지므로 계통의 압력도 영향을 받게 되므로 HPSI 주입 유량이 DVI와 CLI 주입방식에 따라 다소 달라지나, 크게 볼 때 주입 유량의 차이는 미미 한 수준이다.

그림 2.4-6은 2-Ch Downcomer Model에서 Upper Downcomer로부터 Upper

Head쪽으로 흐르는 유량을 나타내고 있다. 강수부와 Upper Head사이의 압력 차에 의해 흐르는 유량이 DVI로 주입되는 안전주입수 유량과 거의 비슷한 정도의 크기를 갖고 있다,

그림 2.4-7은 냉각재 펌프가 작동하는 조건하에서 원자로의 저온관으로 흐르는 냉각수 유량을 나타내고 있다. 이차측 열전달이 증가함에 따라 일차측의 밀도가 증가하고 이에 따라 유량은 증가한다.

그림 2.4-8은 6-Ch Downcomer Model에 대해 RCP가 Trip되는 조건의 일차측 냉각재 유량을 나타내고 있다. 초기 고속의 RCP 기동에 따른 유량이 RCP Trip과 동시에 현저히 감소하여 자연 순환 모드로 진입하는 거동을 보여주고 있다.

주 냉각재 펌프가 정지하고 자연 순환 모드에 도달한 후에 일차측 압력은 이차측 열제거 평형점에 도달한다. 따라서 계통압력은 일정한 범위 내에 있게 된다. 그림 2.4-9는 이러한 일차측 압력 거동을 보여주고 있다. 그림 2.4-10은 HPSI유량을 나타내고 있다.

그림 2.4-11 은 6-Ch Downcomer Model의 강수부에서 시간에 따른 붕산 농도의 거동을 MARS로 해석한 결과이다. 그림에서 상부의 붕산 고농도 지점이 DVI로 주입되는 비상노심냉각수의 주입 지점임을 의미한다. 각 시각은 사고발생 후의 시각을 의미한다. 시간의 경과에 따라 등고선이 강수부 하부로 처지는 경향을 보이는데, 이는 강수부에서 고농도의 붕산 비상노심냉각수가 강수부 하부로 잘 흘러 내림을 의미한다. 즉, 6-Ch MARS Downcomer 모델에서는 Upper Downcomer에서 Upper Head로 비상노심냉각수가 전량 우회되지 않고 강수부 하부로 잘 흘러내림을 보여 주고 있다.

3. CFD 해석 결과

CFX 해석은 Version 10을 적용하여, 1/5-Scale 형상에 대해 해석을 수행하였다. 그림 2.4-12는 CFX에 사용된 Mesh를 나타내고 있다. 저온관, 강수부, 압력용기 하부 Lower Plenum 및 노심 입구는 HEXA Mesh를, 노심 및 고온관은 Tetra Mesh를 적용하였다. Mesh수는 가용한 컴퓨터의 메모리 및 CPU능력을 감안하여 적절한 수준으로 결정하였다.

- Global volume 수 = 1,147,054
- Element 수 = 1,300,000

각 벽면에서는 no-slip boundary 조건을 각각 적용하였으며, 벽면열전

달등은 고려하지 않았다. CFX의 해석 옵션은 최적해석 가이드에 따라 수행하였다. 유동조건은 실험과 유사한 조건으로 설정하였다. 온도 15도의 물이 각 저온관으로 약 1.2 m/sec로 유입되고, DVI-1과 DVI-3 노즐로 비상노심냉각수가 주입될 때의 조건을 모사하였다. DVI 주입 유량은 0.38 kg/sec으로 실험시 적용한 주입유량과 동일하다. 저온관 입구의 난류강도는 약 5%를 적용하였으며, 고온관 출구조건은 압력 조건을 설정하였다. 난류모델은 SST 모델을 적용하였으며, Flow Skirt 부위는 Porous Model을 적용하였다. 해석유형은 정상실험조건을 감안하여 정상상태의 해를 구하였다. CFX의 정상상태의 해는 Time Marching의 의미가 있어 한 지점의 속도가 계산 진행시간에 대해 변화한다. 정상해의 도달 조건은 다음과 같이 적용하였다.

- Residual = 1.e-4 ~1.e-5
- Iteration no = 400

그림 2.4-13는 CFX 해석 도형크기를 나타내며, 그림 2.4-14는 CFX의 해석 도형을 나타낸다. 각 배치 및 크기는 1/5 축소 모형과 동일하다. 화살표의 방향은 Inlet Boundary의 속도방향을 의미한다. 그림 2.4-15 는 CFX에 사용된 Mesh를 나타내고 있다.

그림 2.4-16은 각 저온관으로 유입된 냉각수가 강수부 노심베럴에 부딪힌 후 강수부 하부로 흐르면서 퍼지는 형상에 대한 Streak Line을 나타내고 있다. 4 개의 저온관으로 유입되는 조건에 대한 유선을 각각 1 개의 저온관씩 분리하여 나타낸 그림이다. 이웃한 저온관의 냉각수 제트 사이의 간섭에 의해 되말리는 유선과 강수부 하부로 흐르는 주 유동 방향을 자세하게 볼 수 있다.

그림 2.4-17 은 DVI로 주입된 비상노심냉각수가 저온관의 제트사이의 상호간섭 구간을 지나 강수부 하부로 흐르는 유선을 나타낸 그림이다. 강수부 상부로 유입된 냉각수가 비교적 넓게 퍼진 후 강수부 하부로 흘러 내리는 다차원 유도 형상이다.

그림 2.4-18 는 강수부의 축방향 수직 속도 성분을 강수부 Gap의 중심선에서 각각 고도에 따라 나타낸 그림이다. 각 고도는 DVI 노즐중심선과 저온관 중심선 사이의 수직 1/2 고도 지점에서의 축 방향 수직 속도성분과, 저온관 중심선으로부터 강수부 아랫방향으로 저온관 내경의 약 2 배 및 6 배 고도 아래지점에서의 축방향 수직속도 성분을 각각 나타내고 있다. 저온관에 주입되는 냉각수 제트의 축방향 속도분포 차이가 강수부의 하부로

진행하면서 완화되는 경향을 보이고 있다. 이는 강수부에서 벽면 제트에 의해 형성되는 Shear Layer가 강수부 하부까지 지속됨을 의미한다.

그림 2.4-19는 DVI로 주입되는 HPSI 비상안전주입수가 강수부의 하부로 흐르면서 갖는 붕산수의 농도분포를 나타내고 있다. DVI로 주입되는 붕산의 농도는 4400 ppm으로 초기 원자로 용기내부의 붕산 농도는 1496ppm이다. 원자로 용기의 오른쪽 등고선은 원자로 용기의 각 고도에서의 붕산 농도분포를 나타내고 있다. 맨 아래의 등고선이 노심입구에서의 붕산의 농도를 나타낸다. 노심에서의 농도분포는 DVI 주입 위치에 따라 변화하며, 4개의 저온관의 주입 속도가 각각 다르면 국소점 분포가 축선을 기준으로 좌우로 변화한다. 따라서, 실제 실험의 경우 각 저온관 사이의 주입속도 차이가 발생하면 노심에서의 최대 농도지점이 시계방향 또는 반시계방향으로 회전하여 변화하는 형상을 보일 것으로 예상된다.

제 5 절 결론 및 향후 연구방향

1. 연구성과의 요약 및 의의

붕산혼합 실험 및 수치해석은 APR1400 원자로의 Loop 배치 특성과 DVI ECCS 계통의 특성을 갖는 강수부에 주입된 붕산수의 다차원적 혼합 거동을 실험적으로 검증하고, CFD 해석과 비교하여 CFX 해석에서 도출되는 국소적 붕산 분포 및 속도 분포 등을 비교하여 3차원 해석의 타당성을 검증함에 그 의의가 있다. 원자로 용기 강수부 유동은 냉각재펌프가 작동하는 강제대류 조건에서 DVI 및 저온관 유동 사이의 간섭에 의해 다차원적 국소 분포를 갖고 있어 매우 다양한 유동이 존재하는 공간이다. 이러한 3차원적 유동 특성이 매우 강한 영역을 1차원 계통해석 코드로 해석할 때 나타나는 붕산수 노심 우회현상에 대한 해석상의 오류를 방증하고, 3 차원 유동의 세부적 속도분포 등의 검증 자료는 향후 적용되는 각종 CFD코드의 해석 Option과 모델에 따라 상이한 결과를 상호 비교할 수 있는 data로서의 가치가 크다. 붕산 혼합 해석뿐만 아니라, 원자로 용기내 부수로, 강수부 거동 등 세부적인 유동파악을 위해 수행되는 CFD해석 모델의 적합성과 타당성 검증에 응용이 가능하다.

본 연구는 그러한 의미에서 볼 때, CFD 해석결과의 변화에 영향을 주는 주요 인자인 저온관 및 Loop 기하학적 특성이 동일한 조건과 동일 유동 조건에 대한 검증 데이터로서의 의미가 크다.

2. 향후 연구방향

노심에서의 붕산 농도분포에 영향을 주는 주요 인자에 대한 연구를 지속할 필요성이 있다. 원자로 용기로 유입되는 각 저온관 유속조건에 해당하는 저온관의 단면 속도분포, 유입 난류강도, 저온관 상호간의 유입속도 비대칭에 따른 인자 등이 노심의 붕산 농도분포 차이를 유발할 것으로 판단된다.

향후 연구는 이러한 노심 입구 및 강수부의 농도 분포 및 혼합에 영향을 주는 주요 인자가 계산 불확실도에 미치는 영향을 규명하는데 초점을 맞추어야 할 것으로 판단된다.

참고문헌

- [2.1-1] U. Rohde., "FLOMIX-R Final Summary Report", FIKS-CT-2001-00197,
- [2.1-2] Thomas Hohne and Soren Kliem, "Experimental and Numerical Modelling of a Buoyancy-Driven Flow in a Reactor Pressure Vessel", NURETH-11, Avignon, France, October 2-6, 2005.
- [2.1-3] Thomas Hohne, "Numerical Modelling of a Transient Slug Mixing Experiment at the ROCOM Test Facility using CFX-5", NURETH-11, Avignon, France, October 2-6, 2005

표 2.2-1 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (압력, 유량, 차압)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
1	PT-CL-1	Pressure Transmitter Rosemount 3051S CG	0 ~ 1000.0 (kPa)	CL-1 유량계 후류
2	PT-CL-2			CL-2 유량계 후류
3	PT-CL-3			CL-3 유량계 후류
4	PT-CL-4			CL-4 유량계 후류
5	PT-DVI-1			DVI-1 유량계 후류
6	PT-DVI-3			DVI-3 유량계 후류
7	PT-DC-1			강수부 상부
8	FM-CL-1	Vortex Flowmeter (3") OVAL Ex-Delta	0 ~ 172 (m ³ /h)	Cold Leg 1
9	FM-CL-2			Cold Leg 2
10	FM-CL-3			Cold Leg 3
11	FM-CL-4			Cold Leg 4
12	FM-DVI-1	Vortex Flowmeter (0.5") OVAL Ex-Delta	0 ~ 6 (m ³ /h)	DVI 1
13	FM-DVI-3			DVI 3
14	LT-RWT-1	Differential Pressure Transmitter	0 ~ 3 (mH ₂ O)	RWT-1
15	LT-RWT-2			RWT-2
16	LT-ECCT-1			ECCT
17	DPT-CL1HL1-1	Rosemount 3051S CD	0 ~ 6.0 (kPa)	CL-1 & HL-1 입구
18	DPT-CL4HL2-1			CL-4 & HL-2 입구

표 2.2-2 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-1)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
19	TF-CL-1	Type-K TC Sheath O.D. : 1/8" Unground Okazaki Co.	0.0 ~ 100.0 (°C)	CL-1 유량계 후류
20	TF-CL-2			CL-2 유량계 후류
21	TF-CL-3			CL-3 유량계 후류
22	TF-CL-4			CL-4 유량계 후류
23	TF-DVI-1a			DVI-1 노즐
24	TF-DVI-1b			DVI-1 유량계 후류
25	TF-DVI-3a			DVI-3 노즐
26	TF-DVI-3b			DVI-3 유량계 후류
27	TF-DC-1			DC 상부
28	TF-DC-2			DC 하부
29	TF-RWT1-1			RWT-1 하부
30	TF-RWT1-2			RWT-1 상부
31	TF-RWT2-1			RWT-2 하부
32	TF-RWT2-1			RWT-2 상부
33	TF-ECCT-1	ECCT 하부		
34	TF-ECCT-2	ECCT 상부		
35	TF-CLL-1	Type-K TC Sheath OD: 0.5mm Unground Okazaki Co.		CL-1 Rx Side Array-TC
36	TF-CLL-2			CL-1 Rx Side Array-TC
37	TF-CLL-3			CL-1 Rx Side Array-TC
38	TF-CLL-4			CL-1 Rx Side Array-TC
39	TF-CLL-5			CL-1 Rx Side Array-TC
40	TF-CLL-6			CL-1 Rx Side Array-TC
41	TF-CLL-7			CL-1 Rx Side Array-TC
42	TF-CLL-8			CL-1 Rx Side Array-TC
43	TF-CLL-9			CL-1 Rx Side Array-TC
44	TF-CLL-10			CL-1 Rx Side Array-TC
45	TF-CLR-1			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
46	TF-CLR-2			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
47	TF-CLR-3		CL-1 중간관 쪽 Array-TC	
48	TF-CLR-4		CL-1 중간관 쪽 Array-TC	

표 2.2-3 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-2)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
49	TF-CLR-5	Type-K TC Sheath OD: 0.5mm Unground Okazaki Co.	0.0 ~ 100.0 (°C)	CL-1 중간관 쪽 Array-TC
50	TF-CLR-6			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
51	TF-CLR-7			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
52	TF-CLR-8			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
53	TF-CLR-9			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
54	TF-CLR-10			CL-1 중간관 쪽 Array-TC
55	TF-DR1-1			강수부 하단 Array-TC
56	TF-DR1-2			강수부 하단 Array-TC
57	TF-DR1-3			강수부 하단 Array-TC
58	TF-DR1-4			강수부 하단 Array-TC
59	TF-DR1-5			강수부 하단 Array-TC
60	TF-DR1-6			강수부 하단 Array-TC
61	TF-DR1-7			강수부 하단 Array-TC
62	TF-DR1-8			강수부 하단 Array-TC
63	TF-DR1-9			강수부 하단 Array-TC
64	TF-DR1-10			강수부 하단 Array-TC
65	TF-DR2-1			강수부 CL-1 하단 Array-TC
66	TF-DR2-2			강수부 CL-1 하단 Array-TC
67	TF-DR2-3			강수부 CL-1 하단 Array-TC
68	TF-DR2-4			강수부 CL-1 하단 Array-TC
69	TF-DR2-5			강수부 CL-1 하단 Array-TC
70	TF-DR2-6			강수부 CL-1 하단 Array-TC
71	TF-DR2-7			강수부 CL-1 하단 Array-TC
72	TF-DR2-8			강수부 CL-1 하단 Array-TC
73	TF-DR2-9			강수부 CL-1 하단 Array-TC
74	TF-DR2-10			강수부 CL-1 하단 Array-TC
75	TF-DR3-1			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
76	TF-DR3-2			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
77	TF-DR3-3	강수부 DVI-1 하단 Array-TC		
78	TF-DR3-4	강수부 DVI-1 하단 Array-TC		

표 2.2-4 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-3)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
79	TF-DR3-5	Type-K TC Sheath OD: 0.5mm Unground Okazaki Co.	0.0 ~ 100.0 (°C)	강수부 DVI-1 하단 Array-TC
80	TF-DR3-6			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
81	TF-DR3-7			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
82	TF-DR3-8			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
83	TF-DR3-9			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
84	TF-DR3-10			강수부 DVI-1 하단 Array-TC
85	TF-CO-A3			Core Inlet Grid-TC
86	TF-CO-A4			Core Inlet Grid-TC
87	TF-CO-A5			Core Inlet Grid-TC
88	TF-CO-A6			Core Inlet Grid-TC
89	TF-CO-AB23			Core Inlet Grid-TC
90	TF-CO-AB34			Core Inlet Grid-TC
91	TF-CO-AB45			Core Inlet Grid-TC
92	TF-CO-B2			Core Inlet Grid-TC
93	TF-CO-B3			Core Inlet Grid-TC
94	TF-CO-B4			Core Inlet Grid-TC
95	TF-CO-B5			Core Inlet Grid-TC
96	TF-CO-B6			Core Inlet Grid-TC
97	TF-CO-B7			Core Inlet Grid-TC
98	TF-CO-BC23			Core Inlet Grid-TC
99	TF-CO-BC34			Core Inlet Grid-TC
100	TF-CO-BC45			Core Inlet Grid-TC
101	TF-CO-C1			Core Inlet Grid-TC
102	TF-CO-C2			Core Inlet Grid-TC
103	TF-CO-C3			Core Inlet Grid-TC
104	TF-CO-C4			Core Inlet Grid-TC
105	TF-CO-C5			Core Inlet Grid-TC
106	TF-CO-C6			Core Inlet Grid-TC
107	TF-CO-C7			Core Inlet Grid-TC
108	TF-CO-C8			Core Inlet Grid-TC

표 2.2-5 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-4)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
109	TF-CO-CD23	Type-K TC Sheath OD: 0.5mm Unground Okazaki Co.	0.0 ~ 100.0 (°C)	Core Inlet Grid-TC
110	TF-CO-CD34			Core Inlet Grid-TC
111	TF-CO-CD45			Core Inlet Grid-TC
112	TF-CO-D1			Core Inlet Grid-TC
113	TF-CO-D2			Core Inlet Grid-TC
114	TF-CO-D3			Core Inlet Grid-TC
115	TF-CO-D4			Core Inlet Grid-TC
116	TF-CO-D5			Core Inlet Grid-TC
117	TF-CO-D6			Core Inlet Grid-TC
118	TF-CO-D7			Core Inlet Grid-TC
119	TF-CO-D8			Core Inlet Grid-TC
120	TF-CO-E1			Core Inlet Grid-TC
121	TF-CO-E2			Core Inlet Grid-TC
122	TF-CO-E3			Core Inlet Grid-TC
123	TF-CO-E4			Core Inlet Grid-TC
124	TF-CO-E5			Core Inlet Grid-TC
125	TF-CO-E6			Core Inlet Grid-TC
126	TF-CO-E7			Core Inlet Grid-TC
127	TF-CO-E8			Core Inlet Grid-TC
128	TF-CO-EF23			Core Inlet Grid-TC
129	TF-CO-EF34			Core Inlet Grid-TC
130	TF-CO-EF45			Core Inlet Grid-TC
131	TF-CO-F1			Core Inlet Grid-TC
132	TF-CO-F2			Core Inlet Grid-TC
133	TF-CO-F3			Core Inlet Grid-TC
134	TF-CO-F4			Core Inlet Grid-TC
135	TF-CO-F5			Core Inlet Grid-TC
136	TF-CO-F6			Core Inlet Grid-TC
137	TF-CO-F7			Core Inlet Grid-TC
138	TF-CO-F8			Core Inlet Grid-TC

표 2.2-6 봉산희석 실험장치 계측기 목록 (온도-5)

No.	Tag	형식	측정범위	설치 위치
139	TF-CO-FG23	Type-K TC Sheath OD: 0.5mm Unground Okazaki Co.	0.0 ~ 100.0 (°C)	Core Inlet Grid-TC
140	TF-CO-FG34			Core Inlet Grid-TC
141	TF-CO-FG45			Core Inlet Grid-TC
142	TF-CO-G2			Core Inlet Grid-TC
143	TF-CO-G3			Core Inlet Grid-TC
144	TF-CO-G4			Core Inlet Grid-TC
145	TF-CO-G5			Core Inlet Grid-TC
146	TF-CO-G6			Core Inlet Grid-TC
147	TF-CO-G7			Core Inlet Grid-TC
148	TF-CO-GH23			Core Inlet Grid-TC
149	TF-CO-GH34			Core Inlet Grid-TC
150	TF-CO-GH45			Core Inlet Grid-TC
151	TF-CO-H3			Core Inlet Grid-TC
152	TF-CO-H4			Core Inlet Grid-TC
153	TF-CO-H5			Core Inlet Grid-TC
154	TF-CO-H6			Core Inlet Grid-TC

표 2.2-7 전류입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot1)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 No.	입력신호 (전류)	측정범위	단위변환 식
0	PT-CL-1	SCXI-1102C	0	4~20 (mA)	0~1000.0 (kPa)	$y=62500*x-250$ y : kPa x : Ampere
1	PT-CL-2		1			
2	PT-CL-3		2			
3	PT-CL-4		3			
4	PT-DVI-1		4			
5	PT-DVI-3		5			
6	PT-DC-1		6			
7	FM-CL-1		7			
8	FM-CL-2		8			
9	FM-CL-3		9			
10	FM-CL-4		10			
11	FM-DVI-1		11			
12	FM-DVI-3		12			
13	LT-RWT-1		13			
14	LT-RWT-2		14			
15	LT-ECCT-1		15			
16	DPT-CL1HL1-1		16			
17	DPT-CL4HL2-1		17			
18	FCV-DVI-1p		18			
19	FCV-DVI-3p		19			
20	PP-CL14-rpm		20			
21	PP-CL23-rpm		21			
22	PP-DVI-rpm	22				

표 2.2-8 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot2)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
23	TF-CL-1	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (℃)	TBX-1303
24	TF-CL-2		1			
25	TF-CL-3		2			
26	TF-CL-4		3			
27	TF-DVI-1a		4			
28	TF-DVI-1b		5			
29	TF-DVI-3a		6			
30	TF-DVI-3b		7			
31	TF-DC-1		8			
32	TF-DC-2		9			
33	TF-RWT1-1		10			
34	TF-RWT1-2		11			
35	TF-RWT2-1		12			
36	TF-RWT2-2		13			
37	TF-ECCT-1		14			
38	TF-ECCT-2		15			
39	TF-CLL-1		16			
40	TF-CLL-2		17			
41	TF-CLL-3		18			
42	TF-CLL-4		19			
43	TF-CLL-5		20			
44	TF-CLL-6		21			
45	TF-CLL-7		22			
46	TF-CLL-8		23			
47	TF-CLL-9		24			
48	TF-CLL-10		25			
49	TF-CLR-1		26			
50	TF-CLR-2		27			
51	TF-CLR-3		28			
52	TF-CLR-4	29				

표 2.2-9 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot3)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
53	TF-CLR-5	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (℃)	TBX-1303
54	TF-CLR-6		1			
55	TF-CLR-7		2			
56	TF-CLR-8		3			
57	TF-CLR-9		4			
58	TF-CLR-10		5			
59	TF-DR1-1		6			
60	TF-DR1-2		7			
61	TF-DR1-3		8			
62	TF-DR1-4		9			
63	TF-DR1-5		10			
64	TF-DR1-6		11			
65	TF-DR1-7		12			
66	TF-DR1-8		13			
67	TF-DR1-9		14			
68	TF-DR1-10		15			
69	TF-DR2-1		16			
70	TF-DR2-2		17			
71	TF-DR2-3		18			
72	TF-DR2-4		19			
73	TF-DR2-5		20			
74	TF-DR2-6		21			
75	TF-DR2-7		22			
76	TF-DR2-8		23			
77	TF-DR2-9		24			
78	TF-DR2-10		25			
79	TF-DR3-1		26			
80	TF-DR3-2		27			
81	TF-DR3-3		28			
82	TF-DR3-4		29			

표 2.2-10 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot4)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
83	TF-DR3-5	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (℃)	TBX-1303
84	TF-DR3-6		1			
85	TF-DR3-7		2			
86	TF-DR3-8		3			
87	TF-DR3-9		4			
88	TF-DR3-10		5			
89	TF-CO-A3		6			
90	TF-CO-A4		7			
91	TF-CO-A5		8			
92	TF-CO-A6		9			
93	TF-CO-AB23		10			
94	TF-CO-AB34		11			
95	TF-CO-AB45		12			
96	TF-CO-B2		13			
97	TF-CO-B3		14			
98	TF-CO-B4		15			
99	TF-CO-B5		16			
100	TF-CO-B6		17			
101	TF-CO-B7		18			
102	TF-CO-BC23		19			
103	TF-CO-BC34		20			
104	TF-CO-BC45		21			
105	TF-CO-C1		22			
106	TF-CO-C2		23			
107	TF-CO-C3		24			
108	TF-CO-C4		25			
109	TF-CO-C5		26			
110	TF-CO-C6		27			
111	TF-CO-C7		28			
112	TF-CO-C8	29				

표 2.2-11 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot5)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
83	TF-DR3-5	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (°C)	TBX-1303
84	TF-DR3-6		1			
85	TF-DR3-7		2			
86	TF-DR3-8		3			
87	TF-DR3-9		4			
88	TF-DR3-10		5			
89	TF-CO-A3		6			
90	TF-CO-A4		7			
91	TF-CO-A5		8			
92	TF-CO-A6		9			
93	TF-CO-AB23		10			
94	TF-CO-AB34		11			
95	TF-CO-AB45		12			
96	TF-CO-B2		13			
97	TF-CO-B3		14			
98	TF-CO-B4		15			
99	TF-CO-B5		16			
100	TF-CO-B6		17			
101	TF-CO-B7		18			
102	TF-CO-BC23		19			
103	TF-CO-BC34		20			
104	TF-CO-BC45		21			
105	TF-CO-C1		22			
106	TF-CO-C2		23			
107	TF-CO-C3		24			
108	TF-CO-C4		25			
109	TF-CO-C5		26			
110	TF-CO-C6		27			
111	TF-CO-C7		28			
112	TF-CO-C8	29				

표 2.2-12 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot6)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
113	TF-CO-CD23	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (℃)	TBX-1303
114	TF-CO-CD34		1			
115	TF-CO-CD45		2			
116	TF-CO-D1		3			
117	TF-CO-D2		4			
118	TF-CO-D3		5			
119	TF-CO-D4		6			
120	TF-CO-D5		7			
121	TF-CO-D6		8			
122	TF-CO-D7		9			
123	TF-CO-D8		10			
124	TF-CO-E1		11			
125	TF-CO-E2		12			
126	TF-CO-E3		13			
127	TF-CO-E4		14			
128	TF-CO-E5		15			
129	TF-CO-E6		16			
130	TF-CO-E7		17			
131	TF-CO-E8		18			
132	TF-CO-EF23		19			
133	TF-CO-EF34		20			
134	TF-CO-EF45		21			
135	TF-CO-F1		22			
136	TF-CO-F2		23			
137	TF-CO-F3		24			
138	TF-CO-F4		25			
139	TF-CO-F5		26			
140	TF-CO-F6		27			
141	TF-CO-F7		28			
142	TF-CO-F8	29				

표 2.2-13 전압(온도)입력 채널 구성(SCXI-1001, Slot7)

일련번호 (배열번호)	Tag	SCXI-1001 모듈종류	모듈 내 채널 번호	입력신호 (전압)	측정범위	터미널블럭 종류
143	TF-CO-FG23	SCXI-1102C	0	0.0~1000.0 (mv)	0.0~1000.0 (℃)	TBX-1303
144	TF-CO-FG34		1			
145	TF-CO-FG45		2			
146	TF-CO-G2		3			
147	TF-CO-G3		4			
148	TF-CO-G4		5			
149	TF-CO-G5		6			
150	TF-CO-G6		7			
151	TF-CO-G7		8			
152	TF-CO-GH23		9			
153	TF-CO-GH34		10			
154	TF-CO-GH45		11			
155	TF-CO-H3		12			
156	TF-CO-H4		13			
157	TF-CO-H5		14			
158	TF-CO-H6		15			

표 2.2-14 SCXI-1001/SCXI-1002C/TBX-1303/TBX-1308/PCI-6221의 사양

SCXI-1001	SCXI-1002C	TBX-1303/-1308	PCI-6221
-Slot 개수: 12개	-샘플속도: 333 kS/s	TBX-1303;	-PCI 버스
-AC/DC Power	-범위: ±100mv~±10V	-Open TC circuit	-샘플속도: 333 kS/s
-Low noise	-채널 개수: 32개	TBX-1308;	-해상도: 16 bite
	-2 Hz lowpass filter	-범위: 4~20 mA	-최대 샘플 메모리: 4095
	-Cold-junction 내장	-저항: 249 Ω	

표 2.2-15 노심입구에 설치된 Grid Thermocouple에 대한 보정식

일련번호 (배열번호)	Tag	보정식	일련번호 (배열번호)	Tag	보정식
89	TF-CO-A3	$y=(x-3.61007)/0.98284$	124	TF-CO-E1	$y=(x-3.19205)/0.97959$
90	TF-CO-A4	$y=(x-3.82812)/0.97553$	125	TF-CO-E2	$y=(x-3.77354)/0.97704$
91	TF-CO-A5	$y=(x-3.72484)/0.98388$	126	TF-CO-E3	$y=(x-3.52765)/0.97971$
92	TF-CO-A6	$y=(x-3.81680)/0.98135$	127	TF-CO-E4	$y=(x-3.75950)/0.97953$
93	TF-CO-AB23	$y=(x-3.71575)/0.98306$	128	TF-CO-E5	$y=(x-3.40502)/0.97980$
94	TF-CO-AB34	$y=(x-3.74590)/0.98256$	129	TF-CO-E6	$y=(x-3.65036)/0.97560$
95	TF-CO-AB45	$y=(x-2.98725)/0.98204$	130	TF-CO-E7	$y=(x-3.21908)/0.98274$
96	TF-CO-B2	$y=(x-3.03672)/0.98683$	131	TF-CO-E8	$y=(x-3.42289)/0.98163$
97	TF-CO-B3	$y=(x-3.10069)/0.98276$	132	TF-CO-EF23	$y=(x-3.46087)/0.97984$
98	TF-CO-B4	$y=(x-3.06928)/0.98274$	133	TF-CO-EF34	$y=(x-3.36958)/0.97585$
99	TF-CO-B5	$y=(x-3.17761)/0.98399$	134	TF-CO-EF45	$y=(x-3.17277)/0.98022$
100	TF-CO-B6	$y=(x-3.33215)/0.98481$	135	TF-CO-F1	$y=(x-3.22866)/0.97933$
101	TF-CO-B7	$y=(x-3.45032)/0.98417$	136	TF-CO-F2	$y=(x-3.39100)/0.97555$
102	TF-CO-BC23	$y=(x-3.64324)/0.98277$	137	TF-CO-F3	$y=(x-3.74145)/0.98048$
103	TF-CO-BC34	$y=(x-3.81918)/0.98113$	138	TF-CO-F4	$y=(x-3.82244)/0.97578$
104	TF-CO-BC45	$y=(x-3.86530)/0.98044$	139	TF-CO-F5	$y=(x-3.80887)/0.97815$
105	TF-CO-C1	$y=(x-3.92833)/0.98095$	140	TF-CO-F6	$y=(x-3.42753)/0.98177$
106	TF-CO-C2	$y=(x-3.92833)/0.97740$	141	TF-CO-F7	$y=(x-3.73495)/0.97283$
107	TF-CO-C3	$y=(x-3.02612)/0.98573$	142	TF-CO-F8	$y=(x-3.46507)/0.98109$
108	TF-CO-C4	$y=(x-3.08528)/0.98133$	143	TF-CO-FG23	$y=(x-3.26939)/0.98176$
109	TF-CO-C5	$y=(x-3.32827)/0.97878$	144	TF-CO-FG34	$y=(x-3.37843)/0.97989$
110	TF-CO-C6	$y=(x-3.28481)/0.98234$	145	TF-CO-FG45	$y=(x-3.70271)/0.97688$
111	TF-CO-C7	$y=(x-3.50347)/0.97662$	146	TF-CO-G2	$y=(x-3.48622)/0.98005$
112	TF-CO-C8	$y=(x-3.44930)/0.97538$	147	TF-CO-G3	$y=(x-3.65415)/0.97660$
113	TF-CO-CD23	$y=(x-3.63073)/0.98027$	148	TF-CO-G4	$y=(x-3.50616)/0.98272$
114	TF-CO-CD34	$y=(x-3.56968)/0.97949$	149	TF-CO-G5	$y=(x-3.67518)/0.98449$
115	TF-CO-CD45	$y=(x-3.65933)/0.98045$	150	TF-CO-G6	$y=(x-3.59270)/0.97652$
116	TF-CO-D1	$y=(x-3.54312)/0.97945$	151	TF-CO-G7	$y=(x-3.25623)/0.98414$
117	TF-CO-D2	$y=(x-3.44931)/0.98380$	152	TF-CO-GH23	$y=(x-3.49135)/0.98256$
118	TF-CO-D3	$y=(x-3.67100)/0.97736$	153	TF-CO-GH34	$y=(x-3.53090)/0.98316$
119	TF-CO-D4	$y=(x-3.43756)/0.97937$	154	TF-CO-GH45	$y=(x-3.54695)/0.99008$
120	TF-CO-D5	$y=(x-3.27051)/0.98521$	155	TF-CO-H3	$y=(x-3.27116)/0.98981$
121	TF-CO-D6	$y=(x-3.20295)/0.98203$	156	TF-CO-H4	$y=(x-3.51930)/0.98077$
122	TF-CO-D7	$y=(x-3.35119)/0.98314$	157	TF-CO-H5	$y=(x-3.63658)/0.98316$
123	TF-CO-D8	$y=(x-3.08300)/0.98506$	158	TF-CO-H6	$y=(x-3.69315)/0.97627$

보정식에서 x는 측정된 온도[℃], y는 보정된 온도[℃]임

표 2.2-16 Digital 출력 전압신호 채널 구성

Tag	신호 기능	카드/ 터미널블럭 종류	전압범위 (출력신호)
PP-CL14-S	CL14 펌프 기동 및 중지	NI-6514/ SCB-100	24 DCV (on/off)
PP-CL23-S	CL14 펌프 작동 및 중지		
PP-DVI-S	DVI 펌프 작동 및 중지		
H-RWT1-MC	RWT-1 탱크 전기히터 작동 및 중지		
H-RWT1-MC	RWT-2 탱크 전기히터 작동 및 중지		
H-ECCT-MC	ECCT 탱크 전기히터 작동 및 중지		

표 2.2-17 Analog 출력 전류신호 채널 구성

Tag	신호 기능	카드/ 터미널블럭 종류	참조신호	전류범위	출력범위	단위변환 식
PP-CL14-C	펌프회전수 제어	NI-6704/ SCB-68	FM-CL1~4	4~20 mA	0~1800rpm	$y=(8.88*10^{-3}*x+4)$
PP-CL23-C			FM-CL1~4		0~1800rpm	$/10^3$
PP-DVI-C			FM-DVI1~2		0~3600rpm	$y=(4.44*10^{-3}*x+4)$
FCV-DVI-1C	밸브개도 제어		FM-CL1~4		0~100%	$y=(0.16*x+4)/10^3$
FCV-DVI-3C			FM-CL1~4			
H-RWT1-C	전기히터		TF-RWT1-1/-2			
H-RWT2-C	파워레벨		TF-RWT1-1/-2			
H-ECCT-C	제어		TF-ECCT1-1/-2			

표 2.2-18 자료 저장 파일 형식

Time	PT-CL-1 [kPa]	PT-CL-2 [kPa]	TF-CO-D7 [°C]	TF-CO-D8 [°C]
0.000					
0.001					
⋮					
⋮					

표 2.3-1 Test Section 주요치수

Location	Dimension	Blank
강수부 내경	928 mm	
Core Barrel 외경	828 mm	

Cold Leg 내경	152 mm	
Hotleg Leg 외경	340 mm	
DVI 내경	43 mm	

표 2.3-2 Test Condition

Location	Injection or Velocity	Blank
Cold Leg-1	1.2 m/s	Averaged Bulk Velocity
Cold Leg-2	1.2 m/s	Averaged Bulk Velocity
Cold Leg-3	1.2 m/s	Averaged Bulk Velocity
Cold Leg-4	1.2 m/s	Averaged Bulk Velocity
DVI-1	0.38 kg/s	Averaged Mass Flowrate
DVI-2	N/A	
DVI-3	0.38 kg/s	Averaged Mass Flowrate
DVI-4	N/A	
DVI-H1	N/A	
DVI-H2	N/A	

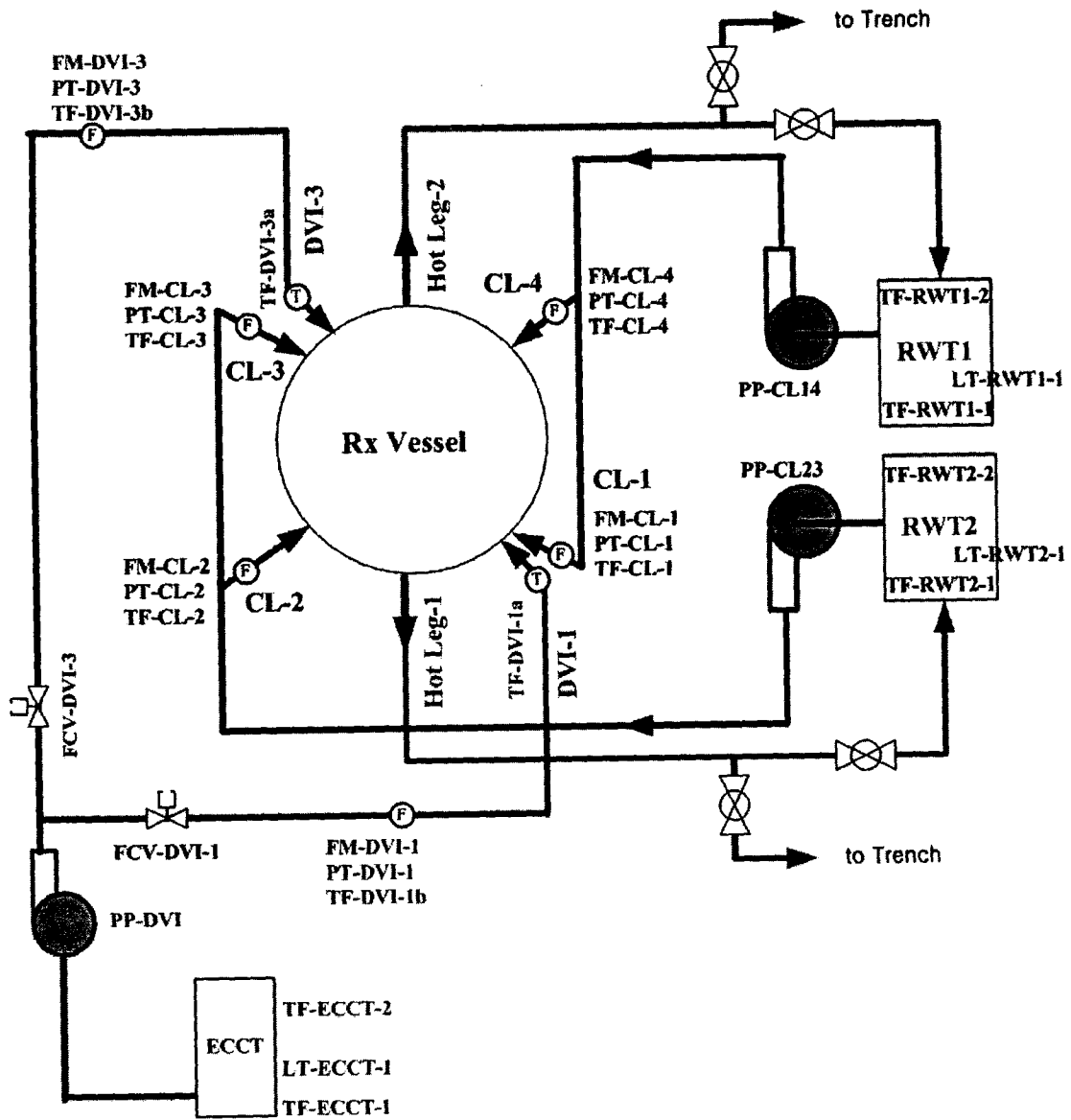


그림 2.2-1 붕산희석 실험장치 유체계통의 구성 개략도

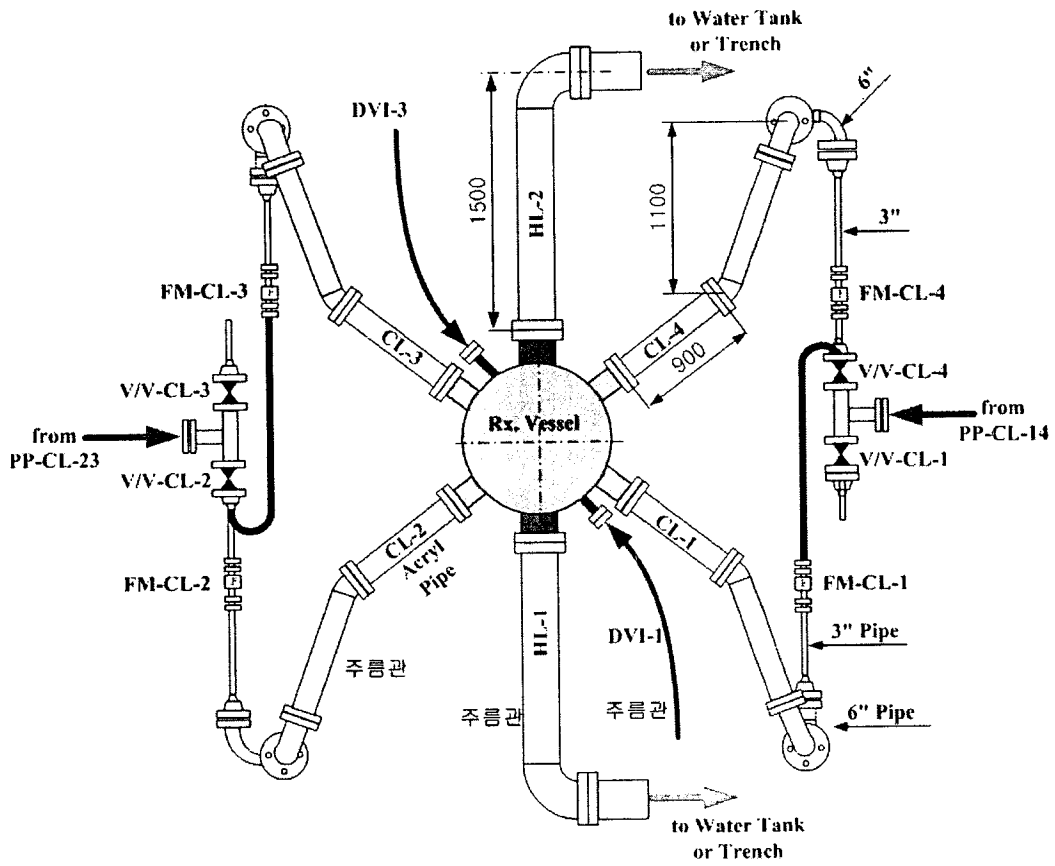


그림 2.2-2 붕산희석 실험장치 주요 배관 평면도

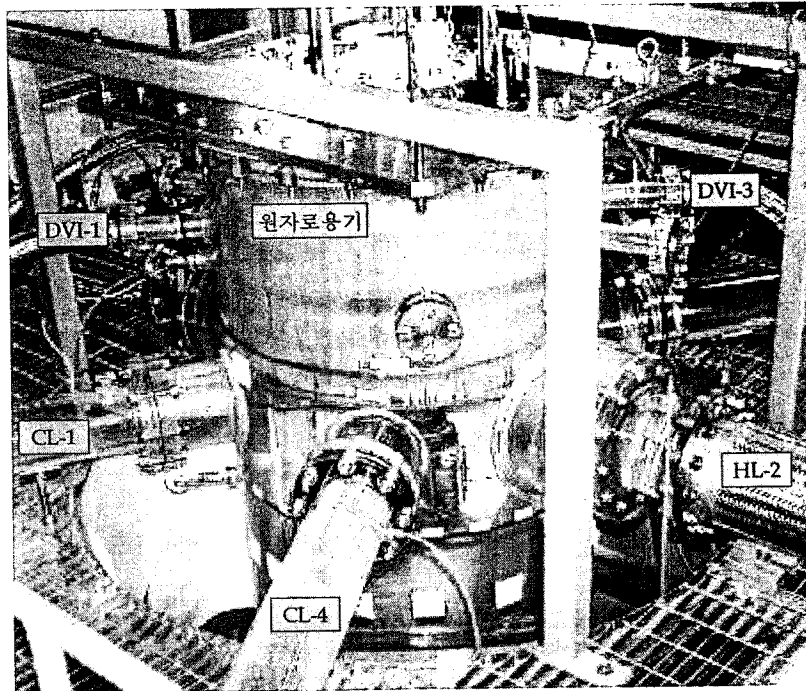


그림 2.2-3 붕산희석 실험장치 시험부 사진

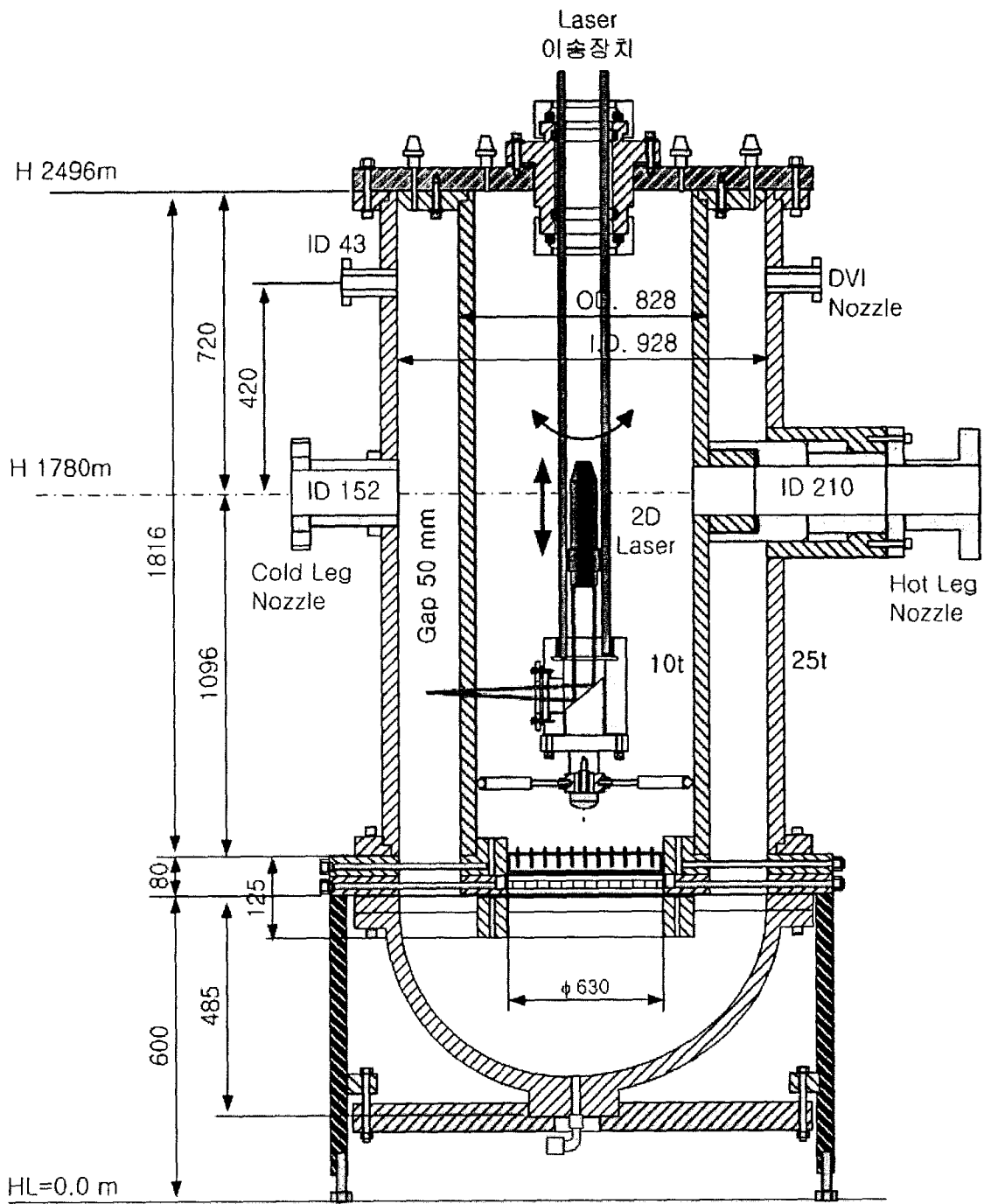


그림 2.2-4 봉산희석 실험장치 원자로용기 조립도

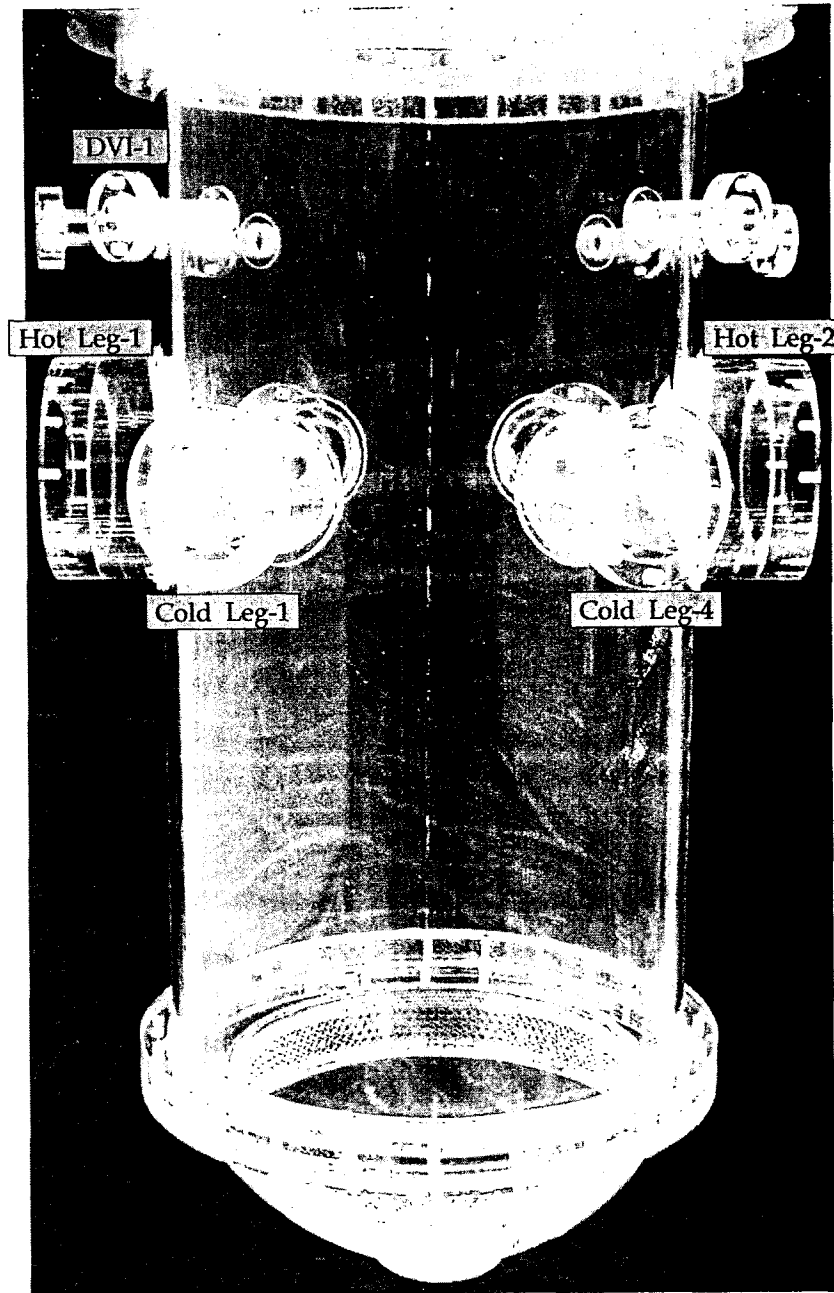


그림 2.2-5 원자로용기 사진

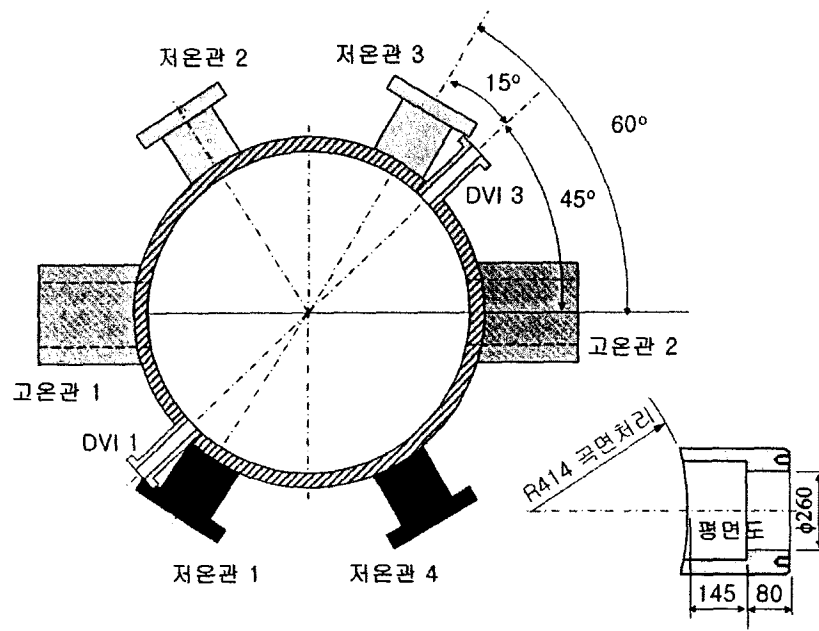


그림 2.2-6 원자로용기 외부 실린더 평면도

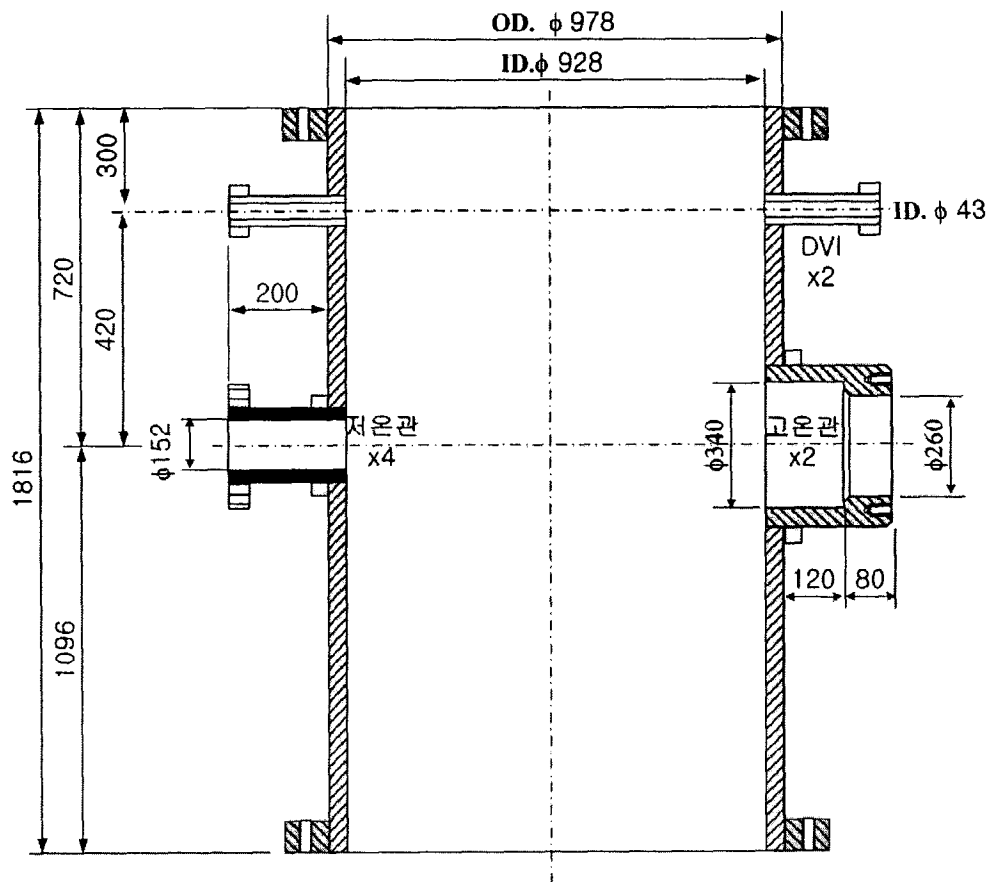


그림 2.2-7 원자로용기 외부 실린더 정면도

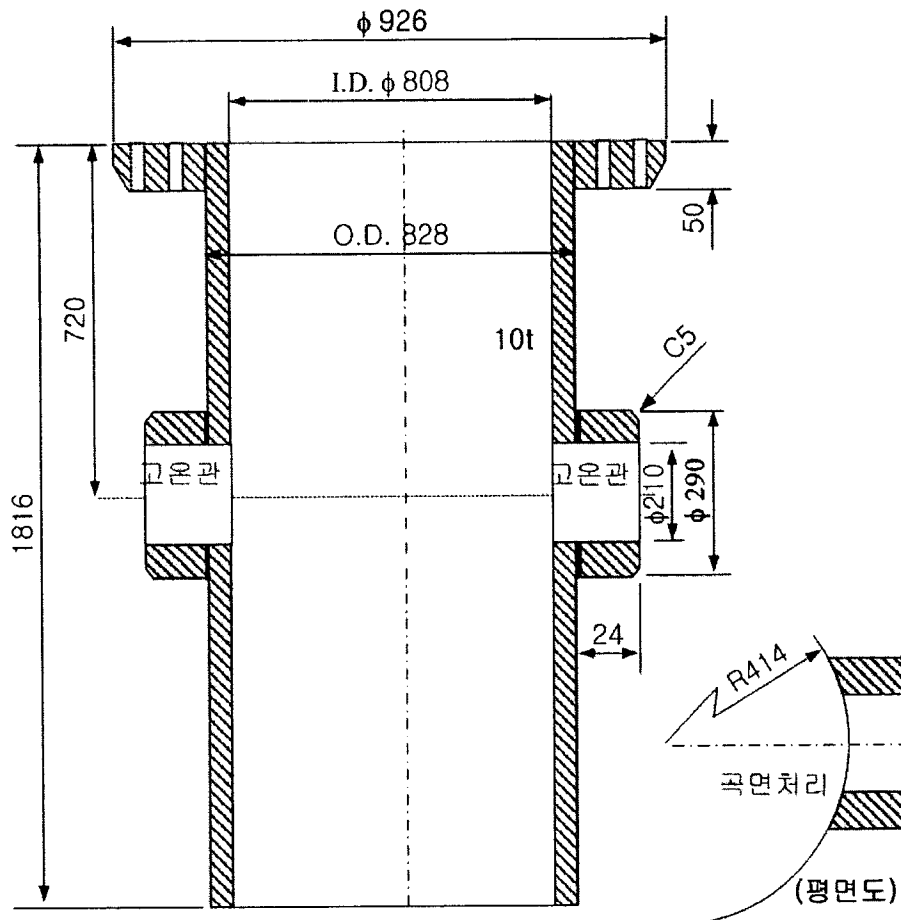


그림 2.2-8 원자로용기 내부 실린더 정면도

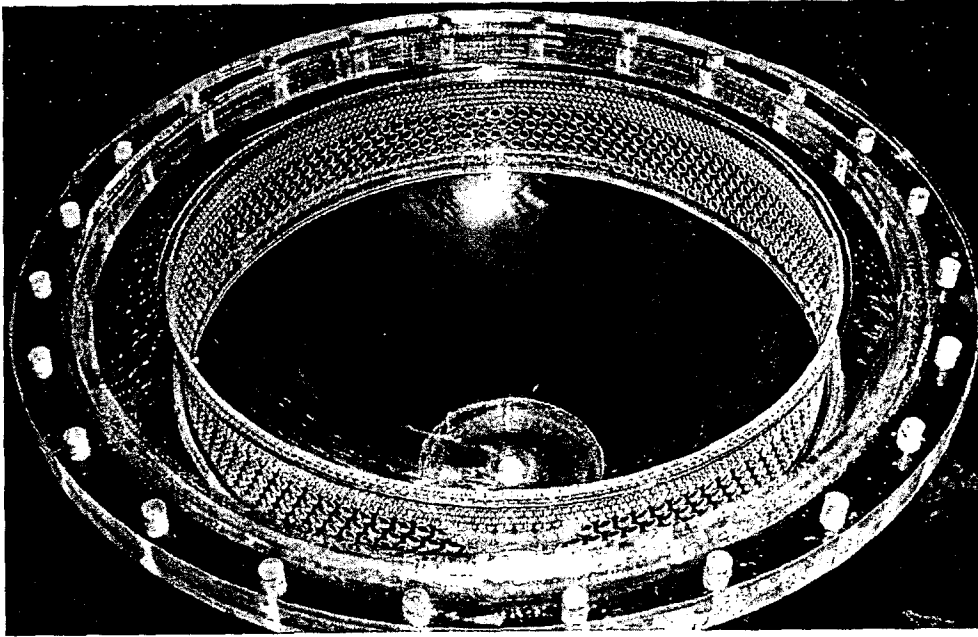


그림 2.2-9 봉산희석 실험장치 원자로용기 하부 사진

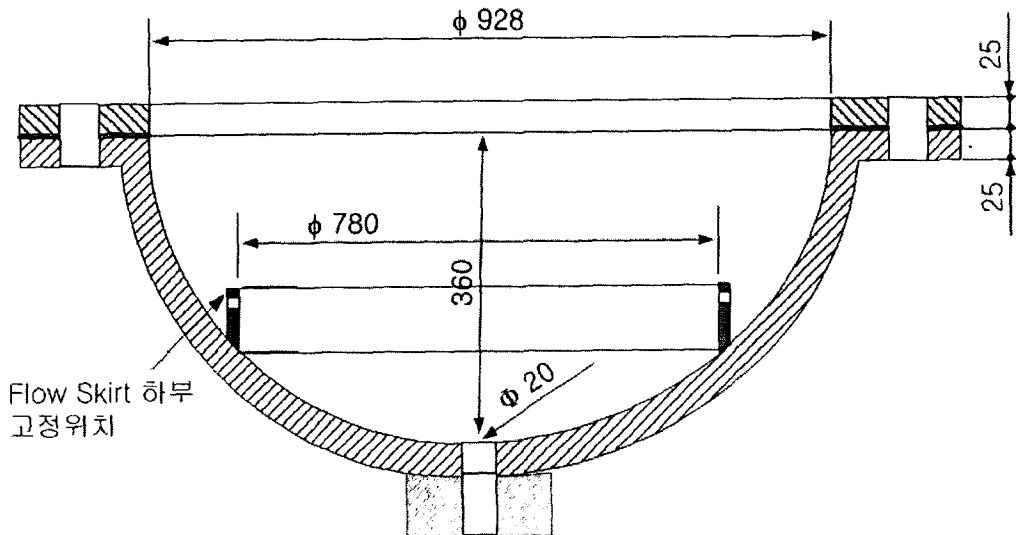


그림 2.2-10 원자로용기 하부 정면도

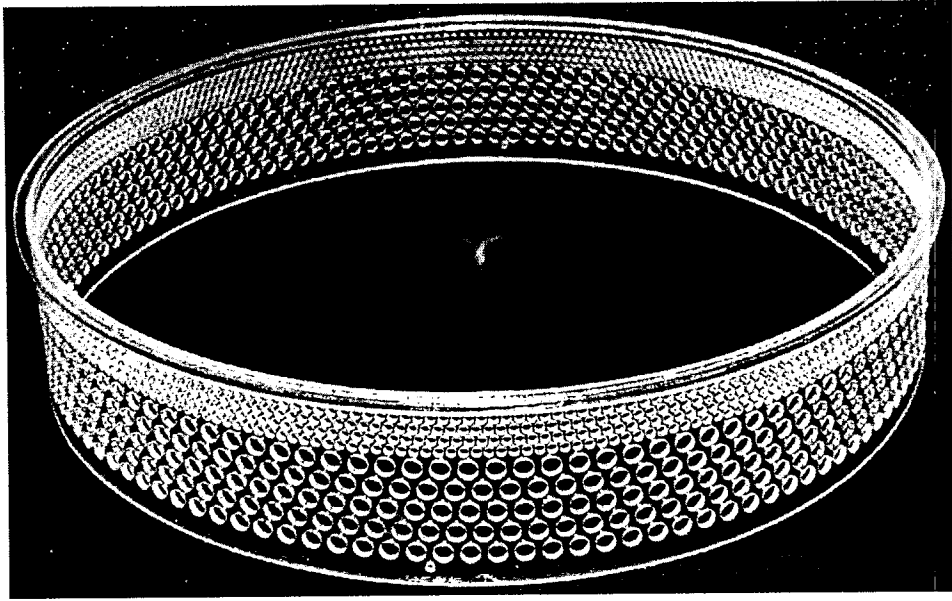


그림 2.2-11 Flow Skirt 사진

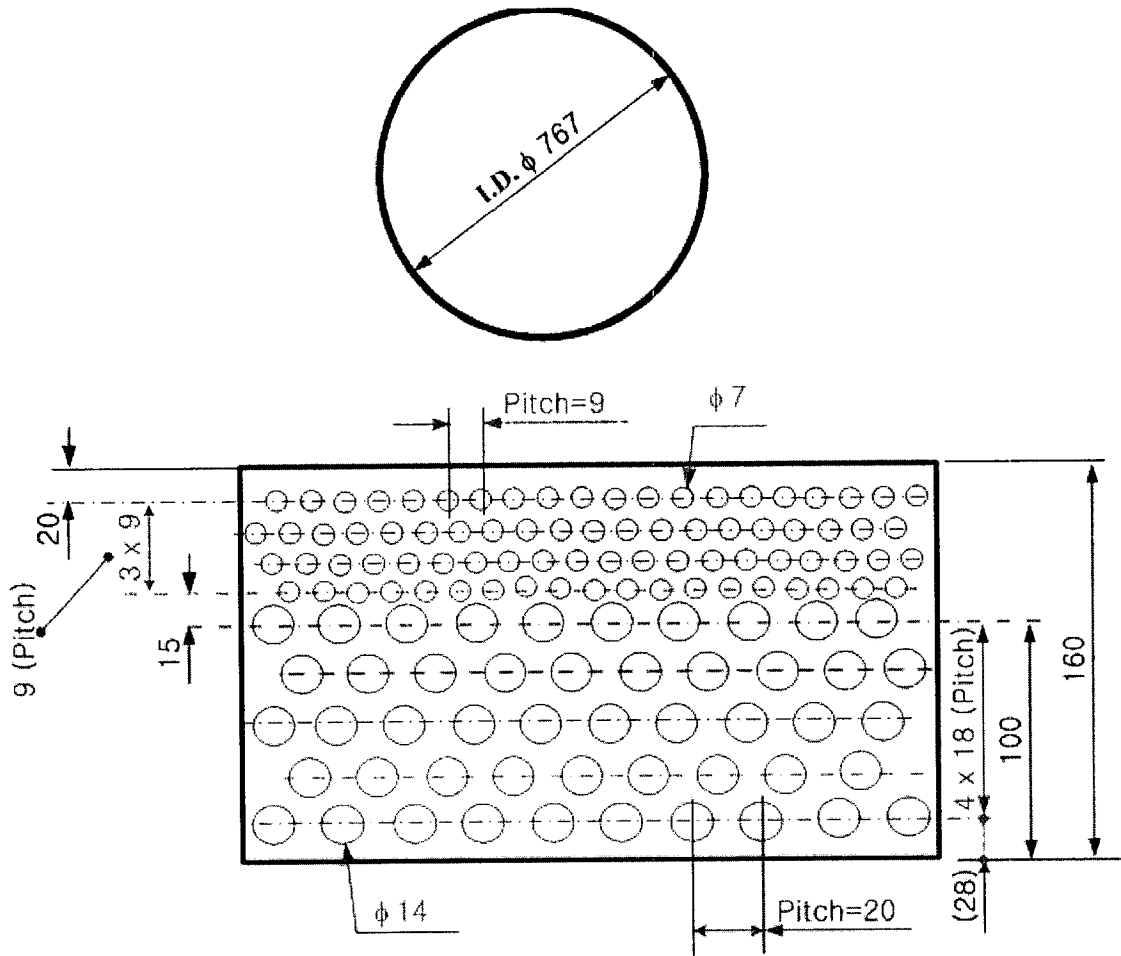


그림 2.2-12 Flow Skirt 세부 치수도

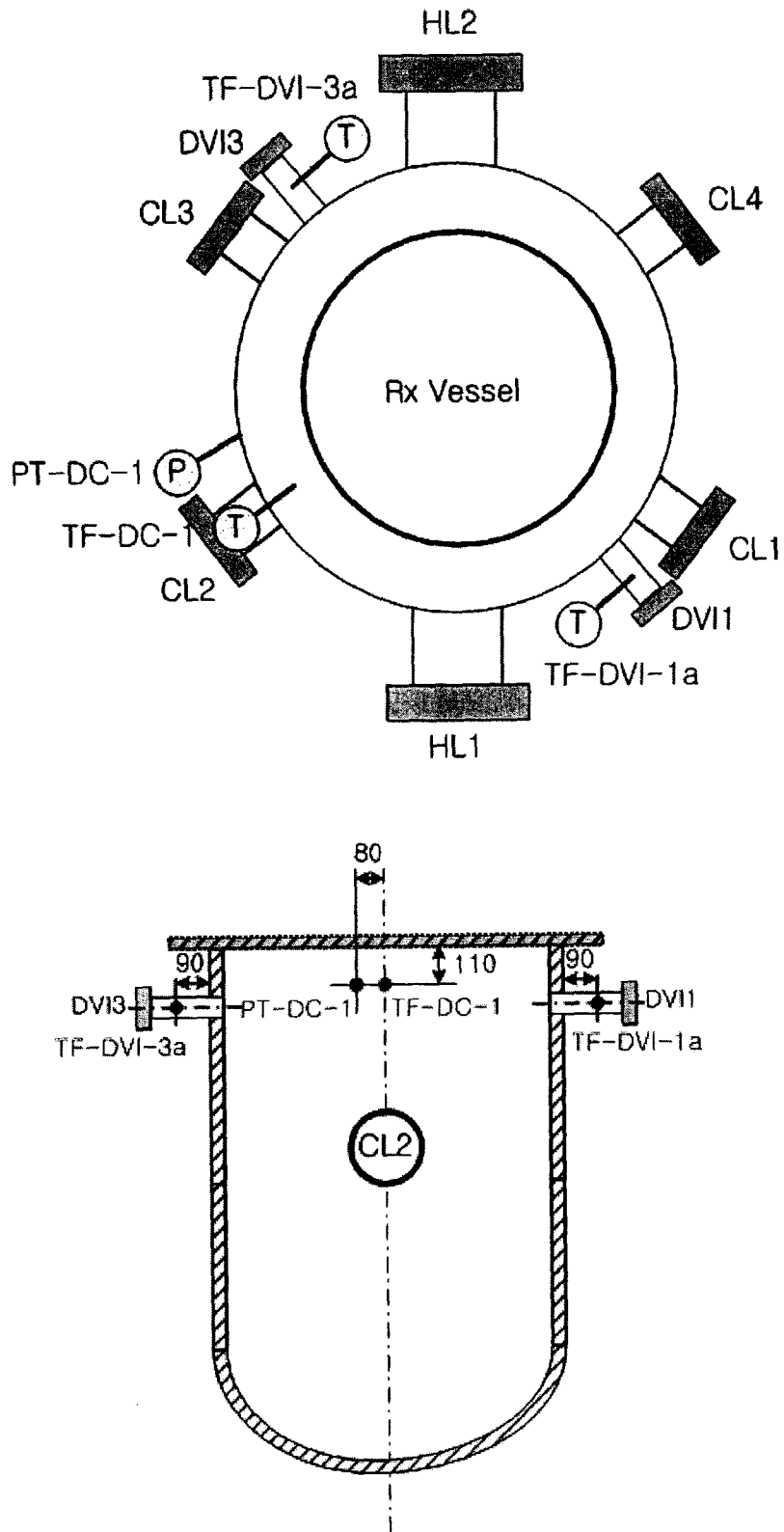


그림 2.2-13 원자로용기 온도 및 압력 계측기 설치도

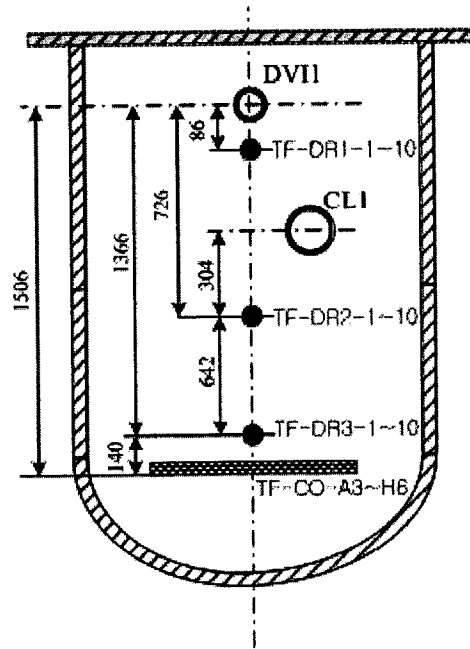
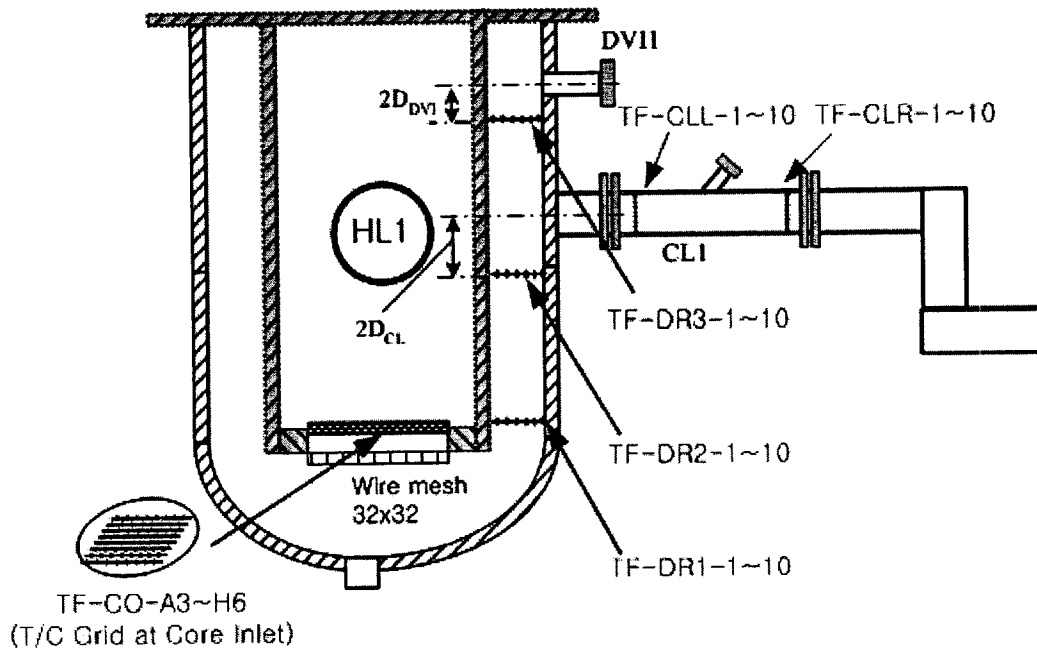


그림 2.2-14 Array 형 및 Grid 형 Thermocouple Assembly 설치위치

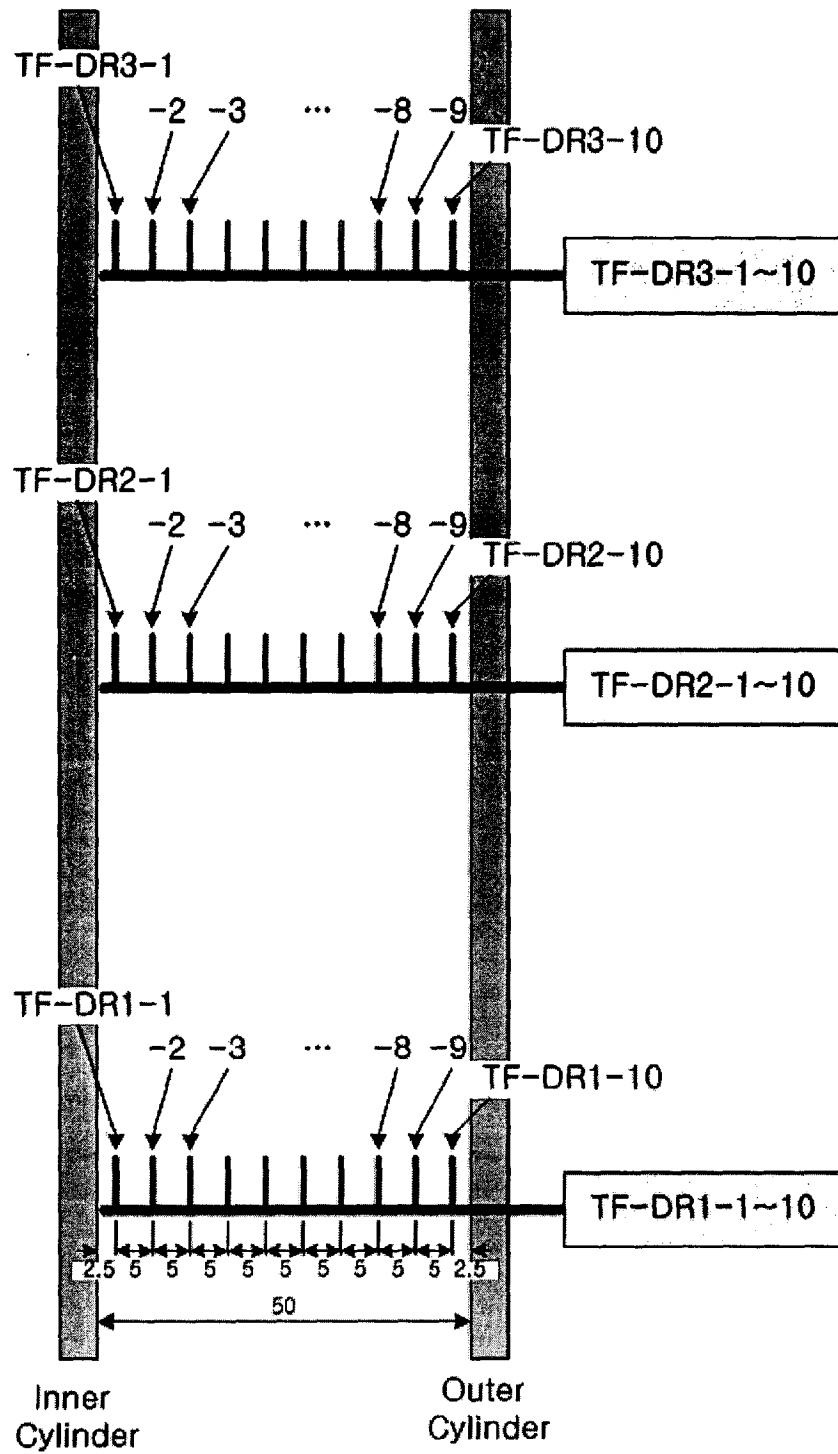
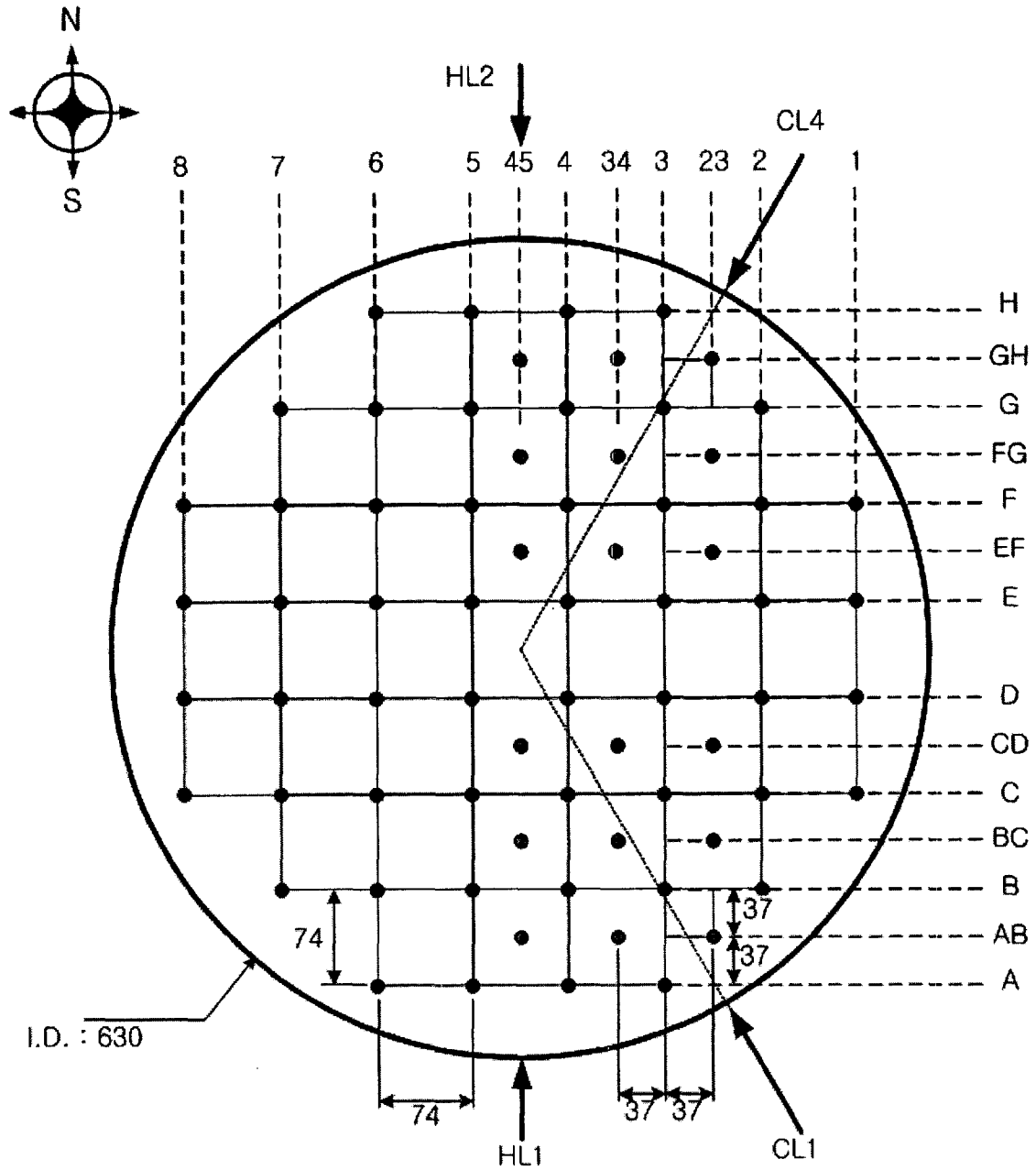


그림 2.2-15 강수부 Array 형 Thermocouple 설치도



Tagging Rule : TC-CO-XY
 - X : Row Name
 - Y : Column Number
 Ex) TC-CO-AB23, TC-CO-D4

그림 2.2-16 원자로심 입구 Grid 형 Thermocouple 설치도

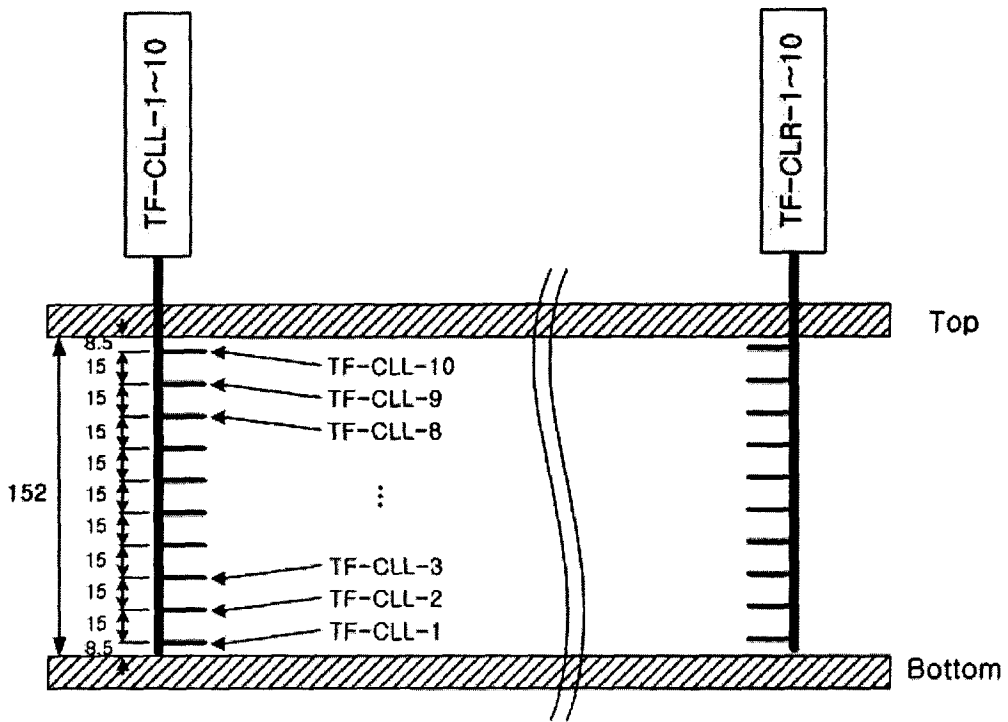
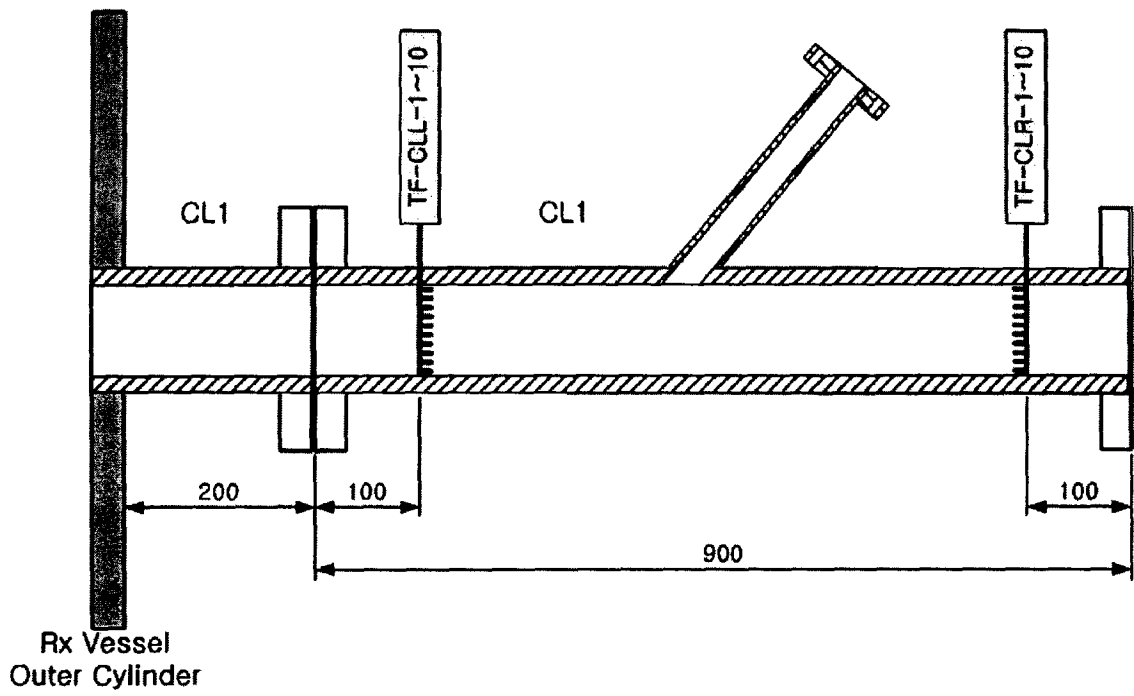


그림 2.2-17 저온관 Array 형 Thermocouple 설치도

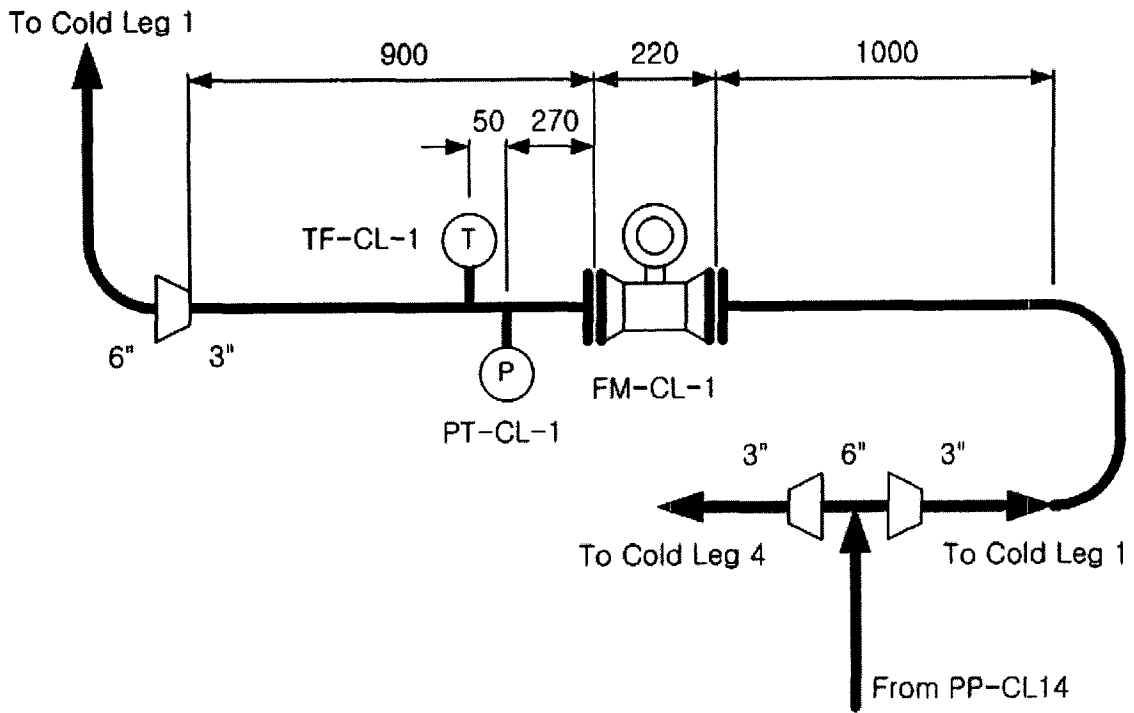


그림 2.2-18 저온관-1 계측기 설치도

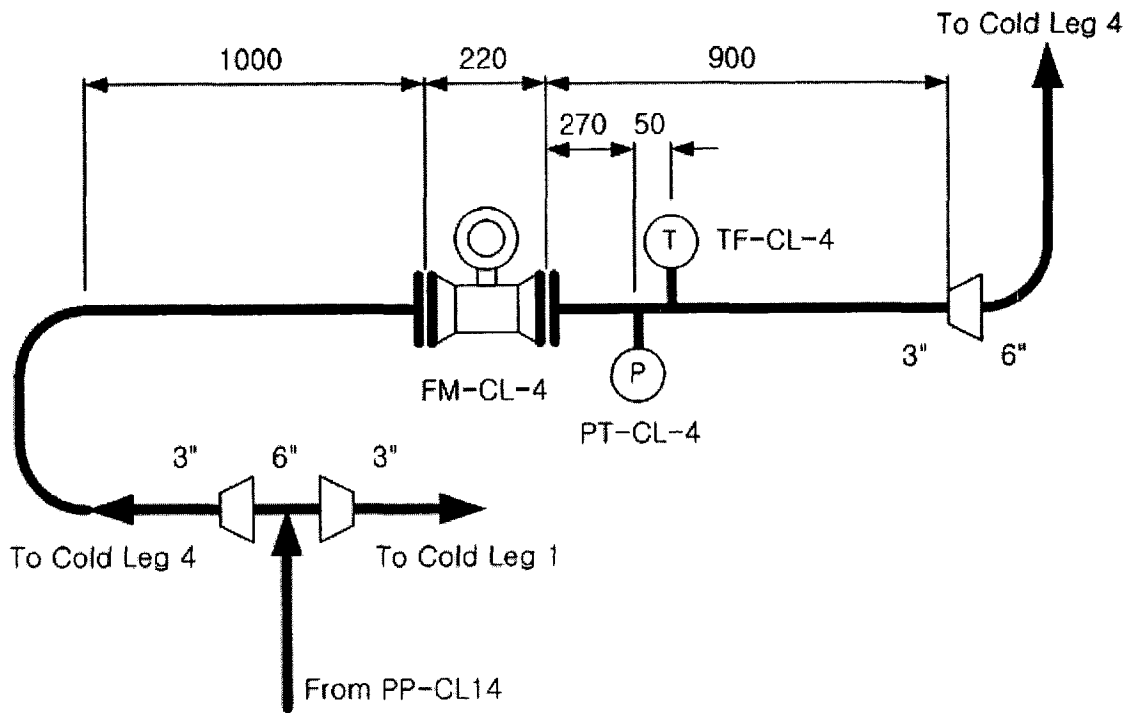


그림 2.2-19 저온관-4 계측기 설치도

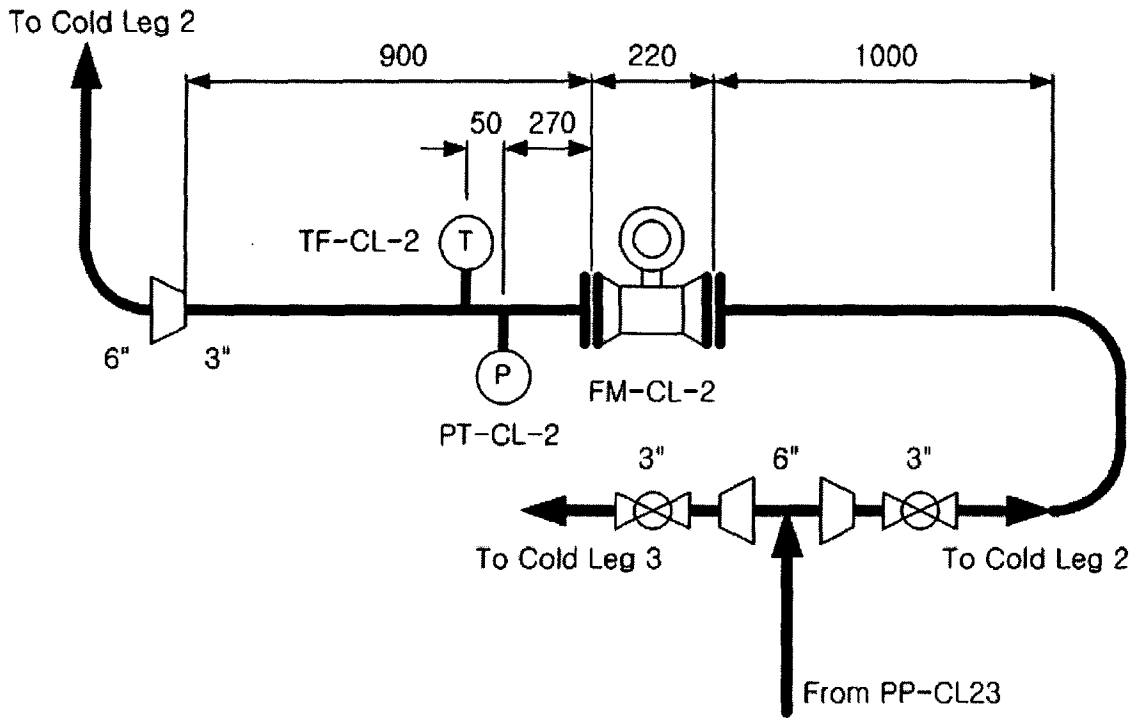


그림 2.2-20 저온관-2 계측기 설치도

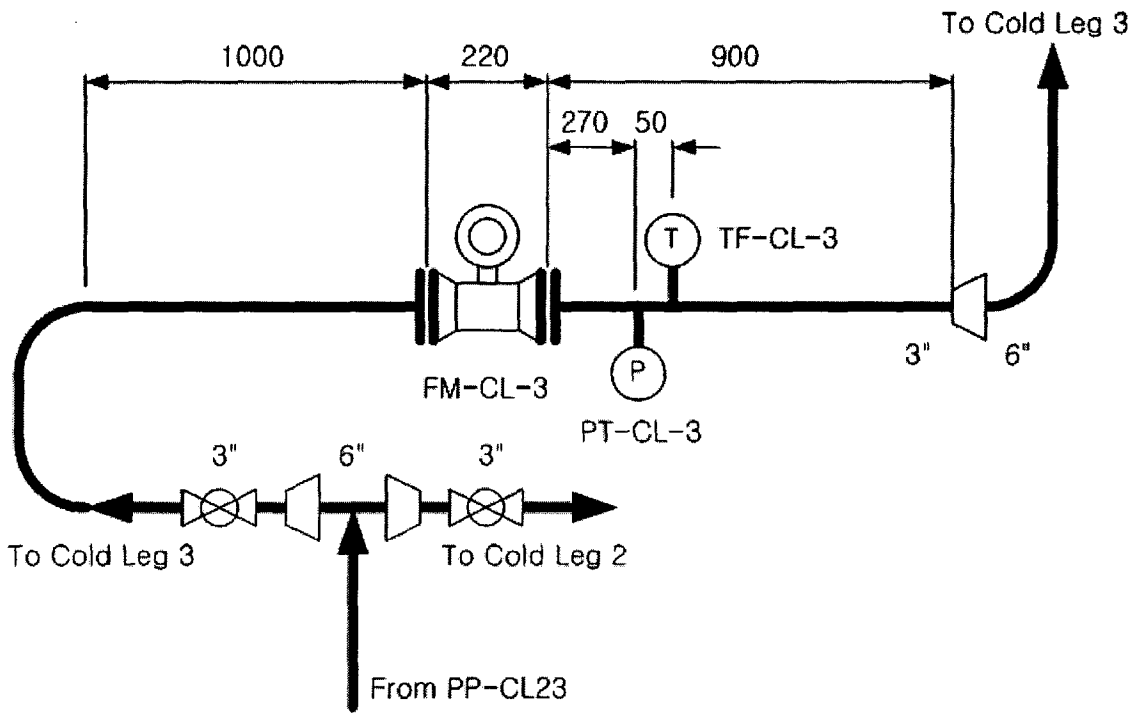


그림 2.2-21 저온관-3 계측기 설치도

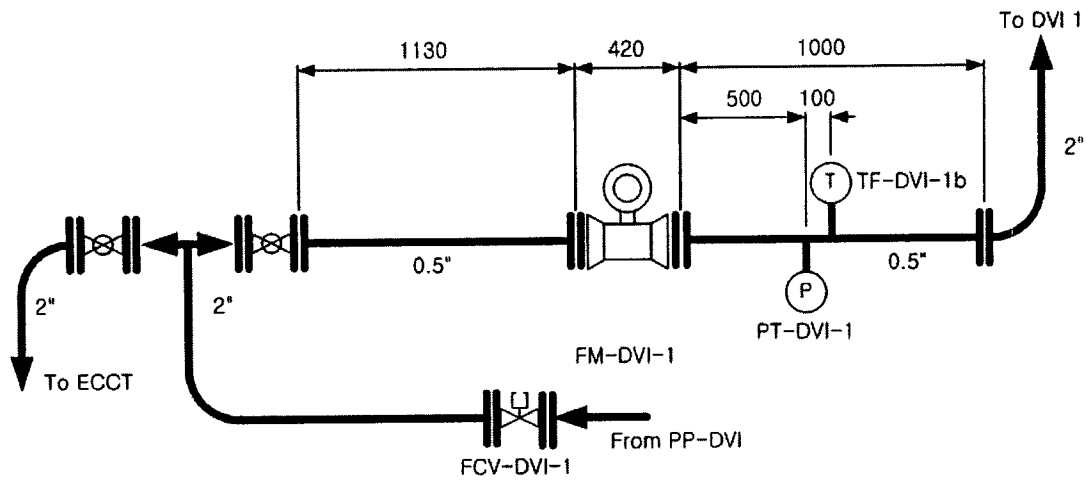


그림 2.2-22 DVI-1 계측기 설치도

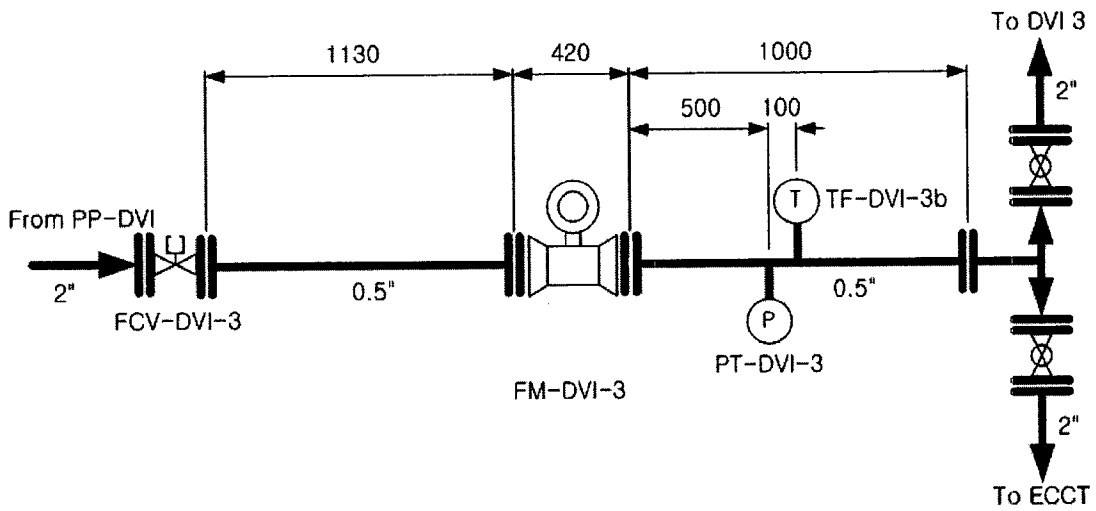


그림 2.2-23 DVI-3 계측기 설치도

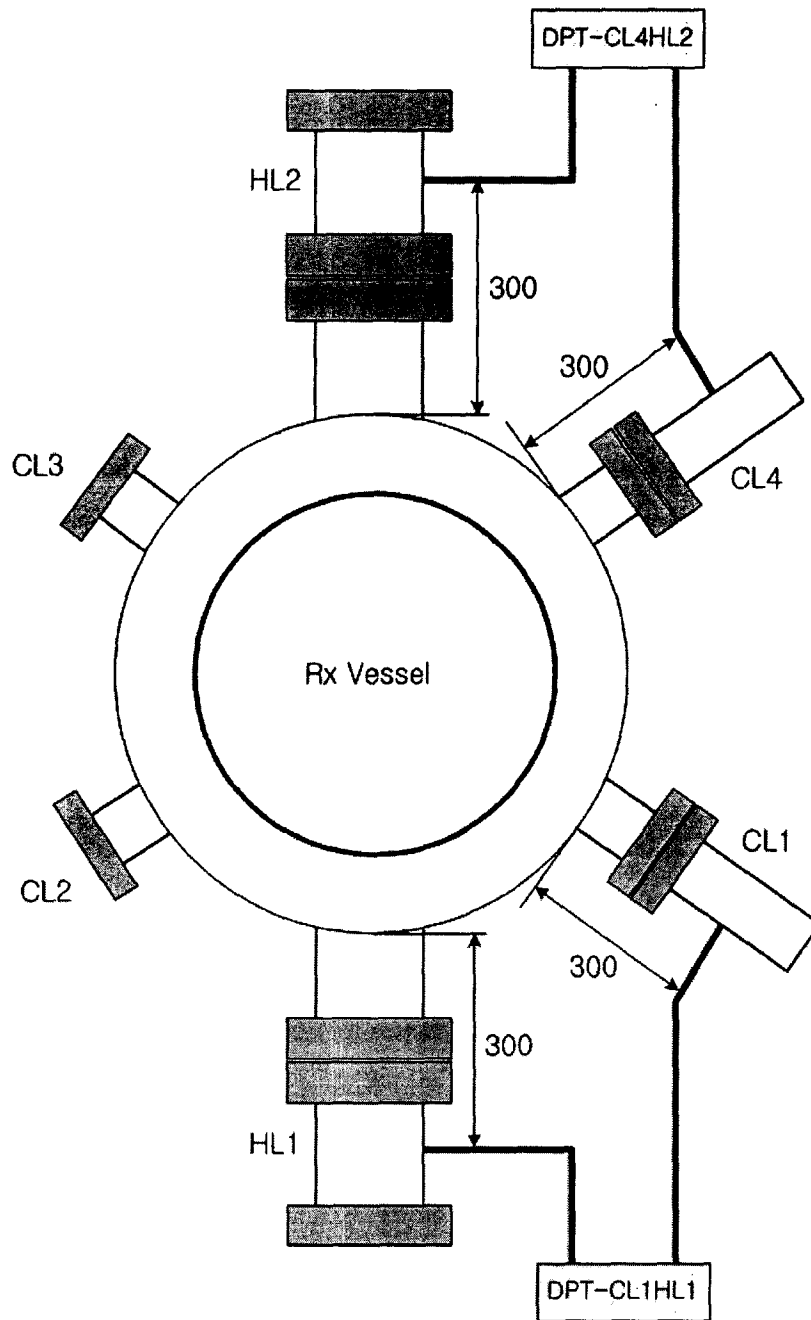


그림 2.2-24 저온관-고온관 차압계 설치도

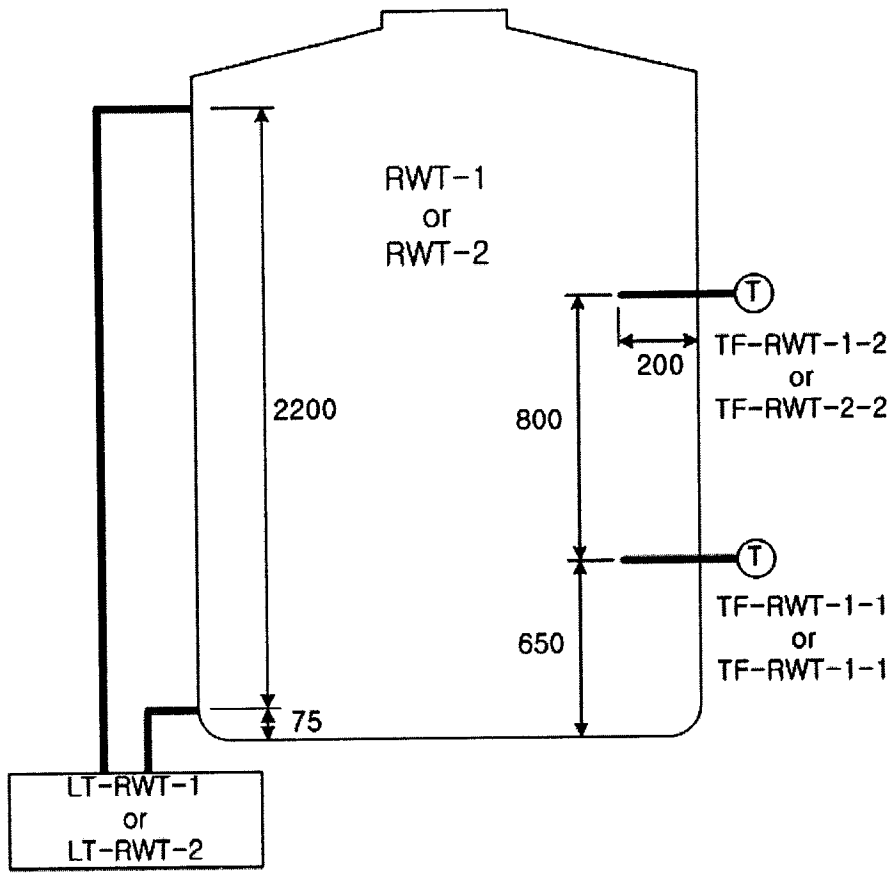


그림 2.2-25 저장탱크 계측기 설치도

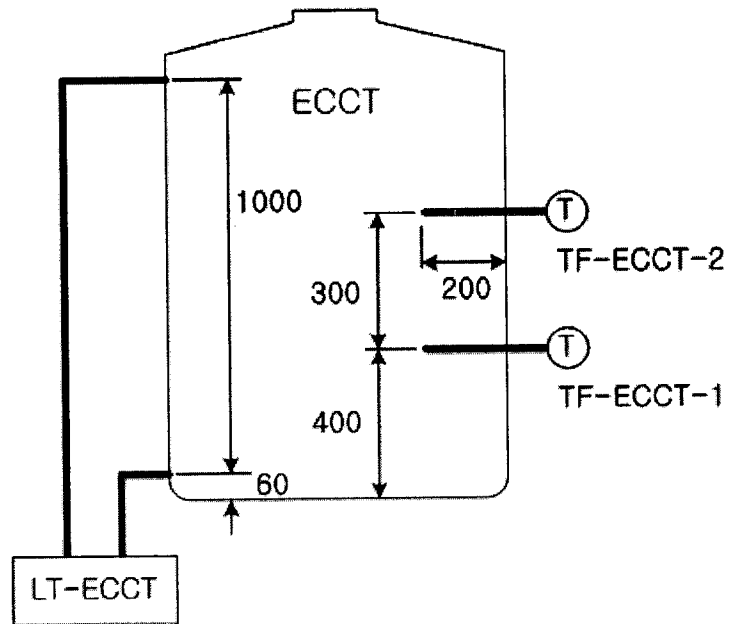
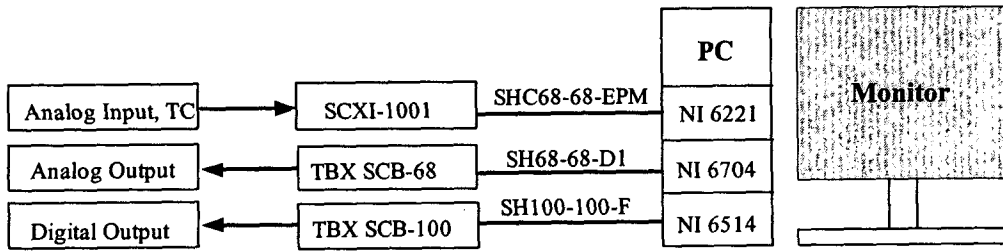
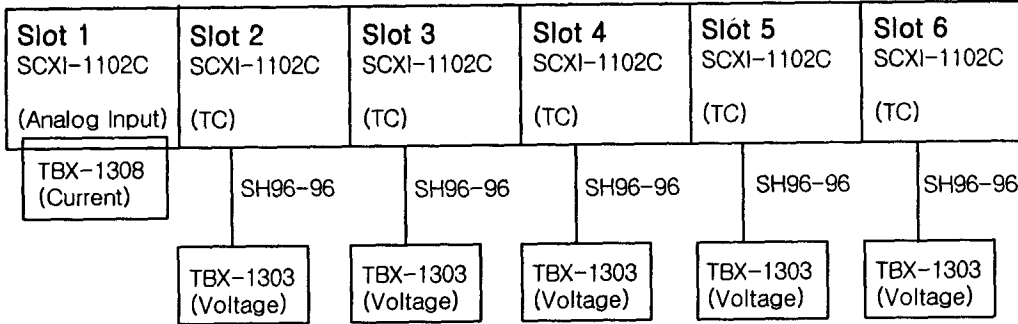


그림 2.2-26 안전주입수 탱크 계측기 설치도



(a) 컴퓨터 보드/케이블/연결용 단자/계측기사이의 연결배선도



(b) 신호처리장치와 연결용 단자

그림 28.2-27 자료 취득 및 제어 계통의 개략적인 하드웨어 구성도

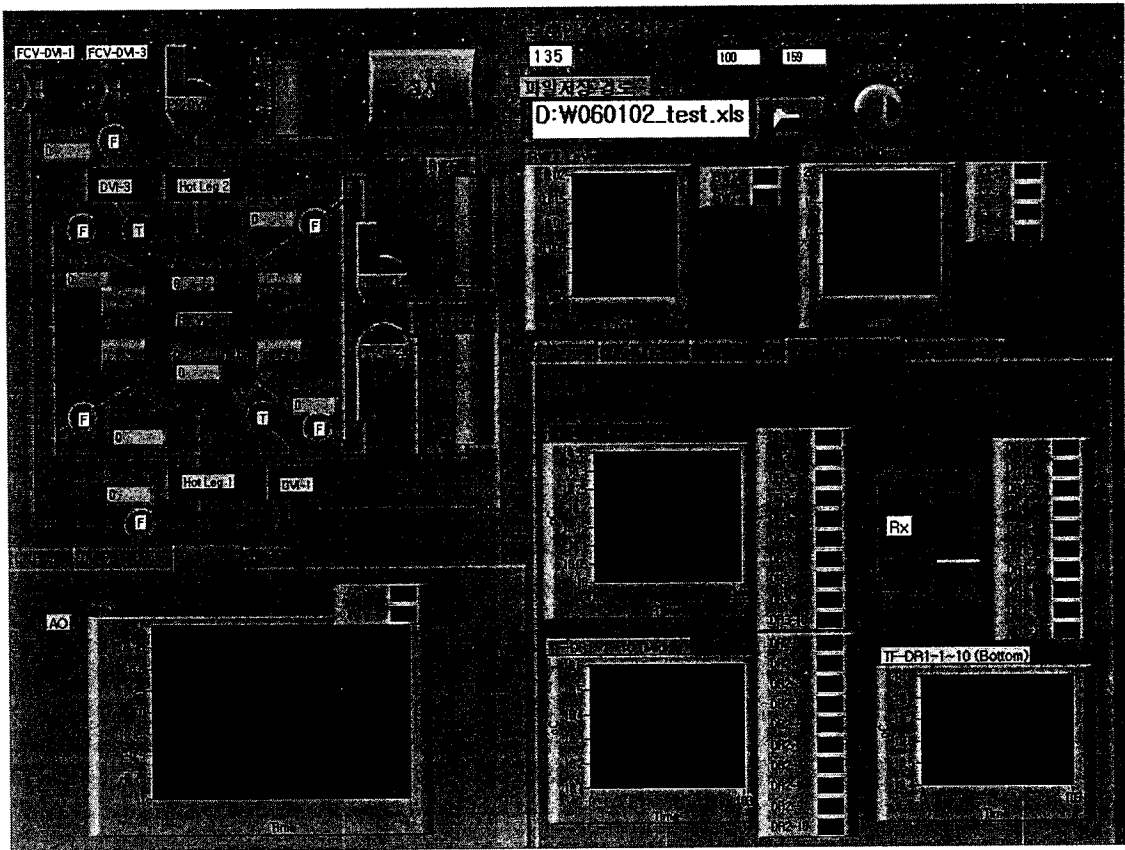


그림 2.2-28 자료 취득 및 제어 계통 컴퓨터 화면

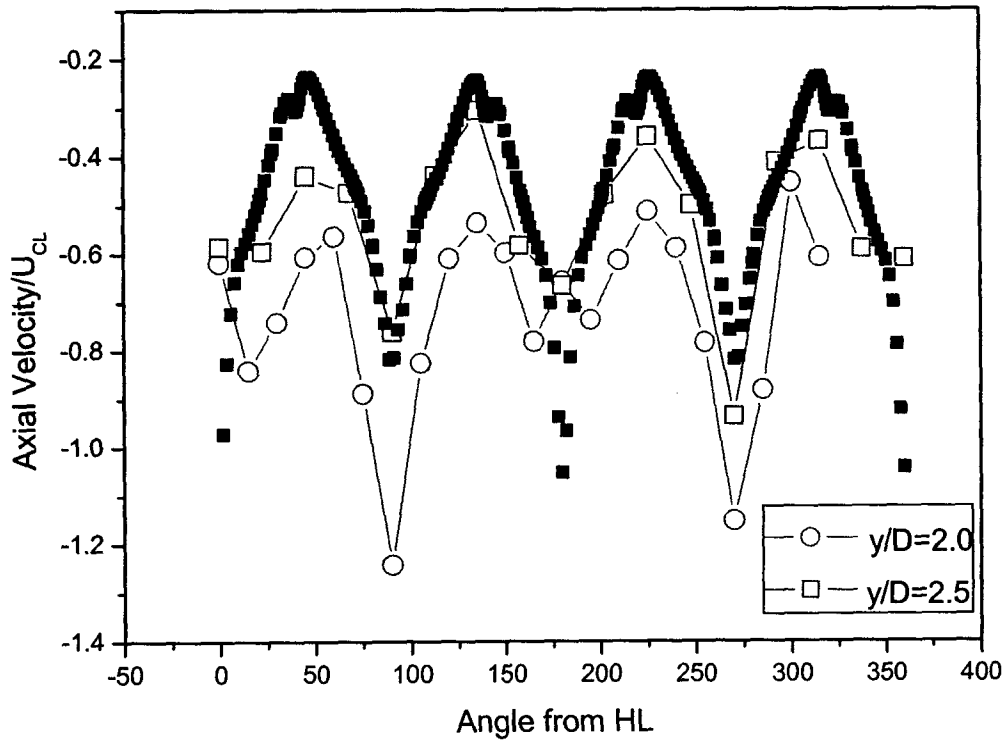


그림 2.3-1 Axial Velocity Profile

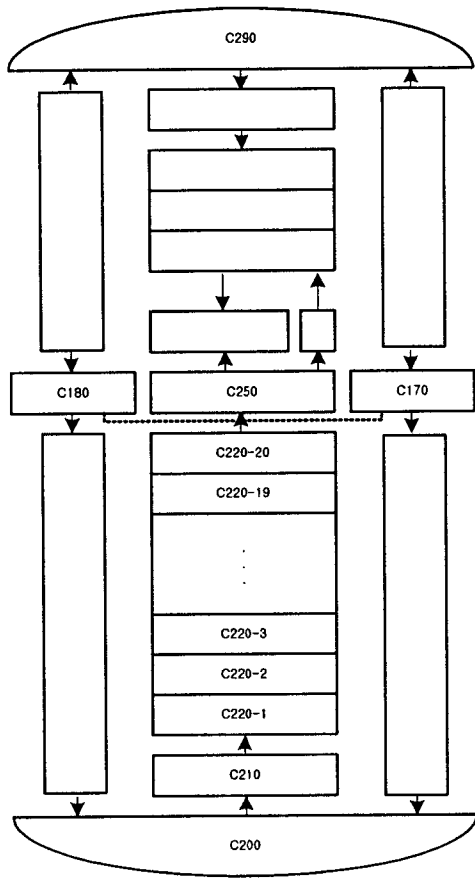


그림 2.4-1 2-Ch Downcomer Model

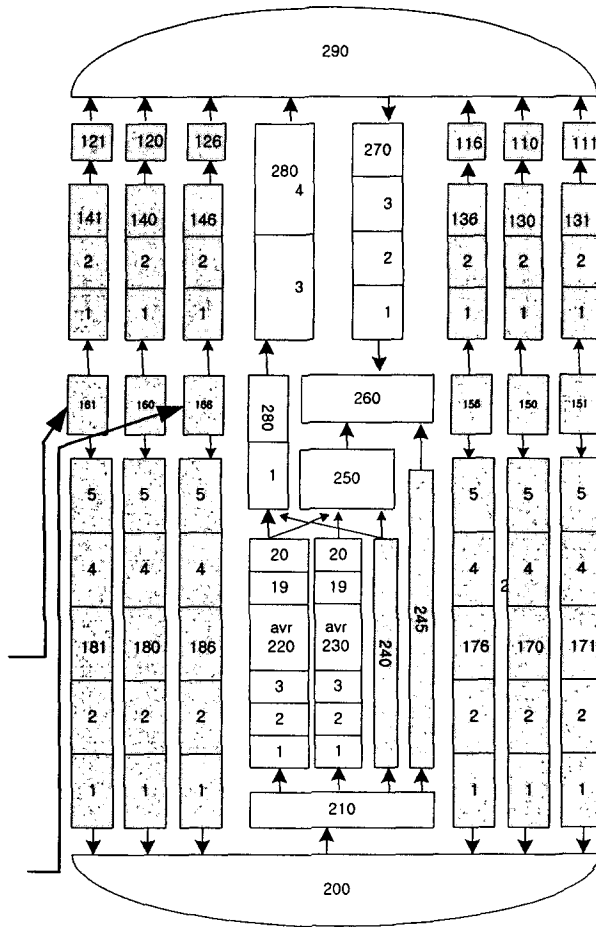


그림 2.4-2 6-Ch Downcomer Model

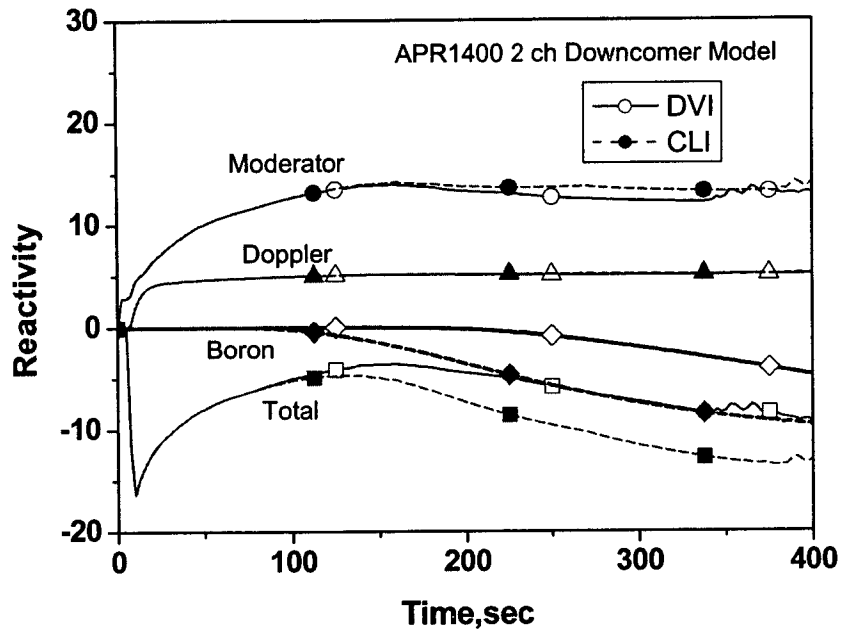


그림 2.4-3 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의
노심반응도

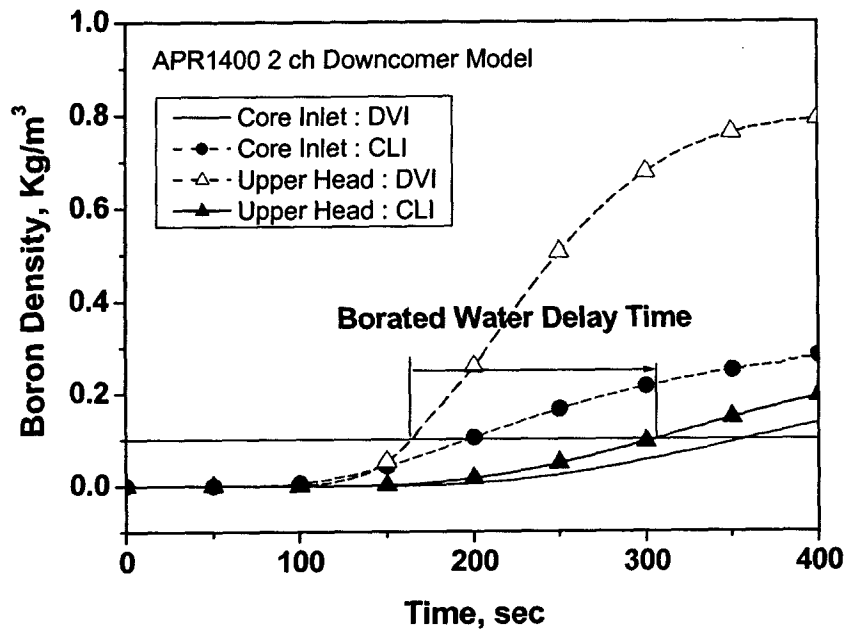


그림 2.4-4 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 붕산수
노심도달지연

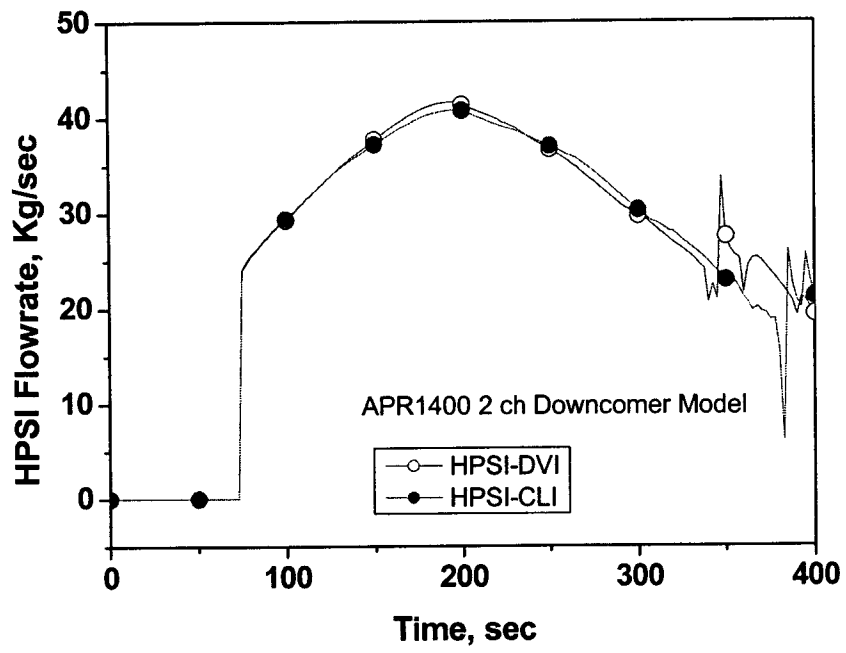


그림 2.4-5 CLI 대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 HPSI 주입차이

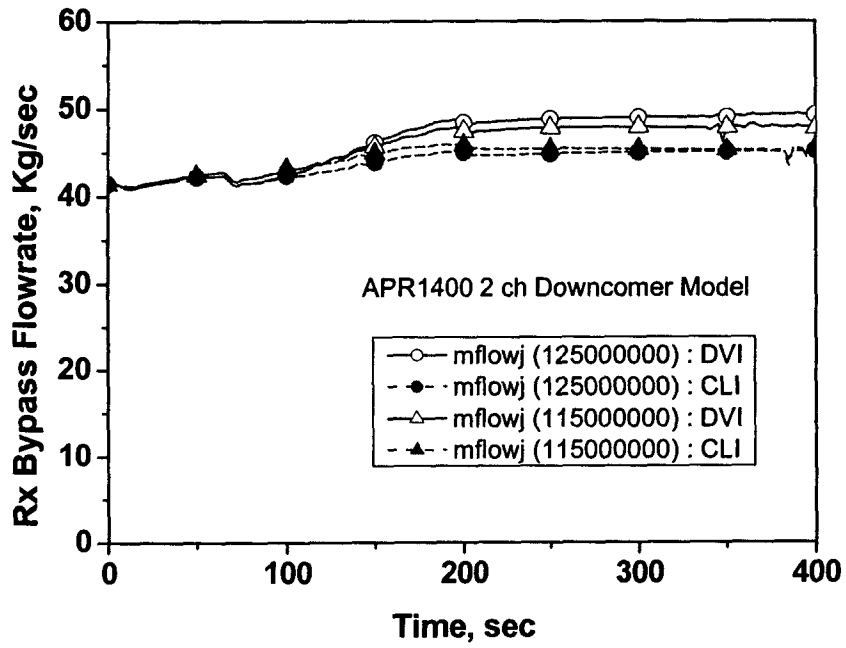


그림 2.4-6 CLI대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 DC Upper Head Bypass

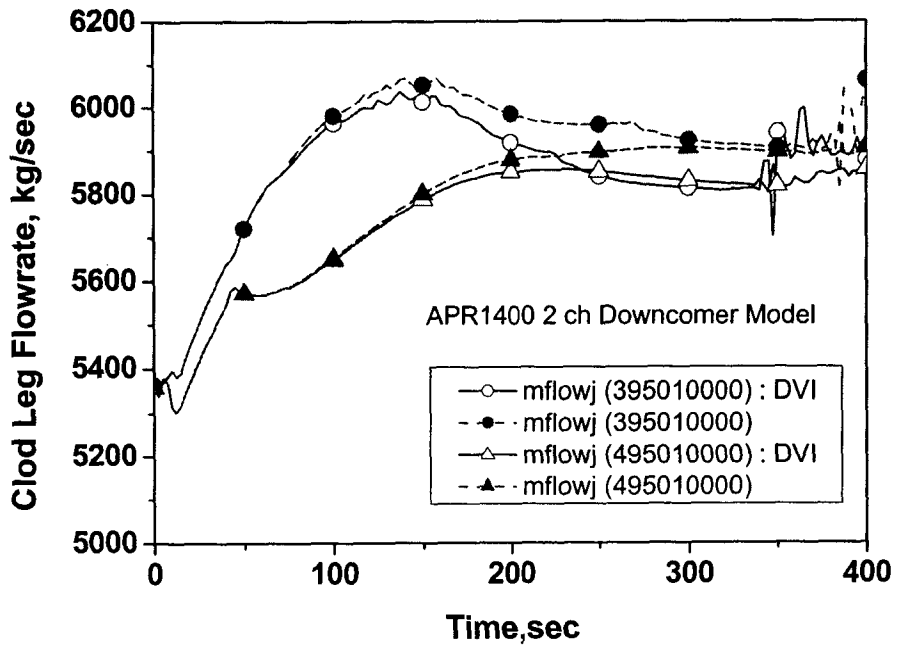


그림 2.4-7 CLI대 DVI에 따른 2-Ch D/C Model에서의 저온관 유동

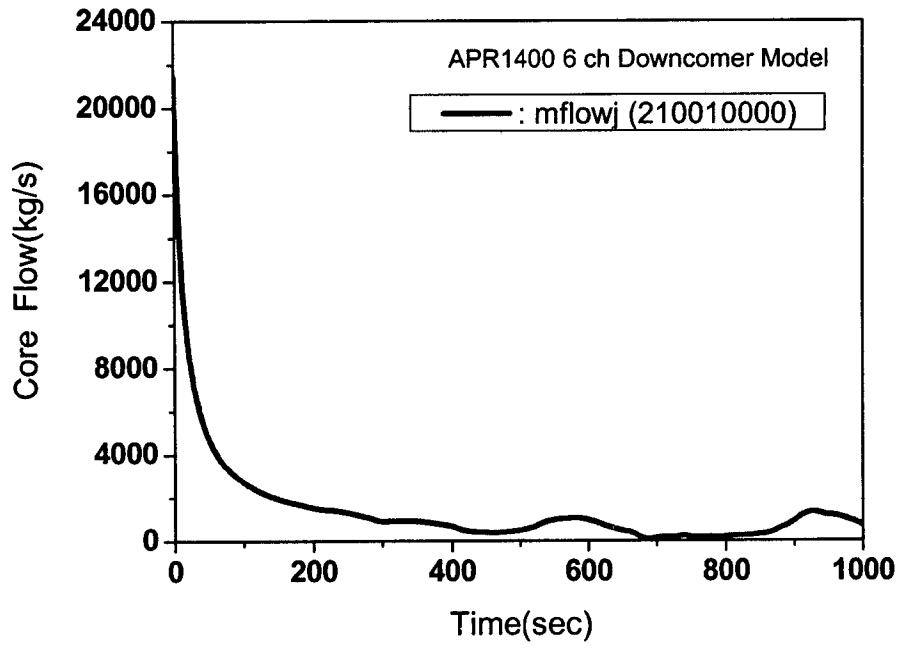


그림 2.4-8 Core Flowrate of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP

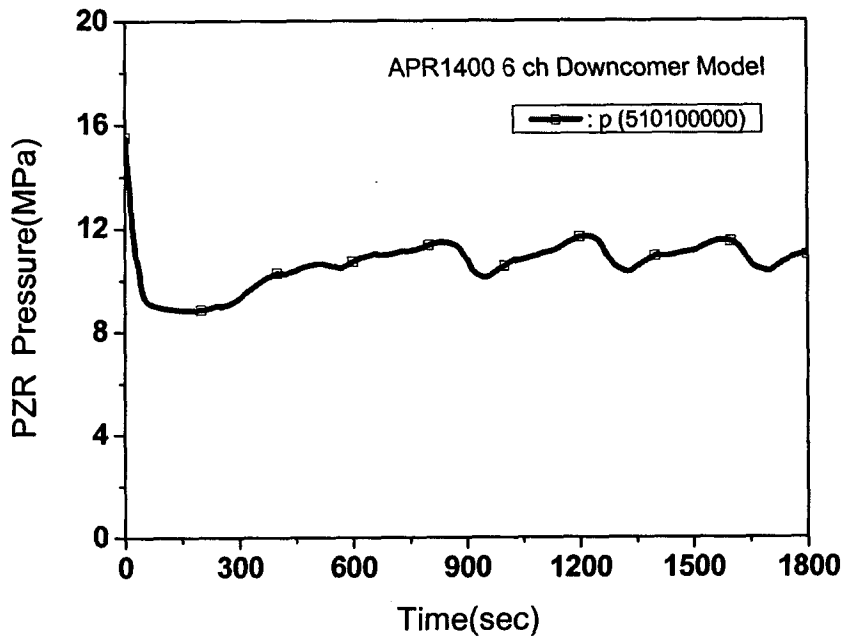


그림 2.4-9 Primary Pressure of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP

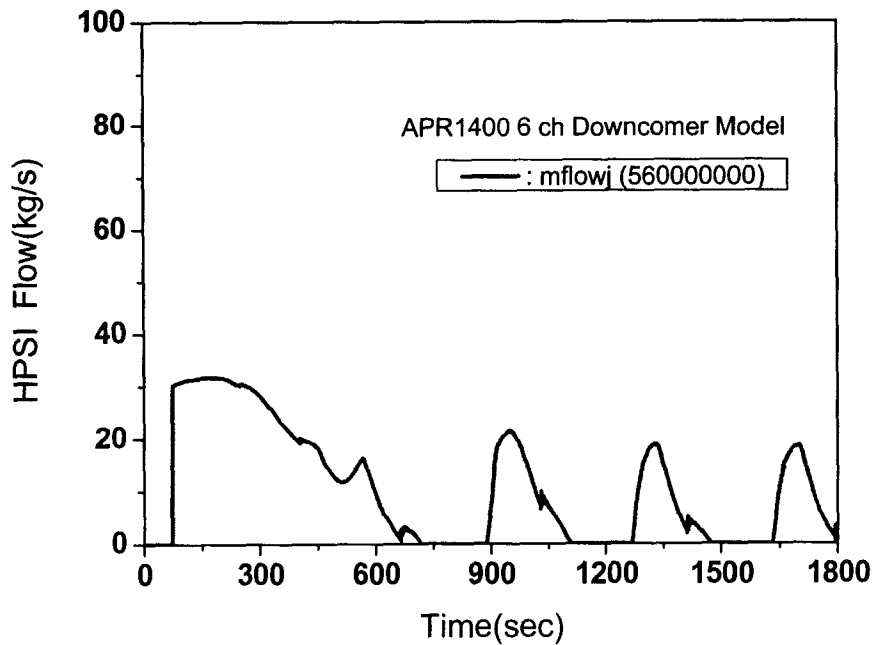
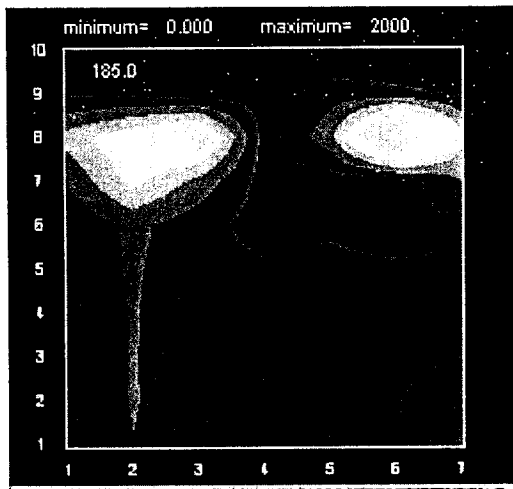
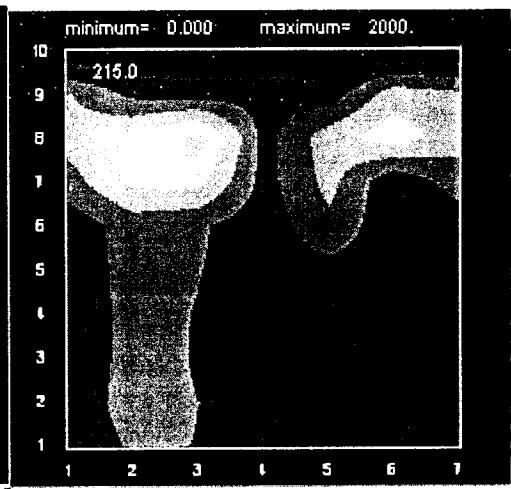


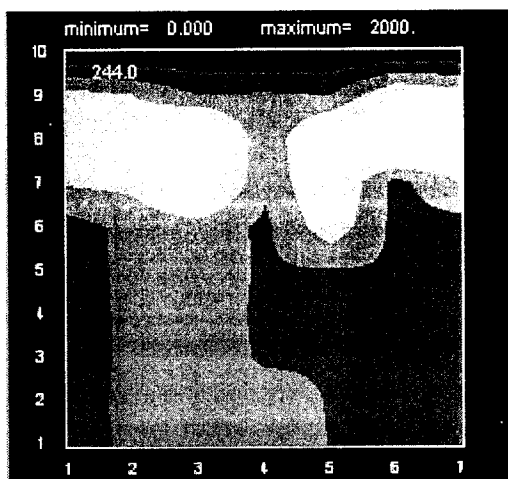
그림 2.4-10 HPSI Flow of 6-ch D/C model for APR1400 with LOOP



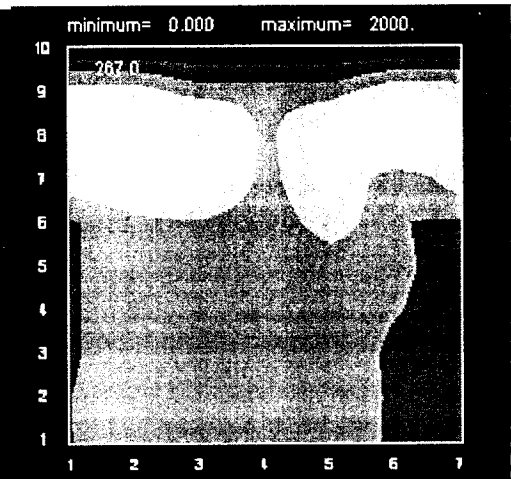
(a) t195s



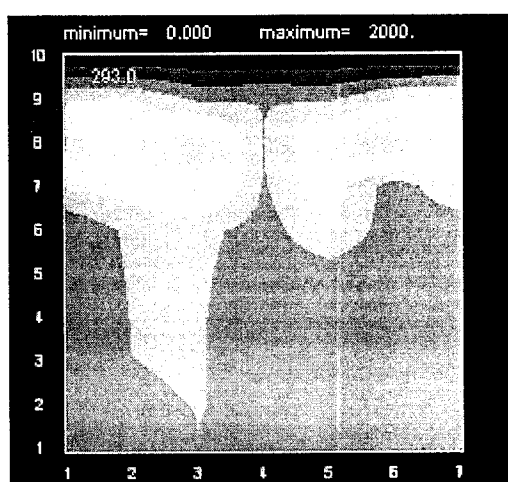
(b) t215s



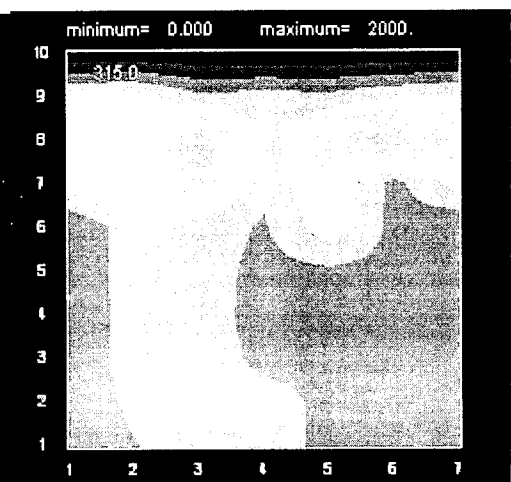
(c) t244s



(d) t267s

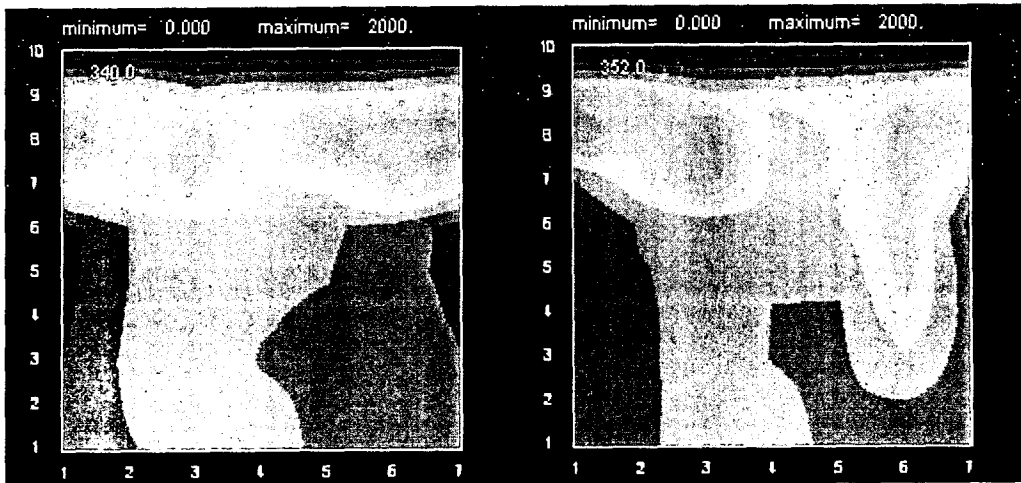


(e) t293s



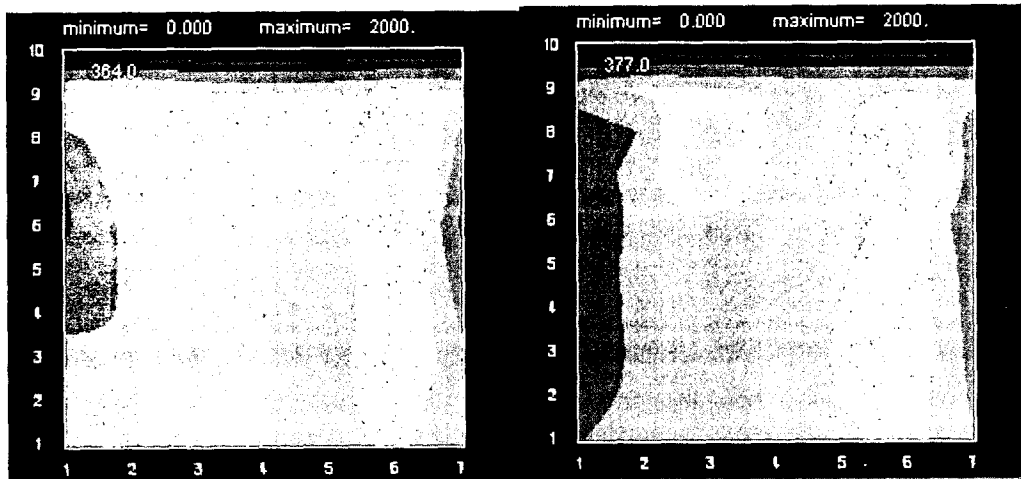
(f) t315s

그림 2.4-11 DVI 주입시 6-Ch 강수부 모델의 강수부 봉산농도천이



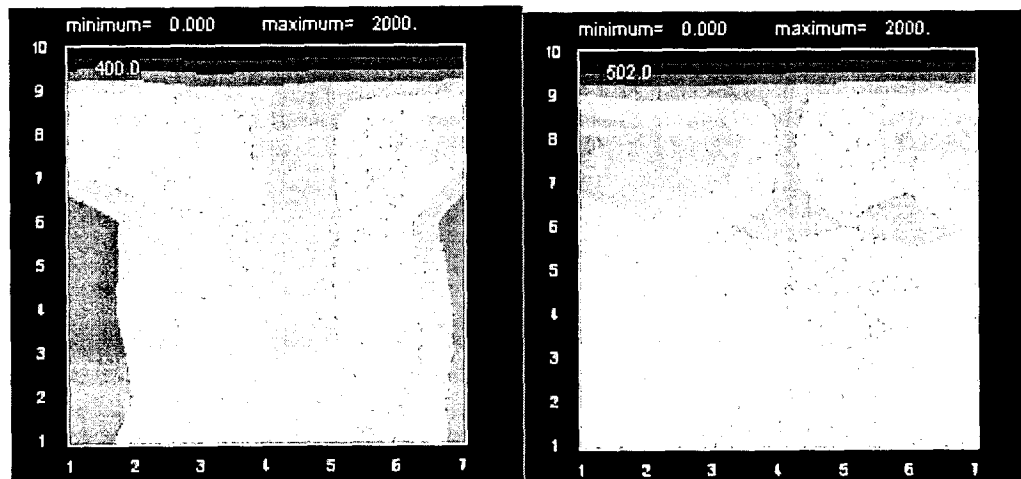
(g) t340s

(h) t352s



(i) t364s

(j) t377s



(k) t400s

(l) t500s

그림 2.4-11 (계속)

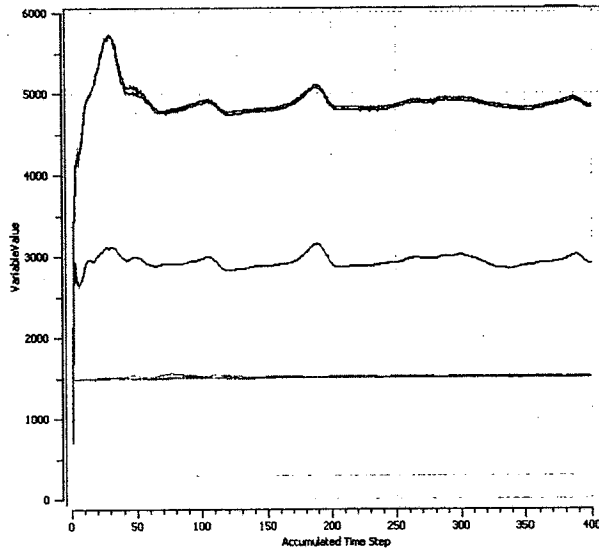


그림 2.4-12 Residual convergency for CFX

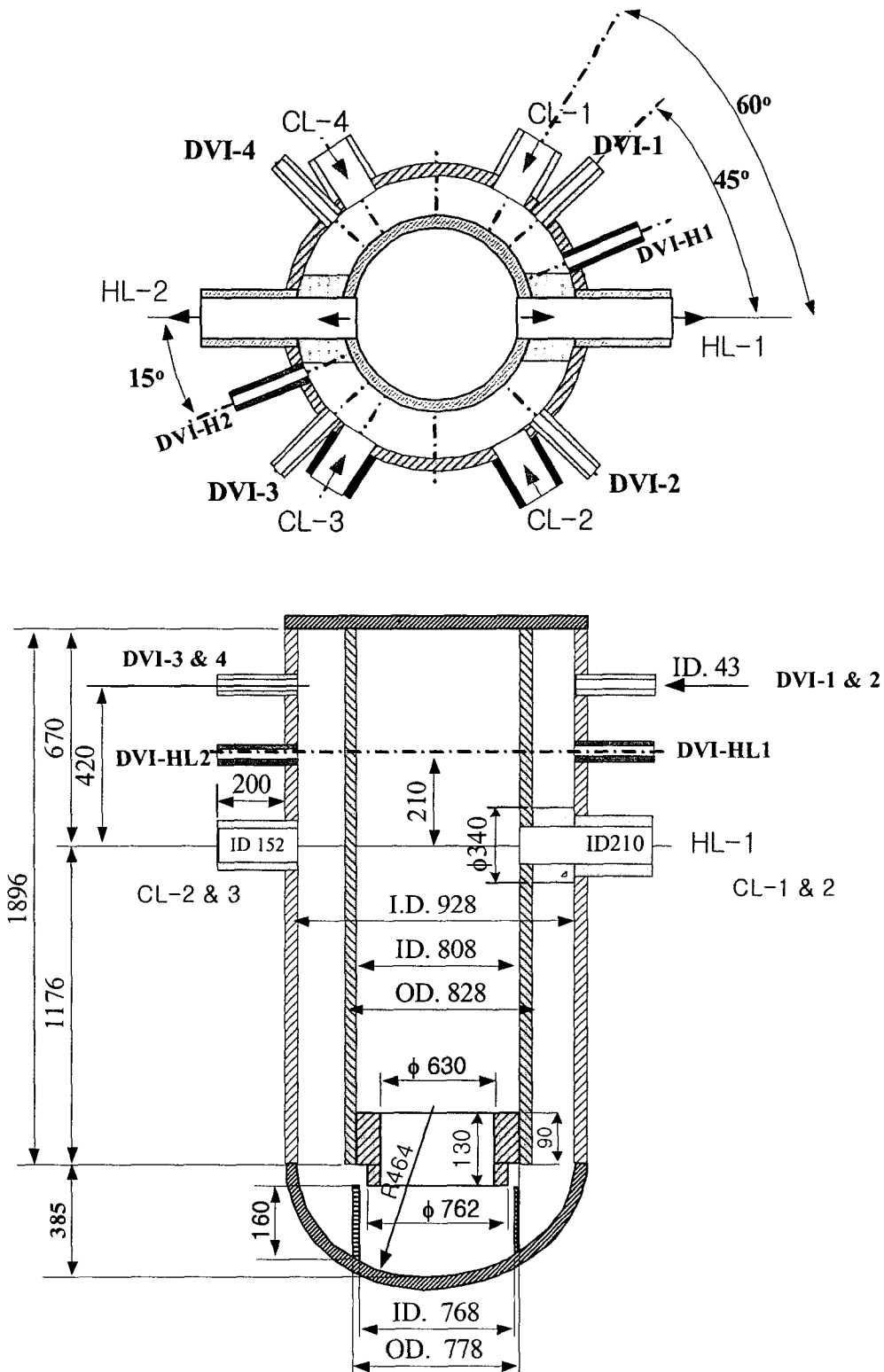


그림 2.4-13 1/5 Scale CFX 해석 형상

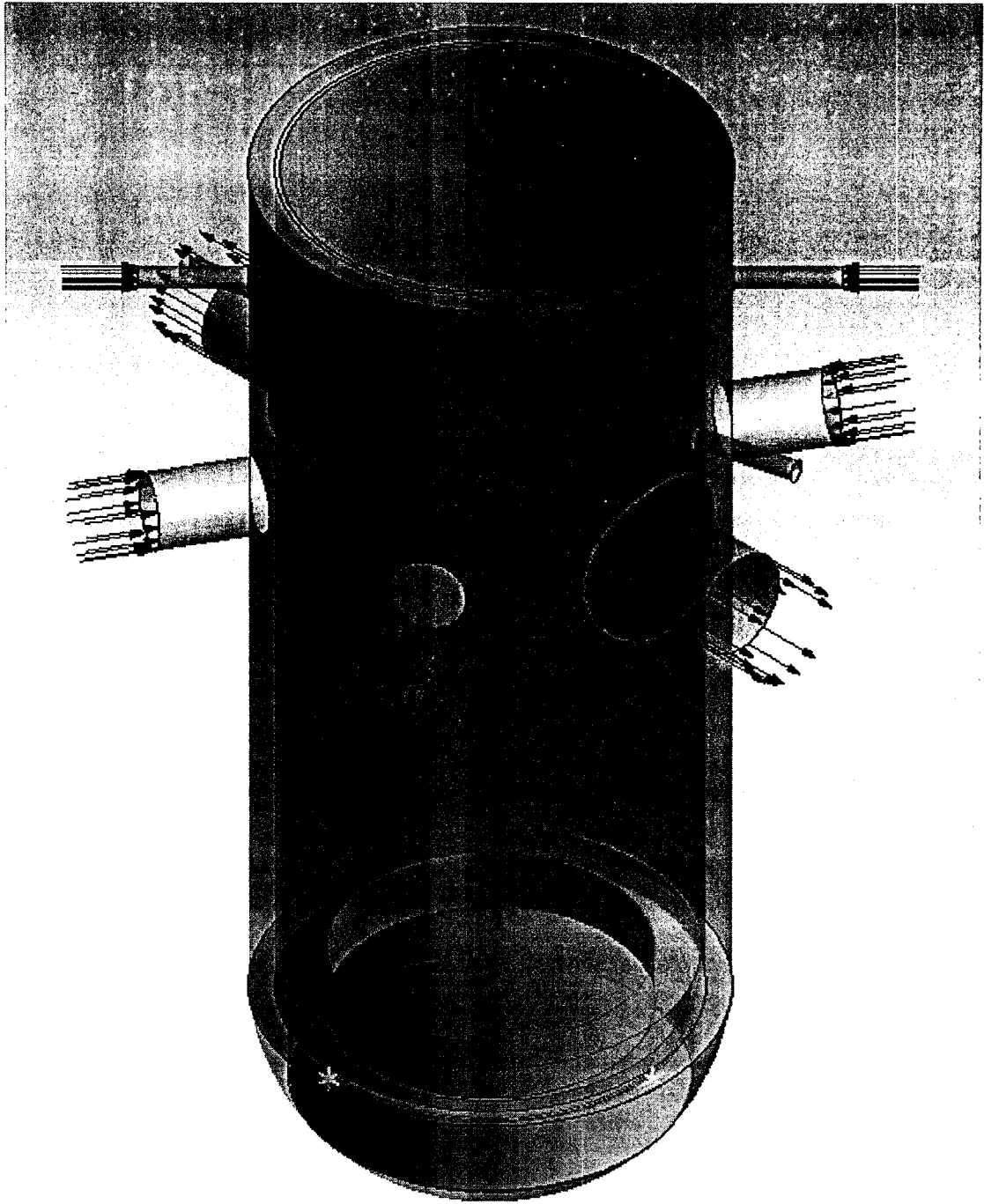


그림 2.4-14 CFX Geometry 구성

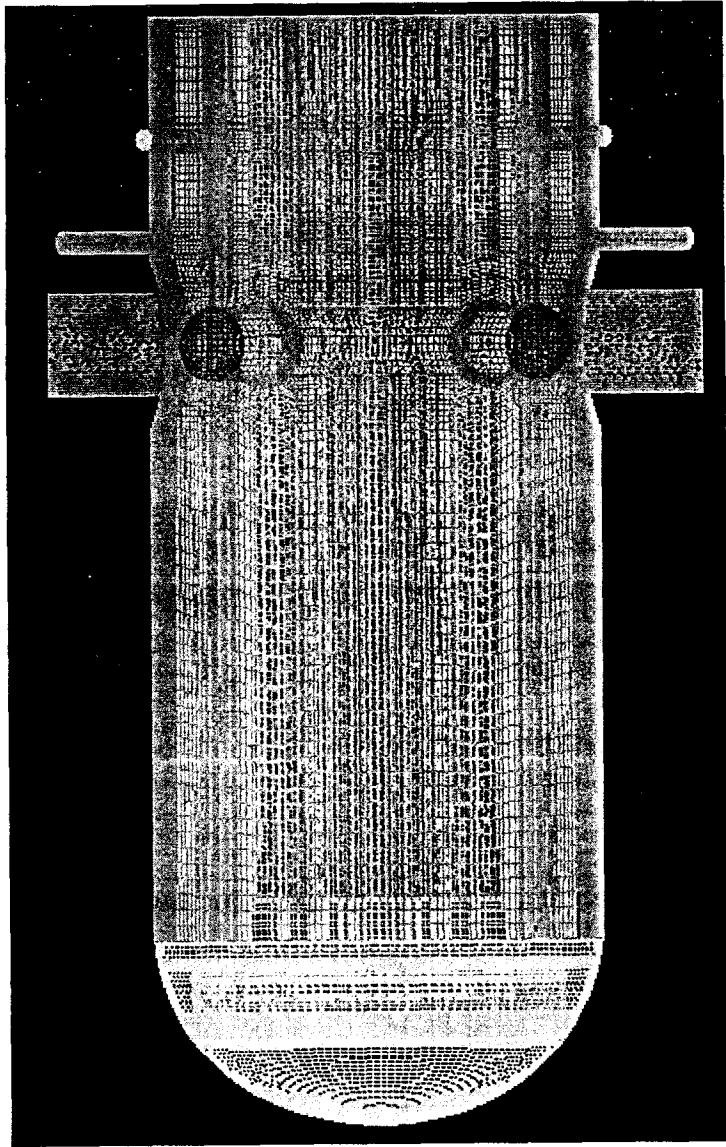
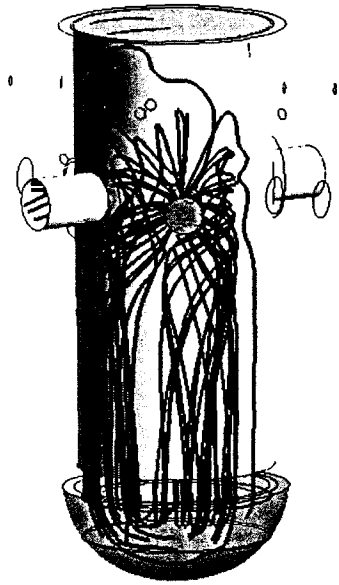
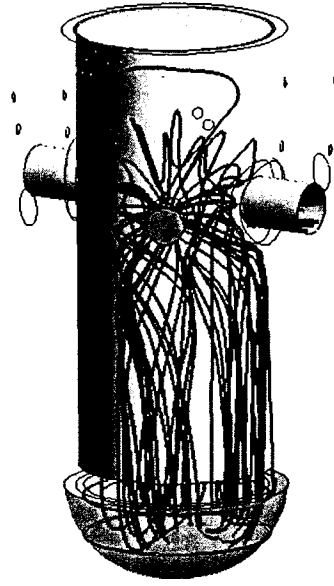


그림 2.4-15 CFX Mesh



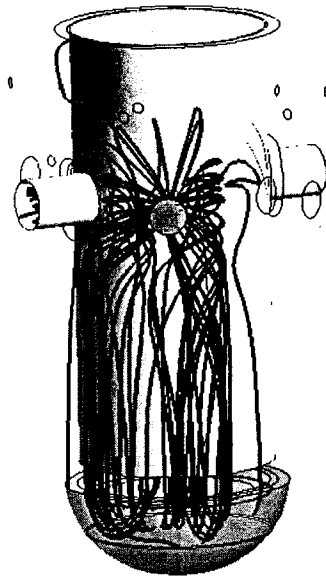
Core

(a) CL-1



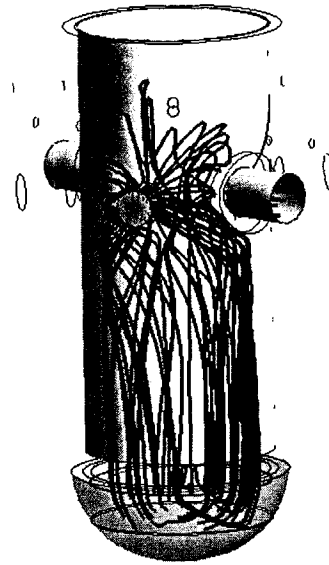
Core

(b) CL-2



Core

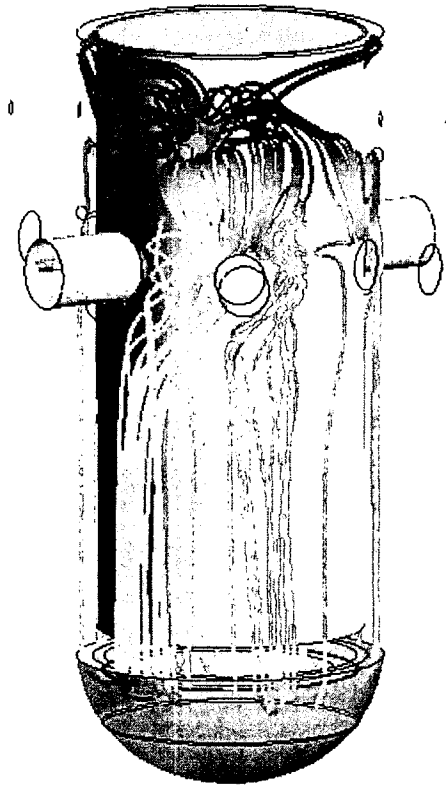
(c) CL-3



Core

(d) CL-4

그림 2.4-16 저온관의 Streak Line



Core

그림 2.4-17 DVI Stream Line, $VCL=1.2m/s$

Velocity (Projection)
(Vector 4 out2)

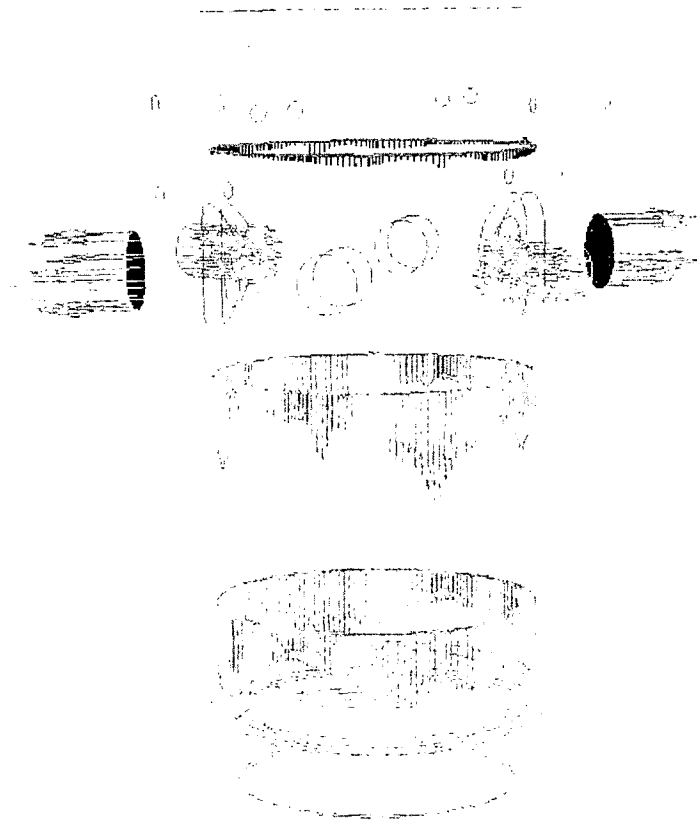
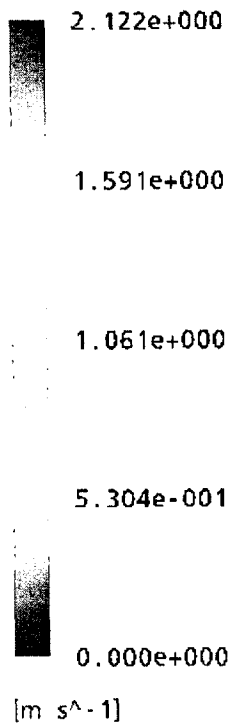
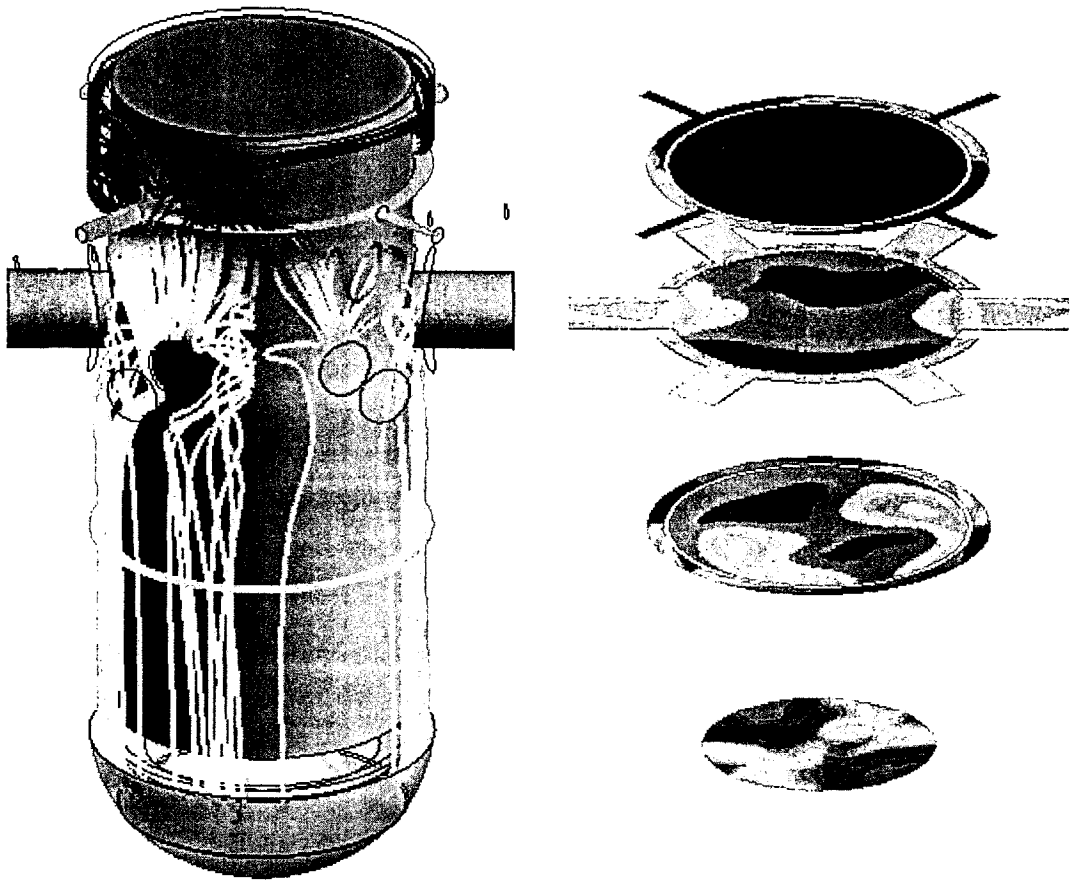


그림 2.4-18 강수부에서의 속도 분포, VCL=1.2m/s



Core

그림 2.4-19 Boron Concentration, VCL=1.2 m/s

제 3 장 원자로용기 벽면의 비등현상 실험

제 1 절 개요

1. 연구의 배경 및 목적

한국형 차세대 원자로인 APR1400은 4000 MWth의 열출력과 2x4 유로 구조를 가지는 가압 경수로 형 원자로로 2013년경에 상업운전을 목표로 상세 설계 건설 허가가 진행 중이다. APR1400은 기존의 한국형 표준형 원전(KSNP)에서와 달리 안전 주입 계통에서 저압 안전 주입 펌프를 제거하고 FD(Fluidic Device), 기계적으로 독립된 4개의 계통으로 구성된 원자로 직접 용기 주입(DVI-Direct Vessel Injection) 방식을 채택하였다. 이러한 새로운 개념의 설계 개선을 통하여 원자로 냉각재 상실 사고시 안전주입계통의 노심의 냉각 능력을 향상시키고 기계적 신뢰성을 증진시키고자 하였다. 그러나 기존의 안전해석 코드 체제가 저온관 주입 방식의 안전해석에 적합하게 개발되어, 원자로 직접용기 주입 방식을 채택한 원자로에 적용할 경우 그 적용성에 의문이 제기되었다[3.1-1].

이러한 기술적 의문 중 강수부 비등 현상은 APR1400의 가상 대형 냉각재 상실 사고(LBLOCA) 발생시 사고 발생 200초 이후인 후기 재관수(Reflood) 시점에서 발생이 예상되는 현상으로, APR1400에서는 강수부에서 비등 현상이 발생되어 핵연료 피복재의 재 가열을 유발할 수 있음이 밝혀졌다. 이에 정부는 APR1400의 인허가 과정에서 2002년 5월 제 20차 원자력안전위원회를 통해 APR1400에 대한 조건부 설계 승인을 하며, 건설허가 시 까지 강수부 비등 현상과 관련하여 보완을 요구하였다[3.1-2]. 상기 보완 자료의 생산을 위해 산업계에서는 RELAP등의 최적 안전해석 코드를 이용하여 개별 변수에 대한 불확실성 분석을, 한국 과학기술원에서는 과도상태 조건에서의 강수부 비등 현상 실험을, 한국 원자력 연구소에서는 DOBO(Downcomer Boiling)장치를 구축하여 정상상태에서의 강수부 비등 실험을 수행하게 되었다.

대형 냉각재 상실 사고시 안전주입수의 주입에 따른 노심 재관수를 노심과 강수부의 압력차이 및 냉각수 수위에 따른 수두 차에 의해 결정된다. 그림 3.1-1과 같이, 신형경수로(APR1400)의 비상 노심 냉각수(안전주입수)가 DVI를 통해 노심으로 주입될 경우, 원자로 잔열에 의하여 발생된 증기와 강수부 내에서 혼합되면서 노심으로의 침투가 일부 방해받게 되며, 이때 증기에 의해 가열된 냉각수의 과냉각(subcooled) 정도 역시 노심

냉각 및 핵연료 피복재의 첨두(Peak Cladding Temperature) 온도에 영향을 주게 된다. RELAP5 코드에 의한 계산 결과, 원자로 용기에 주입된 안전주입수는 고온의 원자로 용기 구조물로 부터 전달된 열에너지에 의해 강수부 내에서 급격한 비등을 일으키고, 이는 강수부의 기포 분율의 급격한 증가를 초래하게 된다. 또한, 강수부의 수두(head)를 감소시키고, 노심의 수위를 떨어뜨려 노심의 재가열이 일어나도록 하여 노심내 핵연료 봉의 건전성에 심각한 위협을 일으킨다. MARS와 TRAC을 이용한 해석 결과 역시 강수부내에서의 비등 현상이 노심 내 핵연료 봉의 온도 증가에 크게 영향을 줄 수 있음을 보여준다.

본 연구는 개별효과 실험을 통하여 가열된 강수부에 의한 안전 주입수의 거동을 실험적으로 규명하고 실험의 데이터베이스를 구축함으로써 최적 안전해석 코드의 검증 및 개선에 활용하고자 하였다.

2. 관련 연구의 현황

강수부 비등 현상은 기존의 저온관 주입 방식을 채택한 원자로의 안전 해석에서는 크게 문제가 되지 않았으며[3.1-3], 따라서 이러한 현상에 대한 연구도 극히 제한되게 수행되어 왔다. 일본 원자력연구소에서는 미국, 독일, 일본에 의해 추진된 2D/3D국제 공동연구의 일환으로 CCTF실험을 추진하여, 강수부 비등이 발생하는 유동조건에서 재관수 실험을 수행한바 있다 [3.1-4]. 그러나, CCTF의 강수부 외벽 두께는 이상적인 값보다 작게 설계되었고, 강수부 간극은 임의적으로 크게 증가되어 APR1400의 강수부 비등 현상 예측에 직접적으로 적용하기 힘들다.

Sudo(1982)는 대형 냉각재 상실사고시 재관수 기간에서의 강수부 비등에 대한 개별효과 실험 연구를 수행하였다[3.1-5]. 이는 문헌에서 고찰할 수 있는 유일한 개별효과 실험 연구로, 강수부 강극 0.2m 높이 6.5m의 강수부 모의 장치에서 비등에 따른 강수부 수두의 감소 효과를 관찰하였다. 그러나 Sudo의 실험은 과도상태 조건에서 수행된 실험으로, 강수부 외벽 두께가 APR1400의 이상적인 척도 결과보다 작게 설계되었고, 이상유동 계면마찰 계수 등 강수부내 기포 거동 및 기포계수에 영향을 주는 국소 이상유동 변수들의 측정은 이루어지지 않았다.

국내에서 수행된 연구로 최근에 수행된 한국과학기술원의 비등실험 연구를 들 수 있다. 동 연구는 비정상 상태에서 수행된 연구로 강수부 벽면의 축적 열에 따른 안전 주입수의 열전달 거동을 APR1400과 유사하게 모의 하

는 것을 목표로 하였다. 이를 위해, 실험 장치의 한쪽 벽면은 강수부의 원자로 용기 벽면과 동일한 두께를 갖고 강수부 간극을 유지하게 장치를 설계하였다. 실험에서는 원자로 벽면에서 안전주입수로 전달되는 열속과 국소 기포율, 축 방향 국소 기포 속도 및 축 방향 국소 물속도가 측정되었다. 그러나 실험 장치의 높이가 2m 제한되어 강수부 상부에서의 열수력 거동은 모의되지 않았다[3.1-6, 3.1-7].

3. 연구추진 전략

본 연구에서는 APR1400의 건설 인허가 현안인 대형냉각재 상실 사고시 재관수 기간에서 발생될 것으로 예측되는 강수부 비등 현상을 실험 및 해석을 통하여 고찰하고자 하였다. 실험 연구는 강수부의 저온관 하부의 높이와 강수부 간극 크기를 보존한 정상 상태 실험조건에서 실험 가능한 DOBO 실험 장치에서 수행되었다. 실험에서는 강수부에서 발생될 강수부 내의 기포 거동, 강수부 하부에서의 과냉각도 그리고 물과 기포의 경계면에서 발생하는 경계면 마찰 현상 등 주로 물과 기포의 거동에 관계된 열수력 현상에 대한 실험 데이터 취득을 목적으로 하였다.

실험은 Phase-I, -II로 구성되었다. Phase-I 실험에서는 유로로 주입되는 모의 안전 주입수 유량 및 온도 그리고 강수부에서의 평균 기포율 분포를 측정하는 실험이다. Phase-II 실험은 Phase-I과 동일한 유동조건에서 국소 이상 유동 변수 측정용 센서를 이용하여 측정 단면에서의 기포 관련 변수 그리고 물의 온도 분포를 국소적으로 측정하는 실험이다.

Phase-II 실험을 위해 강수부 내에서 발생하는 주요 이상유동 변수의 측정에 사용될 5개의 전도성 탐침으로 구성된 고유의 국소 5-전도성 탐침을 이용한 기포 인자 방법론을 개발하였다. 실험의 경계조건은 최적 안전해석 코드의 계산 결과로부터 도출되었다. 본 연구에서 생산된 열수력 실험자료는 최적 안전해석 코드의 이상유동 열수력 모델 개발에 유용하게 활용되도록 하였다. 또한 얻어진 실험 데이터를 활용하여 MARS 코드의 기포거동 능력을 평가하였고, 이를 통해 안전해석코드의 개선방향을 도출하고자하였다.

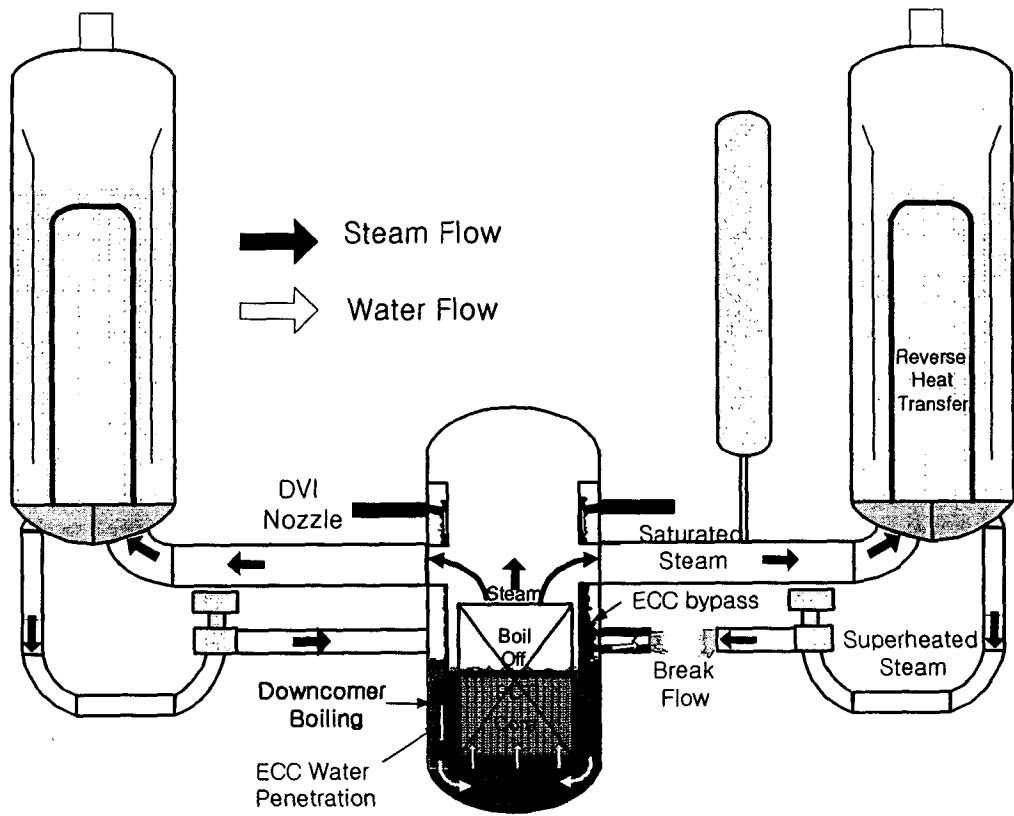


그림 3.1-1 LBLOCA 재관수시 APR1400에서 발생하는 주요 열수력 현상

제 2 절 비등현상 실험장치

1. 실험장치의 설계 철학

실험 장치의 설계 요건 및 실험 방향은 최적 안전해석 코드를 이용한 안전해석 결과로부터 도출하였다. 최적 안전 해석 코드를 이용한 APR1400의 사고 해석 결과는 사용하는 해석 코드의 체계에 따라 상이한 결과를 보여준다.

한국원자력 연구소에 의해 수행된 RELAP5- γ 계산 결과는 그림 2.1-1에서와 같이 APR 1400 강수부에서는 사고발생 후 안전주입 탱크가 고갈되는 200초 후에 많은 양의 기포가 생성됨을 보여준다[3.2-1]. 그러나, TRAC-M은 동일한 계산에 대해 강수부에서 발생하는 기포 계수가 작다 [3.2-2, 3.2-3]. 이는 TRAC-M과 RELAP5에 채택된 열수력 상관식 및 모델의 차이에서 기인하는데, TRAC-M은 B&W 원자료를 모의하는 실규모 실험장치인 UPTF의 실험 결과를 잘 예측하기 위해 계면 마찰 계수 상관식으로 “수정형 Blasius” 상관식을 채택하고 있다[3.1-2]. 수정형 Blasius 상관식은 단상유동에서 벽면의 마찰 계수 계산에 사용되는 Blasius 상관식을 기본으로 일부 수정한 것으로 기존의 TRAC에 사용되던 계면 마찰 계수 값을 감소시키는 역할을 한다. 이렇게 감소된 계면 마찰 계수로 인해 TRAC-M에서 계산되는 강수부내 기포 계수 값은 수정 전 보다 감소되어 강수부에서의 기포율을 감소시키고 이는 노심내 PCT를 감소시키게 된다.

강수부 기포 계수에 영향을 주는 또 다른 인자는 강수부 벽면에서 유체로 전달되는 열전달량을 들 수 있다. 그림 3.2-1에는 REALP5에서 계산된 강수부 벽면에서 유체로 전달되는 열속이 도시되었다. 그림에서와 같이 사고 발생 후 약 200초 이후의 열속은 최대 75kW/m^2 으로 핵비등 열전달에 해당된다. 그림 3.2-2는 TRAC-M에서 계산된 강수부 외벽 온도 분포(a)와 외벽 온도분포로부터 얻어진 열속(b)을 보여준다. 그림에서와 같이 TRAC-M에서 계산된 열속은 REALP5에서 계산된 열속 보다 작다. 이는 TRAC-M에 채택된 수정된 Blasius 상관식으로 인해 기인한 것으로 보인다.

본 연구에서는 이러한 최적 해석 코드에 사용된 모델 간의 불확실성을 해결하기 위해 강수부 비등에 대한 실험 연구를 수행하였다. 본 실험 장치를 위해 도출된 실험장치의 설계 요건 및 철학은 다음과 같다.

- 강수부 외벽에서 유체로 전달되는 열속을 임의의 값으로 제어할 수 있어 열속의 변화에 따른 강수부 비등 현상의 특성을 실험한다. 단, APR1400의 재관수 기간의 열속은 안전 해석 결과 및 한국 과학기술원의 비정상 상태 실험결과로부터 도출하여 본 실험에 반영
- 강수부 갭 및 높이를 보존하여 이상 유동이 발생될시 기포율 분포, 기포류의 기포경계면 두께, 유체의 온도 그리고 압력 등이 보존되게 설계.
- 강수부내 저온관 바닥과 flow skirt까지의 높이를 보존함으로써 노심으로 유입되는 안전 주입수의 과 냉각도를 보존
- 노심의 재관수율은 실험장치 하부에 설치된 제어 밸브에 의해 원하는 값으로 제어되게 설계.
- 실험장치의 강수부 모의부는 유로내 이상유동 구조를 관측할 수 있게 가시화 창을 설치.
- 강수부 모의부의 특정 단면에서 기포율, 기포 속도 분포 등 이상 유동 내부 구조를 파악할 수 있게 국소 이상유동 센서를 적용

2. 실험 장치 설계

가. 척도해석 방법론

DOBO 실험장치는 기본적으로 체적 척도법에 기반하여 설계 되었다. 체적 척도법에서는 실험장치의 온도, 압력, 높이를 원형과 동일하게 유지하고 단면적 및 횡방향의 길이를 축소한다. 그러나 이렇게 횡방향의 길이가 축소되면, 실험장치에서 강수부 간극이 축소되어 강수부 간극 대비 기포의 크기 비가 왜곡되고, 기포에 의해 형성되는 기포 밀집 영역인 bubbly boundary layer의 두께의 왜곡이 발생된다. 이는, 결국 강수부에서 물과 기포간의 계면 마찰력을 왜곡 시키는 결과를 초래한다.

DOBO실험 장치에서는 이러한 체적 척도법의 단점을 개선하기 위해 체적 척도법에서 축소되는 두개의 횡방향 길이 척도 중 한 방향의 길이 척도를 보존하는 수정된 체적 척도방법론을 도입하였다. 즉, 체적 척도법은 그 유도 과정에서 축방향 유동이 지배적인 1차원 가정을 도입하였으나, 수정형 체적 척도법에서는 2개의 횡방향 유동 중 한 개만을 무시하다. 이러한 척도 해석 방법론의 도입을 통해 기존 체적 척도법이 가지는 장점인 유체의 속도, 열속, 중력 가속도등을 보존할 수 있고, 단점인 2개의 횡방향으로 축소로 발생하는 다차원 열수력 현상 중 한 방향의 다차원 유동 현상을 보존할

수 있게 된다.

DOBO 실험 장치는 이러한 척도법의 도입을 통해 실험장치 높이 및 강수부 간극을 1:1로 보존하였다. 이를 통해 강수부에서 발생하는 bubbly boundary layer의 크기 및 기포율 분포등 주요 이상 유동 현상을 보존하는 것이 가능해 졌다. 표 3.2-1에는 제시된 수정형 체적 척도법의 척도비와 DOBO 실험장치의 설계에 적용된 척도비가 정리되었다.

나. 실험장치

실험장치 그림 3.2-4에서와 같이 강수부 모의부(test section), 예열기(preheater), 물/증기 분리기, 증기 응축기, 순환 펌프, 열교환기, 압력 조절부 그리고 수조로 구성된다. 실험장치의 설계 압력은 10 기압으로 최대 5기압에서 운전 될 수 있다.

(1) 강수부 모의부

DOBO 장치의 강수부 모의부는 APR1400의 저온관 하부 환형 강수부를 모의한다. 그림 3.2-5는 APR 1400의 원자로 용기와 실험장치 강수부 모의부를 비교 도시한 그림이다. 그림에서와 같이 APR1400의 환형 강수부는 사각유로로 모의된다. 강수부 모의부인 사각 유로의 한쪽 면은 전열기에 의해 가열되고 가열부의 양 벽면 중 한쪽 벽면 그리고 가열부의 반대편 벽면에는 가시화가 가능하게 강화 유리가 설치되었다. 강수부 모의부의 상세 제작 도면은 그림 3.2-6과 같다. 강수부 모의부의 가열이 이루어지는 벽면에는 206개의 카트리지 전열기가 삽입되어 설치되었다. 그림 3.2-7은 가열벽면의 구조를 보여준다. DOBO 장치 발열부의 최대 열속은 RELAP5 및 TRAC-M의 해석 결과를 참고하여 결정하였다. 실험장치 강수부 모의부의 기본 설계 방향은 다음과 같다.

- Test section W(m)xD(m)xH(m) : 0.3 x 0.25 x 6.4
- 발열부 단면적 : W(m)xH(m) : 0.3 x 5.1=1.53m²
- 최대 열속 : 98kW/m²
- 최대 열출력 : 150kw
- 열속 제어 : 열속 계측 값에 의해 제어
- 안전주입수 주입 지점 : 강수부 모의부 상부의 단일 DVI 모의 배관에서 주입

- 강수부 수위 : 강수부 하부에 설치된 유량 제어 밸브에 의해 제어

(2) 예열기(Pre-heater)

예열기는 강수부에 주입되는 안전 주입수의 주입 온도를 제어한다. 실험장치의 예열기는 유로의 최대 운전 가능 유량 조건에서 7.3°C , 실험이 진행될 재관수 유량 조건에서 20°C 의 온도를 증가시킬 수 있다. 예열기는 강수부에 설치된 안전주입수 주입 지점에서 측정된 온도를 기준으로 제어된다.

(3) 물/증기 분리기

물/증기 분리는 강수부 모의부 상부에 연결된 배관으로 물-증기의 이상유체가 유입될 경우 물과 증기로 분리하게 된다. 물/증기 분리기에서는 cyclone 원리에 의해 작동된다.

(4) 증기 응축기

증기 응축기는 판형 열교환기로 강수부 모의부 상부 배관으로 빠져나오는 단상의 증기 또는 물/증기 분리기에서 분리된 증기를 응축시켜 mixing tank에 응축수로 유입되게 한다. 총 200kw의 기화열을 제거하는 용량으로 설계되었다. 증기 응축량의 조절은 증기 응축기 2차 계통에 유입되는 냉각수의 유량 조절에 의해 이루어진다.

(5) 열교환기

열교환기는 증기 응축기와 동일한 형태의 판형 열교환기로 강수부 하부로 유입되거나 강수부 상부에 설치된 습/분 분리기에서 분리된 냉각수의 열에너지 제거에 사용된다. 열교환기는 예열기의 열용량과 동일하게 최대 100kw의 열제거 능력을 갖는다. 열 제거 량 조절은 증기 응축기에서와 같이 2차 계통의 냉각수 유량 조절에 의해 이루어진다.

(6) 순환펌프

순환펌프는 강수관 모의부의 안전 주입수 주입부 배관 그리고 강수관 모의부의 하부 드레인 배관에 설치되어 각각 강수관 모의부에 주입되는 안전 주입수 및 하부의 드레인 배관을 통해 드레인 되는 안전 주입수의 순환을 담당하게 된다. 실험에서 각 순환펌프는 펌프의 최대 출력조건으로 운전되며, 주입 또는 드레인 되는 유량은 펌프 후단에 설치된 제어 밸브와

우회 배관에 의해 제어된다. 펌프의 양정은 각각 40m 및 30m이며 최대 3.23kg/s 유량을 만들 수 있다.

(7) 압력 제어계통

실험장치의 압력은 mixing tank에 설치된 압축공기 주입 장치와 배출 밸브에 의해 제어된다. 그러나 미세한 압력 조절은 피스톤식 accumulator에 의해 제어된다. 실험장치에 설치된 accumulator는 체적이 100 liter로 계통압력이 1.5기압인 경우 계통압력의 15%범위에서 미세 제어가 가능하다.

다. 측정변수 및 계측기기

실험에서는 강수부 모의부의 입 출구 배관에서 유체의 온도, 압력, 주입 질량 유량 등을 측정하여 경계면에서의 에너지 전달량을 계산하고 이로부터 강수부 모의부에서의 질량 유량 및 에너지 변화량을 측정하게 된다. 강수부 모의부에는 측 방향의 평균 기포율 분포를 측정하기 위해 그림 3.2-8에서와 같이 총 8개의 차압계(LT-1 ~ L-T8)가 설치되었다. 이중 LT-8은 LT-1~LT-7까지 측정된 차압의 합과 비교하고, 수위 제어에 사용하기 위해 LT1과 LT7의 압력측정 도입관을 공유하게 된다. 가열부의 평균 기포율 측정에 사용되는 LT-2~LT-6의 압력탭 정 중간에는 유로 단면에서의 국소 이상유동 변수 측정에 사용하기 위한 국소 5-전도성 탐침과 열전대를 설치하였다. 측정에 사용된 국소 이상유동 변수 측정용 5 전도성 프로브는 그림 3.2-9와 같다. 본 측정기기는 3차원 유동이 지배적인 강수부 비등 현상의 계측을 위해 본 연구팀에 의해 특별히 개발되었다. 각 측정 단면에는 한 개씩의 국소센서가 설치되어 2차원 이송 장치에 의해 이송된다(그림 3.2-10). 이를 통해 각 측정 단면에서 국소 기포율 분포, 3차원 기포 속도 분포 등 기포 관련 이상유동 국소 변수 분포와 물 온도 분포가 측정된다. 가열벽면의 표면 및 3mm 깊이에는 직경 0.5mm의 열전대가 설치되어 온도 분포 및 열속 분포 측정이 이루어진다(그림 3.2-11). 모의 강수부의 가열면에 인가된 평균 열속은 카트리지 히터에 인가된 전력 값으로부터 계산된다. 주요 측정 변수와 사용되는 계측기기 그리고 측정 오차는 표 3.2-2에 정리되었다.

라. 자료취득 및 제어계통

본 실험장치의 자료취득 및 제어를 위한 계통은 National

Instrument사에서 제공하는 PXI시스템으로 설계되어 있다. 강수부 장치로부터 취득하는 각종 계측기 신호 및 제어를 위해 송출되는 신호는 단일 컴퓨터를 통해 이루어지며, 계측 및 제어를 관장하는 컴퓨터 내에는 다양한 형태의 신호 취득 및 송출을 위한 카드가 내장되어 있다. 자료 취득을 위해 계측기로부터 받아들이는 신호는 4-20 mA와 0-5V 두가지의 형태를 가진다. 압력계, 유량계와 제어를 위해 사용되는 일부 열전대로부터 총 19개의 4-20 mA의 전류신호를 SCXI-1100이 바로 받아 처리를 한다. 이러한 구성은 전류를 전압으로 변환하여 신호를 얻는 구간을 컴퓨터 내로 한정을 하여 신호의 잡음을 최소화 할 수 있는 장점을 가진다. 실험장치에 가하는 열출력정보는 파워메타를 통해 얻으며 신호는 RS232C 통신과 SCXI-100이 동시에 받도록 하고 있다. 열전대와 같이 미약한 신호는 SCXI-1102로 처리를 한다. 본 장치에는 총 53개의 열전대가 설치되어 있고, 이중 두개는 패널의 제어용으로도 활용하기 위해 Isolator를 거쳐 4-20mA 변환된 신호를 받게 되고 나머지는 두개의 SCXI-1102를 활용한다. 열전대는 크게 유체의 온도를 측정하기 위한 용도와 벽면온도를 측정하기 위한 용도로 구분되며 용도에 따라 별도의 카드에서 자료취득을 하도록 하였다. 5중 센서 전기전도 프로브를 통해 얻어지는 신호는 총 25개이며 2중 센서로부터는 총 12개를 얻는다. 이들 프로브로부터 얻어지는 신호의 형태는 -10-10V의 범위를 가지며 PXI-6071을 이용하여 취득한다.

본 실험장치는 자료취득 시스템에서 장치 제어도 동시에 수행할 수 있도록 하였다. 즉, 별도의 시스템을 구축하지 않고, DAS 시스템에서 0-20mA를 송출할 수 있는 카드를 이용하여 직접 밸브, SCR 혹은 펌프제어를 한다. 이 기능은 PXI-6704가 담당한다. 제어를 위해 DAS/제어 시스템으로부터 송출되는 신호의 개수는 9개이며 이와 별도로 7개의 0-20mA신호를 제어 판넬에 송출하여 시스템 모니터링에 활용되도록 하였다. 또한 국소 프로브를 이송하기 위한 장치를 제어하기 위해 두개의 제어모듈, PXI-7334를 이용하며 각각은 4개의 제어신호를 줄 수 있다. 현재까지 구축된 강수부 장치에서 데이터 취득 및 제어를 위한 총 신호는 133개이며, 이중 109개는 아날로그 입력을, 나머지는 아날로그 출력에 해당한다. 현재는 DAS/제어용 컴퓨터에서 일정값 제어를 수행하도록 되어 있고, PID제어가 필요한 항목에 대해서는 패널에 제어기를 설치하여 독립적으로 운전할 수 있도록 하였다. 패널에 설치된 제어기는 3개로서 아래와 같다.

- 강수부 입구 온도제어 (Pre-Heater 출력제어)

- 강수부 수위제어 (강수부 하부 밸브제어)
- 혼합탱크 온도제어 (재순환 배관 이차측 밸브제어)

표 3.2-1 DOBO 실험장치의 척도

Parameter	Scaling Law	
	Scaling Ratio	DOBO
Elevation	1	1
Gap Size Ratio	1	1
Width Ratio	l_R	1/47.08
Area Ratio	a_R	1/47.08
Volume Ratio	a_R	1/47.08
Velocity Ratio	1	1
Flow Rate Ratio	a_R	1/47.08
Gravity Ratio	1	1
Pressure Ratio	1	1
Temperature Ratio	1	1

표 3.2-2 계측 변수, 계측기기, 측정오차

Measurement Parameter	Instrumentation	Uncertainty
Heat Flux	Power Meter, Wall Temperature	0.35% of FS
Average Void Fraction	Differential Pressure Transmitter	0.1% of FS
Fluid Temperature	TC(Thermocouple)	2.2 °C
Local Void Fraction	5-Conductance Probe Method	7% of Rdg
Bubble Velocity		3.5% of Rdg
Degree of Subcooling	TC, Pressure Transmitter	-
Pressure	Pressure Transmitter	0.1% of FS
Water Level	Differential Pressure Transmitter	0.1% of FS
Mass Flow Rate	Coriolis Mass Flow Meter	0.3% of Rdg

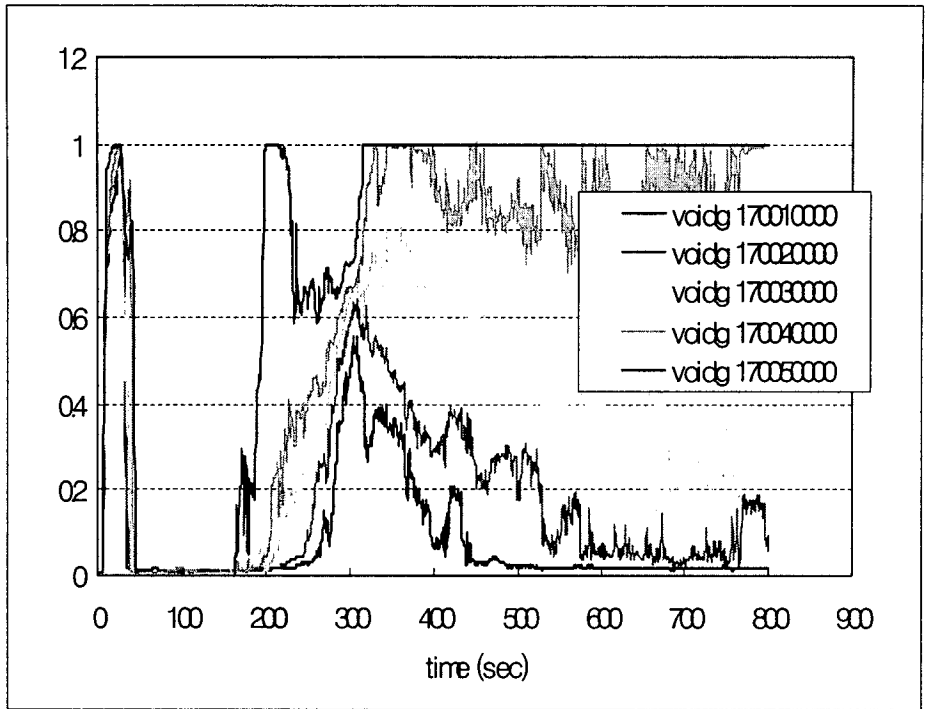


그림 3.2-1 대형 냉각재 상실 사고시 APR1400 강수부의 기포
계수 분포(RELAP5-Gamma)

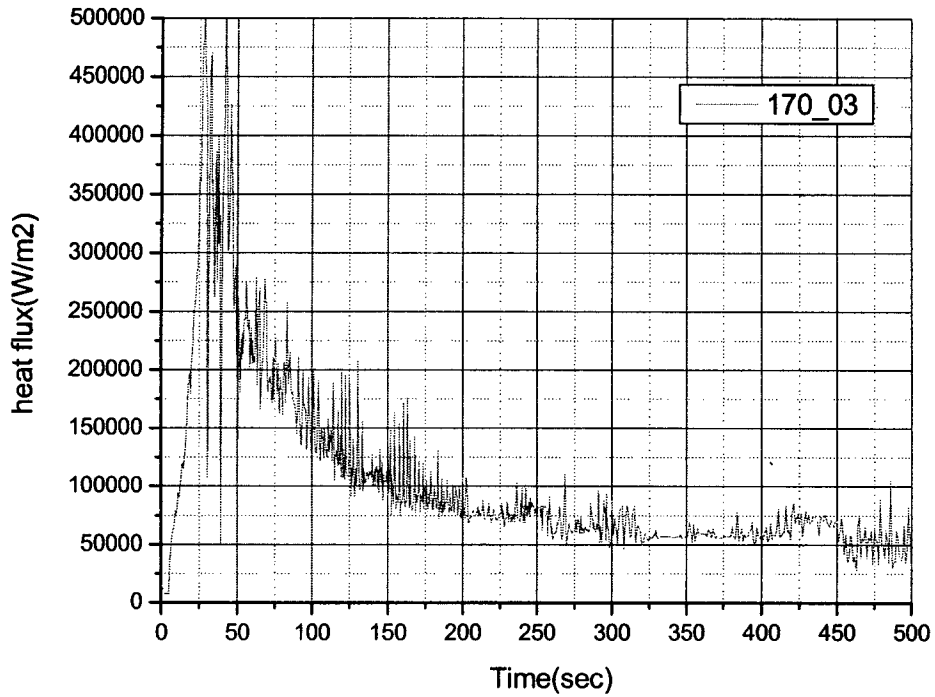


그림 3.2-2 RELAP5(Gamma)로 계산된 강수부 외벽 열속 분포

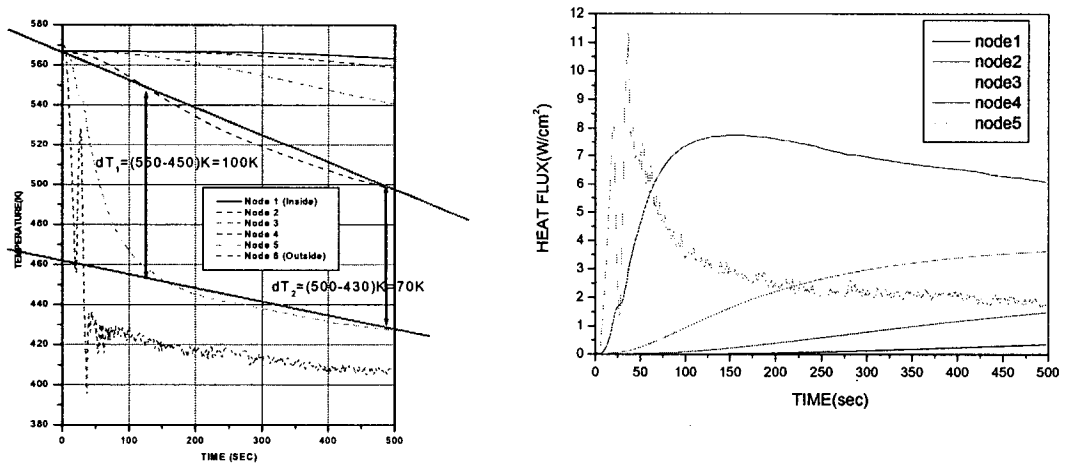


그림 3.2-3 TRAC-M으로 계산된 강수부 외벽 온도 및 열속 분포

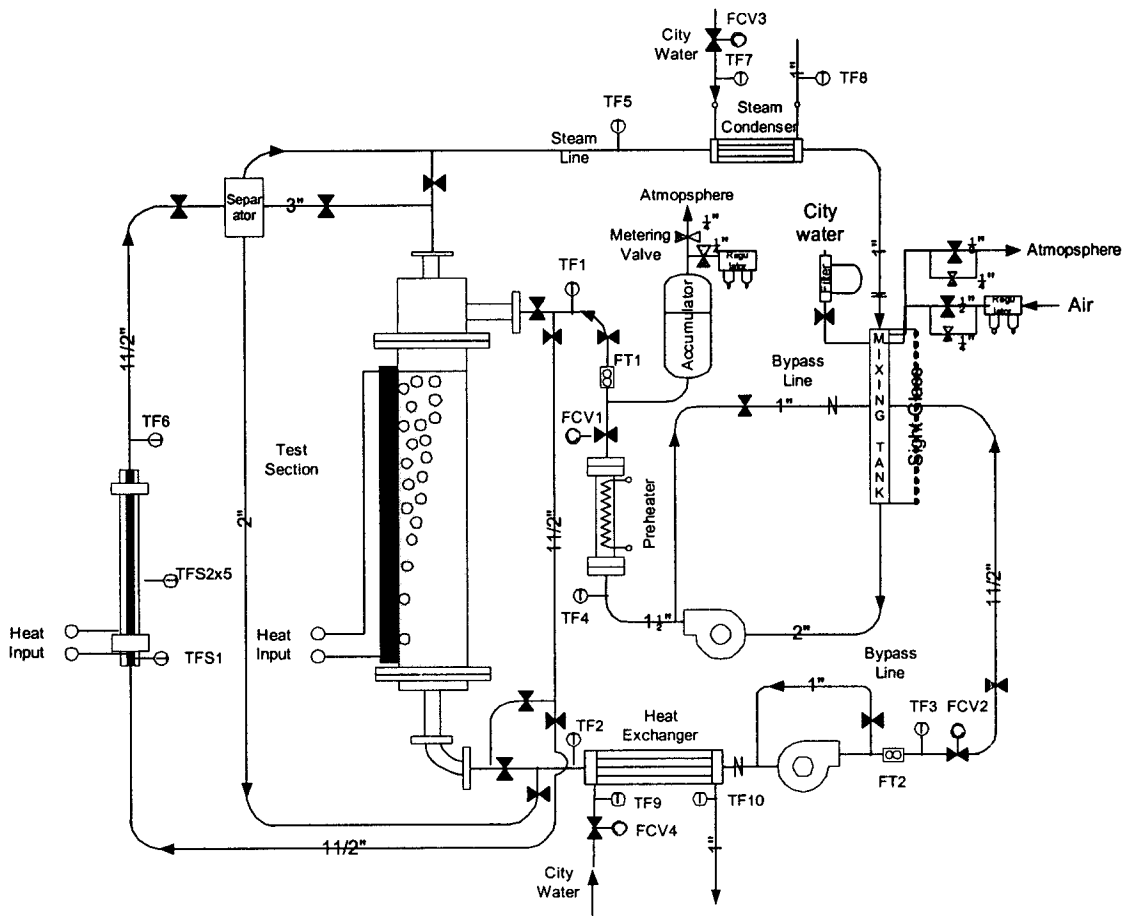


그림 3.2-4 DOBO 실험장치

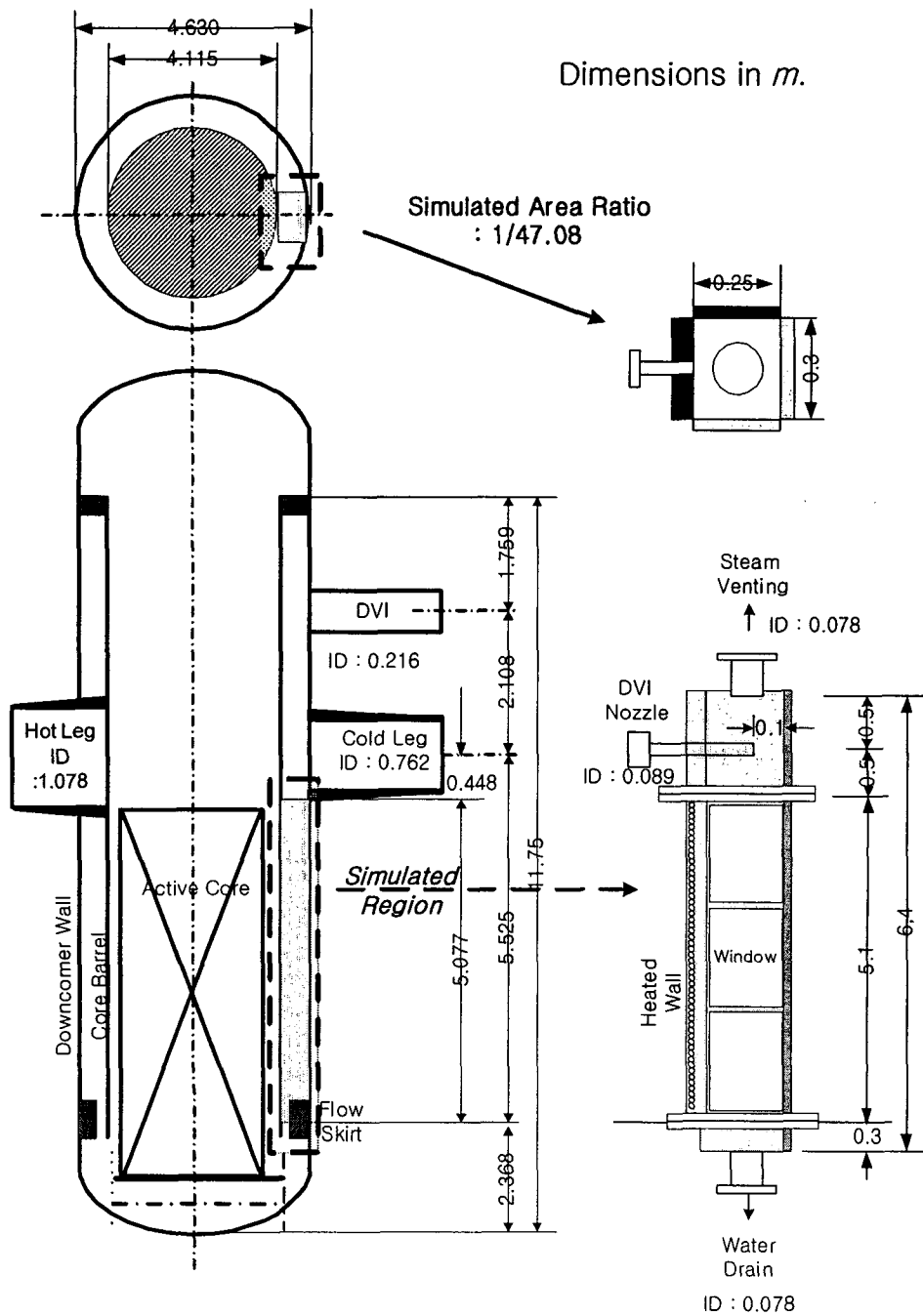


그림 3.2-5 APR1400과 실험장치 강수부 모의부의 기하 비교

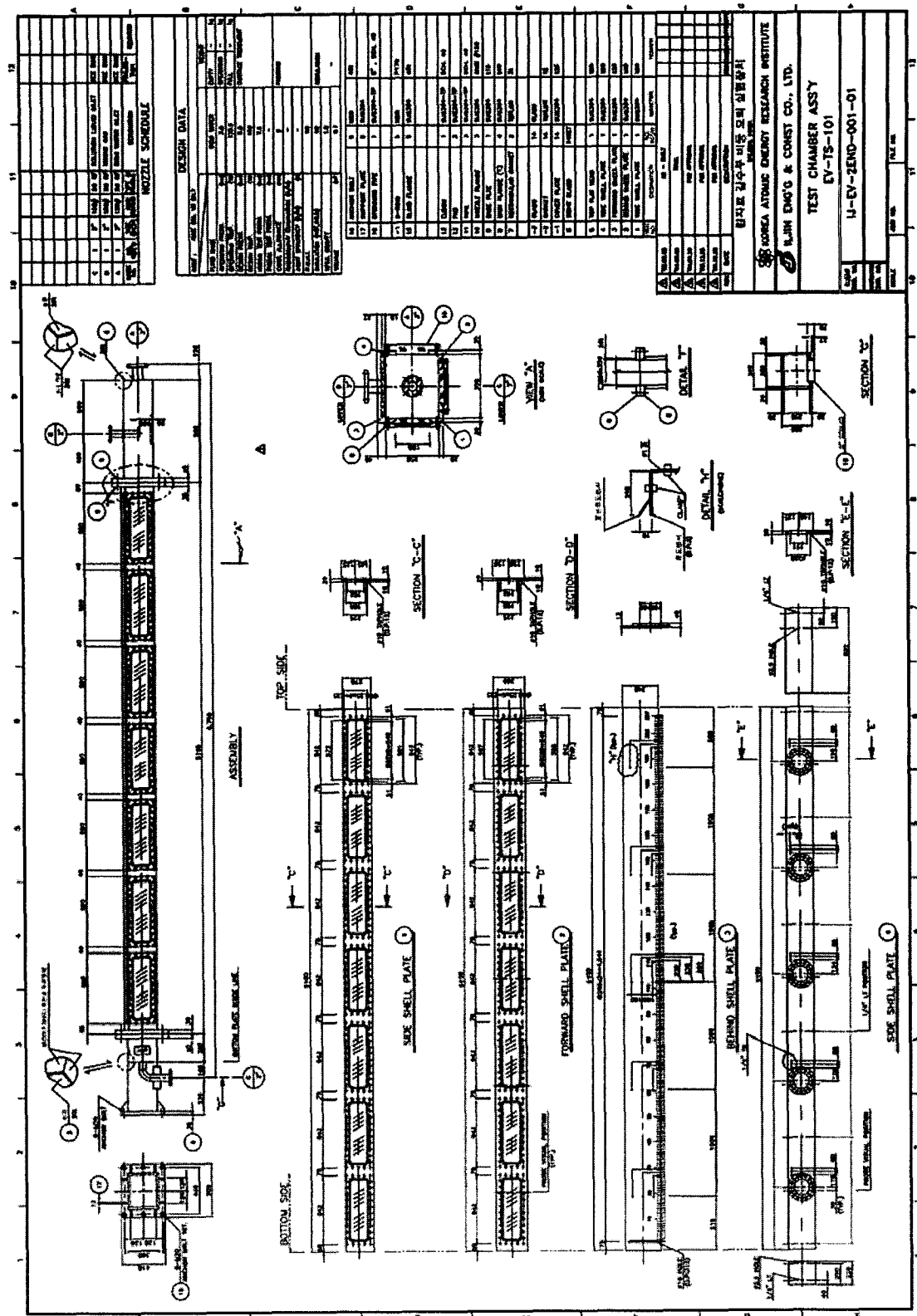


그림 3.2-6 정상상태 비등 실험장치 Test Section 제작도면

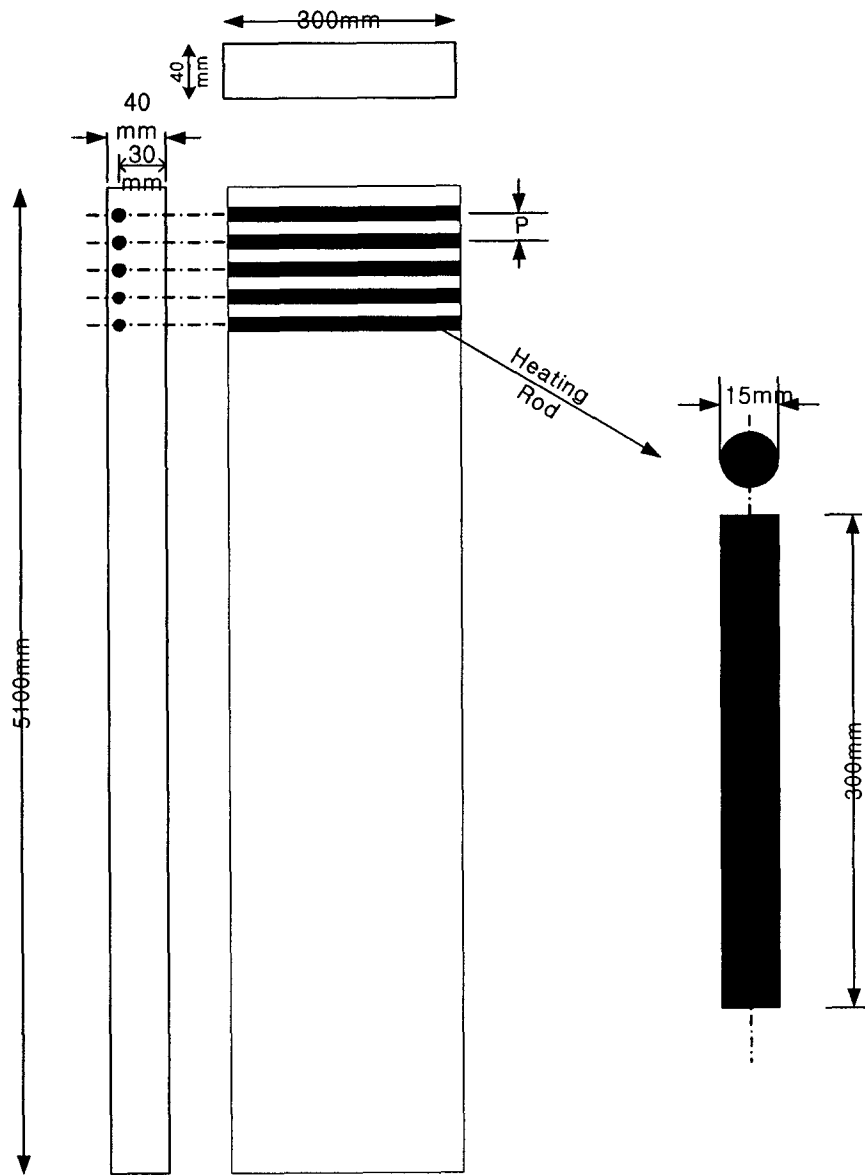


그림 3.2-7 Test section 가열벽 면 구조

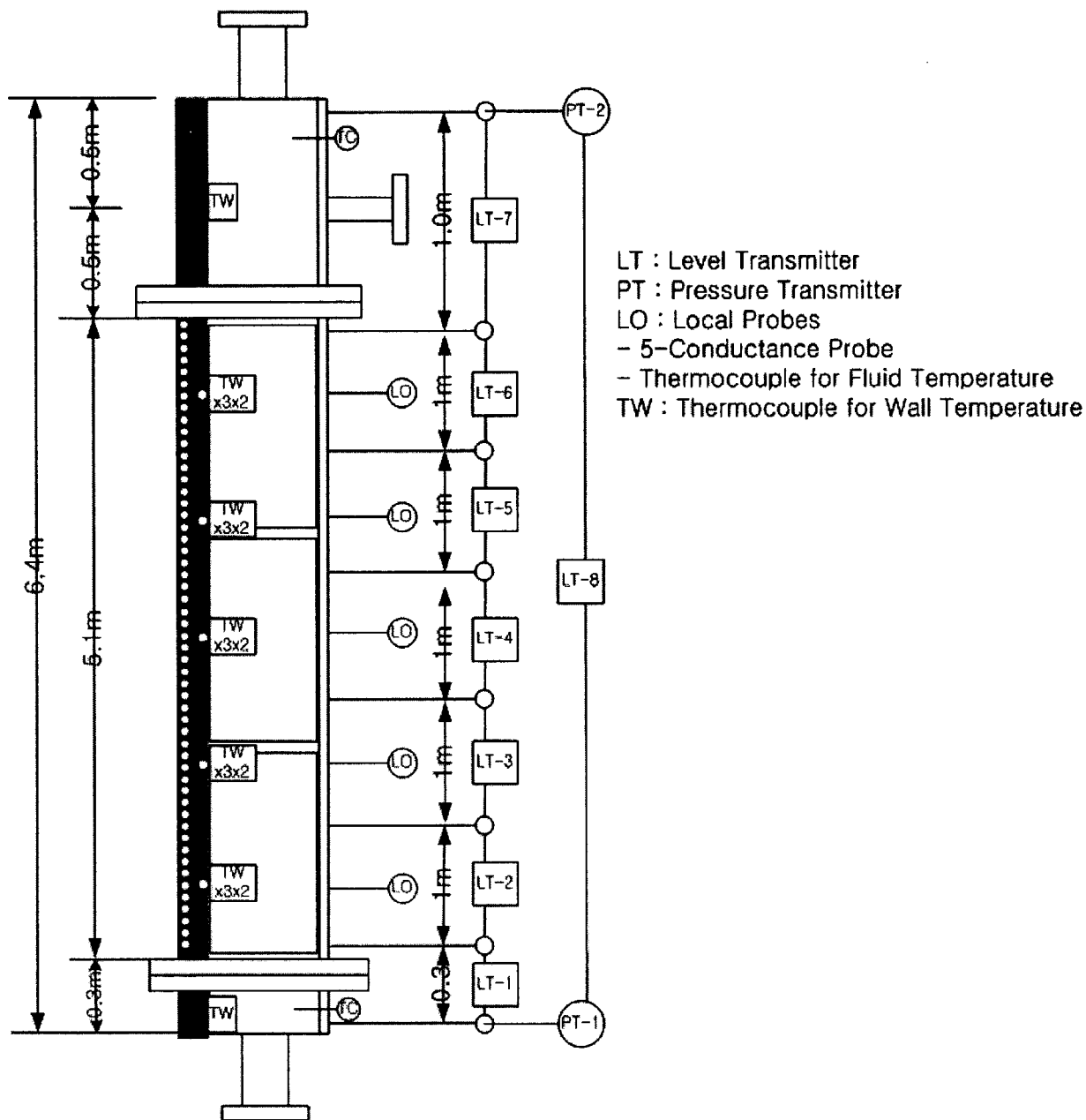


그림 3.2-8 Test section에 설치된 계측기기

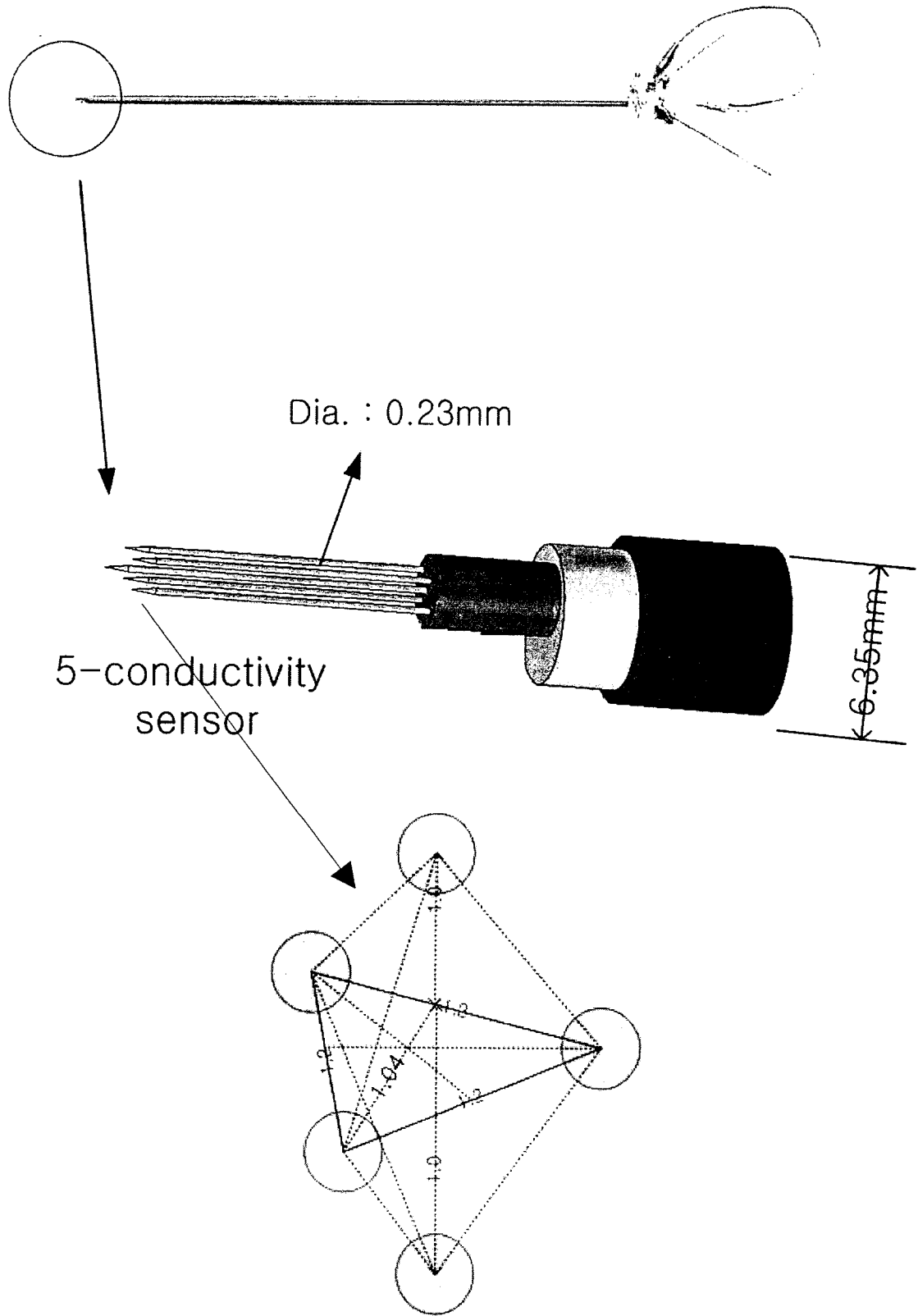


그림 3.2-9 국소 센서 프로브
개념도

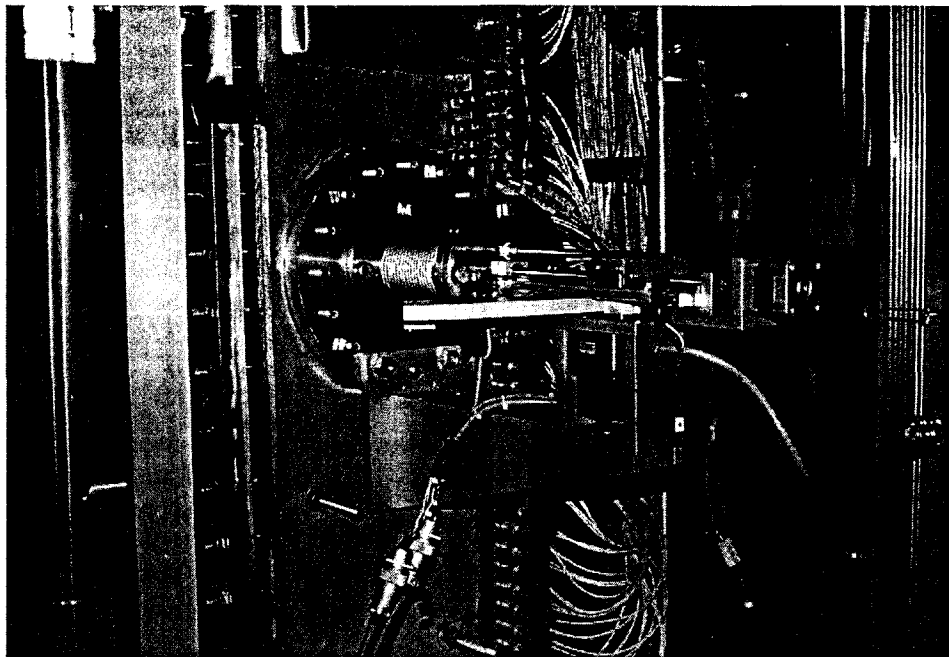
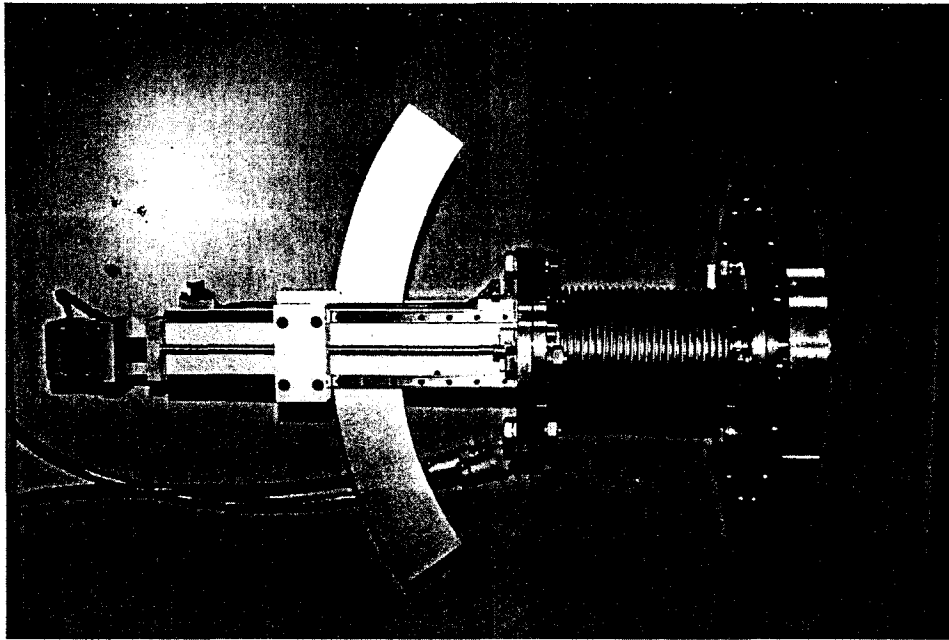


그림 3.2-10 2차원 국소 프로브 이송장치

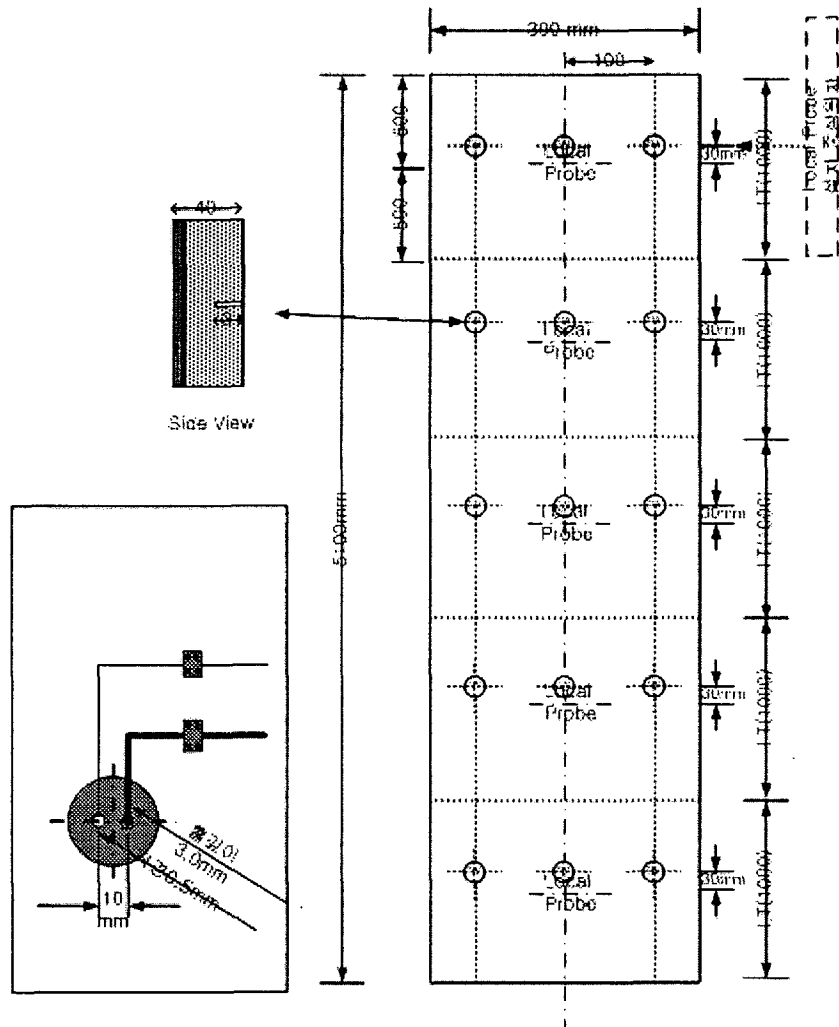


그림 3.2-11 Test section 가열벽면에 부착된 계측기기

제 3 절 실험 및 결과 분석

1. 실험 조건 및 절차

대형 냉각재 상실 사고시 후기 재관수 기간 동안 발생하는 원자로 내의 주요 열수력적 거동은 준 정상상태에 해당된다. 본 실험은 이러한 강수부내 열수력 거동의 특성을 반영하여 정상상태 조건에서 수행되었다. 실험 조건은 RELAP5 의 계산 결과에 근거하여 수정형 체적 척도법을 적용하여 도출하였다. 그림 3.3-1은 원자로 노심에 주입되는 재관수률을 보여준다. 그림에서와 같이 RELAP5에 의해 예측되는 재관수률은 62.5kg으로 DOBO 장치에서는 척도법에 의해 안전 주입수가 1.33kg/s로 주입 되어야 된다. 그림 3.3-2 및 그림 3.3-3은 강수부 내 압력 거동 및 저온관 하부에서 주입된 안전주입수의 온도 변화를 보여준다. 그림에서 후기 재관수 기간중 강수부 상부의 압력은 160-170 kPa의 범위에 있다. 이때, 안전 주입수 우회로부터 살아 남은 냉각수는 약 2-4도의 과냉각도를 갖는다. 실험에서 강수부 상부에서의 압력 및 주입되는 물의 온도는 RELAP5의 계산결과와 동일하게 유지되었다.

실험은 모의 강수부 상부에 설치된 1개의 DVI노즐을 통해 가열된 안전주입수를 주입하며 진행된다. 이때, 강수부 내 수위는 강수부 모의부 하부의 드레인 유량을 조절하여 조절이 가능하다. 실험에서 수위는 강수부의 발열부 상부에 혼합 유체의 수위가 형성되게 제어하였다. 원자로용기 구조물의 축적열을 모의하는 발열부는 강수부 모의부의 네개의 벽면중 하나의 벽면에 설치된 카트리지 히터에 의해 모의된다. 실험에서 카트리지 히터에 인가되는 총전력을 조절하여 유체로 전달되는 열속을 조절하였다. 본 실험에서는 열속을 4가지 조건으로 변화 시키며 실험을 수행하였다. 실험 조건은 다음의 표 3.3-1에 정리되었다.

실험은 Phase-I, II로 나누어 진행하였다. Phase-I에서는 평균 기포율 압력 그리고 강수부 모의부에서의 유체의 온도 등 변수의 평균값들이 측정되었다. Phase-II 실험에서는 Phase-I과 동일한 유동 조건에 국소 기포율 분포 및 기포 속도 분포등 국소 기포인자의 측정이 이루어 졌다. Phase-II 실험은 Phase-I 실험이 모두 완료된 후 이루어졌으며, Phase-I, II 간의 반복성 및 재현성은 평균 기포율, 온도, 압력 등 평균 데이터와의 비교를 통하여 검증하였다.

2. 실험 결과

가 Phase-I 실험

Phase-I 실험에서 강수부 모의부에 설치된 8개의 차압계로부터 다음식 (3.3-1)에 의해 축방향의 평균 기포율 분포를 계산한다.

$$\alpha = 1 - \frac{\Delta p}{\rho_l g h} \quad (3.3-1)$$

상기 식은 유체의 속도가 충분히 낮아 벽면에서의 마찰에 의한 압력 강하가 무시 될 수 있는 저속의 유동 영역에서만 적용 가능하다.

그림 3.3-4는 열속의 변화에 따라 식(3.3-1)에 의해 얻어진 강수부 상부에서의 발생하는 기포의 거동을 보여준다. 그림 3.3-5는 관측된 전형적인 주요 열수력 현상을 삽화로 그린 그림이다. 그림에서와 같이 강수부 하부에서는 과냉각 비등이, 강수부 상부에서는 물과 기포의 격렬한 혼합 유동이 발생된다. 실험에서 관찰된 주요 열수력 현상은 다음과 같다.

- 그림에서 3.3-4에서와 같이 열속이 증가 하면 기포 생성량의 증가로 기포 경계층(bubbly boundary layer)이 영역이 넓어진다. 기포 경계층은 유로 내에 기포가 밀집되어 분포하는 영역을 말한다. 이러한 기포 경계층은 과냉각 비등 시에 유체의 에너지 분포에 의해 나타나는 전형적인 비대칭 분포 현상으로, 본 실험에서와 같이 물과 증기의 방향이 서로 반대인 대향류(count-current) 유동에서도 뚜렷한 기포 경계층이 형성됨을 알 수 있다.
- 각 실험에서 유로 하부에서 상부로 가며 기포 계수가 증가한다. 이는, 포화온도에 근접하게 가열된 후 강수부 모의부 상부에서 주입된 안전 주입수가 강수부 하부에서는 냉각수의 높이에 기인한 수두의 증가로 포화 증기압이 증가되어 과냉각 상태로 바뀌기 때문이다. 본 실험에서 강수부 바닥에서 수두에 의해 증가되는 압력은 40kPa 정도이며 이는 유체의 과냉각도를 약 6.7도의 증가시키는 효과를 준다.
- 강수부 상부 및 하부에서의 압력 분포는 그림 3.3-6에 그리고 강수부 상부 및 하부에서의 냉각수 온도 분포 및 과냉각도는 그림 3.3-7 및 그림 3.3-8에 각각 도시되었다.
- 그림에서와 같이 강수부 상부에서 주입된 냉각수의 과냉각도가 3-5도를 유지할 경우 강수부 바닥에서는 4.3-5.5도의 과냉각도가 유지

된다. 그러나 고 열속 조건에 해당되는 R3과 R4는 R1과 R2에 비해 주입되는 냉각수의 온도가 낮으며, 이는 강수부 하부에서의 과냉각도를 증가시키는 방향으로 작용했을 것이다.

- 가시화 창을 통한 관측에 의하면 강수부 하부에서는 가열 벽면 쪽에 작은 기포가 생성된다. 생성된 기포의 크기는 수mm로 벽면을 따라 이동한다. 열속에 둔갑하게 강수부 바닥으로부터 약 2.7m 상부까지 발생하는 이러한 작은 기포의 유동에 의한 유로 내 평균 기포율은 그림 3.3-9에서와 같이 무시할 만하다.
- 강수부 중반에서는 가열 벽면에서 생성되는 기포와 강수부 하부로부터 유입되는 기포들의 합체 현상에 의해 기포의 수 밀도가 증가되어 기포율이 크게 증가된다. 관측에 의하면 하부에서 유입되는 기포류의 합체 현상으로 직경 수 cm에 해당되는 캡 버블이 생성된다. 강수부 중반의 기포 경계층은 열속의 증가에 따라 급격히 증가된다. 이는 기존 동향류 고속 유동 조건에서 기포 경계층이 열속의 증가에 따라 천천히 증가되는 것과 다소 다르다. 이는 반류 유동에 의해 이상 유동 난류 유동이 증가하고 또한 저속의 유동에 의한 횡방향으로의 회전 유동(swirling flow)의 증가에서 기인한 것으로 보인다.
- 강수부 상부에서는 기포의 격렬한 주기적 횡방향 유동이 발생된다. 그림 3.3-9의 축방향 평균 기포율 분포에서와 같이 본 실험이 이루어진 열속 조건에서 평균 기포율이 9%를 상회하게 되면 기포의 횡방향 유동에 의해 기포 경계층의 확장이 유로 단면 전체로 확대된다. 관측에 의하면, 가열면 반대편에 위치한 투시창 근처에서는 하향하는 물 유동에 의해 기포의 정체 유동이 발생되거나 유로 하부로 향하는 저속의 기포 유동이 주기적으로 발생됨을 알 수 있다.
- 그림 3.3-9에서와 같이 가열 영역에서의 기포율은 주어진 열속 조건에서 최 상부 노드의 경우 최대 20%가 유지 되었다. 이때 가열이 이루어진 유로 전체에서의 평균 기포율은 최대 열속 조건에서 9%이다. 이때, 이러한 기포의 발생에 따른 수두의 감소는 노심으로 유입되는 냉각수의 재관수율을 감소시킬 수 있다. 기포의 발생에 따른 재관수율의 감소 비는 다음 식에 의해 계산될 수 있다.

$$\left(\frac{w_{bubble}}{w_{no\ bubble}}\right) = \left(\frac{\Delta p_{bubble}}{\Delta p_{no\ bubble}}\right)^{1/2} \quad (3.3-2)$$

여기에서

$$\Delta p = k \frac{1}{2} \frac{w^2}{\rho A^2}$$

상기 식에 의하면 본 실험의 최대 열속 조건에서 발생된 9%의 평균 기포율은 3%의 노심 재관수 유량 감소를 유발한다. 이러한 유로 기포율 거동은 최적 해석 코드인 RELAP5에서 예측 되어온 최대 40%의 기포율 보다 그 값이 작다. 이는 본 실험이 이루어진 유동 조건에서 강수부 비등 현상에 의해 발생한 수두 저하가 노심 재관수률에 주는 영향이 크지 않음을 실험적으로 보여준다.

(나) Phase-II 실험

강수부 비등시 이상유동 현상에 의해 강수부에서 발생하는 주요 국소 인자의 거동을 고찰하고 이를 통해 이상유동간의 내부 구조를 이해하기 위해 국소 5-전도성 센서 그리고 열전대로 구성된 국소 센서 모듈을 이용하여 국소 이상유동 변수를 계측하였다.

강수부 모의부에는 축방향으로 5개의 국소 변수 측정단면이 있다. 각 측정단면에는 5 전도성 이상유동 기포 측정 센서가 1개씩 설치된다. 각 센서는 측정 단면의 국소지점에서 이상유동 변수 측정에 사용되게 그림 3.2-9의 2차원 이송장치에 장착된다. 그림 3.3-10에는 측정 단면에서의 이송장치 이송 개념 및 측정이 이루어진 측정 영역이 표시되었다. 측정 위치는 그림에서와 같이 유로의 정 중심선을 기준으로 단면의 절반에 5개의 측정 path가 선정되었다. 이와 더불어 국소 측정값의 대칭성을 확인하기 위해 1개의 측정 path가 반대쪽 측정단면에 선정 되었다. 각 측정 path에는 1cm 간격으로 25개의 측정 지점이 만들어져, 각 단면에서 총 150개의 측정 지점이 만들어 진다.

이상유동 변수 계측이 이루어진 Phase-II 실험은 표 2.2-14의 R2 유동 조건에서 실험이 수행되었다. 실험에서 안전주입수 주입유량은 R2-1이 R2보다 10% 높게 주입되었다. 척도해석 결과에 의하면 R2-1이 이상적으로 모의 되어야 되는 유량 값에 가까우며, 이때 유로에서 증가된 평균 속도는 1.7mm/sec로 절대 값으로는 매우 작은 값이다. R2-1 조건에서 얻어진 실험 결과는 다음과 같다.

- 그림 3.3-11은 국소 기포 계수 분포의 변화를 보여준다. 그림에서와 같이 강수부 하부 1,2,3층에서는 열이 발생하는 가열부 벽면에서 기포율이 최대가 되는 전형적인 과냉 비등 현상이 관찰되었다. 바닥에

서 상부로 이동하며 국소 기포율 및 기포의 경계층이 서서히 증가되는 현상을 정량적으로 잘 보여준다. 1,2,3층에서 기포율은 유로 중앙에 위치한 가열 벽면보다 유로 외곽에 위치한 가열면 근처의 값이 더 크게 형성되었다. 이는 가시화 창으로 관측된 사항과 일치하는 결과로 그림 3.3-12의 가열면 표면의 온도 분포 및 그림 3.3-13의 물 온도 분포로부터 설명이 될 수 있다. 그림 3.3-12에서와 같이 강수부 하부에서의 온도는 강수부 상부의 온도보다 높다. 이는 강수부 하부로 가며 포화온도가 증가하며 나타나는 현상이다. 즉, 강수부 하부로 가며 유체의 수두에 의해 증가된 정압에 의해 포화온도가 상승하고 이에 가열 벽면에서 전달된 열 에너지에 의해 형성된 안전주입수의 온도가 상승하여 가열벽면의 온도도 증가한 것으로 보인다. 그림에서와 같이 강수부 하부에서의 유로 외각 벽면 온도가 유로 중간에서의 벽면 온도보다 높게 형성되고, 이는 다시 냉각수로 전달되는 열전달 량에 직접 영향을 주어 그림 3.3-13에서와 같이 유로 외곽의 벽면의 냉각수 온도가 유로 중간의 벽면에 위치한 냉각수의 온도보다 높게 나타난다. 이렇게 유로 중앙에 비해 유로 외곽의 가열 벽면 및 냉각수 온도가 높은 근본적인 이유는 2개의 인접한 유로 벽면에 의해 벽면 마찰이 증가되어 유체의 속도가 감소하고 이는 다시 열전달 량의 감소로 이어져 벽면의 온도가 증가된 것으로 생각된다. 바닥으로부터 3.8m 이상의 높이에서는 기포 경계층이 유로 전체를 차지하게 되며, 최상부에서는 벌크 비등영역임을 형성됨을 보여준다.

- 국소 물 온도 분포는 강수부 상부 4.8m에서는 강수부 가열벽면과 반대편 벽면에서의 물의 온도차가 발생되지 않고 포화온도에 도달한 벌크 유동임을 보여준다. 3.8m 높이에서는 4.8m보다 약 1.5도 증가된 온도 분포를 보여준다. 그러나, 3.8m에서 2.8m사이의 평균 온도 증가는 상부에서 보다 상대적으로 작아 최대 1도 정도로, 강수부 상부에서는 격렬한 혼합 유동에 의해 상간의 열전달이 최대가 됨을 보여준다. 기포 경계층이 뚜렷한 2.8m영역에서도 가열면 벽면과 반대편 벽면과의 온도차는 1도 내외로 온도 차가 크지 않다.
- 그림 3.3-14는 기포의 3차원 기포 속도 분포를 보여준다. 그러나 주 유동 방향인 상하 방향의 속도 성분이 다른 두 방향의 속도 성분보다 매우 크게 형성됨을 보여준다. 그림에서와 같이 3.8m 이상의 높이에서는 기포 속도가 최대 1.5m/s 까지 증가한다. 열원 반대편에

위치한 벽면에서는 정체되거나 하향하는 기포 유동이 관찰되며, 이는 벽면에서 발생된 기포가 swirling 유동에 의해 반대편 벽면까지 침투하여 하향하는 물 유동의 모멘텀에 의해 그 거동이 영향을 받는 Phase-I의 가시화 관측 결과와도 일치한다. 4.8m 높이 이상에서는 벌크 비등 영역으로 3.8m 높이에서 보다 기포 속도가 크며, 기포 속도 분포가 기포울 분포와 유사한 모양을 갖는다.

다 평균 계면 마찰 계수 평가

강수상간의 계면 마찰 계수는 본 실험에서 얻어진 중요 변수중 하나로 강수부내 기포 계수에 크게 영향을 주는 인자이다. 실험에서 평균 계면 마찰 계수는 2 유체 모델의 모멘텀 방정식으로부터 얻을 수 있다. 2 유체 모델에서 정상상태의 모멘텀 방정식을 기포와 물에 대해서 적용하면 각각 다음의 식 (3.3-3), (3.2-4)과 같아진다.

$$-\alpha \frac{\partial p}{\partial z} = \rho_g g \alpha + \frac{P_i \tau_i}{A} + \frac{P_{wg} \tau_{wg}}{A} \quad (3.2-3)$$

$$-(1-\alpha) \frac{\partial p}{\partial z} = \rho_l g (1-\alpha) - \frac{P_i \tau_i}{A} + \frac{P_{wl} \tau_{wl}}{A} \quad (3.2-4)$$

식(3.2-3)와 식(3.2-4)에서 압력강하 항을 소거하면 다음의 식(3.2-5)가 얻어진다.

$$\frac{P_i \tau_i}{A} = \alpha(1-\alpha)(\rho_l - \rho_g)g + \alpha \frac{P_{wl} \tau_{wl}}{A} - (1-\alpha) \frac{P_{wg} \tau_{wg}}{A} \quad (3.2-5)$$

여기에서

$$\frac{P_i}{A} \equiv a_i$$

$$\tau_i = \frac{C_D}{8} \rho_l |\overline{u_g} - \overline{u_l}| (\overline{u_g} - \overline{u_l})$$

여기에서 유체 유동에 의해 벽면에서 발생하는 마찰을 무시하고 기포 및 물의 1차원 유동을 한다고 가정하면 계면 마찰 계수는 다음과 같아진다.

$$c_i = \frac{P_i}{A} \frac{C_D}{8} \rho_l = C_D \frac{a_i \rho_l}{8} = \alpha(1-\alpha)(\rho_l - \rho_g)g / (\overline{u_g} - \overline{u_l})^2 \quad (3.2-6)$$

여기에서

$$c_i (= C_D \frac{a_i \rho_l}{8}) : \text{interfacial drag coefficient (kg/m}^4\text{)}$$

식(3.2-6)는 기포 계수, 유체의 밀도, 기포 및 물의 속도를 측정하게 되면 계면 마찰 계수를 얻을 수 있음을 보여준다.

본 실험에서는 높이 방향으로 위치한 5개의 단면에서 국소 기포율과 기포 속도 분포를 측정하고 이를 각각 단면적 평균 및 기포 계수에 가중 평균하여 기포율과 기포율에 가중 평균된 기포속도를 얻었다. 이때, 기포율에 가중 평균된 물 속도는 강수부 모의부 입구에서 측정된 질량유량 및 평균 기포율 정보를 이용하여 얻었다.

표3.3-2에는 최적 안전해석 코드인 RELAP5와 TRAC-M에 사용되는 계면 마찰 계수 모델을 정리하였다. RELAP5에 사용되는 모델은 유로 단면에서 상 분포 및 상간의 속도 분포를 고려한 drift-flux 모델에 근거한 모델이다. TRAC-M에 사용되는 기본 모델은 개별 기포의 크기에 따라 변화는 계면 마찰 계수를 이용하고 상간의 속도 분포를 고려하여 구하는 모델이다. 그러나 국제적으로 행해진 2D/3D 열수력 프로그램 중 하나인 UPTF 실험의 해석과정에서 기존 TRAC-M의 계면 마찰계수가 실험 결과를 잘 예측할 수 없음이 밝혀져 벽면 마찰계수 모델로 널리 사용되는 Blasius 모델을 수정한 수정형 Blasius 모델이 추천되었다. 이러한 모델과 DOBO 실험에서 얻어진 실험 데이터와의 비교를 통하여 기존 계면 마찰 계수를 평가하고 개선 방향을 도출하고자 하였다.

그림 3.3-15는 실험에서 얻어진 평균 계면 마찰계수와 코드에 사용되는 평균 마찰 계수 모델을 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 RELAP5의 계면 마찰 계수 모델은 DOBO 실험에서 얻어진 값에 비해 다소 낮은 값을 보이며, 이를 통해 RELAP5에서는 실험값보다 오히려 작은 계면 마찰을 예측하는 것으로 분석된다. TRAC의 기본 계면 마찰계수모델은 실험결과보다 3-4배 과도하게 예측하고 있다. 수정된 Blasius 모델은 실험값에 비해 너무 낮은 값을 예측한다. 본 비교에서와 같이 기존 안전 해석 코드에 사용되는 계면 마찰계수 모델은 강수부 비등 현상을 잘 예측하기위해 개선되어야 됨을 보여준다. 개선의 방향으로 과냉 비등의 전형적인 특성이 되는 기포 경계면의 내부에 기포가 존재하는 비대칭 기포 분포가 고려된 계면마찰 계수 모델 등을 들 수 있다.

표 3.3-1 실험 조건 정리

Parameter	T _{ECC} (°C)	P _{sys} (kPa)	W _{ECC} (kg/s)	q" (kW/m ²)
R1(Phase-I)	110.14	162.8	1.22	50.2
R2(Phase-I)	110.16	161.42	1.16	69.7
R3(Phase-I)	109.64	166.47	1.2	82.1
R4(Phase-I)	109.52	170.78	1.20	91.1
R2-1(Phase-II)	110.7	158.5	1.33	70.5

표 3.3-2 안전해석 코드에 사용되는 계면 마찰계수 모델

	Model	Remark
TRAC-original	$C_f = \frac{0.5 \cdot C_{DB} \cdot \alpha_2 \cdot \rho_1 \cdot P_2}{D_b}$ <p>-Bubble size</p> $D = 2L(1-X) + \min(46L, 0.9D, 4X) \quad L = \frac{\sigma}{\sqrt{g(\rho_1 - \rho_2)}}$ $X = \begin{cases} 0.6 & \text{bubbly flow} \\ \frac{(2700-G) \cdot (0-0.3)}{(2700-2000) \cdot (0.3-0.3)} & \text{bubbly slug transition} \\ \frac{(\alpha-0.3)}{(0.3-0.3)} & \text{bubbly slug flow} \end{cases}$ <p>-Profile slip factor</p> $P_2 = \frac{(C_f^* - C_f)^2}{P_1^2} \quad C_f^* = 1.2 - 0.2 \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_2}} \quad C_f = \frac{1.0 - C_{DB}}{1.0 - \alpha_2}$ <p>-Bubble drag coefficient</p> $C_{DB} = \begin{cases} 240 & \text{Re} < 0.1031 \\ \frac{24}{\text{Re}_b} (1.0 - 0.15 \text{Re}_b^{0.05}) & 0.1031 \leq \text{Re}_b < 989 \\ 0.44 & \text{Re}_b \geq 989 \end{cases} \quad \text{Re}_b = \frac{D_b V_b \rho_1}{\mu_1}$	For the bubbly-slug flow
Modified Blasius	$C_f = \frac{0.079 \rho_1}{\text{Re}_s^{0.25} D_b}$	Recommend for the UPTF
RELAP5	$C_f = \frac{\alpha_1 \alpha_2^2 (\rho_1 - \rho_2) g \sin \Phi}{V_w V_w } \quad N_w = \frac{\mu_1}{\rho_1 g \sqrt{\sigma / (g(\rho_1 - \rho_2))}}$ $D^* = D [g(\rho_1 - \rho_2) / \sigma]^{0.25}$ $D^* \leq 30 \quad V_w = 0.03 \left(\frac{\rho_1}{\rho_2}\right)^{0.25} N_w^{0.55} \left[\frac{\sigma g (\rho_1 - \rho_2)}{\rho_1^2}\right]^{0.25}$ $D^* > 30 \quad V_w = 0.0019 (D^*)^{0.88} \left(\frac{\rho_1}{\rho_2}\right)^{0.25} N_w^{0.55} \left[\frac{\sigma g (\rho_1 - \rho_2)}{\rho_1^2}\right]^{0.25}$	Drift-flux based model

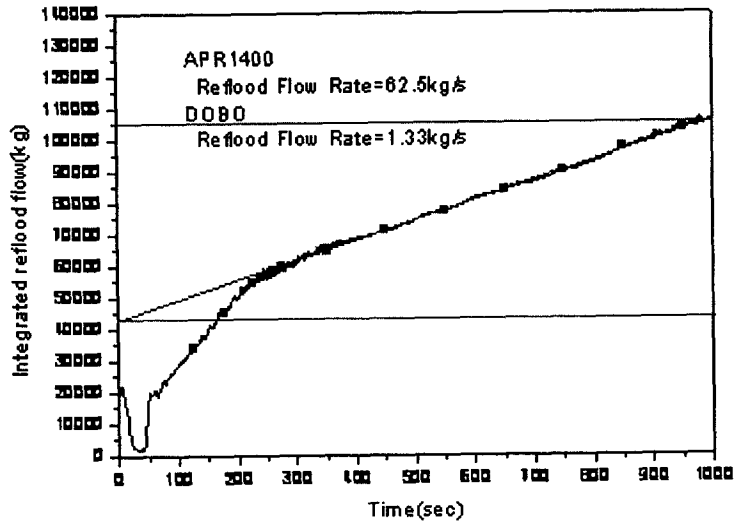


그림 3.3-1 RELAP5에 의해 예측된 재관수 유량률

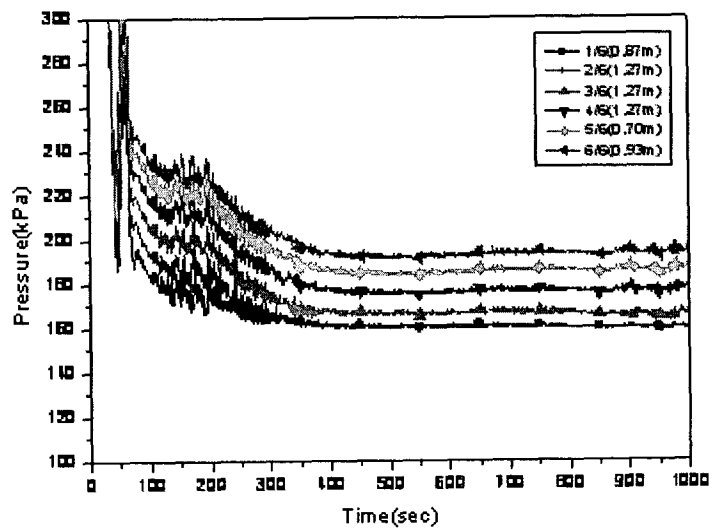


그림 3.3-2 RELAP5에 의해 예측된 강수부내 압력거동

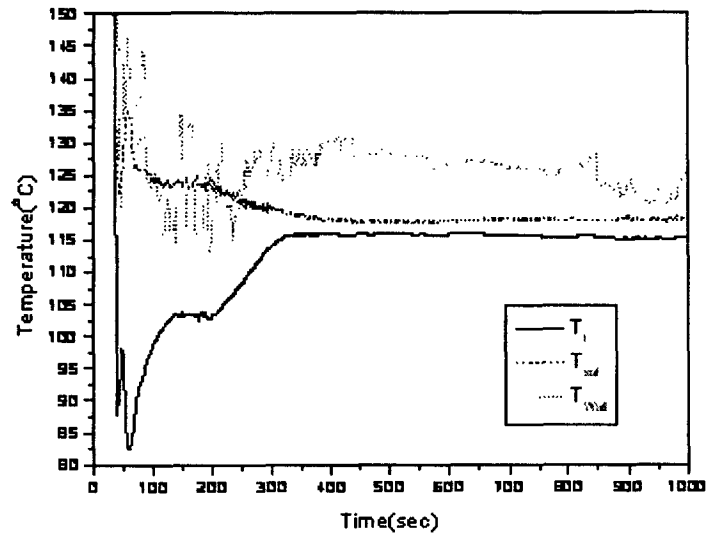


그림 3.3-3 RELAP5에 의해 예측된 강수부내 주입 냉각수의 온도 분포

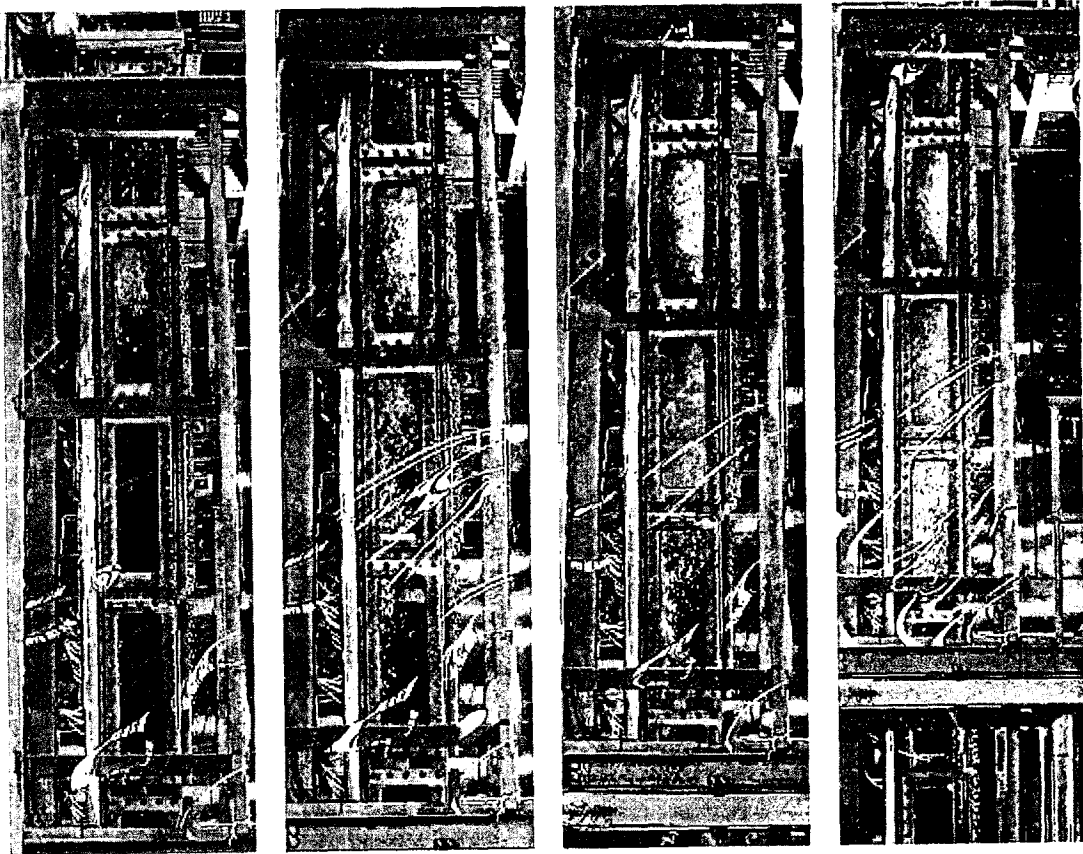


그림 3.3-4 열속에 따른 강수부 비등 현상: 왼쪽부터 R1, R2, R3, R4

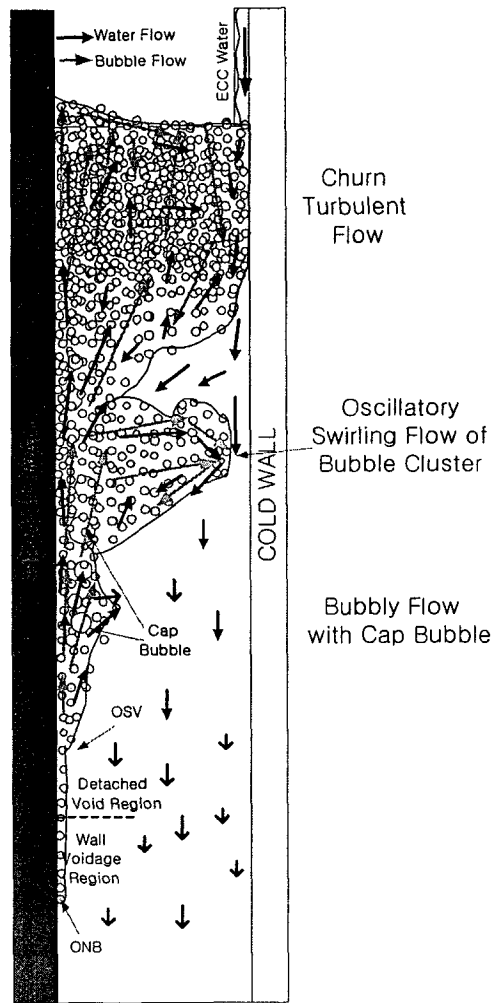


그림 3.3-5 실험에서 관측된
강수부 비등 현상

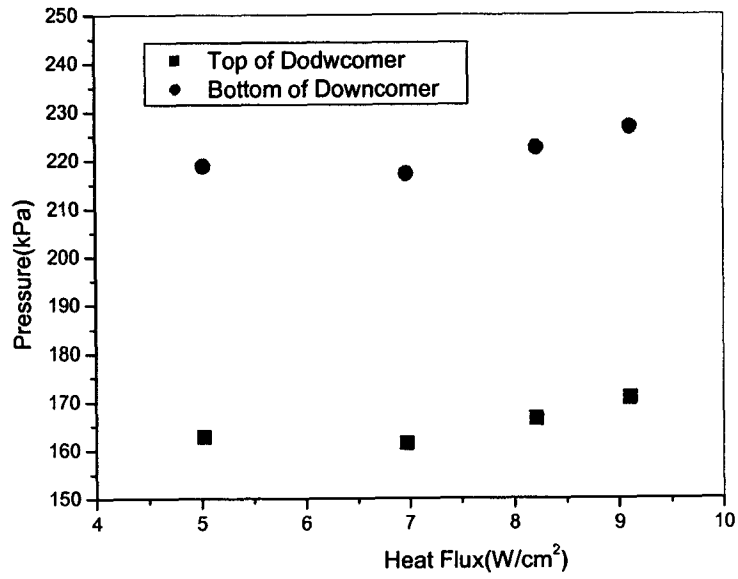


그림 3.3-6 강수부 상부 및 바닥에서의 압력분포

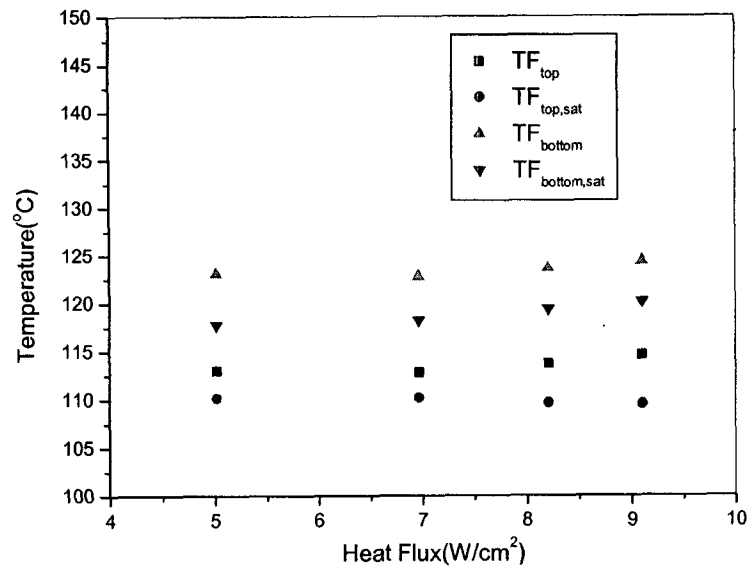


그림 3.3-7 강수부 상부 및 바닥에서의 냉각수의 온도

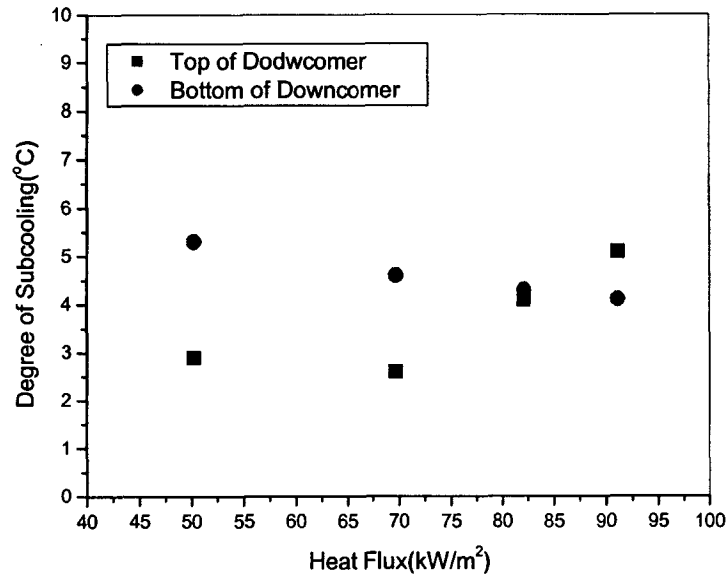


그림 3.3-8 강수부 상부 및 바닥에서의 냉각수의 과냉각도

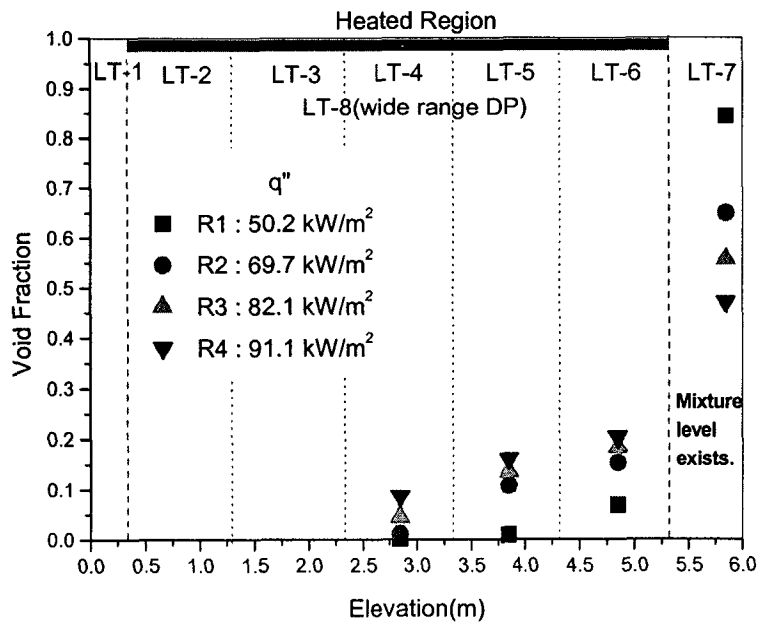


그림 3.3-9 열속에 따른 강수부에서의 기포율 분포

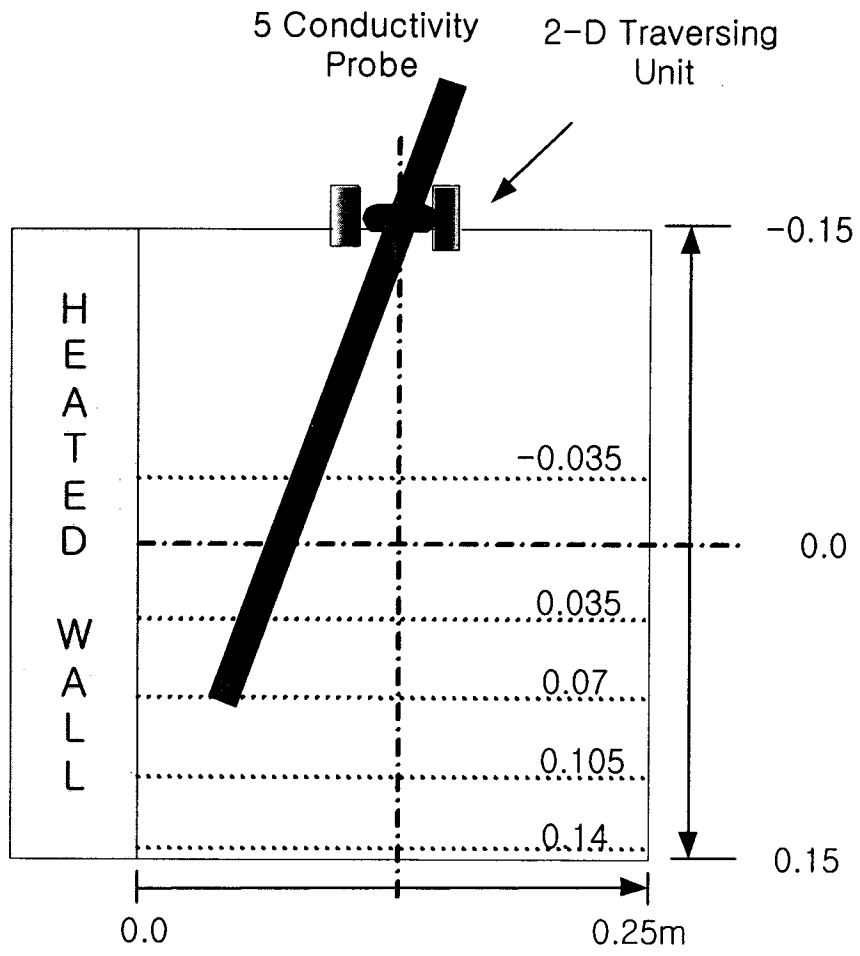


그림 3.3-10 측정 단면 및 2차원 이송장치 이송 개념도

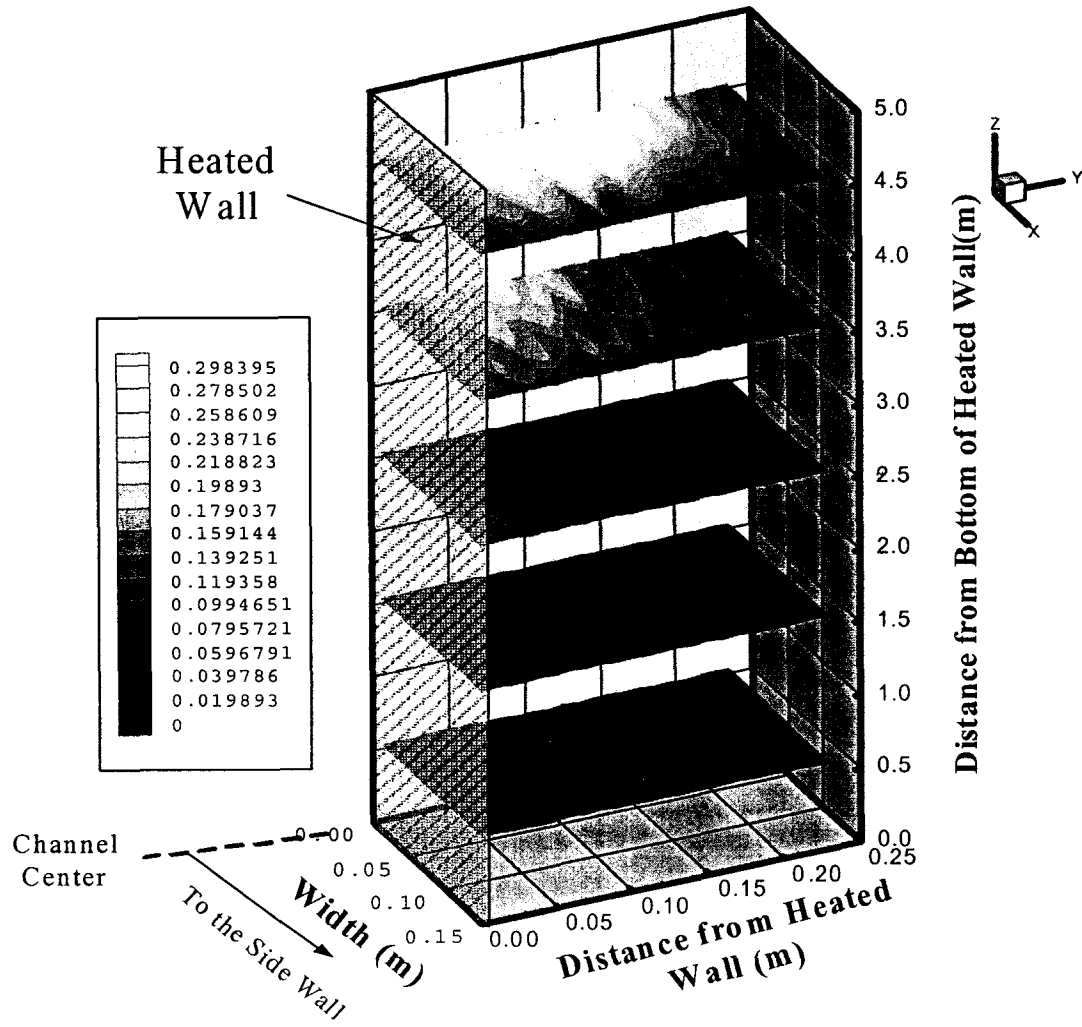


그림 3.3-11 국소 기포 계수 분포

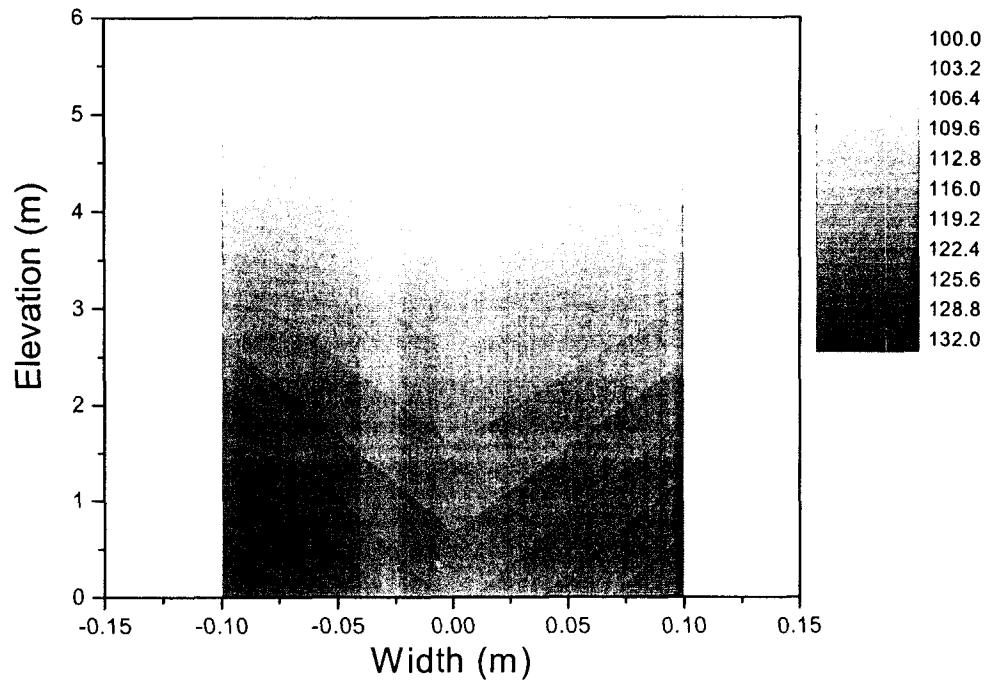


그림 3.3-12 강수부 모의부 표면 온도 분포

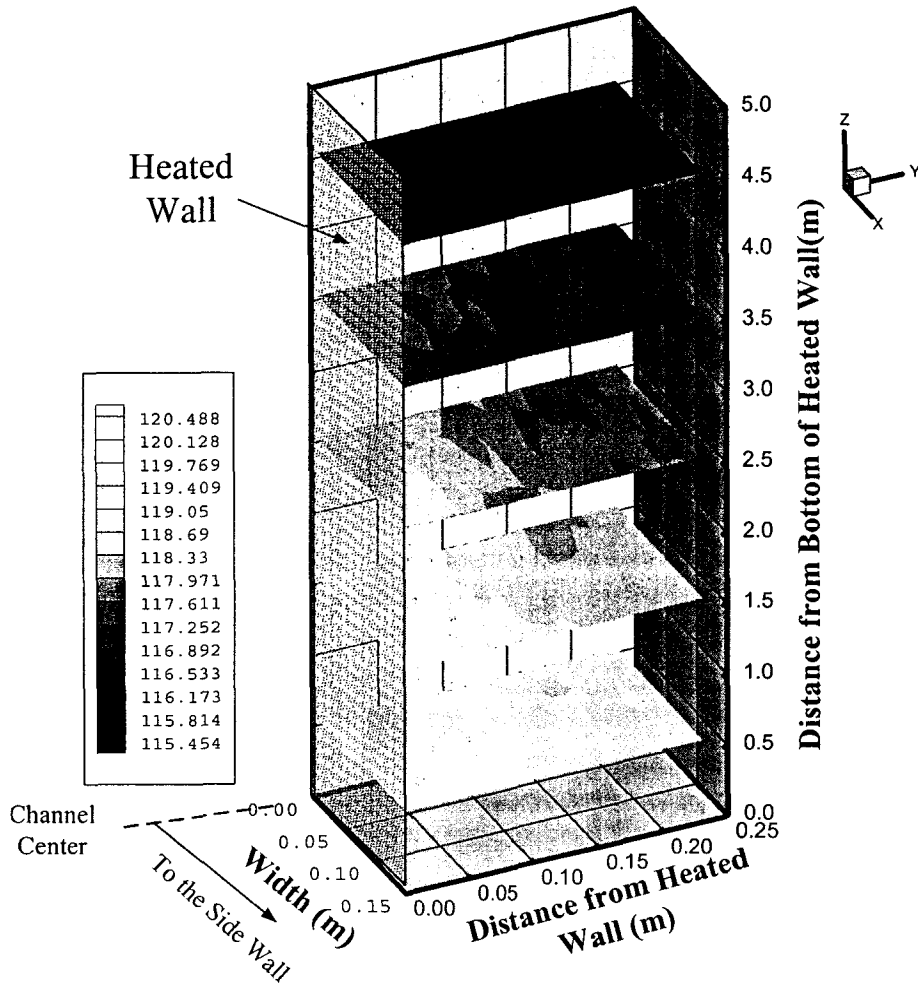


그림 3.3-13 강수부 내 물 온도 분포

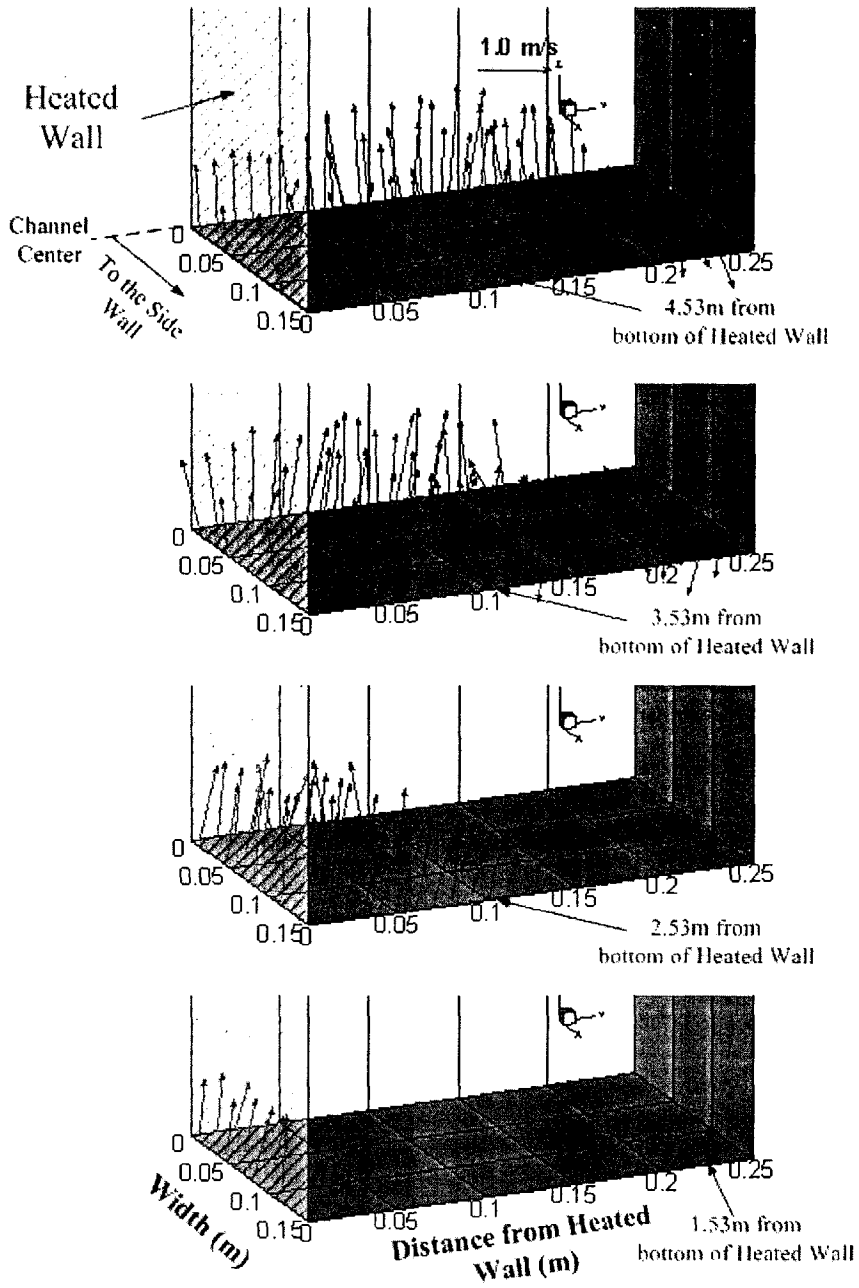


그림 3.3-14 강수부 내 기포 속도 분포

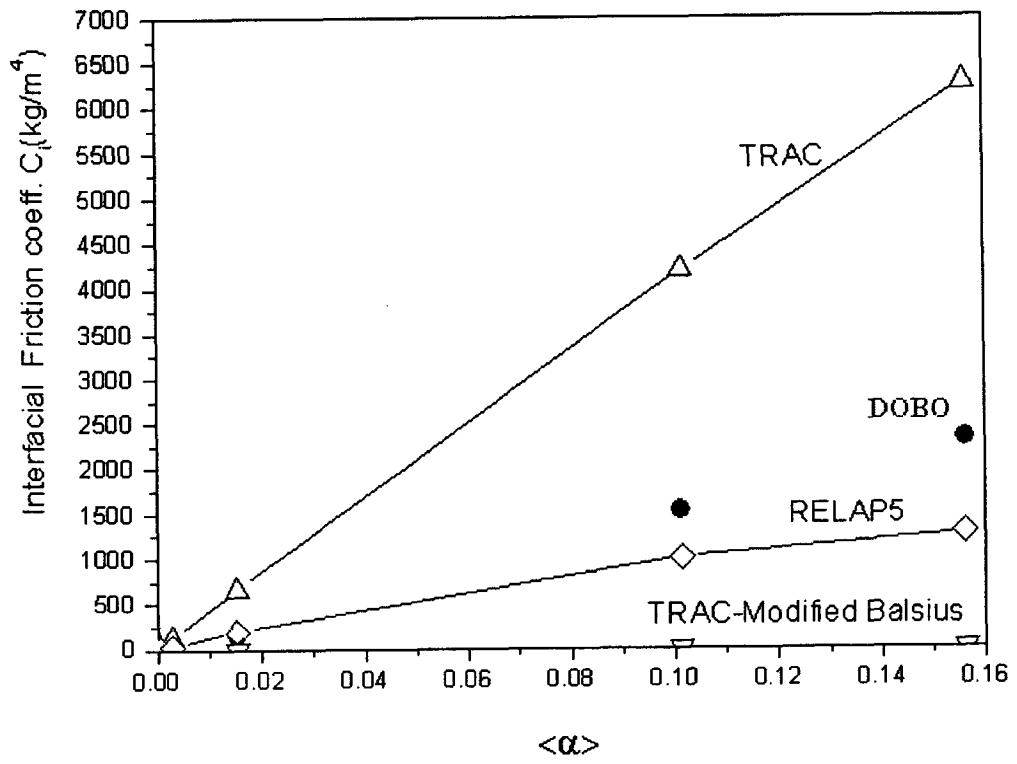


그림 3.3-15 실험 결과와 코드에서 사용되는 평균 계면 마찰계수 비교

제 4 절 비등 실험결과 안전해석

1. 개요

강수부 비등실험을 통해 관측된 비등현상은 기포경계층의 발달상황과 연계하여 다차원적인 특성을 가진다. 반면에 원자력 안전성을 위해 활용되고 있는 안전해석코드들은 기본적으로 일차원적인 유동조건에 대해 개발되어 온 코드이므로 강수부 비등과 같은 다차원적인 특성이 강한 현상을 해석하는데 있어서 한계가 있을 수 있다. 따라서 본 절에서는 안전해석코드의 강수부 비등 해석능력에 대해 평가하고, 취약점 및 개선방향을 도출하기 위한 연구내용을 기술하였다. 평가는 두 단계로 진행된 실험을 구분하여 수행하였다.

2. 계산모델

실험을 통해 관측된 강수부 비등현상은 벽면근처에서의 기포경계층의 발달현상과 함께 강한 다차원적인 특성을 가지므로 이러한 현상을 분석에 반영하기 위해 그림 3.4-1과 같이 두 가지의 노드화를 고려하였다. 첫 번째는 단일채널모델이고 나머지는 4채널모델이다. 4채널모델은 다시 파이프 모델과 Multi-D 모델로 구분하였다. 파이프모델에서는 횡방향 4개의 채널을 "PIPE"로 구성하여 모의하고, 채널사이를 "Multiple Junction"을 통해 연결하였다. 각각의 강수부 부체적은 수직방향기준으로 가열부 20개와 그 상부 4개의 비가열부로 구성하였다. 총 강수부 시험부의 횡방향 간격은 0.25m, 높이방향 길이는 가열부 5m, 비가열부 1m이다. 최종 제작된 실험장치의 가열부는 모델보다 약간 큰 5.1m의 높이를 가진다. 인가 총 에너지는 실험데이터를 활용하였다. 각 세부체적의 횡방향 및 높이방향 노드의 간격은 균일하게 설정하였다. 기포울의 분포는 채널간의 횡방향 연결부에서의 유동지도 및 수력학적 모델에 크게 영향을 받으며 이에 대한 영향을 평가하기 위해 횡방향으로 두 상이 단일속도를 가지도록 설정한 모델도 아울러 분석하였다. MARS3.0은 다차원적 유동현상을 해석하기 위한 별도의 모듈인 "Multi-D"를 가지고 있으며 현재 활발히 개발, 평가 중에 있다. 4 채널 모델의 두 번째로서 Multi-D 모듈을 활용한 분석도 아울러 수행하였다. 따라서 총 분석 경우는 네 가지로서 아래와 같이 정리된다.

· 단일채널모델

- . 4채널 PIPE모델: 횡방향 비평형 속도모델
- . 4채널 PIPE모델: 횡방향 평형 속도모델 (액상의 속도=기상의 속도)
- . 4채널 MULTID모델

각 모델의 경계체적은 크게 세 개이며 주 시험부의 아래쪽 액상배수체적, 상부의 증기방출체적, 안전주입체적이 그것이다. 이 중 주 시험부 상부 및 하부 경계체적과 주 시험부 사이에는 각각 세 개의 부 체적 노드를 가지는 PIPE를 구성하였고, 안전주입체적으로부터는 주 시험부로 바로 연결하였다. 실험 장치에서는 주입된 안전주입수가 강수부 내벽 모의 벽면을 따라 물막을 형성하며 하강하므로 4채널 모델에서는 가열벽면 반대쪽 채널상부에 안전주입체적을 연결하였다. 경계조건은 주 시험부 아래쪽 방류체적 및 상부의 증기방출체적의 압력을, 안전주입부의 온도 및 유량을 설정하였으며, 각 수치는 실험 자료를 그대로 반영하였다. 이외에 가열벽면으로부터의 열속은 가열부에 균일하게 설정하였으며 측정 출력을 가열부 면적으로 환산한 수치를 적용하였다. 실험을 통해 얻어진 경계조건은 아래와 같이 정리된다. 여기서 R1~4는 Phase 1 실험조건을, R2-1은 R2조건에 준하는 Phase 2 실험조건으로서 국소 열수력인자 측정데이터를 포함한다.

표 3.4-1 분석 경계 조건

CASE구분	R1	R2	R2-1a	R3	R4
열속 (kW/m ²)	50.2	69.7	70.5	82	91.1
하부경계압력 (MPa)	0.219	0.217	0.212	0.222	0.227
안전주입수 온도 (°C)	110.1	110.2	110.7	109.6	109.5
주입유량 (kg/s)	1.22	1.16	1.33	1.20	1.20

3. Phase 1 실험 데이터 평가

그림 3.4-2~3은 단일채널로 구성된 경우에 대한 주 시험부의 기포율 분포결과이다. 횡방향으로 단일노드이기 때문에 기포율의 횡방향 분포는 의미가 없으나 다른 분석모델결과와의 일관적인 표현을 위해 그림 3.4-2와 같이 contour 형태로 제시하였다. 단일채널 모델은 통상적으로 원자로 열수력 안전해석을 위해 사용되는 형태이다. 그러나 이러한 일차원적인 모델은 벽면에서 생성되어 기포경계층을 형성하면서 상승하는 증기유동과 하강하는

안전주입유량이 공존하는 복잡한 비등현상을 모의하는데 부적절하다. 이 모델에서는 벽면에서 생성되는 증기의 원활한 배출유로가 형성되지 않기 때문에 대부분의 생성 증기가 상부로 배출되기 전에 유동 속에서 응축되어 버린다. 따라서 시스템이 가지는 에너지는 큰 상태를 유지하며 이로 인해 시험부에는 많은 증기를 포함하게 된다. 그림 3.4-3은 단면평균 기포율이 전 높이에 대해 실험값보다 큰 값을 보이고 있다.

횡방향으로 4개의 파이프로 모의하고 각 채널사이를 “Multiple Junction”으로 연결한 경우, 기포율 분포는 그림 3.4-3~4와 같다. 그림과 같이 4 채널 모델은 횡방향으로 균일한 기포율의 분포를 보이며 벽면 근처에서 실험적으로 관측되는 기포경계층을 효과적으로 모의하지 못한다. 이러한 이유로서 MARS는 횡방향 연결부에서 속도가 특정 임계값 이하인 경우 성층류로 간주하며, 매우 활발한 증기의 횡적 유동을 유발한다. 이로 인해 횡방향 기포율 분포는 균일해진다. 한편, 다채널 모델은 횡방향으로 노드를 나누어 다차원적인 유동을 제한적으로나마 구현할 수 있다. 즉, 가열벽면에서는 상승유동, 반대쪽 벽면으로부터는 하향유동을 확보함으로써 높이에 따른 단면평균 기포율 분포는 단일채널의 경우에 비해서는 실험값과 가까운 분포를 가진다. 즉, 가열부 반대쪽으로부터 약간의 미포화도를 유지하고 있는 유량이 공급됨으로써 단일체적모델과 달리 시험부 하부에서의 기포율은 낮은 상태를 유지한다. 그러나 활발한 비등이 발생하는 중 상부 지역에서는 여전히 실험 데이터와 큰 오차를 보이고 있다. 실험을 통해 관측된 유동지도는 횡방향으로도 명백한 기포 혹은 슬러그 유동으로서 MARS의 결과와 상이하며, 향후 개선되어야 할 부분이다.

잘못된 유동지도 선택으로 야기된 활발한 증기의 횡적거동은 균일속도 모델을 적용함으로써 해소될 수 있다. 물론 기포 경계층이 충분히 확대된 영역에서 존재하는 “Slip” 현상은 반영될 수는 없으나 이 결과의 경향은 코드 개선의 중요성을 반증하는데 좋은 참고 계산이 될 수 있다. 그림 3.4-6~7은 4 PIPE 모델에서 횡방향으로 평형속도모델을 적용한 경우의 기포율 분포이다. 명확한 기포경계층이 보이며 실험에서 가시적으로 관측된 기포율의 분포를 잘 보여주고 있다. 높이에 따른 단면평균 기포율 역시 실험값과 거의 근사한 결과를 보이고 있다. 이러한 경향은 횡방향 연결부의 모델개선을 통해 다차원현상을 모의할 수 있는 가능성을 의미한다. 그러나 열속이 증가하면서 막비등이 시작되는 높이가 낮아지는 뚜렷한 경향을 보이는 실험 관측결과에 비해 횡방향 균일속도모델은 70kW/m^2 이상의 열속조건에 대해 막비등 시작점의 하강현상이 뚜렷하지 않다. 또한 뒤에 기술되겠지만, 유동

속에서의 증기속도의 분포와 주 시험부 하부로 방출이 되는 액상의 온도를 제대로 예측하지 못한다. 이는 비등영역 상부에서의 횡방향 기포거동을 역으로 과소평가함으로써 생성증기의 상부 방출이 지나치게 이루어지는 결과로 판단한다. 이러한 왜곡현상은 phase 2의 기포속도 실험데이터를 통해 확인될 수 있으며, 그 자세한 내용을 다음 절에 기술하기로 한다.

MARS는 다차원 문제를 다루기 위한 별도의 모듈인 “Multi-D”를 가지고 있다. 현재 활발히 모델 평가 작업이 이루어지고 있으며 본 강수부 비등현상은 모델 평가를 위한 좋은 열수력 조건이라고 할 수 있다. Multi-D에서는 다채널 PIPE 모델의 횡방향 연결부의 유동지도 문제가 개선되었으며, 그림 3.4-8~9는 기포율분포 결과를 보여주고 있다. Multi-D 계산 결과는 두 가지의 PIPE 모델분석을 통해 얻어진 기포율 분포특성을 잘 설명해주고 있다. 뚜렷한 기포 경계층을 보여주고 있음으로써 다채널 PIPE 모델이 기포율 횡적 분포 문제는 해결되었다. 그러나 높이에 따른 단면평균 기포율은 여전히 실험결과와 차이를 보이고 있으며 이 결과는 열전달 모델에 추가적으로 개선되어야 할 부분이 있음을 반증한다.

그림 3.4-10은 가열부에서의 평균 기포율을 보여주고 있다. 이 결과는 각 모델분석부분에서 도출된 수직방향으로의 단면평균 기포율 분포를 잘 반영하고 있다. 즉, 단일 채널모델은 실험데이터와 비교할 때 많은 기포량을 예측하며, 4채널모델은 다채널 영향으로 단일채널모델보다 적은 기포율을 예측하긴 하지만 여전히 과대평가하고 있다. 4채널의 횡방향으로 균일 속도 모델을 적용한 경우에는 실험데이터와 유사한 기포율을 예측하고 있으며 이는 횡방향 유동을 억제하여 생성된 증기를 벽면에서 효과적으로 배출시키기 때문으로 분석된다. Multi-D 모델은 횡방향의 기포경계층을 효과적으로 보여주고는 있으나 과대평가된 기포율을 예측하며, 그 정도는 파이프모델의 값과 유사하다.

그림 3.4-11은 열속조건에 따른 강수부 하부로 방류되는 액상의 온도 결과이다. 단일채널의 경우 벽면으로부터 비등되는 기포가 효과적으로 상부로 방출되지 못하고 과도하게 응축되며 이는 결과적으로 과도한 벽면의 유체로의 에너지 전달을 의미한다. 따라서 액상이 가지는 미포화도가 낮아지는 결과를 초래한다. 4채널 모델 중 횡방향으로 균일한 속도를 채택한 모델은 가장 벽면으로부터 발생된 증기를 효과적으로 상부로 전달하기 때문에 하부의 미포화도는 다른 다채널 모델에 비해 높은 결과를 가진다. 그러나 실험데이터와 절대값으로 비교하면 그 정도가 상당히 큰 것으로 분석되고 있으며 오히려 4채널 비평형 속도모델의 결과가 실험데이터와 잘 맞는 결과

를 보이고 있다. 따라서 MARS의 강수부 비등문제의 예측능력을 평가함에 있어서 횡방향의 유동지도 문제 이외에 열전달 모델에 있어서도 개선의 필요성이 제기되고 있다. 예를 들어, 4 PIPE 비평형 모델은 주 시험부에서 많은 증기를 예측하며 이는 액상으로의 많은 에너지 전달을 유발하여 하부의 온도를 증가시키는 역할을 하지만 하부의 온도가 측정값과 유사한 결과를 보이는 것은 계면을 통한 열전달이 과소평가되었음을 추측할 수 있다. 이러한 열전달의 불일치성은 계면에서의 열전달계수와 계면면적밀도 변수의 적절성에 의존하며 차후에 심도 있는 검토가 필요하다고 할 수 있다. 4채널 Multi-D모델의 결과는 기포율 결과에서와 같이 4 파이프모델의 결과와 유사한 특성을 가진다.

4. Phase 2 실험데이터 평가 (R2-1a)

본 절에서는 Phase 2 실험조건들 중 Phase 1의 R2 실험조건에 준하는 기포인자 측정을 위한 실험, 즉, R2-1a에 대한 MARS 평가내용을 기술한다. Phase 1 실험으로부터 강수부 비등현상과 관련한 시스템의 전반적인 거동을 확인할 수 있었으나, 국소적인 열수력적 거동을 프로브를 이용하여 직접 측정함으로써, 내부적인 강수부 비등 거동의 특성을 확인하고, 모델의 개선 필요성에 대한 근거를 더욱 확실하게 할 수 있으므로, 본 MARS를 이용한 예비 해석과 실험데이터와의 상호비교는 향후 개발될 안전해석 코드 및 CFD 코드의 열수력 모델 개발에 큰 일조를 하게 될 것으로 판단한다. 본 절에서는 국소적인 열수력인자들의 측정데이터를 함께 비교할 수 있기 때문에 보다 효율적인 MARS 코드 평가를 할 수 있다. Phase 1 조건에서의 분석결과들 및 여타 Phase 2 조건에서의 결과의 성향이 크게 다르지 않기 때문에 본 보고서에는 R2-1a에 대한 MARS 평가 결과만을 정리하였다. MARS의 평가방법은 Phase 1 조건에 대해 수행했던 방식을 따랐다. 즉, 그림 3.4-1의 두 가지 노드를 적용하였고, 주 시험부 상-하부의 각종 열수력 인자들은 실험데이터를 적용하였다. 이러한 분석경계조건들은 표 3.4-1에 함께 정리되었다. 그림 3.4-12는 주 시험부의 contour 비교결과로서 왼쪽에서부터 차례로 국소 기포율 실험데이터, 단일채널, 4 파이프모델, 횡방향 균일속도적용 4 파이프모델, 4 채널 Multi-D 모델의 결과이다. MARS 모델에서는 갭 방향과 수직인 방향, 즉 지면 수직방향으로는 한 개의 노드를 적용하였기 때문에 특정 높이에서 단면전체에 대해 측정된 실험데이터를 활용하기 위해서, 지면 수직방향으로 실험 데이터를 평균 취하는 과정이 선행되었다. 3.4-12(a)를 보면 가열벽면근처에서 하부로부터 확장되는 기포 경계층이 실험데이터에서

명확히 보이고 있다. 3.4-12(b)부터의 코드모델들의 결과와 3.4-13의 단면 평균 기포율 수직 분포그림 결과들은, Phase 1에서 분석되었던 경향을 잘 보여주고 있다. 즉, 단일채널모델은 과도한 기포율 예측을 하고 있고, 4채널 파이프 혹은 Multi-D 모델에서도 전반적으로 실험데이터보다 큰 기포율을 예측하고 있으나 Multi-D 모델에서는 횡방향 연결부의 유동지도의 문제가 해결됨으로 인해 실험에서 보이는 것과 유사한 기포 경계층이 보인다. 4파이프 모델의 횡방향 속도를 평형속도로 놓고 계산하는 경우 벽면에서의 기포경계층을 뚜렷하게 보여주고 있는데, 실험데이터와 비교해보면 그 뚜렷한 정도가 오히려 지나침을 알 수 있다. 단면평균 값은 실험데이터와 유사한 결과를 가진다. 그림 3.4-14는 기포속도의 분포로서 Phase 2 실험을 통해 추가적인 MARS 적용 모델들의 특성을 알 수 있는데, 실험에서 기포의 속도는 기포 경계층 내에서 1m/s 정도의 값을 가지며 상승하면서 기포경계층의 확장으로 인해 분포도 횡방향으로 확대, 형성이 되어 상부에서는 갭 중앙부에서 최대값을 가지는 포물선 형태를 가진다. 이러한 형태는 기포율의 분포특성과 크게 다르지 않다. 최대 속도의 절대값도 주 시험부 중간 이상의 영역에서 크게 변하지 않는 값을 가짐을 알 수 있다. 각 모델의 속도에 대한 평가는 그 위치에서 기포율이 실험과 다르기 때문에 예측 특성을 명확히 논하기는 어려우나, 단일 채널 모델의 결과는 전반적으로 실험데이터의 크기범위에서 크게 벗어나지 않는다. 즉, 이는 강수부 비등문제를 해결하기 위한 주된 모델 개선방향으로서, 계면에서의 마찰모델의 중요도가 상대적으로 떨어지는 것이라고 할 수 있다. 4파이프 모델과 Multi-D 모델의 특성은 전반적으로 비슷하게 나타나고 있는데, 횡방향 분포가 약간 다른 것을 알 수 있다. 4파이프 모델에서는 하부에서 횡방향 모션을 과도하게 예측함으로써 상부로 전달되는 기포의 모멘텀을 상당히 잃어버린 상태에서 상부로 속도가 전달되기 때문에 가열벽면에서 최대값을 가지며 반대벽면으로 감소되는 속도의 분포가 실험과 유사하게 나타나는 듯 보인다. 그러나 이러한 결과는 운동량 전달의 출발점이 잘못 됨으로 인해 우연히 얻어진 분포특성으로 판단된다. Multi-D 모델에서는 하부에서부터 반대쪽 벽면의 기포율이 크고, 이로 인해 큰 값을 가지는 증기의 상승속도가 하부로부터 전파됨으로 인해 상부에서의 횡방향 속도분포가 실험데이터와 다소의 차이가 있는 결과를 보인다. 그러나 전체적인 유동의 거동을 예측하는 관점에서 단일 채널 모델이나 4채널 모델은 결과에 치명적인 영향을 줄 만한 오류가 있다고 보기는 어렵다. 반면 횡방향으로 기포의 유동을 억제시킨 4 채널 횡방향 균일 속도 모델의 경우 벽면에서 생성되는 증기의 흐름을 지나치게 상-하 방향으

로 제한함으로써 강수부 상부에서는 비 물리적인 과도한 상승속도를 야기하고, 강수부 가열벽면에서 약간 떨어진 이후의 곳에서는 매우 작은 속도를 가지는 결과를 보이며, 이는 실험데이터를 크게 왜곡하는 결과이다. 이 모델은 기포경계층이 발달하기 시작하는 높이에서 코드와 달리 횡방향 모션이 적은 관측결과에 착안하여 적용된 모델이기 때문에 상당한 횡방향 모션이 나타나는 중-상부 영역에서는 적용할 수 없음을 나타내고 있다. 그림 3.4-15와 16은 각각 가열부 평균 기포율과 강수부 하부의 미포화도 결과이다. x, y축은 각각 실험데이터와 MARS 예측 값으로서 $y=x$ 선상에 있는 포인트는 코드계산값이 실험데이터를 잘 일치한다는 의미를 가진다. 가열부 기포율을 잘 예측하는 4채널 횡방향 균일속도 모델은 하부의 미포화도를 과하게 예측하며, 하부 온도를 적절히 예측하는 4파이프 모델이나 Multi-D 모델은 기포율을 과도예측하고 있다. 이러한 특성은 결과적으로 강수부에서 생성된 증기의 에너지의 액상으로 전달량이 실험데이터보다 적다는 것을 의미함으로써, 계면을 통한 에너지 전달 모델의 개선의 필요성을 반증하는 결과라 할 수 있다. 물론 이미 하부에서 포화상태에 도달하는 단일채널 모델 등의 결과들은 벽면에서 생성되는 증기량이 과다함을 의미한다고 할 수 있다. 따라서 강수부 비등의 문제는 기존의 열수력모델로 직접적으로 풀기에는 부족함이 많으며, 기존에 중요도를 부여했던 계면을 통한 마찰의 영향 뿐 아니라 벽면에서의 비등모델과 유동 속에서 응축을 통한 계면에서의 에너지 전달 모델의 적절성을 다차원 유동 특성을 감안하여 평가되어야 함을 보여주고 있다.

5. 강수부 모델의 원전 LBLOCA 해석 적용

앞서 분석한 개별효과 실험 및 MARS 해석결과는 LBLOCA에 대한 원자력 안전해석상에 강수부의 다차원 현상이 중요한 영향을 미치며, 현상에 기반한 적절한 모델이 요구됨을 보여준다. 강수부를 갭 방향으로 하나의 노드로 모의하는 기존의 방법론은 원자력 안전성에 중요한 두 가지 측면의 현상 왜곡을 줄 수 있다. 즉, 강수부내의 기포율을 크게 예측하여 수두의 지나친 감소를 초래할 수 있다는 점과, 벽면에서 비등을 통해 생성되는 증기의 효과적인 방출을 못 시킴으로 인해 발생하는 과도한 액상으로의 에너지의 증가로 노심입구 온도를 크게 하는 영향을 미친다. 이 두 가지 현상의 왜곡은 원자력 안전성에 부정적인 영향을 미치며, 실험을 통한 개별 효과 데이터와의 비교분석에서도 그 가능성이 평가되었다. 앞선 분석결과에 따르면 강수부를 갭 방향으로 여러 개의 채널로 나누어 Multi-D 모델을 적용한 MARS 해

석결과는 제한적이거나 실험에서 관측된 강수부 비등현상을 정성적으로 잘 예측하고 있으며, 정량적으로 볼 때, 강수부 하부 온도를 실험값과 유사하게, 그리고 강수부 내부의 기포율을 여전히 크게 예측하고 있다. 이는 다채널 Multi-D를 이용한 강수부 모델이 현상을 잘 대변하며, 안전해석에 필요한 보수성도 어느 정도 확보하고 있음을 보여주고 있다. 이러한 개별효과 특성이 실제 플랜트 해석에서도 구현이 되는지를 살펴보기 위해 본 연구에서는 강수부를 갭 방향으로 4 채널 Multi-D 모듈을 적용한 모델과 기존의 전형적인 안전해석 모델과 비교 평가를 수행하였다. 대상 플랜트는 APR1400으로 삼았으며, 그림 3.4-17은 하부 강수부 영역을 수직으로 5개, 원주방향으로 6개로, 갭 방향으로는 하나의 노드구조를 가지고 있는 모델로서 원자력 안전해석을 위해 전형적으로 활용되고 있는 형태이다. 강수부의 다차원적인 특성이 원자력 안전해석에 미치는 영향을 보기 위해, 그림 3.4-18과 같이 강수부 부분을 갭 방향으로 4개로 구분하고, 그 외 나머지는 기존 모델과 동일하게 한 모델 결과와 비교를 수행하였다. 두개의 모델의 정확한 비교를 위해 대체하는 강수부 영역에서의 체적 및 유로면적을 정확하게 일치시켰고, 강수부를 통한 압력강하 역시 기존 모델과 일치하도록 연결부의 K값을 약간 조정하였다. 그림 3.4-19~26은 두 가지 LBLOCA 해석 모델의 분석 비교결과이다. LBLOCA 해석에 있어서 가장 중요하게 고려되어야 하는 최종 인자는 피복재 온도이고, 이에 큰 영향을 주는 인자는 노심입구 온도와 강수부/노심 수위이다. 그림 3.4-19는 노심입구 미포화도로서 안전주입탱크로부터의 고유량이 종료된 이후 소량의 안전주입펌프 유량으로만 노심 냉각 기능을 수행하는 후기 재관수 기간 동안 노심입구에서의 미포화도가 점차적으로 감소하는데, 기존의 모델은 미포화도를 전부 잃어버리는 수준까지 내려갔다가, 회복하는 추이를 보이는 반면, 강수부 Multi-D 모델은 특정 값의 미포화도를 유지하고 있음을 알 수 있다. 이는 강수부 실험결과와 비교한 MARS 분석결과와 거의 일치한다. 그림 3.4-20과 21은 후기 재관수 기간 동안 노심 및 강수부 수위로서, 강수부 Multi-D 모델이 기존의 모델보다 상회하는 결과를 보여주고 있다. 이 세 가지 인자들의 영향으로 인해, 피복재 온도는 기존모델에서 노심입구의 미포화도가 상실되는 시점에서 재가열 현상이 발생하여 일정 시간구간동안 피복재 온도의 상승현상을 가지는 반면, 강수부를 Multi-D 모듈을 이용하여 분석한 경우에는 안전성에 중요하게 고려되고 있는 후기 재가열현상이 전혀 일어나지 않고 있음을 알 수 있다. 또한 Blowdown과 초기 재관수 기간 동안에 발생하는 피복재 가열현상에 대해 두 모델이 정량적으로 거의 동일하게 나타나고 있음을 보여주고 있다.

이는 강수부 모델 변화가 Blowdown 과 초기 재관수 기간동안에는 거의 영향이 없고, 강수부 내 다차원 현상에 명확해지는 후기 재관수 기간동안에 큰 영향을 주고 있음을 잘 보여주는 결과라고 할 수 있다. 그림 3.4-22는 이러한 피복재온도의 경향을 잘 보여주고 있다. 그림 3.4-23~26은 계산의 건전성을 위해 여러 가지 인자들의 결과를 두 모델에 대해 비교 하였다. 그림에서 보듯이, 노심출력, 안전주입유량, 일차측 압력, 파단유량에 대해서는 두 모델의 차이를 식별할 수 없을 정도로 거의 정확하게 일치하는 결과를 보이고 있다. 이는 강수부 모델 대체 평가가 성공적으로 수행되었음을 반증하는 결과라고 할 수 있다.

본 플랜트 해석결과는 원자력 안전해석상에서 현상에 기반을 둔 모델의 중요성을 다시 한 번 부각시킨 좋은 해석 사례라고 할 수 있다.

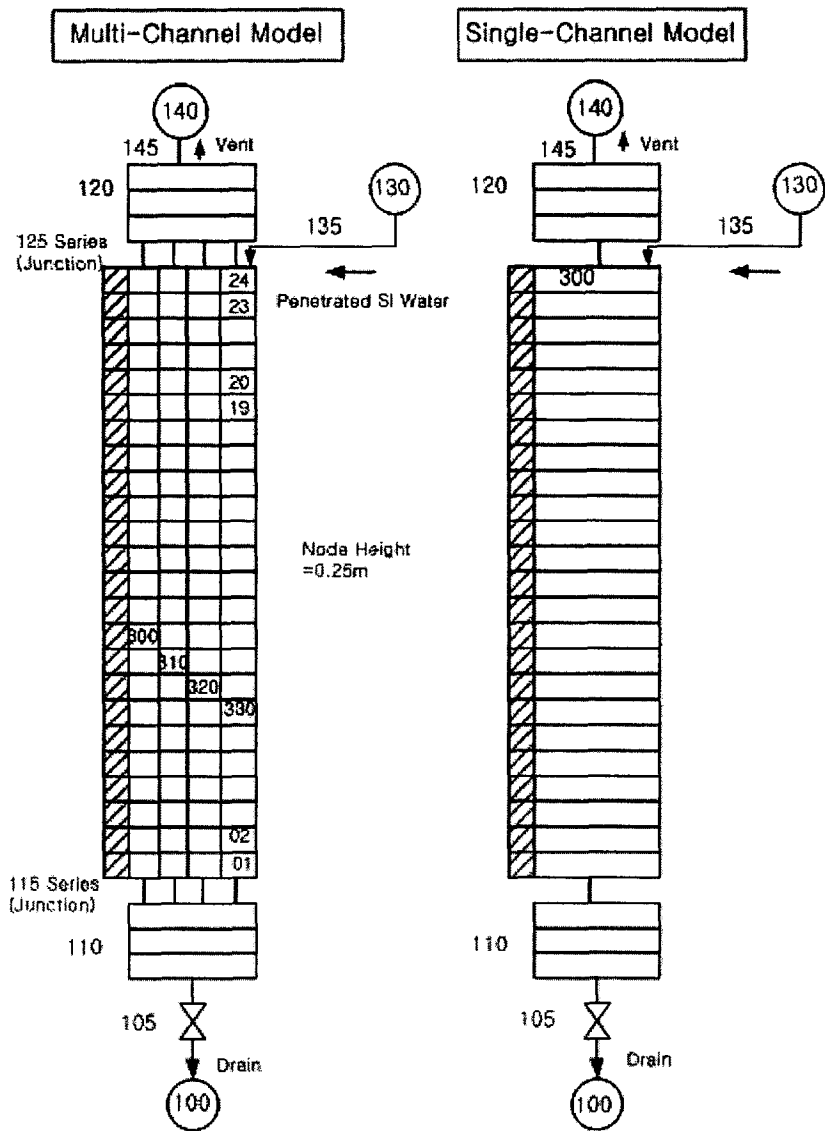


그림 3.4-1 강수부 비등해석을 위한 MARS 모델

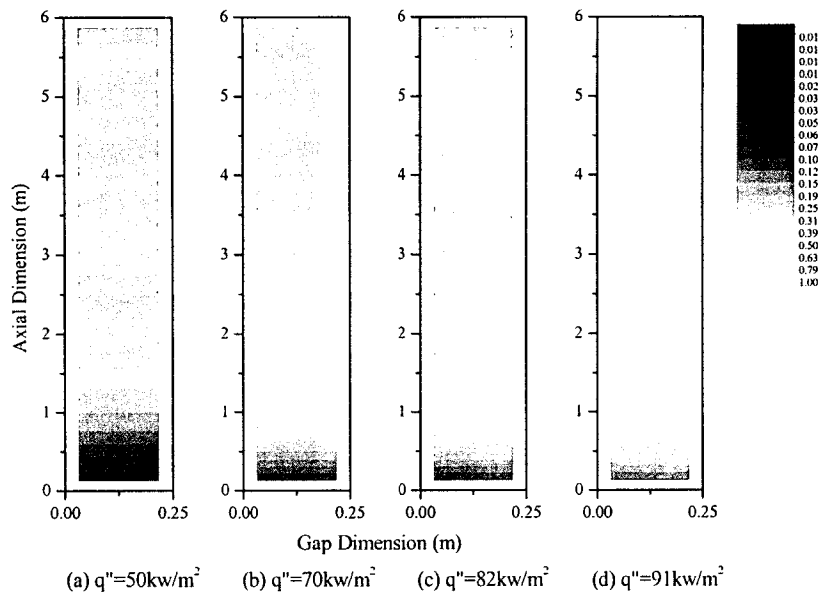


그림 3.4-2 주시험부 기포율 분포: 단일채널, Contour

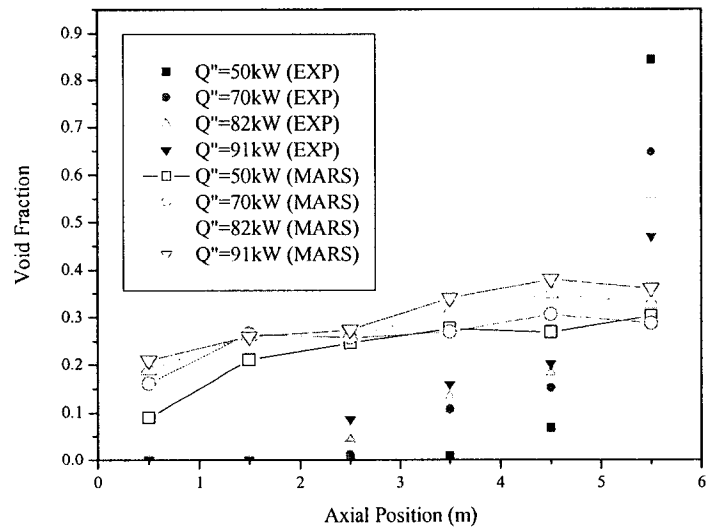


그림 3.4-3 주시험부 기포율 분포: 단일채널, 단면평균

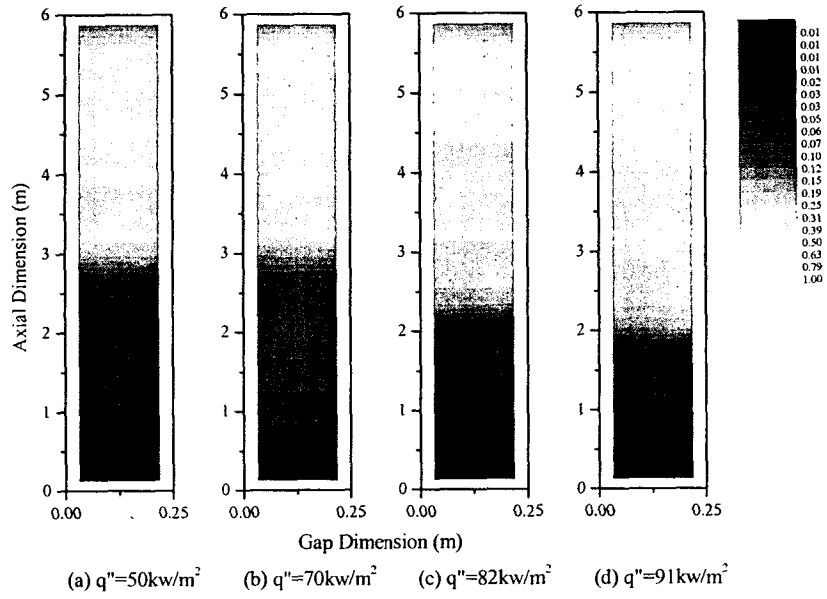


그림 3.4-4 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe, Contour

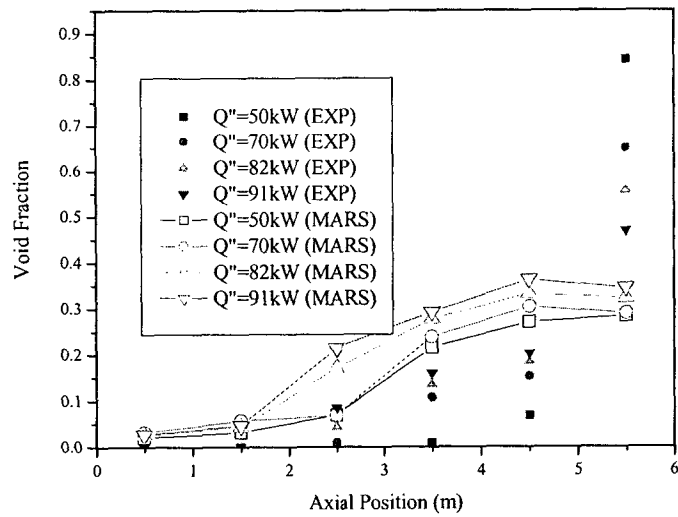


그림 3.4-5 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe, 단면평균

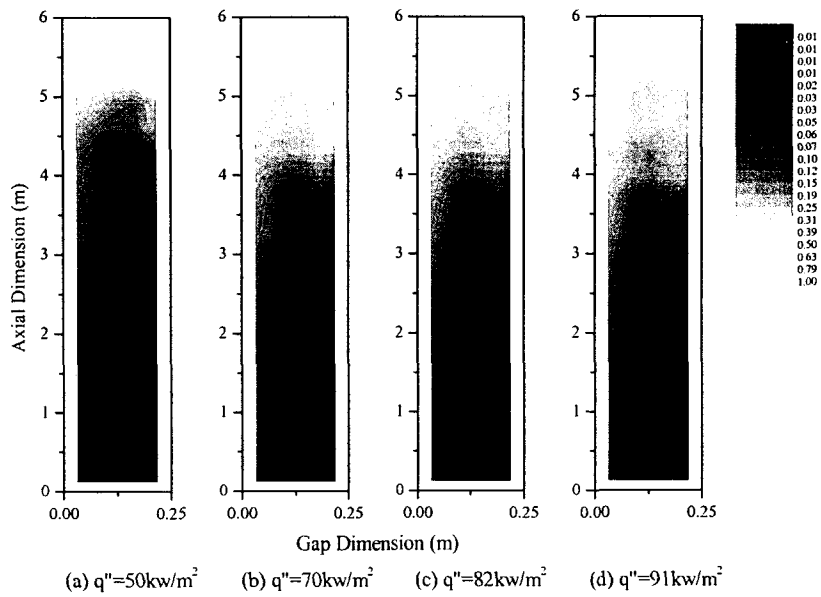


그림 3.4-6 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe
 횡방향균일속도모델, Contour

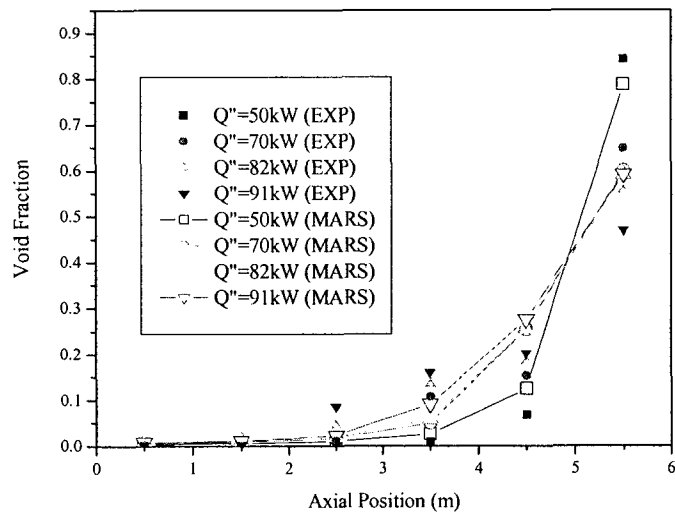


그림 3.4-7 주시험부 기포율 분포: 4 Pipe
 횡방향균일속도, 단면평균

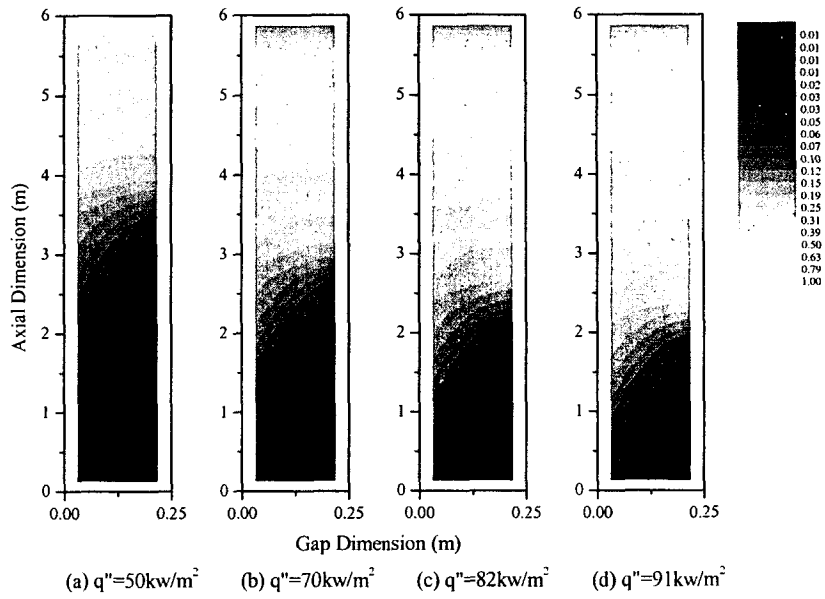


그림 3.4-8 주시험부 기포율 분포: 4채널 Multi-D, Contour

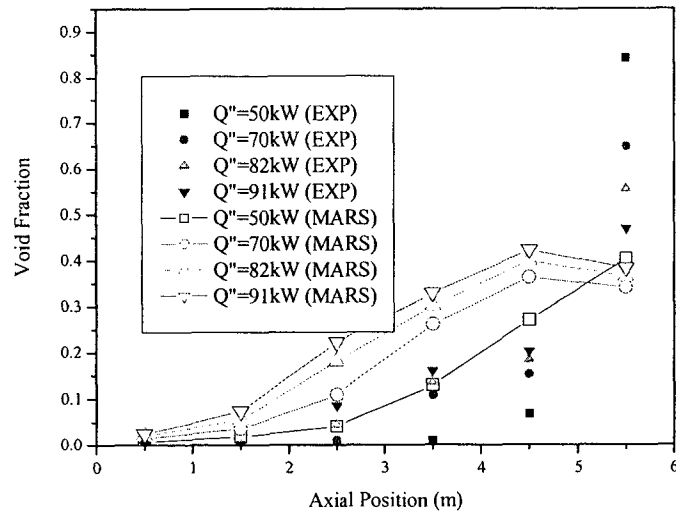


그림 3.4-9 주시험부 기포율 분포: 4채널 Multi-D, 단면평균

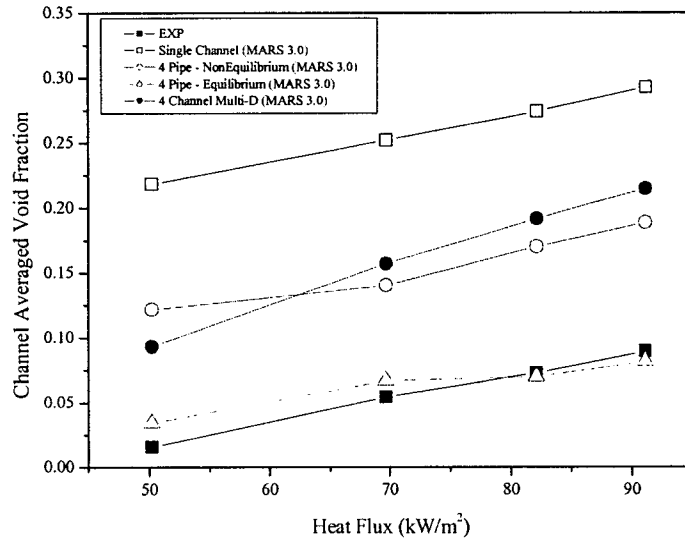


그림 3.4-10 가열부 평균 기포율

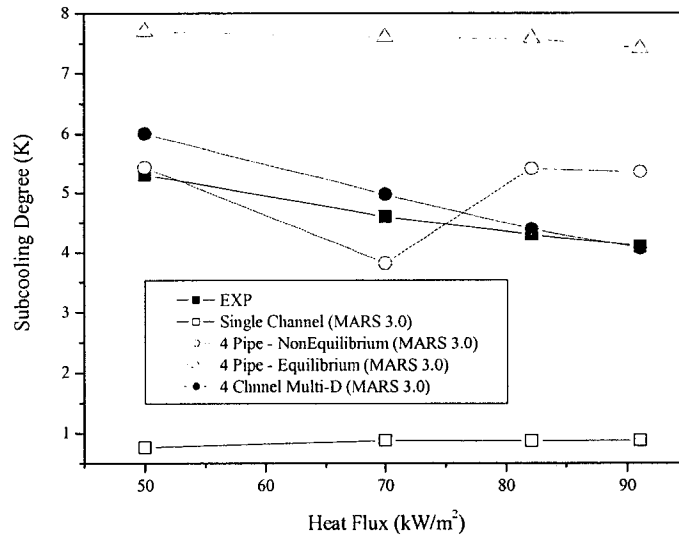


그림 3.4-11 강수부 모의 하부 미포화도

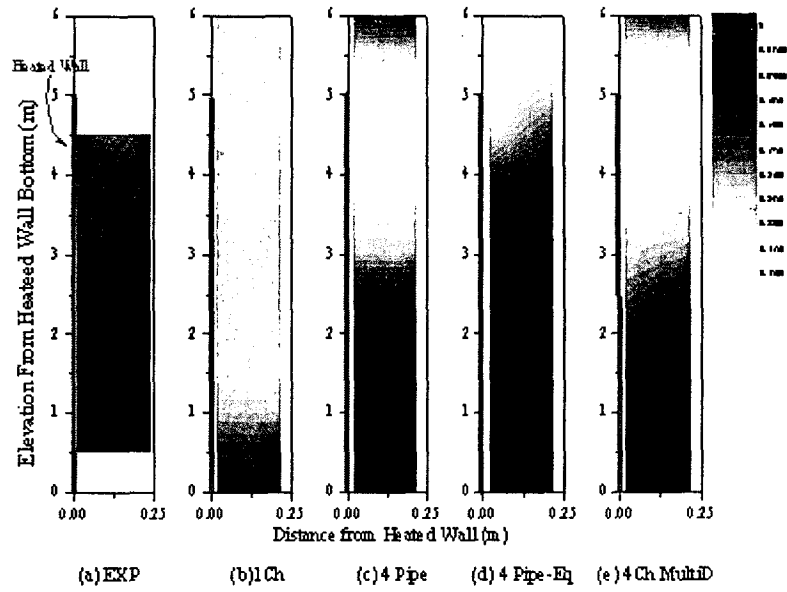


그림 3.4-12 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포율 Contour비교

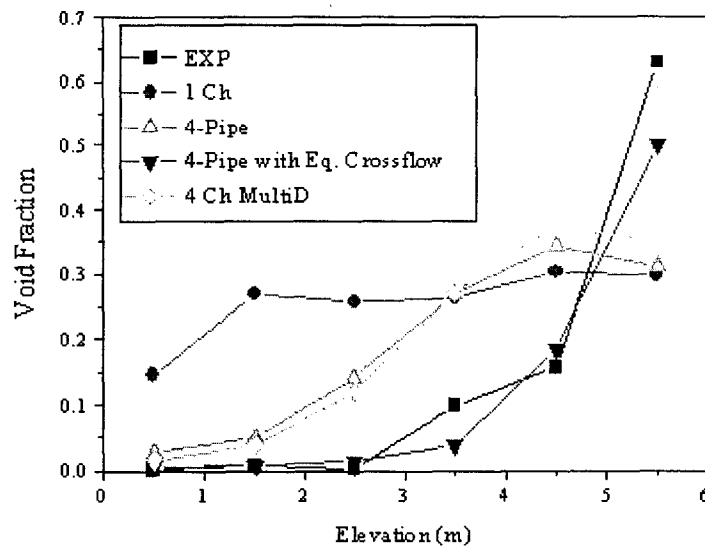


그림 3.4-13 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포율 단면평균 비교

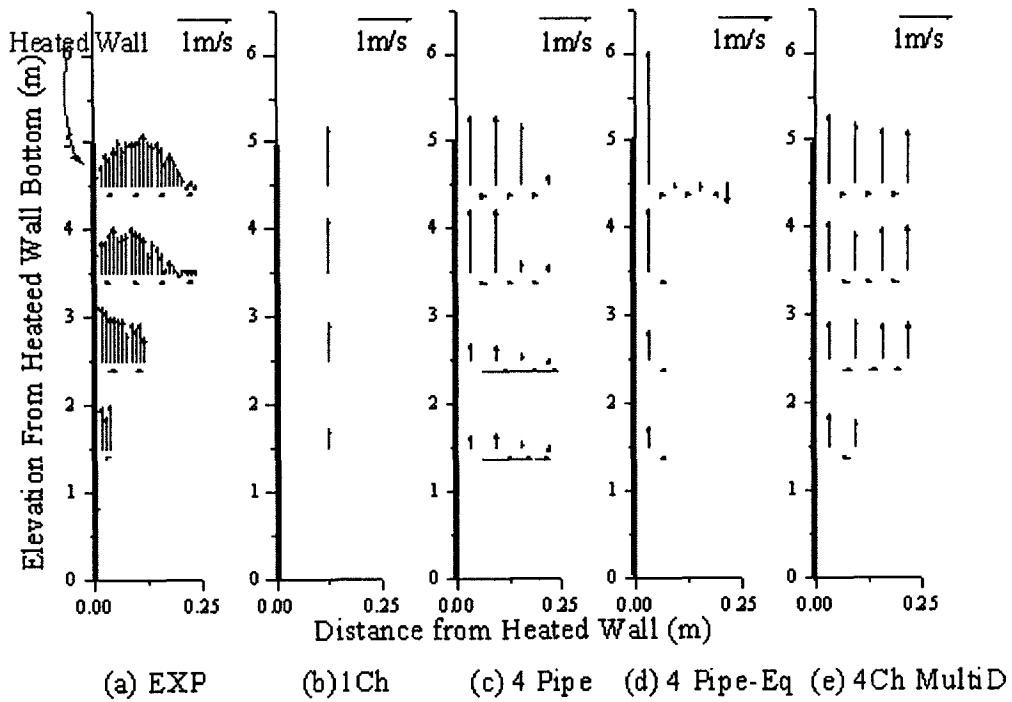


그림 3.4-14 R2-1a(70kW/m²)조건에서 주시험부 기포속도비교

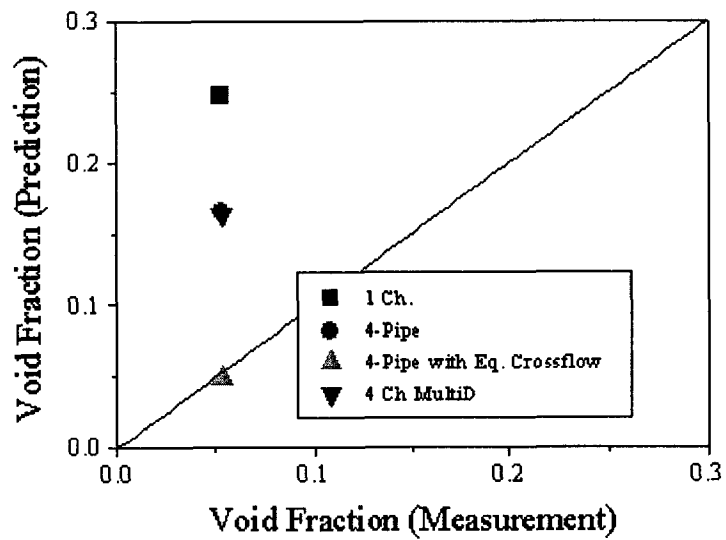


그림 3.4-15 R2-1a(70kW/m²)조건에서 가열부 평균 기포율 비교

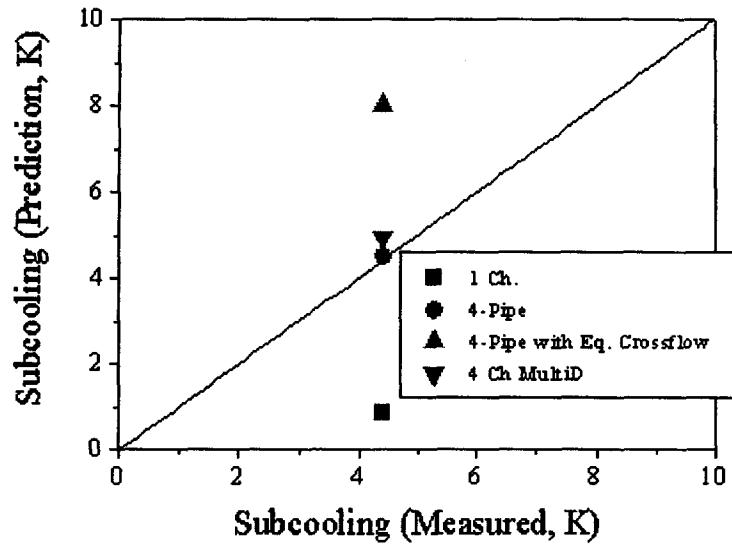


그림 3.4-16 R2-1a(70kW/m²)조건에서 강수부 모의 하부 미포화도

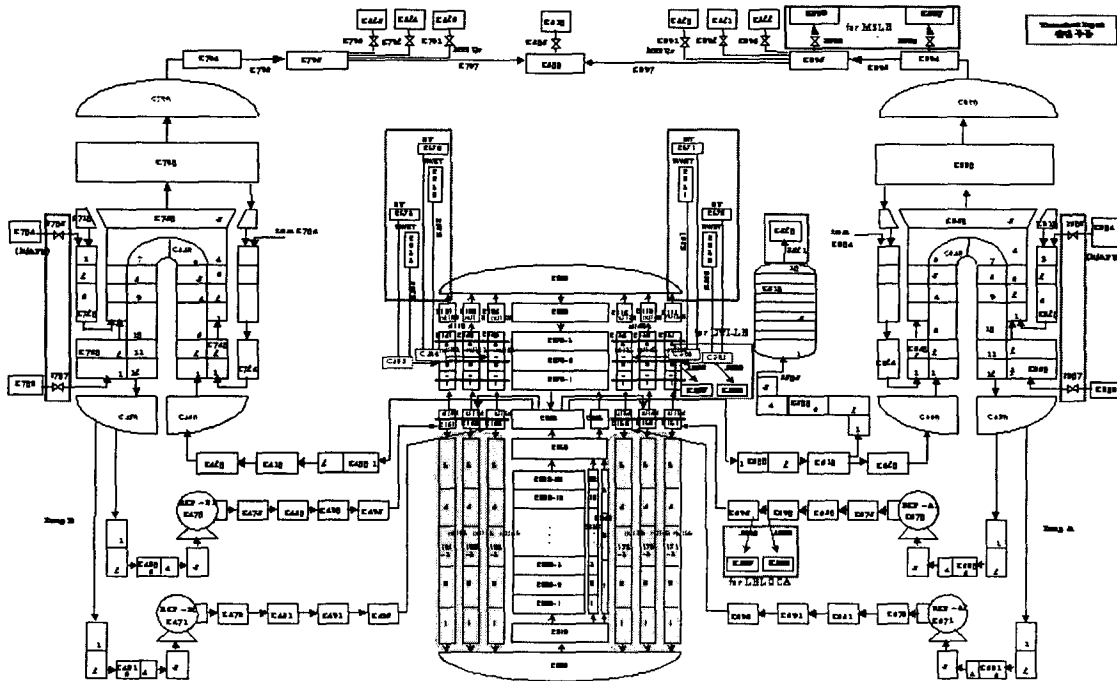


그림 3.4-17 APR1400 해석을 위한 MARS 모델 1

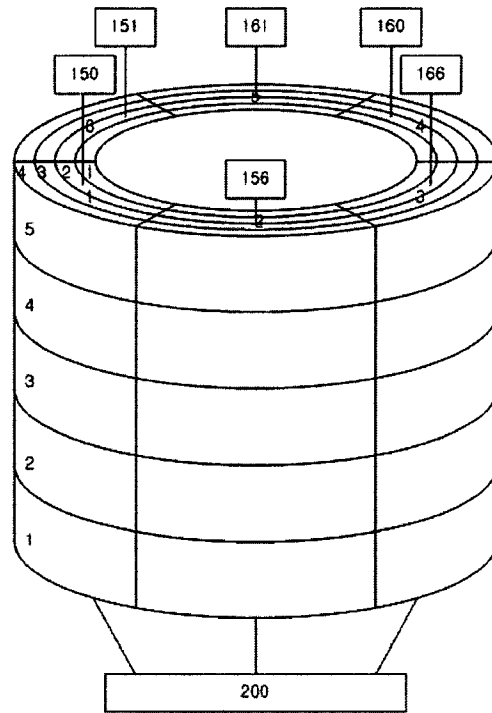


그림 3.4-18 APR1400 해석을 위한 MARS모델 II의 강수부 모델(Multi-D모델)

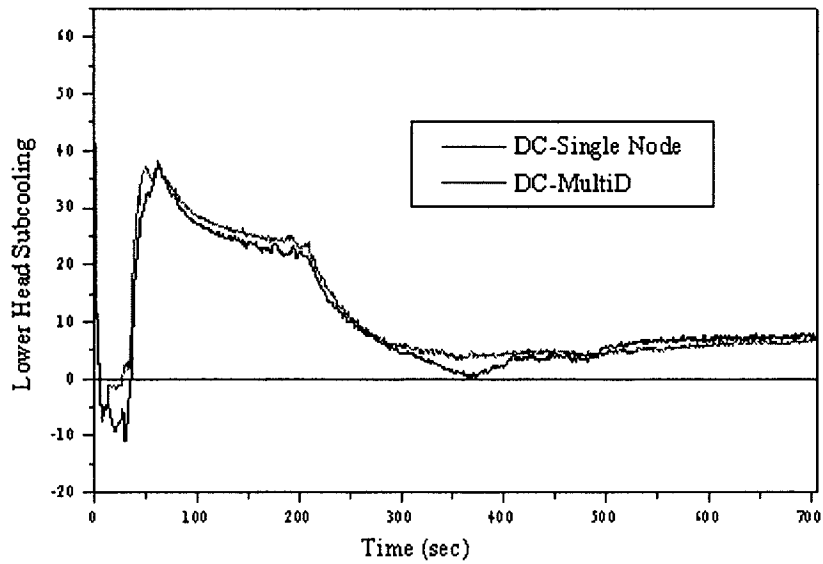


그림 3.4-19 APR1400 LBLOCA 해석결과: 강수부하부 미포화도

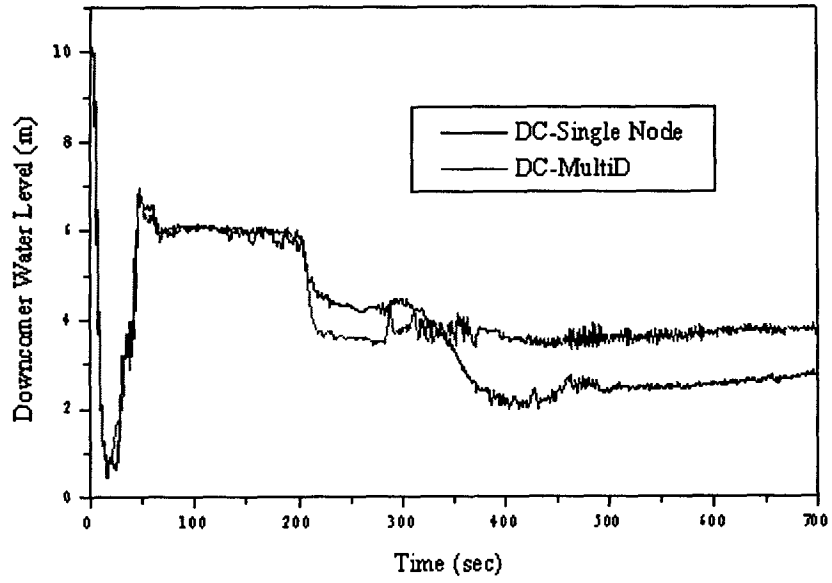


그림 3.4-20 APR1400 LBLOCA 해석결과: 강수부 수위

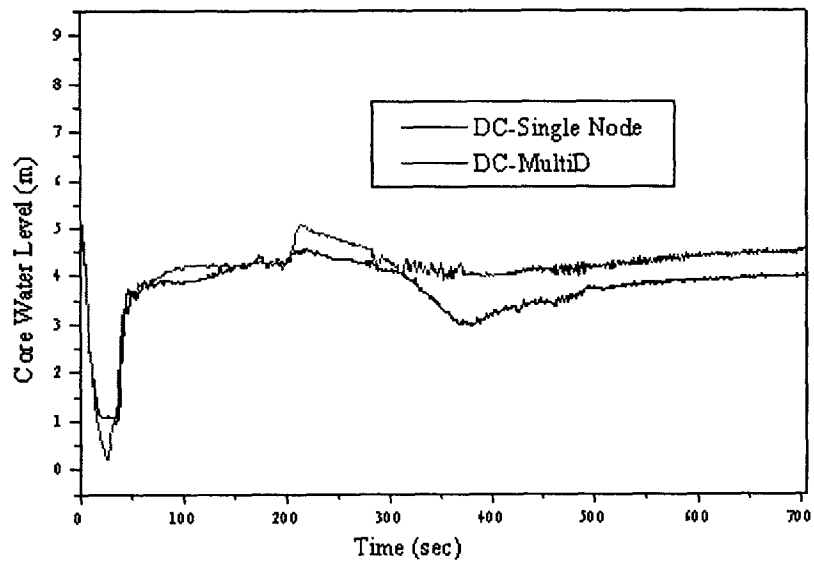


그림 3.4-21 APR1400 LBLOCA 해석결과: 노심 수위

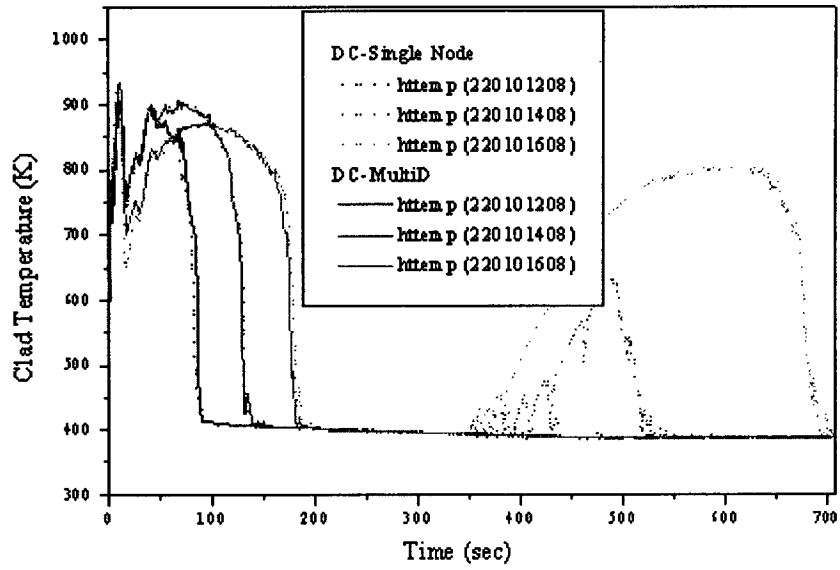


그림 3.4-22 APR1400 LBLOCA 해석결과: 피복재온도

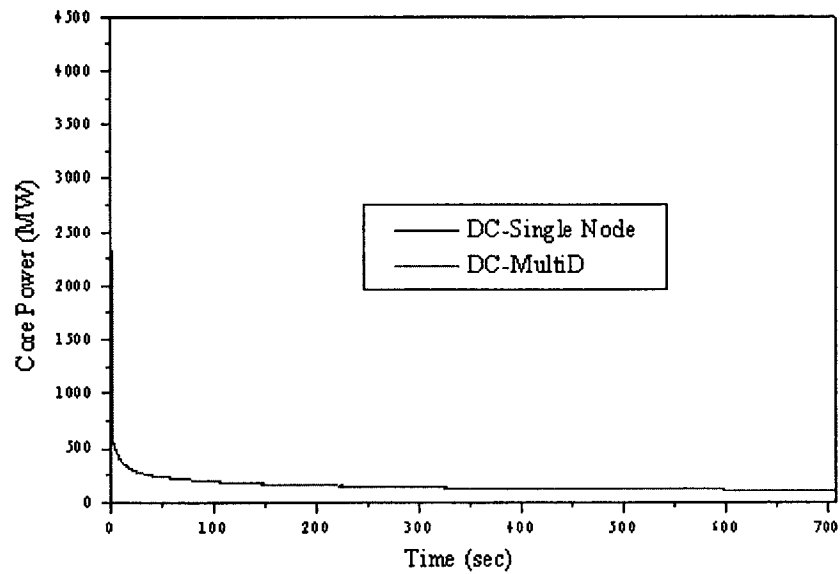


그림 3.4-23 APR1400 LBLOCA 해석결과: 노심 출력

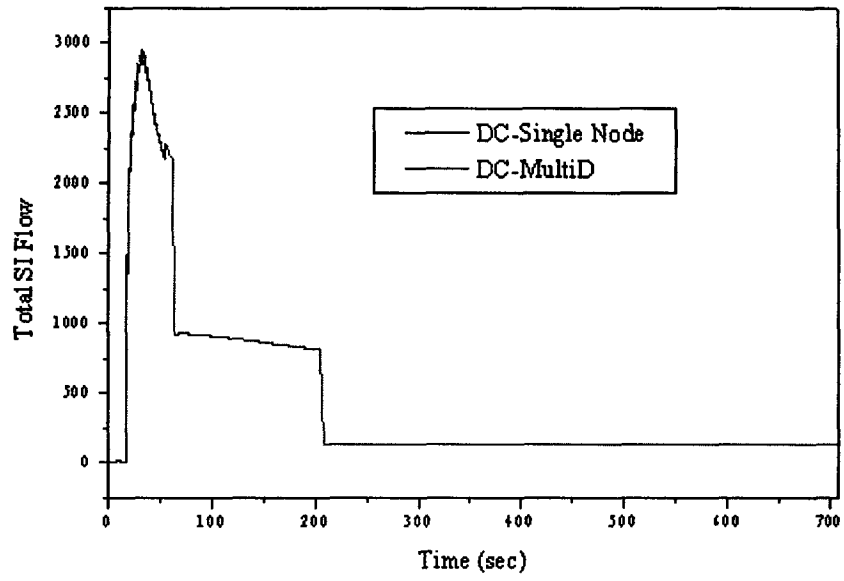


그림 3.4-24 APRI400 LBLOCA 해석결과: 안전주입유량

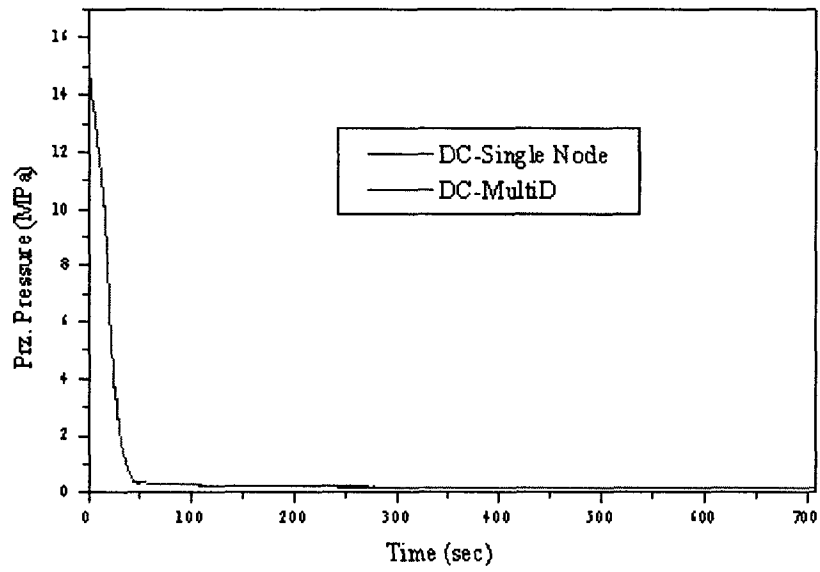


그림 3.4-25 APRI400 LBLOCA 해석결과: 가압기 압력

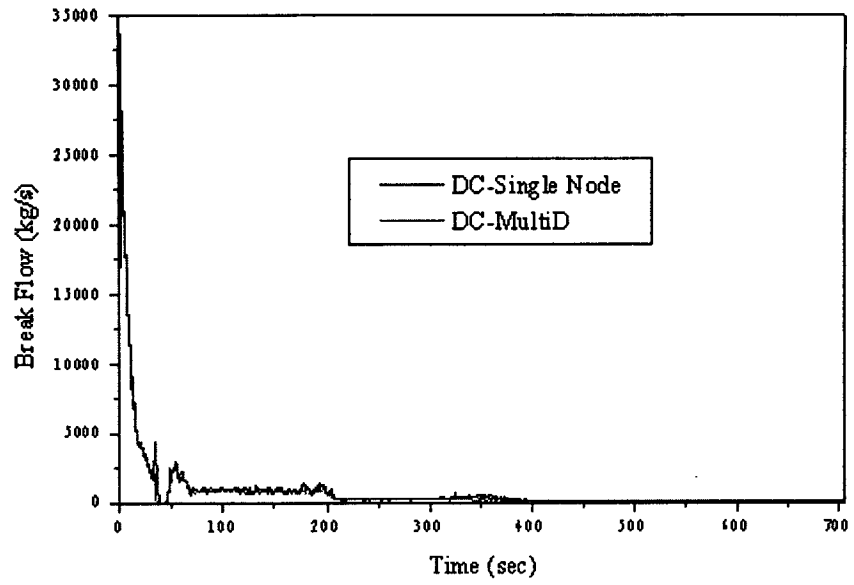


그림 3.4-26 APR1400 LBLOCA 해석결과: 파단유량

제5절 결론 및 향후 연구방향

APRI400의 인허가 현안인 대형냉각재 상실 사고시 강수부에서 발생하는 비등 현상을 규명하기 위한 실험 및 해석 연구가 진행되었다. 실험은 정상 상태조건에서 수행되었다.

실험에서는 최적 코드를 통해 도출된 사고 경계조건을 활용하여 강수부 비등실험의 실험 조건을 얻었다. 실험장치는 원자로 강수부의 저온관 이하 환형부를 모의 대상으로 하고 있으며 원주방향으로 1/47부분을 모의하는 사각 채널로 설계하였다. 강수부 모의부는 APRI400의 강수부 높이, 강수부 간격을 보존시키고, 주입수의 온도 및 압력 조건을 사고 예비해석을 통해 얻어진 데이터와 동일하게 유지하고자 하였다. 실험 장치는 사각채널의 두 개의 벽면에 가시화가 가능한 투시창을 설치하여 강수부에서 발생하는 비등 현상의 관측이 가능하게 하였다. 관측결과 명확한 기포경계층이 가열벽면 근처에서 형성이 되어 상부에서 순환하는 이상 유동 패턴을 관측할 수 있었다. 가열 영역에서의 측정된 기포율은 주어진 열속 조건에서 최적 해석코드에 의해 예측된 기포율 값보다 작게 측정되었다. 이는 본 실험이 이루어진 유동 조건에서 강수부 비등 현상에 의해 발생한 수두 저하가 노심 재관수율에 주는 영향이 크지 않음을 보여야한다. 관측된 다차원적 유동 패턴을 정량화하기 위해 국소 5 전도성 프로브를 활용하여 축 방향으로 총 5개의 측정 단면에서 열수력 인자들을 측정하는 연구가 수행되었다. 이를 위해 다양한 국소 열수력 인자를 효과적으로 측정하기 위한 다 기능 센서 프로브 및 관련 측정방법론을 개발하였고, 정교한 위치에 프로브를 이송시키기 위한 신개념의 2차원 이송장치도 개발, 적용하였다.

측정된 데이터를 활용하여 안전해석코드인 MARS의 강수부 비등현상 해석 능력을 평가하였고, 다차원적인 유동특성을 예측하기 위해 보완해야 할 모델들을 도출하였다. 강수부 비등현상을 모의하는데 있어서 단일채널 모델은 효과적인 증기의 배출유로를 모의하지 못함으로 인해 매우 큰 응축현상을 야기하고, 이러한 결과는 벽면으로부터의 에너지가 그대로 강수부 하부 온도 상승을 야기한다. 따라서 강수부를 깊이 방향으로 단일 노드를 채택하는 대부분의 안전해석 결과는 그 모델 자체로써 상당한 보수성을 내포하고 있다. 반면에 강수부 갭 방향으로 4개의 PIPE를 이용한 모델은 단일채널모델에 비해 강수부 벽면 근처에서 활발한 기포의 상승운동을 반영함으로써 심각한 유체로의 에너지 전달은 막을 수 있으나 횡방향 유동장의 잘못된 예측으로 인해 기포율의 분포를 잘 예측하지 못한다. 이러한 문제의 해결방안을 도출하기 위해 횡방향 연결부를 단일속도모델을 채택한 분석을 수행하였

으며 그 결과 실험과 잘 일치하는 기포율 분포를 얻을 수 있었다. 그러나 이 모델은 시험부 하부의 미포화도는 실험값보다 큰 값을 보이며, 횡방향으로 명확한 분포를 보이는 기포의 속도를 잘 예측하지 못한다. 오히려 많은 기포율을 예측하는 4채널 횡방향 비평형 속도 모델이 실험값과 유사한 미포화도와 기포속도분포를 가진다. 이는 향후 코드 개선의 항목으로서 열전달 모델을 추가적으로 고려해야 함을 시사하고 있다. 4 채널 Multi-D 모델을 강수부에 적용하여 수행한 원전 안전해석 결과는 실험에 대한 MARS 평가내용을 잘 대변해 주며, 후기 재가열 현상이 발생하는 기존의 모델과 달리 Multi_D모델에서는 회복된 노심입구 온도 및 강수부/노심 수위의 영향으로 후기 재가열 현상이 발생하지 않음을 알 수 있었다. 따라서 적절한 원자력 안전해석을 위해서는 강수부 내에서의 현상에 기반한 모델이 필요하다고 할 수 있다.

참고문헌

- [3.1-1] 송철화 외 “차세대 원자로 설계 검증 및 핵심기술 개발”, KAERI/RR-2219/2001 (2001)
- [3.1-2] 제20차 원자력안전위원회, “신형경수로1400(APR1400) 표준설계 인가”, 의안번호 제 4호(2002)
- [3.3-3] Hugo C. Da Silva, Parvez Salim and Whee G.Choe, “Effect of Downcomer Boiling on LOCA PCT for a 4-Loop PWR with a Large-dry containment”
- [3.1-4] Tsutomu Okubo et al. “Evaluation Report on CCTF Core-II Reflood Test C2-4(Run62)-Investigation of Reproducibility”, JAERI-M85-026, JAERI, March 1985.
- [3.1-5] Yukio Sudo and Hajime Akimoto , “Downcomer Effective Water Head during Reflood in Postulated PWR LOCA”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol.19[1], pp34-45 (January 1982)
- [3.1-6] 이동원, “원자로용기 직접주입계통을 가지는 APR1400에서 대형 냉각재 상실사고 시 재관수 동안 강수부 내에서의 열수력 현상에 관한 실험적 연구”, KAIST, NQE995262 (2004)
- [3.1-7] 이어확, “ARP1400의 강수부 비등실험을 위한 국부 변수 측정 기술 개발”, KAIST, MNQE20033476 (2004)
- [3.2-1] B.D.Chung, ‘RELAP 5 Calculation Results for the APR1400 under LBLOCA’ Private communication, KAERI(2002)
- [3.2-2] S.W.Lee et al. “The Post-Test Analysis of CCTF C2-4 using TRAC-M and RELAP Codes-code Modeling Capability on the Downcomer Boiling” NTHAS3, Korea(2002)
- [3.2-3] H.G.Kim, ‘TRAC-M Calculation Results for the APR1400 under LBLOCA’ Private communication, KEPRI(2002)

제 4 장 수조내부 증기응축 및 열혼합 실험 및 해석

제1절 개요

1. 대형수조 응축진동 실험

APR1400 에는 원자로냉각재계통의 과압보호, 급속감압, 및 충전방출운전 (Feed and Bleed Operation) 등을 위하여 안전감압배기계통 (SDVS: Safety Depressurization and Vent System) 이 설치되며, 이 계통에는 POSRV (Pilot Operated Safety Relief Valve) 가 설치되어 있다 [4.2-1]. POSRV 가 작동하면 원자로가압기 내부의 냉각재는 증기/이상유체/물의 형태로 Sparger를 통하여 IRWST (In-containment Refueling Water Storage Tank) 내로 방출된다.

방출 초기에는 가압기의 증기에 의하여 방출배관 내 공기, 질소, 및 증기가 방출된다 (Air Clearing). 초기에 방출되는 공기나 질소는 비응축성 기체이기 때문에 IRWST 내 물에서 즉각적으로 응축되지 않으며 이 기체가 팽창과 압축하면서 IRWST 내 침수구조물에 Drag Load 를 야기시킨다. 공기가 분출된 다음에는 증기가 Sparger 를 통하여 IRWST 내부 물로 분출된다.

한편 POSRV 작동에 따른 Sparger 거동과 발생하는 하중에 대한 해석적 방법은 아직 잘 정립되어 있지 않다. 또한 이 때 발생하는 IRWST 안에서의 하중은 Sparger 형태나 분사구멍 크기 및 배치에 따라 달라진다. 따라서 해석 모델을 개발하기 위한 자료를 얻고 Sparger 설계를 검증하기 위하여는 실험을 통한 연구가 필요하다. Air Clearing 시 Sparger 성능을 검증하고 필요한 자료를 얻기 위한 실험은 한국원자력연구소의 B&C Loop 에서 수행되었으며, 이를 통하여 Air Clearing 시 하중에 영향을 미치는 인자의 중요성이 파악되었으며, 발전소 POSRV 작동시 Sparger 의 건전성이 평가된 바 있다 [4.2-2].

Air Clearing 이후에 발생하는 증기방출과정에서는 실제적인 증기 응축이 일어나 IRWST 내부 물의 온도가 올라간다. 수온이 증가함에 따라 응축 현상이 감소되면, 경우에 따라, 응축과정이 불안정하게 되고 Bubble 이 진동하면서 붕괴될 수 있으며, 이러한 현상은 IRWST 침수물 및 경계면에 심각한 압력파를 유발할 수 있다. NUREG-0783 은, BWR 발전소에 대하여 이러한 불안정응축현상이 발생하지 않도록, 수온을 200 °F 이하로 유지할 것을 요구하고 있다 [4.2-3].

일반적으로 안정응축영역에서의 진동파의 크기는 비교적 작으며, 응축

은 매우 조용하게 진행된다 [4.2-4]. 증기응축에서 발생하는 압력파의 하중과 주파수는 증기유속과 Pool 내 물온도의 함수로 알려져 있으며, 분사 Nozzle 에서의 증기응축선도가 여러 연구자들에 의하여 제시된 바 있다 [4.2-4~9]. 한편 APR1400 에 사용되는 Sparger 에서는 증기가 수많은 증기 방출 구멍을 통하여 Pool 내 물로 방출되어 응축되며 이때의 증기응축형태는 Nozzle 이나 Hole 을 통한 단일 증기 Jet 의 응축형태와 차이가 있다 [4.2-10].

최근 APR1400 에 사용된 Hole Pattern 을 갖는 다중 구멍 Sparger 에 대한 응축특성을 정량화하고 고온에서 불안정응축에 대한 Unit Cell Sparger 의 건전성 등을 확인하는 실험적 연구가 이루어진 바 있다 [4.2-11]. 이 연구에 의하면 다공 Sparger 에서는 고온, 고유속 조건에서 불안정한 응축현상이 발생할 가능성이 있다. 그러나 이 Sparger 에는 원형 Sparger 에 있는 수직하방류의 증기응축이 모의되지 않았다. 본 연구에서는 수직하방류의 증기응축이 있는 다중 구멍 Sparger 에서의 응축 특성을 밝히고 APR1400 발전소 설계 및 검증에 필요한 자료를 생산하기 위하여 증기응축실험을 수행하였다.

2. 대형수조 응축진동 실험

차세대 원전인 APR1400 은 안전성을 향상시키고 중대사고 대처 능력을 높이기 위하여 여러 가지 안전개념을 설계에 채택하였다. 이러한 채택된 안전개념 중 하나인 격납용기내 핵연료재장전수조인 (IRWST) 는 정상운전시 핵연료재장전을 위한 수원의 역할을 담당하고 LOCA 와 같은 사고가 발생할 경우는 안전주입계통의 수원 역할을 담당한다. 이 IRWST 는 또한 사고시 원자로냉각계통 (RCS) 에서 분출되는 고온, 고압의 증기를 응축, 냉각시키는 열침원의 역할을 수행하며 방출된 방사능 입자들을 포집(Scrubbing) 하는 기능도 있다.

사고시 가압기 POSRV 를 통하여 방출되는 증기를 수조에서 응축시킬 때 발생하는 여러 현상은 APR1400 IRWST 의 설계 및 관련 계통설계에 있어서 중요하다. 즉 IRWST 계통은 사고시 효율적으로 증기를 응축시키면서 IRWST 내 온도가 일정하게 분포되도록 설계되어야 한다. 이러한 증기응축 및 열혼합 현상을 파악하기 위하여는 증기분사기 (Sparger) 를 통한 증기의 응축에 영향을 미치는 국부 온도의 이해와 대형 수조내에서의 열혼합 특성을 예측할 수 있는 해석기법이 필요하다. 실제 BWR 발전소에서는 Sparger 에 관련한 증기방출 요건 [4.2-3] 에서는 수조내 열혼합 불균형에 의한 국

부온도와 수조 평균온도의 특성 및 제한치에 대한 지침을 제공하고 있다.

IRWST 계통설계를 위하여는 수조내에서의 Sparger 에 의한 열혼합 특성을 이해하고 그 특성을 해석할 도구의 개발과 도구의 검증에 필요한 실험자료가 필요하다. 이러한 필요성에 따라서 한국원자력연구소는 대형수조에서의 응축진동 및 열혼합 현상에 대한 실험적 연구를 수행한 바 있다 [4.3-1]. 이 실험적 연구에서는 APR1400 에서 사용될 Sparger 를 모의한 Simplified I-Sparger 가 사용되었다. 그러나 이 Sparger 에는 중요한 분사구멍 중 하나인 Bottom Hole 이 모의되지 않았다. 본 연구에서는 Bottom Hole 을 모의한 새로운 Sparger 를 제작하여 응축진동 및 열혼합실험을 수행하였고 Bottom Hole 이 열혼합에 미치는 영향을 조사하였다.

3. 열혼합 현상 CFD 해석

본 CFD 해석은 대형수조 응축 열혼합 실험에서 수행한 것 중의 하나인 증기 blowdown 실험에 대하여 검증해석을 하였다. CFD 검증해석을 수행한 이유는 APR1400 IRWST 수조 온도분포 해석에 적용할 수 있는 최적의 CFD 해석방법론을 확립하기 위해서이며, APR1400 IRWST 수조의 안전성 평가를 위해서는 설계기준 사고시 불안정 증기응축을 방지하기 위해서 장기간 수조 온도분포를 분석해야 한다. 이를 위해서는 효과적인 CFD 해석방법이 필요하다. 그 이유는 증기제트가 증기분사기의 145개의 작은 구멍을 통하여 IRWST 수조 내로 방출될 때는 초킹(choking)이 발생하고, 증기제트가 과냉각수와 직접접촉에 의해 응축되는 매우 복잡한 물리적인 현상이 발생하며 천이과정으로 오랜 시간을 해석해야 되기 때문이다. 따라서 본 CFD 해석에서는 증기제트의 직접접촉 응축현상을 개략적으로 모사할 수 있는 증기제트 응축 모델(제5장, 제5절)을 개발한 다음, 그 모델에서 생산한 응축수 제트 및 유입수조수의 온도와 속도를 상용 CFD 코드의 경계조건으로 활용하여 대형수조 내의 열혼합 과정을 모사하였다. 또한 CFD 해석결과를 열혼합 실험결과와 비교한 후, 최적의 해석방법론을 확립하기 위해서 격자모델, 수치모델 및 Solver Algorithm 민감도 계산을 수행하였다. 또한 APR1400 IRWST 안전 분석에서는 장시간의 과도상태 해석을 수행을 해야 하므로, 각 민감도 계산 시 소용되는 전산해석 시간도 검토하였다. 따라서 본 CFD 해석에서 수행된 여러 민감도 계산결과를 활용하면, APR1400 IRWST 수조 온도분포 관련 안전성 평가에 많은 도움이 될 것으로 예상된다.

4. 소형수조 응축열혼합 특성 실험

APRI400의 SDVS에서 방출된 증기가 I-Sparger를 통하여 IRWST에 분사되어 응축된다. I-Sparger는 크게 세부분으로 이루어져 있다. 공기방출 하중을 최소화하기 위하여 설계된 사각형 수직하방 구멍들로 이루어진 LRR(Load Reduction Ring), I-Sparger 끝부분에 있는 원형 수평구멍들, 그리고 I-Sparger 바닥에 있는 원형 수직하방 구멍으로 이루어져 있다. 수조 속에 잠겨있는 Sparger 구멍들을 통해 분사된 증기는 주위의 물에 응축이 이루어지면서 응축 조건에 따른 유동을 일으키게 된다.

수조 내에서 I-Sparger를 통하여 분출된 증기가 응축되면서 유발하는 유동은 증기제트 응축진동과 열혼합에 영향을 미치게 된다. 즉, 분사된 증기제트 응축에 의해서 유발된 수조내 유동은 증기제트 응축에 영향을 주게 되는 등 증기제트 응축과 그로 인해 유발된 수조내 유동이 서로 연관성을 갖고 있다. 이런 연관성의 출발점에 있는 단일 증기제트 응축에 대한 실험적 연구는 증기제트 응축 현상에 관련된 특성을 이해하고 해석 모형을 설정하는데 필수적인 연구라 할 수 있다.

또한 열혼합 해석과 관련한 수조내 증기제트 응축특성 연구는 다차원 열수력 해석 코드인 CFX 계산을 위한 경계조건을 제시하는 것에 중점을 두어야한다. 다차원 열수력 코드가 가진 해석능력에 있어서 다상유동에 대해서는 한계가 있어서 수조내 증기제트의 응축 현상을 모의하는 데는 어려움이 있다. 현재 다차원 열수력 코드가 가진 다상유동 해석 모형은 다공질매체(Porous Media)나 VOF(Volume Of Fluid) 정도가 된다. 수조내 증기제트 응축현상과 같이 증기와 물 영역이 구분되어 존재하고 또한 그 경계에서는 이상유체로 존재하는 현상에 대해서 현재의 다차원 열수력 코드로는 해석하기 어려운 대상이다. 이러한 상황아래 현실적인 접근 방법으로서 증기제트 응축에 의하여 발생하는 유동의 특성을 실험을 통하여 데이터를 얻고 그 데이터를 분석하여 단순한 제트유동 모형을 설정한 후 이를 다차원 열수력 코드해석의 경계조건으로 활용, 분석하고 이를 통하여 다차원 열수력 코드에 의한 열혼합 예측능력을 향상시키는데 그 목적이 있다고 하겠다.

제2절 대형 수조 응축진동 실험

1. 실험장치 및 실험 Matrix

증기가 Sprager 를 통하여 IRWST 내부 물로 방출되어 응축되는 현상을 재현하고 중요 실험인자가 이 현상에 미치는 영향을 조사하기 위하여는 적절한 실험장치가 있어야 한다. 또한 각각의 인자가 Sparger 의 응축 성능에 미치는 영향을 조사할 수 있도록 실험들이 구성되어야 한다.

실험장치는 근본적으로 운전조건이 발전소와 같은 가압기, 방출배관, Sparger, 모의 IRWST 와 기타 밸브 등으로 구성된 유체계통과 각종 인자를 계측/제어하고 실험자료를 수집, 저장하는 계통으로 구성되어야 한다. 한편 Sparger 응축성능을 확인하기 위하여는 실제로 발전소에서 사용될 Sparger 와 동일한 설계의 Sparger 가 실험에 사용되는 것이 바람직하다.

정상상태 증기응축실험을 수행하기 위하여는 증기원의 용량이 대단히 커야 한다. 또한 IRWST 모의 수조의 물높이는 APRI400 발전소의 IRWST 물높이와 같아야 하며, 직경은 최소한 1.5 m 이상이 되어야 한다. Sparger 는 원칙적으로 원형과 똑같은 Full Scale Sparger 가 사용되어야 하나 증기원인 가압기의 체적을 증가시키는 데에는 한도가 있으므로 축소된 모의 Sparger 를 사용할 필요가 있다.

Sparger 의 응축성능을 조사하기 위하여는 축소된 Sparger 의 Hole Pattern 이 실제 Sparger 의 Hole Pattern 과 같아야 한다. 또한 증기응축 형태가 변하는 증기유속을 찾기 위하여는 IRWST 물온도와 증기유속이 적절하게 선정되어야 한다. 한편 Sparger 잠김깊이 및 수위는 실제 발전소의 설계와 동일하게 유지하여야 한다. 따라서 실험장치는 이들 인자를 일정범위 안에서 조정할 수 있도록 설계되어야 하며, 이들의 영향이 각각 분리되어 정량화되도록 실험계획이 수립되어야 한다.

가. 실험장치 개요

APRI400 에서의 Sparger 응축성능을 조사하기 위하여 기존의 B&C Loop 를 이용하였다. B&C Loop 는 가압기, 방출 밸브 및 배관, Sparger, IRWST 를 모의하는 유체계통과 계측, 제어, 및 자료획득계통 등으로 구성되어 있다 (그림 4.2-1).

유체계통은 가압기, 방출밸브와 배관, Sparger, 및 IRWST 모의수조로 구성되어 있다. 가압기는 원자로 운전 및 사고 시 조건을 모의할 수 있도록 고온 (350 °C), 고압 (17.0 MPa) 으로 운전되도록 설계되었으며, 방출밸브

는 증기유량을 일정하게 유지시킬 수 있도록 제어된다. 밸브의 설계 압력 및 온도는 17.3 MPa, 372 °C 이며, 운전 압력 및 온도는 15.5 MPa, 345 °C 이다.

유체계통의 배관의 온도가 일정하게 유지되도록 별도로 가열되었으며 또한 외부와 단열시켰다. 증기응축실험에는 실제 Sparger 의 Hole Pattern 을 유지하면서 축방향 Hole 의 배열이 9 줄에서 4 줄로 축소되고 바닥에 하나의 Bottom Hole 이 설치된 Simplified I-Sparger 가 사용되었다 (그림 4.2-2). 이 Sparger 는 전에 수행된 증기응축실험에 사용된 것과 동일한 형태 및 크기이다. 다만 이전의 Sparger 와는 달리 Sparger 바닥에 Bottom Hole 이 하나 더 추가되었다. Sparger 잠김 깊이는 2.6 m 이며, 수위는 3.5 m 로 유지되었다. 또한 Sparger 는 모의 IRWST 모의수조 중앙에 설치되었으며 벽과 거리는 1.5 m 이었다. IRWST 모의수조의 물온도는 증기발생기의 증기를 수조에 방출하여 조절하였다.

나. 계측, 제어, 및 자료처리장치

(1) 계측 변수

각 실험에서는 Sparger 실험장치의 각 부품에서의 다양한 자료가 측정되어야 한다. 가압기, 배관, 및 Sparger 에서는 증기의 온도, 압력 및 수위등이 측정되며, 증기방출배관에는 Venturi 를 설치하여 증기유량을 측정하였다 (그림 4.2-1 참조). 한편 IRWST 모의수조에는 증기응축으로 인한 압력파를 측정하기 위한 동압계가 9 개 설치되었다 (그림 4.2-3). 또한 수조에는 Local Temperature 를 측정하기 위하여 Sparger 방출 Hole 부근에 10 개의 열전대를 설치하였고 (그림 4.2-2) Thermal Mixing 정도를 측정하기 위한 54 개의 열전대가 수조안에 별도로 설치되었다 (제 3 절 참조). 각 부품에서의 측정 변수와 Sampling Frequency 는 다음과 같다.

(가) 가압기

- 가압기 내부 증기 온도
- 가압기 내부 물온도
- 가압기 내부 증기 압력

(나) 방출배관

- 배관에서의 유체 온도
- 배관에서의 유체 압력
- 증기 유량

- Sparger 수위

(다) IRWST 모의수조

- 분사구멍 주위 수온
- 모의 수조내 수온
- 수조 내부, 벽, 및 바닥에서의 동압력
- 수위

(라) Sampling Frequency

- 압력: 8 Hz
- 온도: 8 Hz
- 수위 (IRWST 모의수조): 8 Hz
- 유량: 8 Hz
- 배관압력: 8 Hz
- 동압: 8,333 Hz

(2) 제어 요건

유량제어밸브는 정상상태 증기유속을 빠른 시간안에 정밀하게 조절되도록 제어되었다. 밸브의 개방, 폐쇄, 및 유량제어 작업은 하나의 Control Panel 에서 수행되었다.

(3) 자료처리장치

자료처리장치 (DAS) 는 각종 계측기로부터 입력된 자료를 수집/처리/저장하는 자료저장장치와 자료수집/저장 및 운전상태를 감시하기 위한 화상 처리장치로 구성되었다. 측정자료는 ASCII Data Format 으로 기록되며 화상 처리장치는 필요 변수가 물리량으로 전환되어 표시되었다.

DAS 는 High Speed Scanning Module 을 사용하여 자료를 전송하며, DAS 로 입력되는 모든 신호는 잡음을 방지하기 위하여 충분히 격리, 차폐, 및 접지되었고, 접지는 IEEE 1050 요건을 만족시키도록 설치되었다.

다. 실험 매트릭스

증기응축실험은 Bottom Hole 이 있는 다공 Sparger 에 대한 Condensation Regime 을 정의하고 응축시 하중 및 주파수 분포를 파악하기 위하여 수행되었다. 이 실험을 수행하기 위하여는 증기가 일정유속으로 장기간 분사될 수 있어야 한다. 그러나 B&C Loop 의 가압기는 용량이 충분하

지 못하여 고유속 조건에 대한 장기간에 걸친 정상상태 실험 수행이 불가능하다. 따라서 응축영역 경계를 구분할 수 있는 실험을 위주로 하여 최소 10 초 정도 증기유량이 일정하게 공급되도록 실험 Matrix 를 수립하였다.

실험시 Sparger 는 IRWST 모의수조 중앙에 설치되었다. 주요 실험변수와 초기조건은 아래와 같다 (그림 4.2-4 참조).

- Sparger 잠김 깊이: 2.6 m
- IRWST 모의용기 수온: 20, 40, 60, 80, 90, 95 °C
- 증기유속: 200 - 600 kg/m²-s

이러한 실험구성은 전에 수행된 증기응축실험에서의 실험 중 일부와 초기조건이 같다. 따라서 이 실험의 결과와 전에 수행된 같은 초기조건에 대한 실험을 비교하면 다공 Sparger 에서의 Bottom Hole 의 영향을 알 수 있다.

2. 실험결과 및 분석

실험은 수조내 물온도가 실험조건에 도달하고 가압기에 충분한 압력의 증기가 생성되었을 때 유량제어밸브를 개방시키면서 시작되었다. 가압기의 증기는 증기배관과 Sparger 를 통하여 수조 (IRWST 모의용기: Quench Tank) 로 분출되며 유량조절밸브는 증기유량을 원하는 실험조건 값으로 유지하도록 조절되었다. 그림 4.2-5 는 수조 물온도 40 °C, 증기유량 2.6 kg/s 로 설정한 실험에서 측정된 증기유량곡선으로 진정한 정상상태 증기유량을 유지하지는 못하였으나 어느 정도 일정한 유량이 상당기간 유지된 것을 보여 준다. 본 보고서에서 언급되는 정상상태 증기응축 하중 및 주파수는 최소한 10 초 정도 이상 증기유량이 일정하게 유지된 기간 동안의 압력파에 기준을 두고 해석된 값들이다.

가. 증기응축현상 특징

증기응축으로 인하여 발생하는 동압파의 형태는 물온도 및 유속에 따라서 서로 다르다 [4.2-4]. 그림 4.2-6 및 7 은, 수조 물온도가 40 °C 이고 증기유속이 190 및 480 kg/m²-s 인 조건에서, 벽 (DPT3) 에서 측정된 동압파를 보여준다. 그림에서 보는 바와 같이 온도가 증기유속이 작을 때의 하중은 높은 경우보다 매우 컸다. 한편 동압파의 주파수는 증기유속이 작은 경우가 큰 유속보다 작은 것으로 추정된다.

이러한 경향은 동압파를 FFT (Fast Fourier Transform) 하여 분석하면

확인할 수 있다. 그림 4.2-8 및 9 는 이들 동압파에 대한 FFT 수행 결과로 압력파의 주파수 분포를 보여주고 있다. 유속이 작은 경우 여러 개의 매우 뚜렷한 Dominant Frequency 가 발생하고 그 주파수들은 넓은 범위에 분포하고 있다. 이에 반하여 유속이 큰 경우 뚜렷한 Dominant Frequency 는 존재하지 않고 있다.

그림 4.2-10 및 11 은 수조 온도가 90 °C 이고 유속이 큰 경우 (480 kg/m²-s) 에 대한 압력파와 주파수 분포를 보여주고 있다. 압력파의 크기는 상대적으로 작으며 주파수는 매우 낮았다. 따라서 Single Bottom Hole 을 갖는 다중 Hole Sparger 에서의 응축 특성 즉 응축하중의 크기와 주파수분포는 수조 온도와 증기유속의 함수로 추정되며, 응축특성도 Bottom Hole 이 없는 경우와 유사한 것으로 생각된다.

나. 응축하중

IRWST 모의수조 내 압력파의 동압 Amplitude 를 비교하기 위하여 IRWST 모의수조 바닥에 설치된 DPT8 과 Sparger 분사 구멍과 같은 높이의 벽에 설치된 DPT3 에서의 동압파를 선택하였다. 또한 이러한 증기응축으로 발생하는 하중 특성을 분석하기 위하여 평균하중과 Peak 하중 개념을 사용하였다, 이 하중의 정의는 다음과 같다:

1. 평균하중: 일정한 유량 조건하에서 양하중만의 또는 음하중만의 산술평균값

2. Peak 하중: 일정한 유량 조건하에서 측정된 최대 하중

평균하중은 응축현상에서의 일반적인 하중의 변화 경향을 나타내주며 Peak 하중은 설계하중에 대한 참고자료로 사용될 수 있다.

그림 4.2-12 는 수조 물온도 40 °C 조건에서 측정된 증기유속에 따른 평균하중 및 Peak 하중의 변화를 보여 준다 (수조 바닥에서 하중). 그림에서 보는 바와 같이 두 하중의 변화 경향은 비슷하며 증기유속이 증가함에 따라 하중이 감소하는 경향이 있다. 그러나 Peak 하중의 크기는 평균하중보다 상당히 크다.

또한 수조 바닥에서의 하중 (DPT8) 은 수조 벽 (DPT3) 에서의 하중보다 크다 (그림 4.2-13). Side Hole 에서 분출된 증기의 응축파는 수평방향에서 인접한 Side Hole 에서의 압력파와 서로 반응한다. 그러나 수직방향으로는 인접한 Hole 의 응축파의 영향을 상대적으로 적게 받을 것으로 추정된다. 이와 같은 이유로 바닥에서의 하중이 벽에서의 하중보다 커지게 된다.

단일 Nozzle 이나 Bottom Hole 이 없는 다공 Sparger 를 통한 증기의 응축에서의 하중은 증기의 유속이 증가함에 따라 일정유속까지는 일정하거나 증가하는 경향을 보인다. 그러나 증기유속이 이 한도를 지나 계속 증가하면 하중은 최소하중까지 감소한 후 일정한 값을 유지한다 [4.2-4, 11, 12]. 이와 비슷한 경향이 Bottom Hole 이 있는 다공 Sparger 에서의 증기응축에서 발견되었다. 그림 4.2-14 는 증기유속 증가에 따른 평균하중의 변화를 보여준다. 그림에서 보는 바와 같이 하여 하중은 증기 유속이 증가하면 감소하다가 일정한 값으로 유지되고 있다.

증기응축시 측정된 Peak 하중의 온도에 따른 변화가 그림 4.2-15 에 나와 있다. 수조 바닥에서의 Peak 하중은 수조 물온도가 증가하면 90 °C 까지 증가하다가 급격하게 감소한다. 이에 반하여 벽에서의 하중은 60 °C 까지 증가하다 수온이 더 이상 증가하면 서서히 감소하는 경향을 보인다. 한편 바닥에서의 하중은 항상 벽에서의 하중보다 크며 90 °C 에서는 10 배까지도 하중이 커진다.

수조 물온도 90 °C 조건에서 수조 바닥에서 측정한 Peak 하중은 평균하중보다 상당히 크며 (그림 4.2-16 참조) 증기유속의 영향을 많이 받지 않는 것으로 보인다. 또한 수조 물온도 95 °C 에서의 Peak 하중은 다른 수조 물온도에 비하여 몹시 작다. 물온도가 포화온도에 가까워지면 응축하지 않고 그대로 수면으로 상승하게 되며 따라서 하중의 크기가 감소하는 것으로 생각된다.

다. 증기응축 압력파의 주파수

증기응축현상에 발생하는 압력파의 주파수 특징을 알기 위하여 FFT 해석을 수행하였다. 전에 수행된 Bottom Hole 이 없는 Sparger 를 통한 증기응축실험에서 측정된 압력파에서는 몇 개의 Dominant Frequency 가 존재하고 있는 것이 발견되었으며, 이는 분사 Hole 에 인접한 증기 Jet 의 영향 때문에 발생한 것으로 추정된다 [4.2-11]. 이와 유사한 결과가 본 실험에서도 목격되었다. 그림 4.2-8 은 수조 물온도 40 °C, 증기유속 190 kg/m²-s 조건에서 측정된 증기응축 동압파의 FFT 결과이다. 그림에서 보는 바와 같이 3 개의 매우 커다란 Dominant Frequency 와 3 개의 상대적으로 작은 크기의 Dominant Frequency 가 매우 넓은 주파수에 걸쳐 존재하고 있다.

수조 물온도가 일정한 조건에서 Dominant Frequency 는 일정한 증기유속조건에서 거의 일정하였다. 그림 4.2-17 은 수조 물온도가 40 °C 인 조건에서 측정된 3 개의 매우 커다란 Dominant Frequency (F1, F2, 및 F3

Frequency) 의 분포를 보여 준다. 증기유속이 190 에서 420 kg/m²-s 사이에 있는 경우 3 개의 Dominant Frequency 는 거의 일정하다. 그러나 유속이 더 이상 증가하면 Frequency 는 급격하게 감소하는 현상을 보인다.

일반적으로 첫 번째 Dominant Frequency (F1) 는 여러 Dominant Frequency 중 제일 크기가 크며, Condensation Regime 을 결정하는 주요 인자중 하나로 알려져 있다 [4.2-11,12]. 그림 4.2-18 에는 이 F1 Frequency 의 변화가 증기 유속의 함수로 표시되어 있다. 증기응축에 의한 압력파의 Dominant Frequency 는 물온도 60 °C 까지는 물온도가 증가하면 증가하나 그 이상의 온도에서는 급격히 감소하는 경향을 보인다. F1 Frequency 는 특히 수조 물온도가 높은 경우 증기유속과 무관하게 일정한 값을 유지하고 있다.

라. 증기응축 Regime

박춘경 등은 Bottom Hole 이 없는 다공 Sparger 에서의 증기응축 현상을 관찰하고 다음과 같은 관찰결과를 토대로 증기응축 Regime 을 제시한 바 있다 [4.2-11].

1) Condensation Oscillation (CO) Regime 에서 증기응축하중은 증기유속이 증가하면 어느 일정 유속까지 증가하거나 일정한 값을 갖는다.

2) 응축하중은 증기유속이 이러한 일정유속 이상으로 증가하면 급격하게 최소값까지 감소한 후 일정한 값으로 유지된다.

3) SC (Stable Condensation) Regime 이 형성되면 응축하중은 최소가 되며 고주파수 영역에 몇 개의 Dominant Frequency 가 존재한다.

4) CO Regime 에는 몇 개의 매우 커다란 Peak Dominant Frequency 가 존재한다.

5) CO Regime 에서 F1 Frequency 는 증기유속이 증가하면 증가하거나 일정한 값을 유지하며 다른 유동영역으로 들어가면 F1 Frequency 가 감소한다.

본 과제에서 수행된 실험결과를 분석한 결과 Bottom Hole 이 있는 경우의 동압력파의 하중과 Frequency 변화 경향은 Bottom Hole 이 없는 경우와 매우 유사하였다. 따라서 전에 제시된 Condensation Regime Map 이 (그림 4.2-19) Bottom Hole 이 있는 다공 Sparger 의 증기응축에도 적용될 수 있다고 생각된다.

마. Bottom Hole 이 증기응축현상에 미치는 영향

실험결과에 의하면 다공 Sparger 에 있는 Bottom Hole 은 응축하중을 현저하게 감소시키는 역할이 있다. 그림 4.2-20 은 수조 물온도 60 °C 조건에서 2 종류의 Sparger 에 의한 증기 분출시 측정된 응축하중을 비교한 것이다. Bottom Hole 이 있는 경우의 하중은 없는 Sparger 에서의 하중보다 상당히 작다. Bottom Hole에서 분출된 증기 Jet 의 응축압력과 유동은 수평 분사 Hole 에 의한 수직하방 및 수평방향 압력파를 감쇄시켜 전체적으로 하중을 감소시키는 것으로 판단된다.

Bottom Hole 이 없는 경우의 다공 Sparger 에 의한 증기응축시 수조 물온도가 90 °C 인 경우 Peak 하중은 증기유속이 증가하면 급격하게 증가하는 경향을 보였다. 그러나 본 실험에선 수행된 실험에서는 그러한 경향이 목격되지 않았다 (그림 4.2-21). Stable Condensation 영역에서 증기유속 증가와 함께 하중이 급격하게 증가하는 현상은 Unstable 증기응축현상의 조짐으로 볼 수 있으며 Bottom Hole 은 이러한 가능성을 없애주는 역할을 한다고 생각된다.

Bottom Hole 이 하중을 감소시키는 역할을 하는 데 반하여 압력파의 주파수 분포에는 별다른 역할을 하지 못하는 것으로 생각된다. 그림 4.2-22 는 두 가지 Sparger 에 대한 증기유속 변화에 따른 F1 Dominant Frequency 의 변화를 보여준다. 그림에서 보는 바와 같이 두 주파수 사이에 커다란 차이를 발견할 수 없다.

3. 결론

APR1400 에 사용된 Hole Pattern 을 갖는 다중 구멍 Sparger 에 대한 응축특성을 정량화하고 고온에서 불안정응축에 대한 Unit Cell Sparger 의 건전성등을 확인하기 위하여 증기응축실험을 수행하였으며 실험결과를 분석하였다. Bottom Hole 이 있는 Simplified I-Sparger 를 사용하여 정상상태 증기응축실험을 수행하였고 실험변수는 증기유속과 물온도이다.

실험결과를 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. Bottom Hole 은 응축하중을 감소시키는 기능이 있으며 고온에서 불안정응축현상이 발생하는 것을 억제하는 역할을 한다
2. 증기응축에 의한 Peak 하중은 물온도 90 °C 까지는 물온도가 증가하면 증가하나 그 이상의 온도에서는 급격히 감소하였다.
3. 증기응축에 의한 압력파의 Dominant Frequency 는 물온도 60 °C 까지는 물온도가 증가하면 증가하나 그 이상의 온도에서는 급격히 감소하였다.

4. Bottom Hole 없는 경우에 대하여 작성된 Condensation Regime Map 은 Bottom Hole 이 있는 다공 Sparger 에도 그대로 적용될 수 있다.

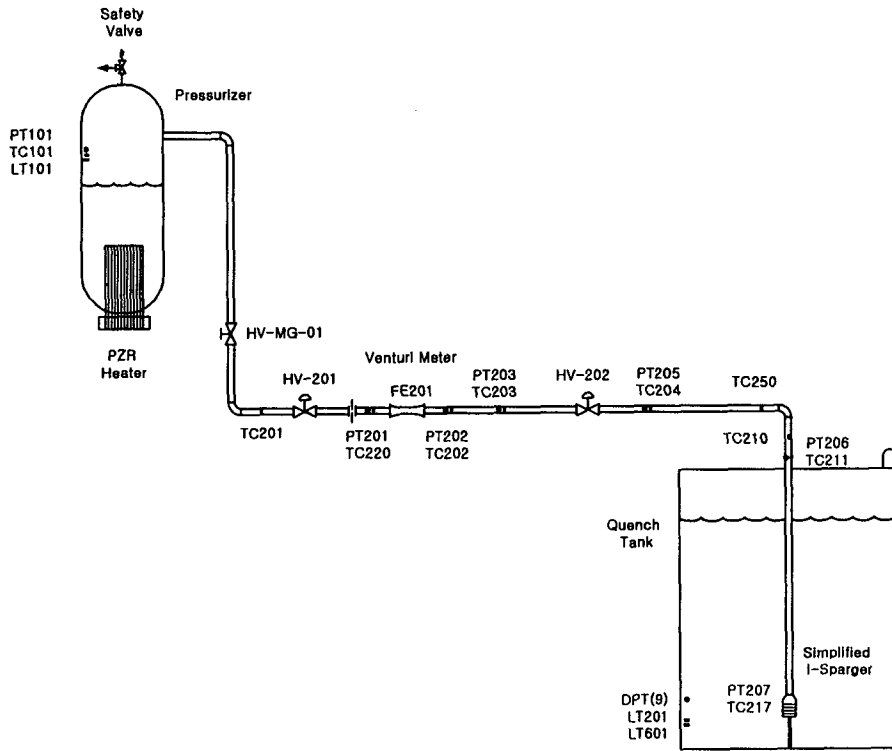


그림 4.2-1 증기응축실험장치 개략도 (B&C Loop)

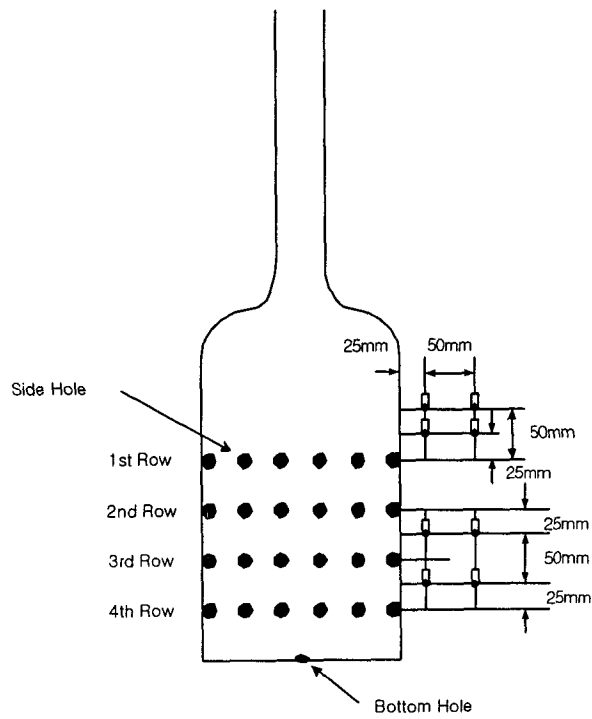


그림 4.2-2 Simplified I-Sparger 개략도 및 국부온도 측정위치

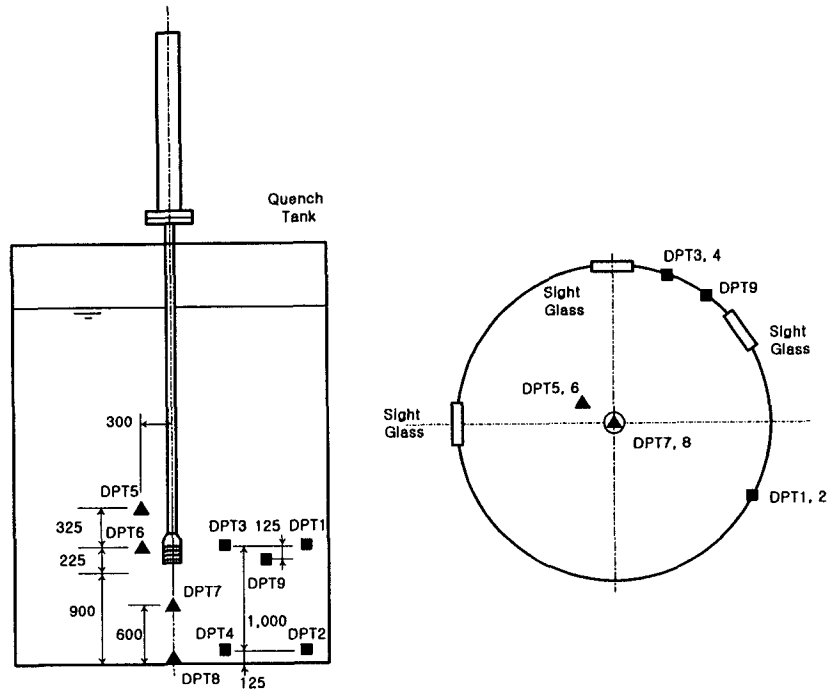


그림 4.2-3 IRWST 모의수조 내 동압력계 위치

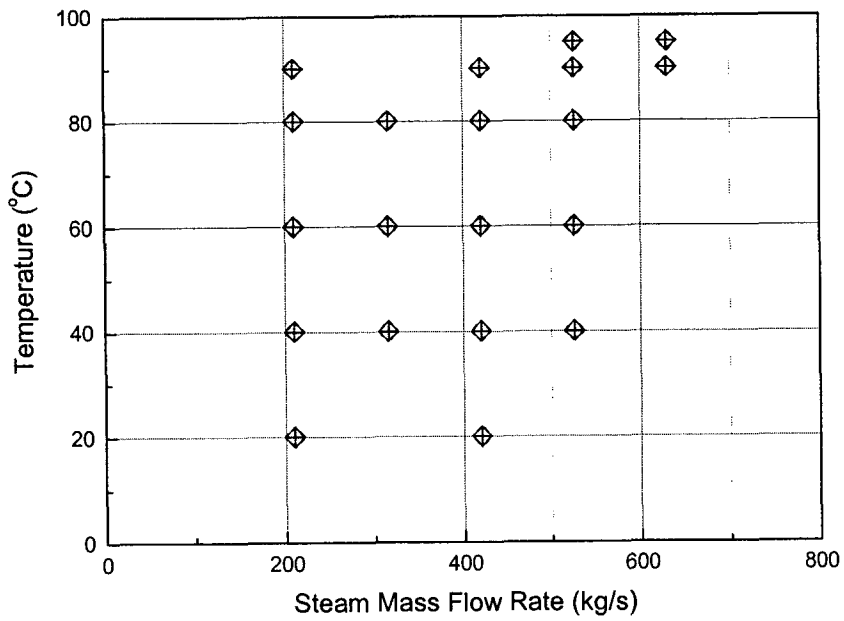


그림 4.2-4 Test Matrix

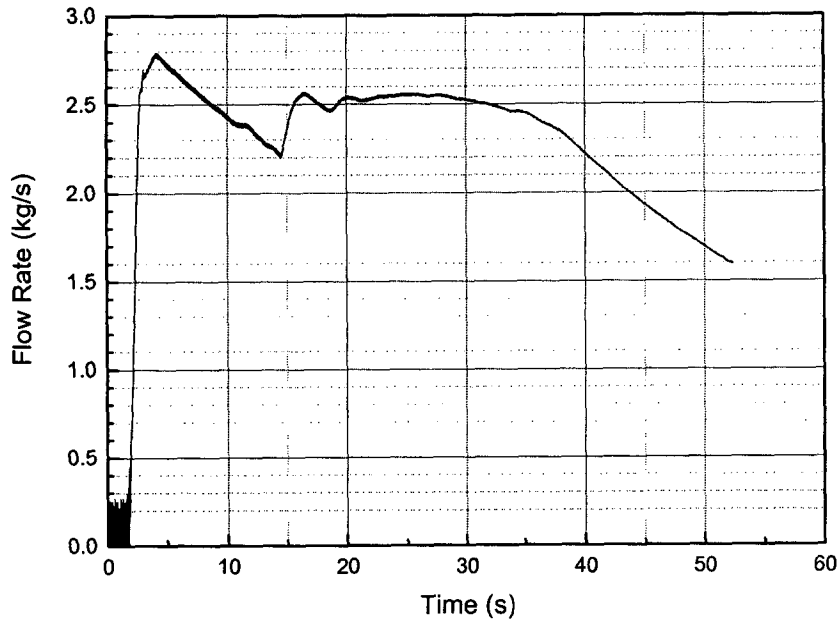


그림 4.2-5 증기응축 실험시 증기유량 변화 (40 °C, 2.6 kg/s 조건)

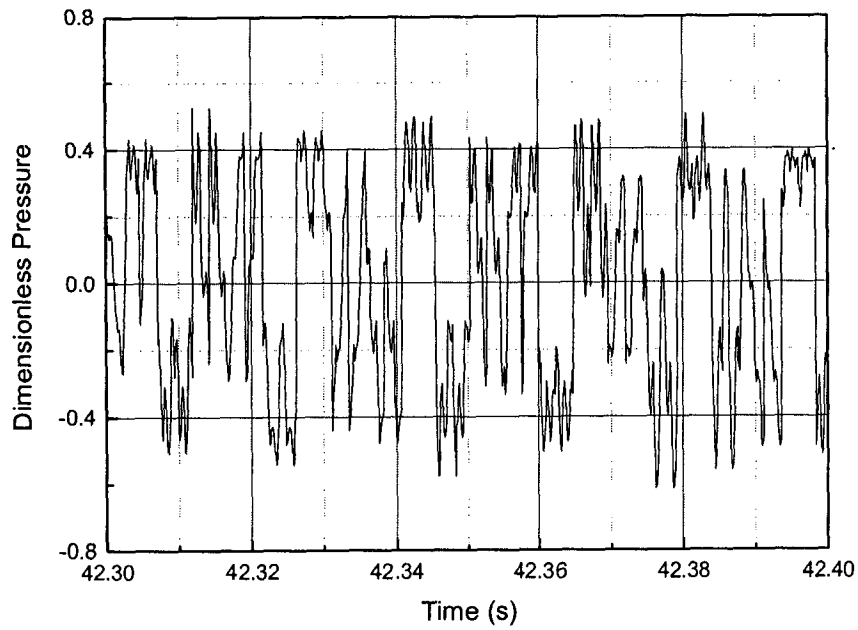


그림 4.2-6 물온도 40 °C, 190 kg/m²-s 조건에서의 동압력파 형상

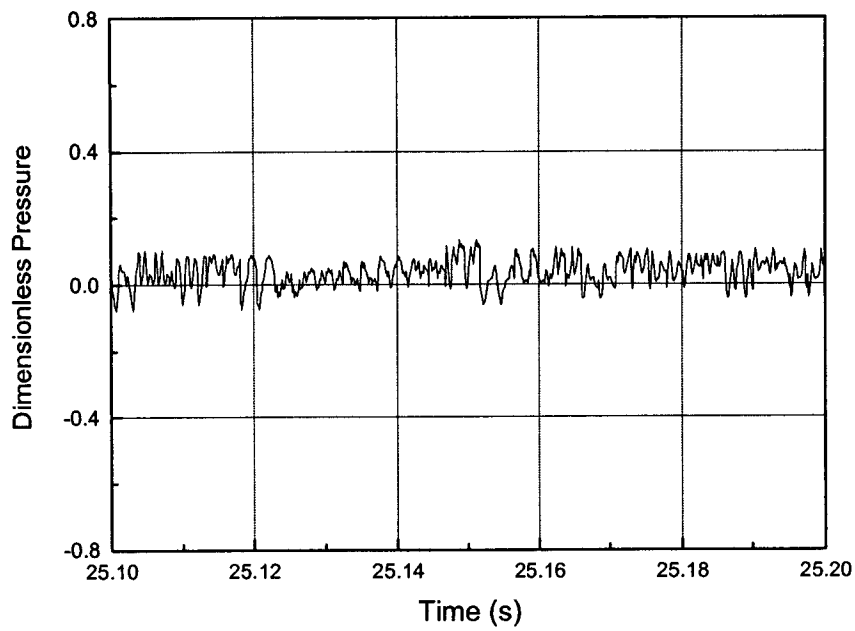


그림 4.2-7 물온도 40 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상

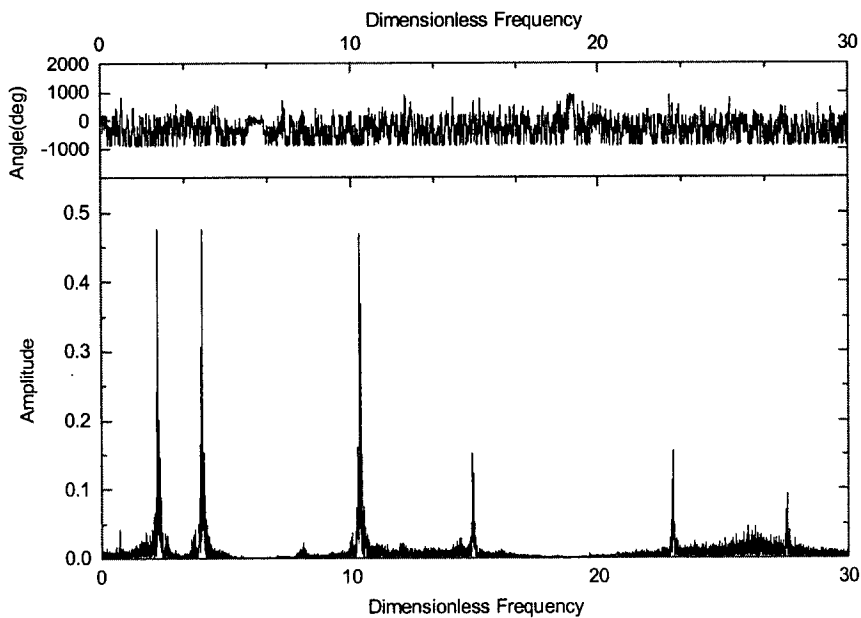


그림 4.2-8 물온도 40 °C, 190 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 주파수분포

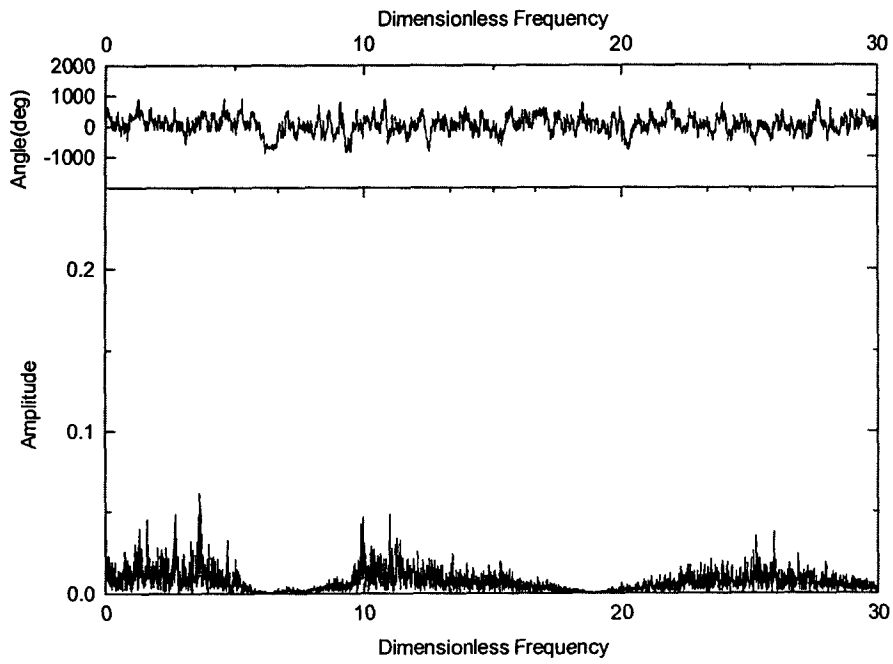


그림 4.2-9 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 주파수분포

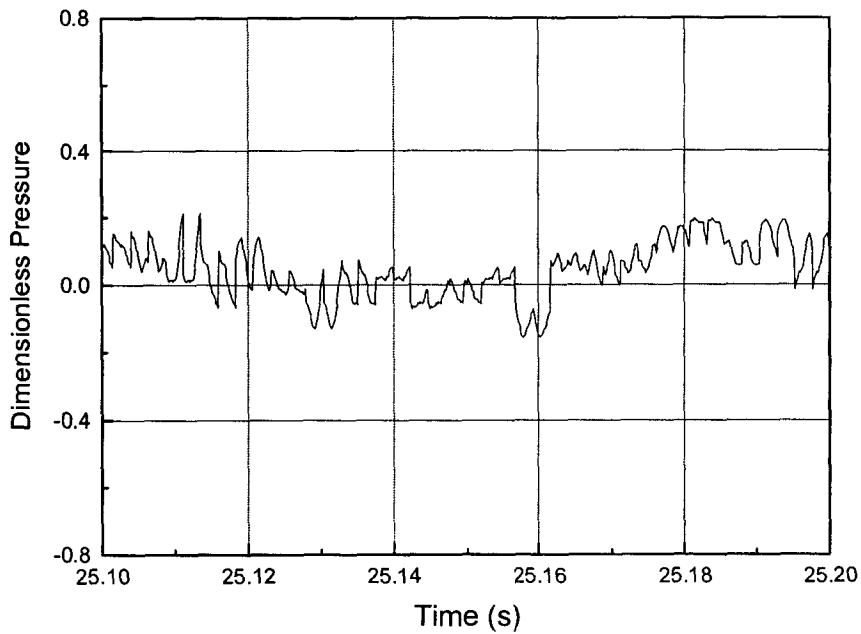


그림 4.2-10 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상

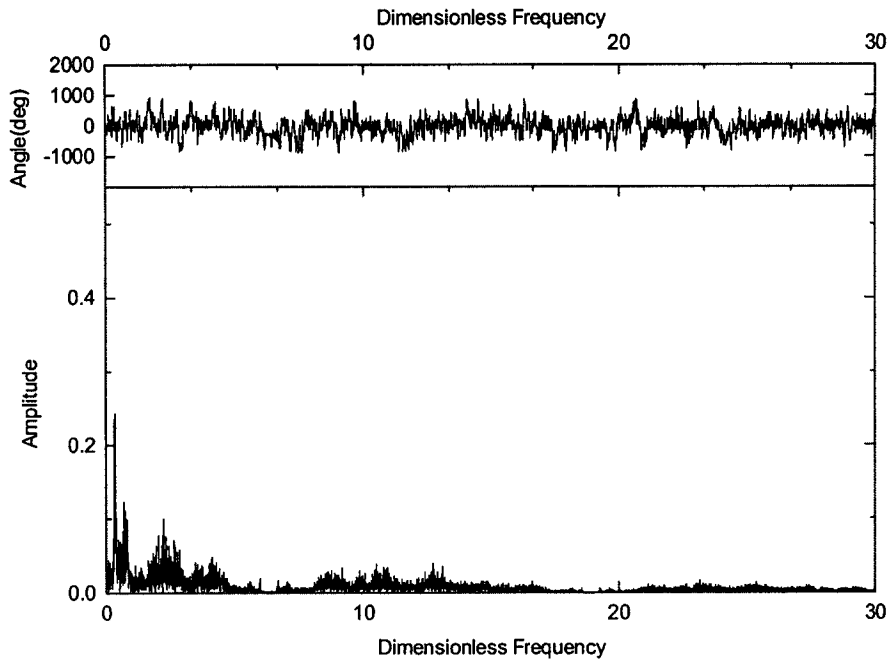


그림 4.2-11 물온도 90 °C, 480 kg/m²-s 조건에서의 동압력과 형상

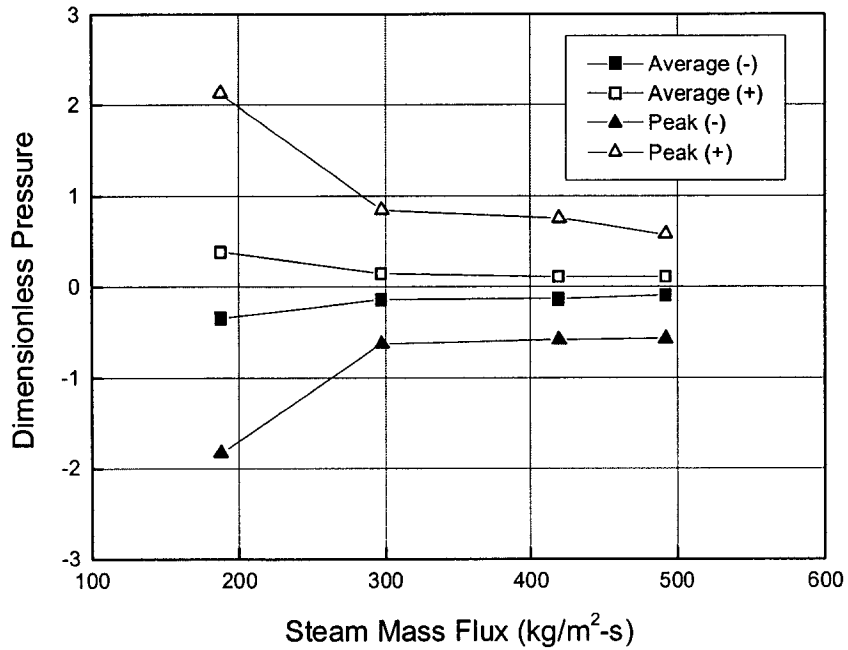


그림 4.2-12 수조온도 40 °C 에서 측정된 바닥에서의 응축하중 변화

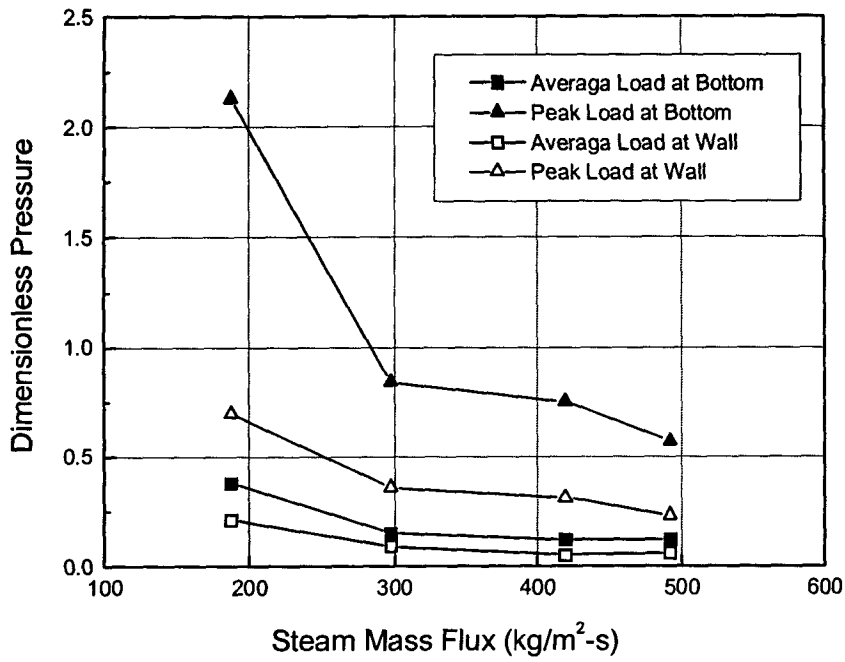


그림 4.2-13 수조온도 40 °C 에서 측정된 벽 및 바닥에서의 응축하중 비교

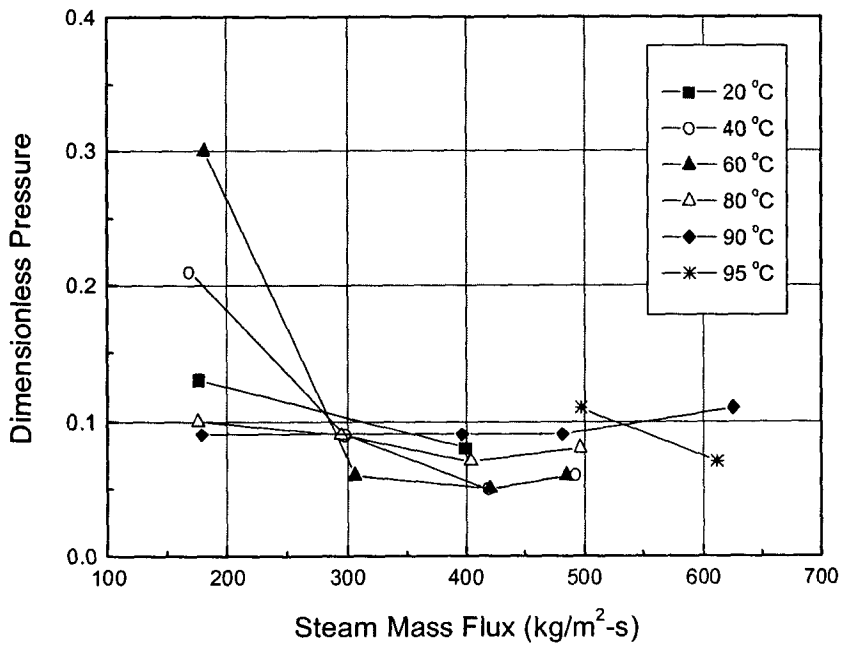


그림 4.2-14 수조벽에서의 증기유속 변화에 따른 평균하중 변화

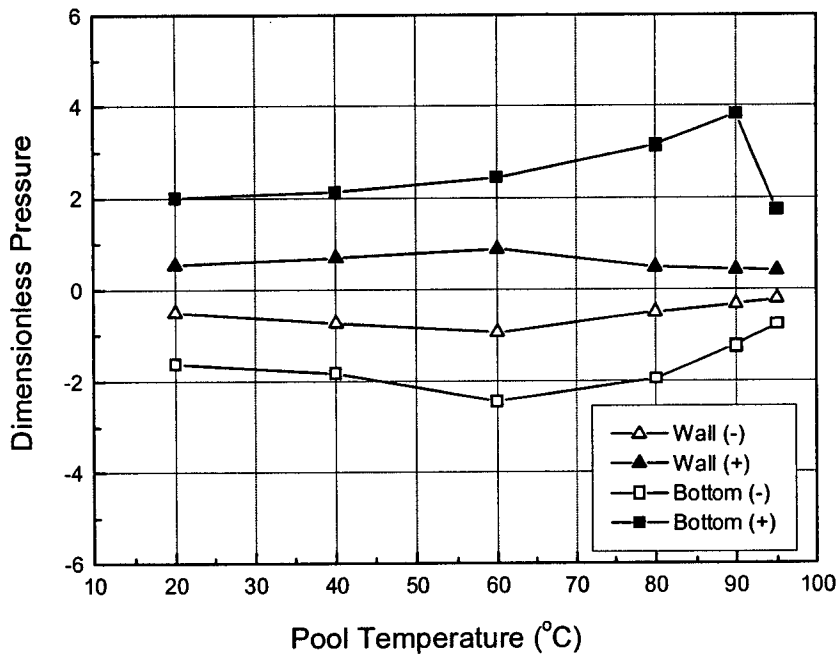


그림 4.2-15 수조온도에 대한 Peak 하중 변화

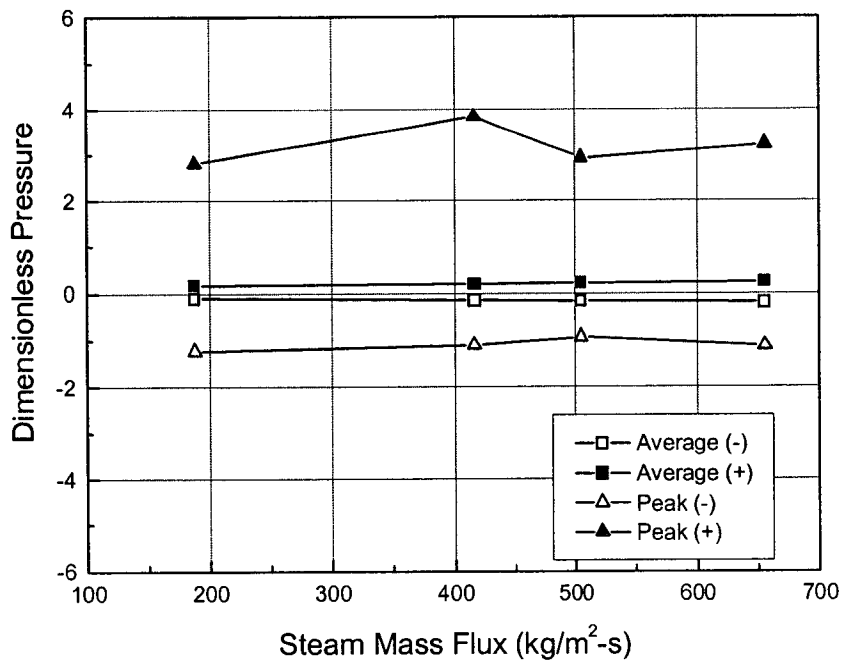


그림 4.2-16 수조온도 90 °C 에서의 유속에 따른 하중변화

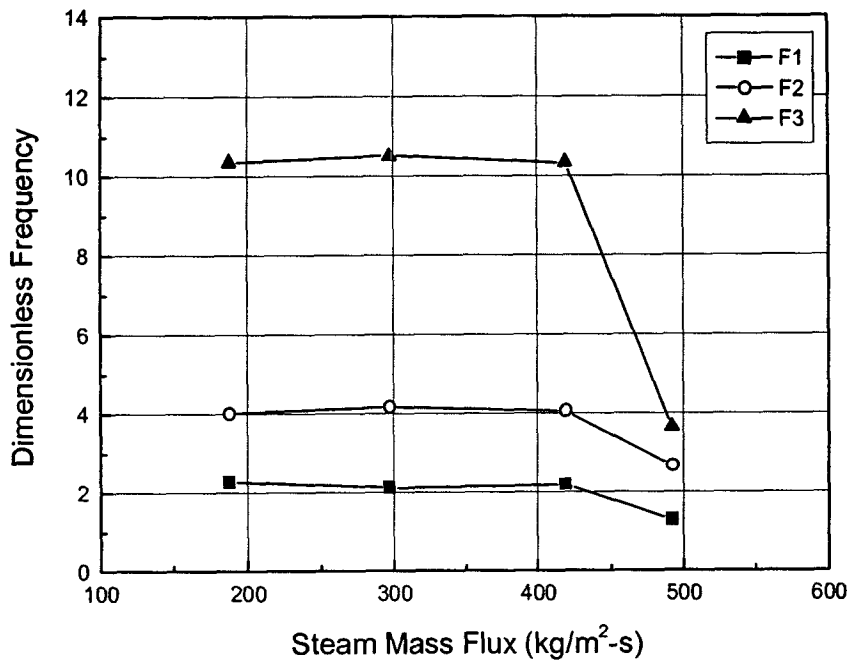


그림 4.2-17 수조온도 40 °C 에서의 주요 Dominant Frequency 변화

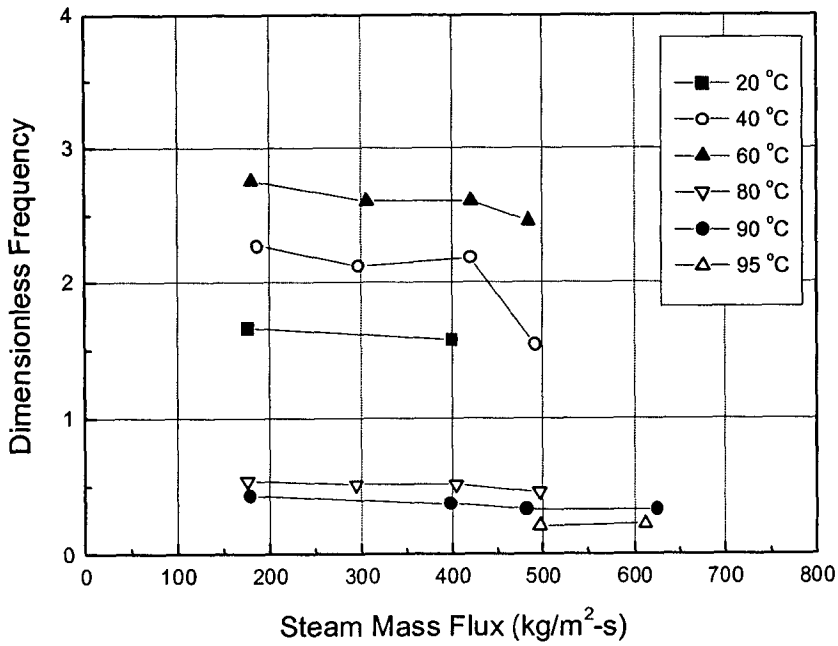


그림 4.2-18 증기유속변화에 따른 첫 번째 Dominant Frequency (F1) 변화

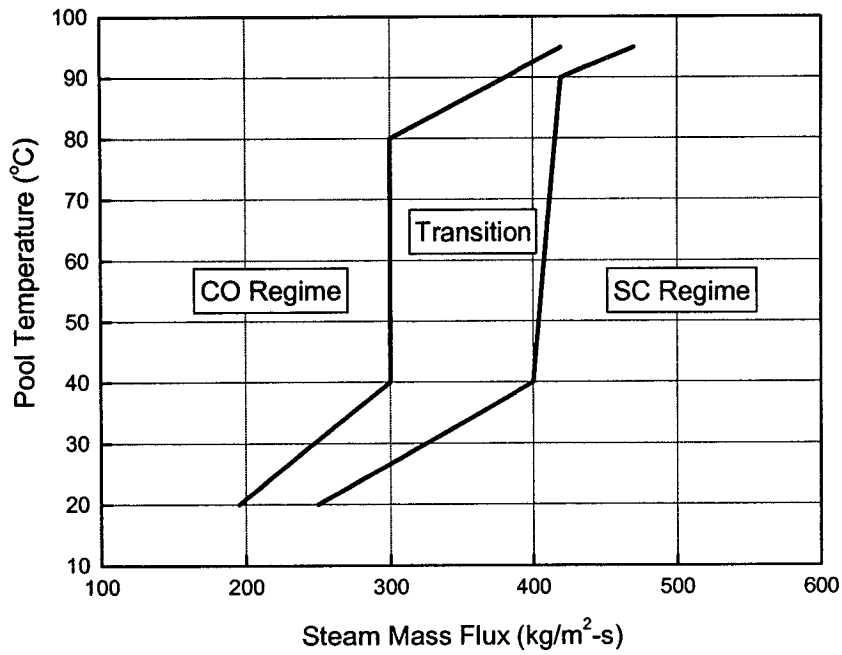


그림 4.2-19 증기응축도

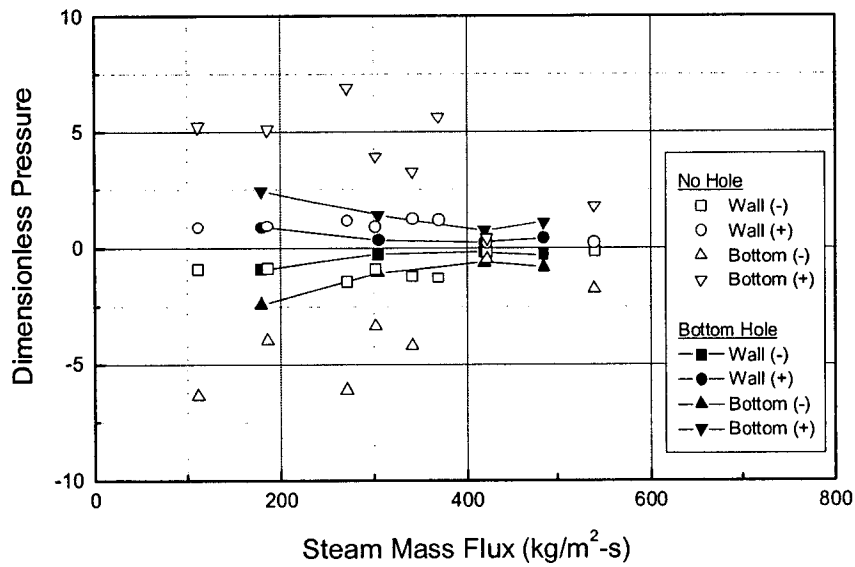


그림 4.2-20 수조온도 60 °C 에서의 응축하중 비교

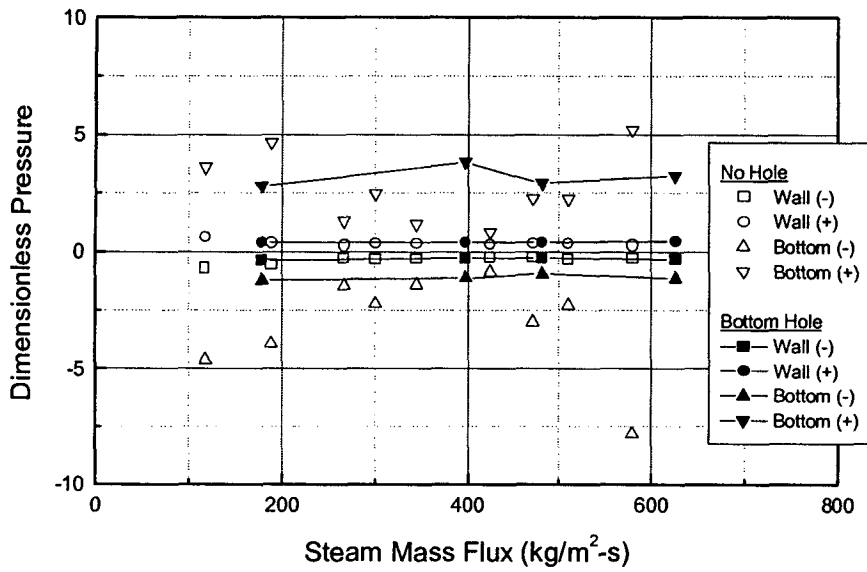


그림 4.2-21 수조온도 90 °C 에서의 응축하중 비교

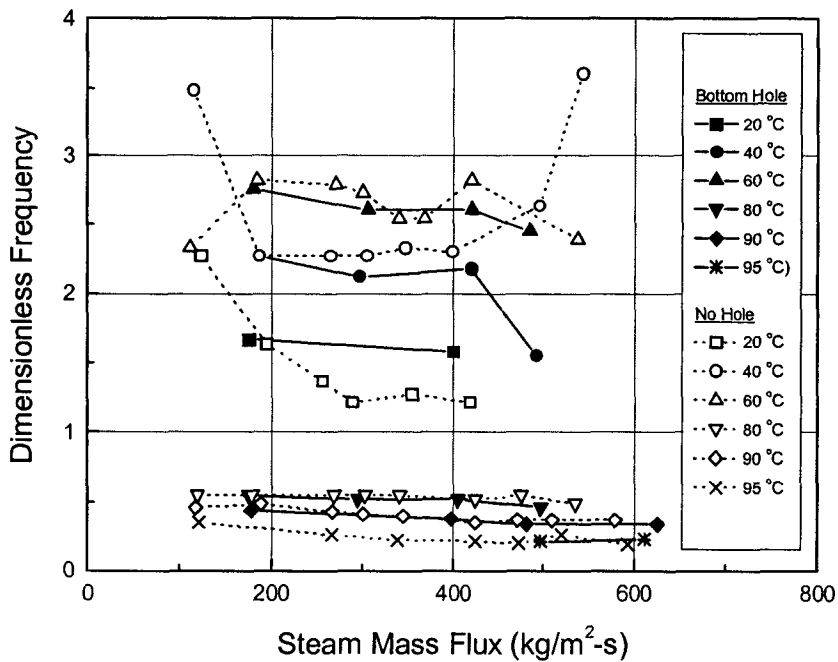


그림 4.2-22 서로 다른 Sparger 에서의 첫 번째 Dominant Frequency 비교

제3절 대형 수조에서의 열혼합 특성 현상 실험

1. 실험장치 및 실험 Matrix

본 연구를 위한 열혼합 실험은 별도로 수행되지는 않았다. 즉 대형수조 응축진동 실험을 수행하면 열혼합 관련 자료가 생산되며 이 자료를 사용하여 열혼합 현상에 대한 연구를 수행할 수 있다. 따라서 본 연구에서 언급되는 실험장치는 대형수조 응축진동 실험에서 사용된 실험장치와 같으며 (4.2 절 참조), Test Matrix 도 동일하다.

열혼합 현상을 연구하기 위하여 Quench Tank 내부에 총 64 개의 열전대 (TC: Thermocouple) 을 배치하였다. 측정용 열전대는 국부온도 계측용 및 열혼합 현상용 열전대로 구별된다. 응축에 사용되는 유체의 온도 (국부온도) 를 측정하기 위하여 10 개의 열전대를 분사구멍 가까이 설치하였다 (그림 4.2-2 참조). 국부온도용 열전대는 2 개의 열전대 Column (#1 및 #2) 로 구분되며 각 열에는 5 개의 열전대가 배치되었다. #1 열의 열전대는 Sparger 벽으로부터 25 mm 떨어져 설치되었으며 #2 열의 열전대는 벽으로부터 75 mm 떨어져 설치되었다. 국부온도용 열전대와 증기분사구멍과의 상대적 위치는 그림 4.3-1 에 주어져 있다.

Quench Tank 내부의 유체온도분포를 측정하기 위하여 2 개의 TC Rig (Rig 1 및 Rig 2) 를 설치하였다 (그림 4.3-2). 각 TC Rig 에는 3 개의 TC Column (Sparger 로부터 가까운 순으로 CL1, CL2, 및 CL3) 이 설치되었으며 각 Column 에는 각각 9 개의 열전대가 수직으로 배치되었다 (그림 4.3-3).

실험조건은, 대형수조 응축진동실험에서 언급한 바와 같이, 응축영역 경계를 구분할 수 있도록 수립되었으며 총 20 회의 실험이 수행되었다. 실험시 Sparger 는 Quench Tank 중앙에 설치되었으며 주요 실험변수와 초기조건은 다음과 같다 (그림 4.2-4 참조)

- Sparger 잠김깊이: 2.6 m
- 수위: 3.6 m
- Quench Tank 물온도: 20, 40, 60, 80, 90, 95 °C
- 증기유속: 200 - 600 kg/m²-s

2. 실험결과 및 분석

실험은 Quench Tank (수조) 내 물온도와 가압기내 온도/압력조건이 실험조건과 일치하였을 때 유량제어밸브를 개방하면서 시작되었다. 가압기의

증기는 유량계와 Sparger 를 통하여 수조 내부의 물로 분사되며 유량조절밸브는 증기유량을 원하는 값으로 조절한다. 그림 4.2-5 는 수조 물온도 40 °C, 증기유량을 2.6 kg/s 로 설정한 실험에서 측정된 증기유량의 변화로 진정한 정상상태 증기유량을 유지하지는 못하였으나 어느 정도 일정한 유량을 유지하고 있음을 보여주고 있다. 본 보고서에 언급된 열혼합 현상은 이러한 준 정상상태 기간 동안 측정된 동안의 자료를 기초로 하여 분석한 내용이다.

가. 국부온도 (Local Temperature)

국부온도는 증기응축에 직접 관여하는 유체의 온도로 정의되나 그 유체의 특정 위치는 명확하게 정의되어 있지 않다. 예로 BWR 의 Suppression Pool에서 정의된 Local Temperature 는 특정 Sparger 의 경우 Sparger Arm 에서 어느 정도 떨어진 곳에서의 유체온도로 정의된다 [4.2-3]. 한편 APR1400 의 경우 Sparger 에 Arm 이 존재하지 않기 때문에 이러한 정의는 사용될 수 없다. Local Temperature 는 증기응축현상을 해석하는 데 중요할 뿐 아니라 불안정 증기응축현상의 발생을 예시하는 기준이 되기 때문에 이에 대한 심도 있는 연구가 필요한 실정이다.

APR1400 의 IRWST 에서 사용되는 Sparger 에 적용할 수 있는 Local Temperature 를 정의하기 위하여 본 실험에 총 10 개의 열전대를 설치하였다. 열전대는 Sparger 벽에서 각각 25 (#1 Column) 및 75 mm (#2 Column) 떨어진 곳에 설치되었으며 분사되는 증기 Jet 와 정면으로는 부딪치지 않도록 배치되었다 (그림 4.3-1 참조). 또한 열전대는 Sparger 에 있는 최하단의 Side Hole 하부와 Hole 사이 그리고 최상단 Hole 의 상단에 각각 설치되었다.

증기유량 (또는 증기유속) 이 작은 경우 증기는 Side Hole 에서 분출된 후 곧장 응축되고 이후에는 Plume 이 되어 상부로 올라간다. 그림 4.3-4 는 수조온도 40 °C 조건에서 국부온도용 열전대 (첫번째 열) 가 측정한 유체온도와 수조 전체의 물온도 평균값을 수조 높이의 함수로 표시한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 유량이 작을수록 Sparger Side Hole 최하부에서의 국부온도가 최상부보다 낮았다. 그러나 유량이 커지면 최상부에서의 유체온도가 최하부에서의 유체온도보다 높아지는 현상을 보인다. 이러한 현상은 수조온도와 상관없이 일정하게 발생하였다. 다만 수조 물온도가 높아지면 물의 증기를 응축시키는 능력이 떨어지고 또한 Condensation Regime 이 변하기 때문에 온도 분포가 변하게 된다 (그림 4.3-5, 1.6 kg/s 조건).

국부온도와 수조평균온도와의 차이를 나타내는 그림이 그림 4.3-6 에 도시되어 있다. 수조 물온도 40 °C 의 경우, 증기유속이 작다면, 분사구명사이에 위치한 열전대 (TC711) 가 제일 높다. 그러나 유속이 증가하면 TC711 과 TC712 의 온도가 같아진다. 이러한 경향은 수조 물온도가 증가하여도 비슷하게 발생하였다.

일반적으로 수조 물온도가 낮은 경우 TC711 의 온도는 유속이 증가하면 감소 후 다시 증가하는 경향을 보인다. 그러나 수조 물온도가 증가하면 일정하게 유지되거나 증가하는 경향을 보였다 (그림 4.3-7). 국부온도와 평균 수조 물온도와의 차이는 TC711 및 TC712 의 경우 약 12 °C 이며, 최대 온도 차이는 증기유속이 크고 수조 물온도가 높은 (80 °C) 조건에서 기록된 18 °C 이다.

나. 열혼합 현상

전술한 바와 같이 수조에는 총 2 Train 의 열전대 Rig (TC Rig 1 및 Rig 2) 가 설치되었으며 각 Rig 에는 3 개의 TC Column (CL1, CL2, 및 CL3) 이 설치되었다 (그림 4.3-2). 또한 각 Column 에는 수직으로 9 개의 열전대가 설치되어 있어 수조 내의 증기분사로 인한 수조내 유체온도 분포를 측정하도록 배치되었다 (그림 4.3-3). 한편 TC Rig 1 의 각 Column 은 Sparger 를 중심으로 한 방사형으로 설치되어 있어 분사 Hole 에서의 흐름이 Sparger 에서 첫번째로 가까운 TC Column (CL1) 과 부딪치면 Jet 의 방향이 왜곡될 수 있으며 따라서 CL2 및 CL3 에서의 열전대는 이러한 왜곡된 흐름에 의한 온도를 지시할 수 있다. 이에 반하여 TC Rig 2 에 설치된 Column 은 분사에 의한 Jet 의 흐름과 직접 접촉하기 때문에 Jet 의 온도를 신뢰성 있게 측정할 수 있다.

그림 4.3-8 은 수조 물온도 20 °C , 증기 유량 0.9 kg/s 조건에서 측정된 국부온도와 TC Rig 1 에 설치된 TC Column 에서의 온도분포를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 국부온도용 열전대에서의 유체 온도가 제일 높았다. Side Hole 상부에서의 수조 내 온도분포는 CL1 열의 온도가 제일 높고 CL2 열 및 벽쪽의 CL3 열의 순으로 온도가 분포하고 있다. 유량이 작은 이 경우에서의 수조내 온도는 수조 하부의 온도가 상부보다 낮았으며 전형적인 자연순환 현상에 의한 온도분포를 보여준다.

한편 TC Rig 2 에서의 온도 분포는 TC Rig 1 에서의 온도 분포와 다른 양상을 보이고 있다. 그림 4.3-9 는 TC Rig 2 에서의 온도 분포를 보여 주며 벽쪽의 (CL3) 온도가 중간의 CL2 TC Column 에서의 온도보다 높게 나왔

다. 전술한 것 같이 TC Rig 1 에서의 온도 분포는 CL1 TC Column 에 의하여 왜곡될 수 있다. 따라서 TC Rig 2 에서의 온도 분포가 실제와 가깝다고 생각된다. 수조내 유체온도분포는 수조 높이 약 2 m 정도에서 아주 복잡한 유동이 있음을 보여준다. CL1 에서의 유체온도는 2 m 근처에서 급격하게 감소하고 오히려 벽쪽의 CL3 에서의 유체 온도가 급격하게 상승하는 현상을 보여준다. 이에 반하여 수조 중간 (CL2) 에서의 수온은 아주 약하게 수온이 수위가 높아질수록 증가하는 경향을 보여준다.

그림 4.3-10 은 수조 물온도 40 °C , 증기 유량 2.2 kg/s 조건에서 측정된 국부온도와 TC Rig 2 에 설치된 TC Column 에서의 온도분포를 보여 주고 있다. 유량이 작은 경우와 비교하여 Sparger 하부에서의 유동이 매우 활발하여 TC Column 1 에서의 온도가 제일 높고 그 다음 벽쪽의 온도가 높게 측정되었다. 또한 Side Hole 상부에서의 온도도 벽쪽이 제일 높았고 제 1 열 TC Column 에서의 유체 온도가 제일 낮았다. 이러한 현상은 유속이 큰 경우 Side Hole 에서 분출된 Jet 가 수조 벽까지 가서 벽과 부딪친 후 위아래로 흐르기 때문에 발생하는 것으로 생각된다. 벽을 따라 상부로 올라가는 유체는 계속 탱크 중앙쪽의 유체와 섞여지면서 온도가 감소하며 탱크 중심쪽으로 비교적 찬 물이 내려와서 Side Hole 에서 나오는 증기와 반응한다.

수조내 물온도가 높고 (80 °C) 유량이 많은 경우 (2.1 kg/s) 에 대한 수조내 물온도 분포가 그림 4.3-11 에 도시되어 있다. 물 온도가 낮은 경우와 비교하여 커다란 차이가 없는 열혼합과정을 보여 주며, 수조 하부에서의 유체 온도가 유체 상부에서의 유체 온도보다 높은 것도 비슷하다.

3. 결론

APR1400 에 사용된 Hole Pattern 을 갖는 다중 구멍 Sparger 에 의한 열혼합 현상을 파악하기 위하여 증기응축실험 자료를 분석하였다. 실험에서 Bottom Hole 이 있는 다공 Sparger 가 사용되었으며 주요 실험변수는 증기 유속과 물온도이다.

실험결과를 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 증기응축에 사용되는 유체의 온도 (국부온도) 는 증기유속에 따라 달라지며 이는 대형 수조내 열혼합 현상과 깊은 관련이 있다.
2. 증기유량이 작은 경우 Sparger 하부의 국부온도는 상부보다 낮으며, 유속이 증가하면 상부의 온도가 하부보다 낮다.
3. 국부온도는 분사 Hole 과의 상대적 위치에 따라 달라지며, 분사

Hole 사이의 국부온도는 수조 전체 평균온도보다 최대 18 °C 까지 높을 수 있다.

4. 증기유량이 작은 수조내 물온도는 자연순환 현상에 의하여 결정된다. 그러나 유량이 증가하면 분사되는 유체가 수조 벽과 부딪쳐서 형성되는 흐름에 많은 영향을 받는다. 또한 유량이 큰 경우 Bottom Hole 에 의한 Jet 가 열혼합에 미치는 영향이 커진다.

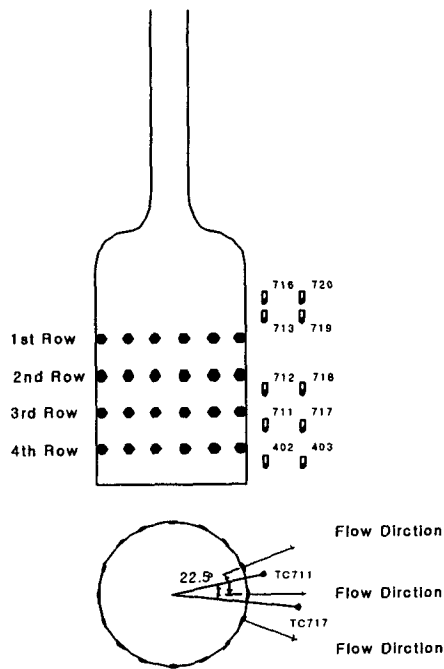


그림 4.3-1 Arrangement of TCs for the Measurement of the Local Temperature in the Quench Tank

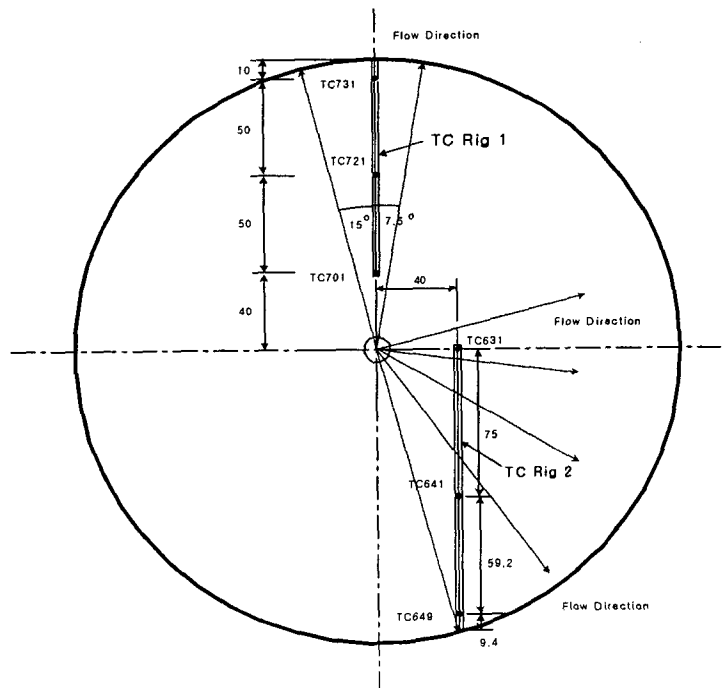


그림 4.3-2 TC Rig Arrangement in the Quench

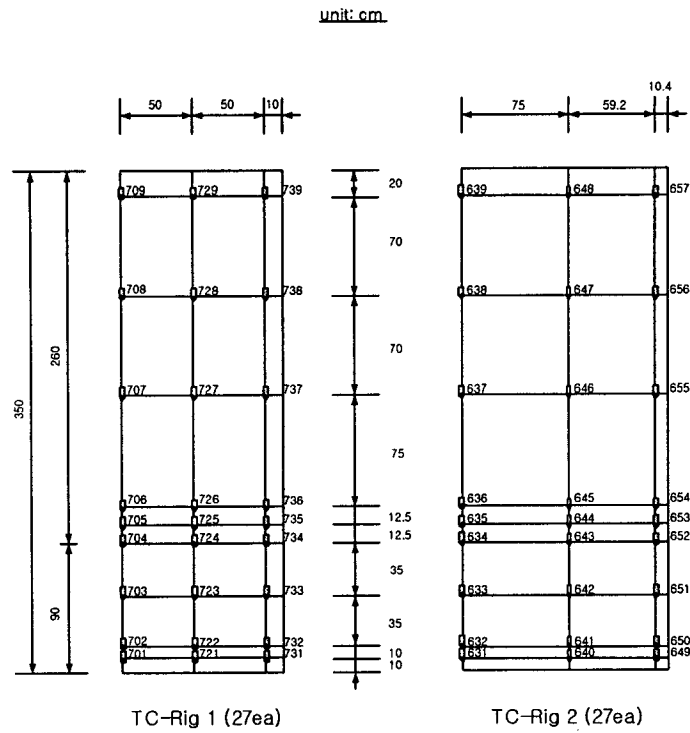


그림 4.3-3 Thermocouple Arrangement in the Quench Tank

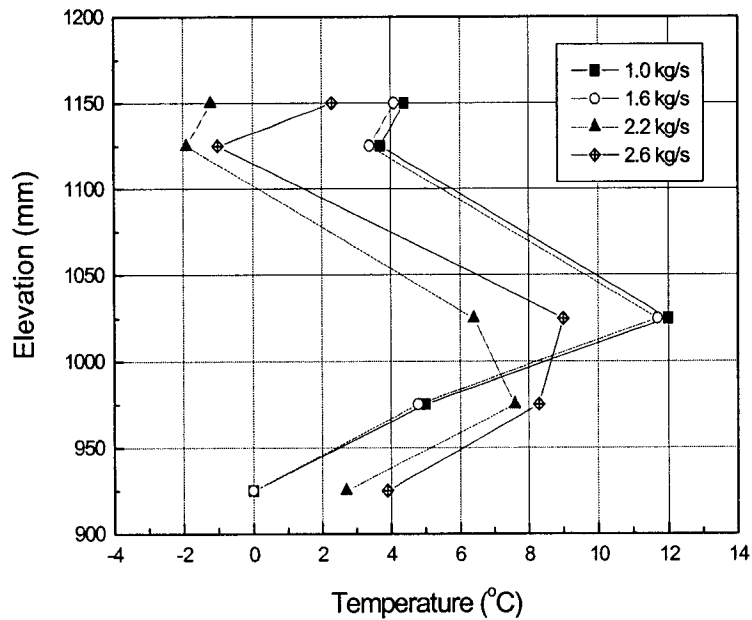


그림 4.3-4 Local Temperature Distribution at the Local TC #1 Location
(40 °C Pool Temperature Condition)

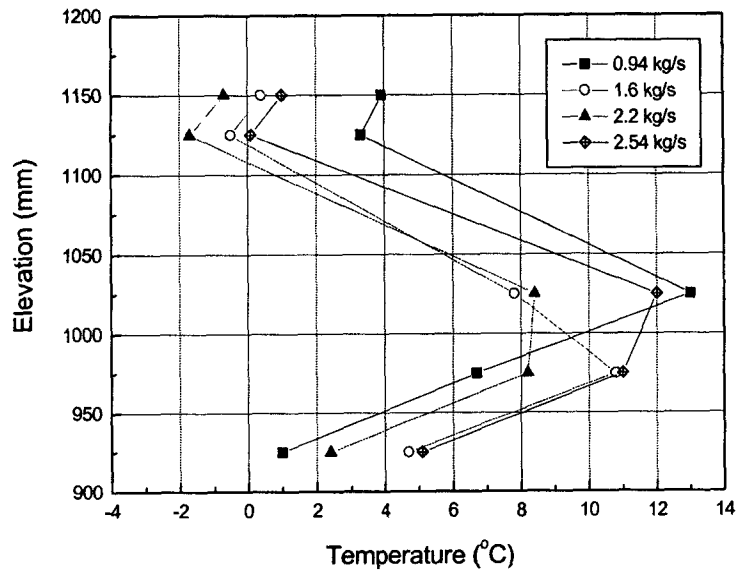


그림 4.3-5 Local Temperature Distribution at the Local TC #1 Location (60 °C Pool Temperature Condition)

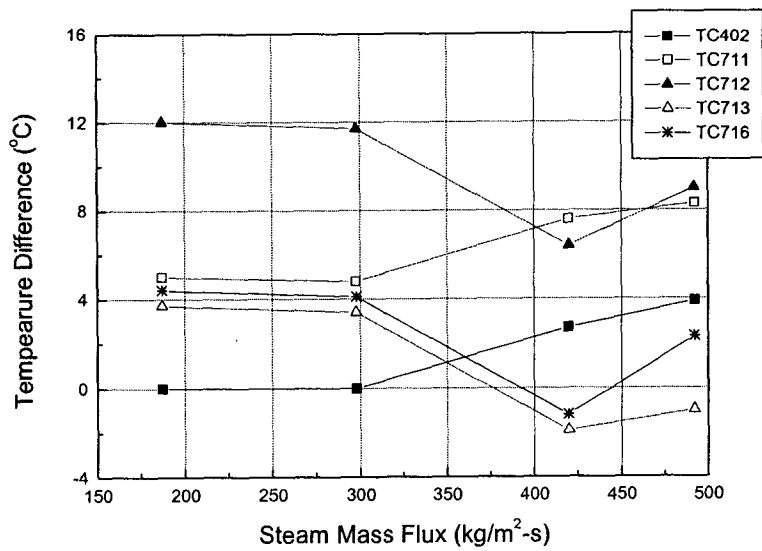


그림 4.3-6 Local to Bulk Temperature Difference at the Local TC #1 Location (40 °C Pool Temperature Condition)

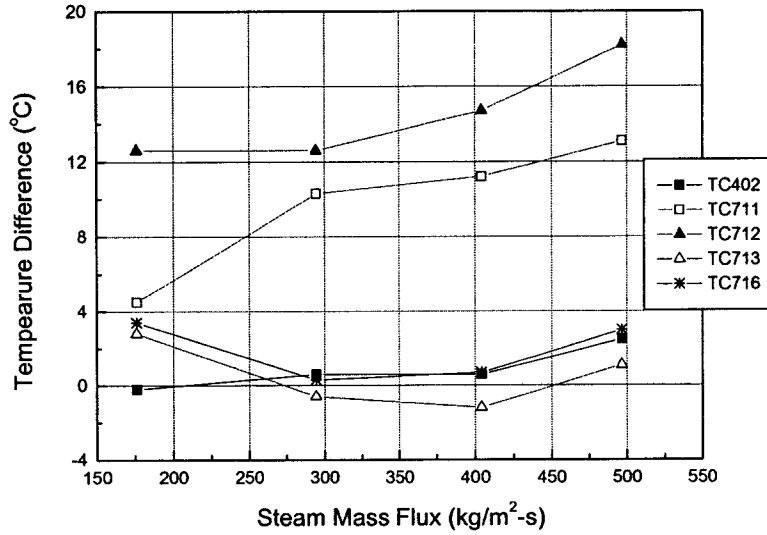


그림 4.3-7 Local to Bulk Temperature Difference at the Local TC #1 Location (40 °C Pool Temperature Condition)

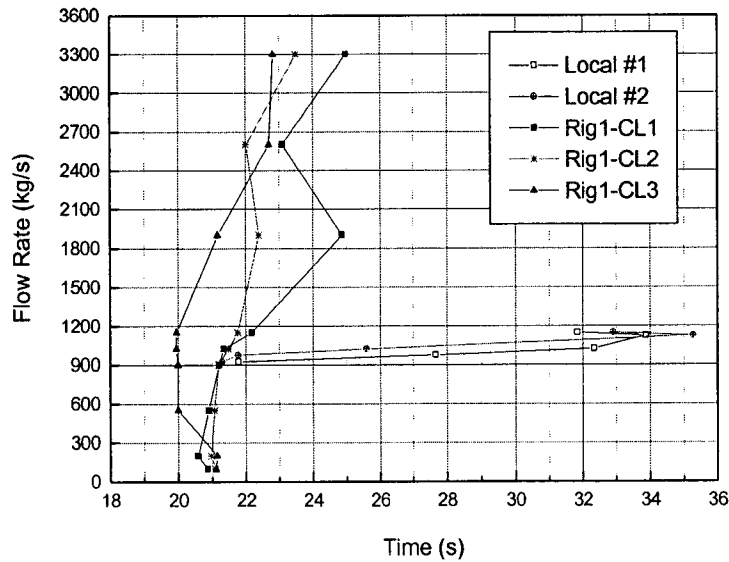


그림 4.3-8 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 1, 20 °C Pool Temperature, 0.9 kg/s Flow Rate Condition)

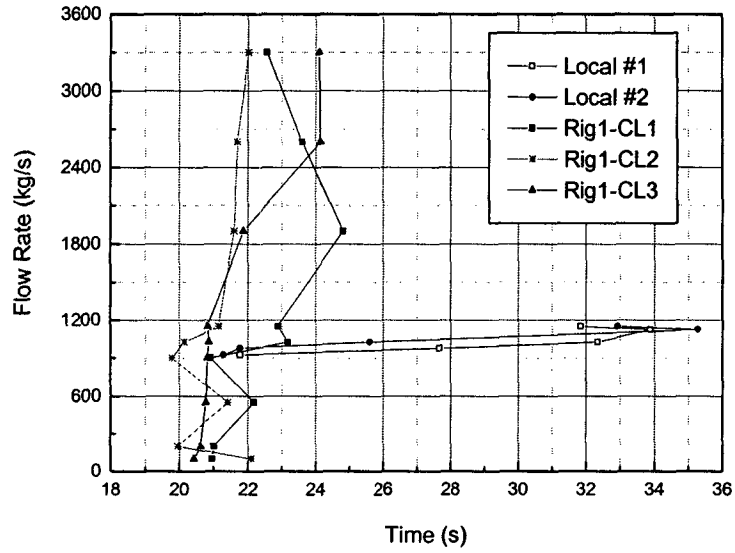


그림 4.3-9 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 20 °C Pool Temperature, 0.9 kg/s Flow Rate Condition)

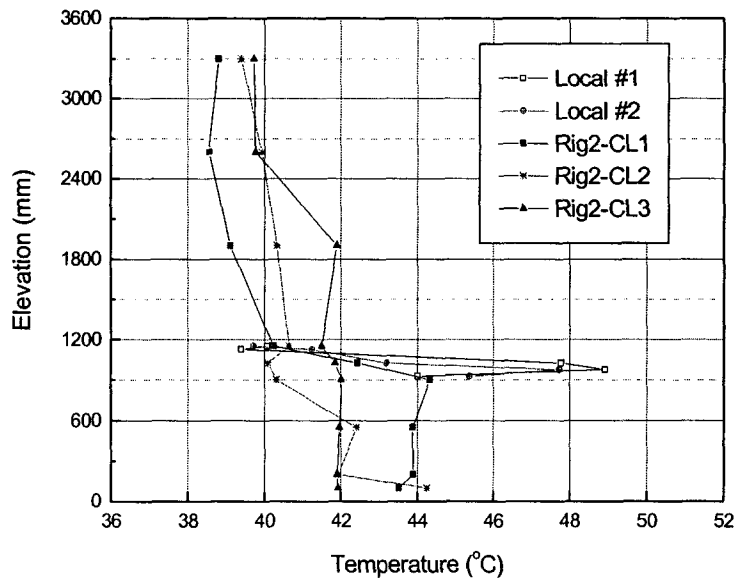


그림 4.3-10 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 40 °C Pool Temperature, 2.2 kg/s Flow Rate Condition)

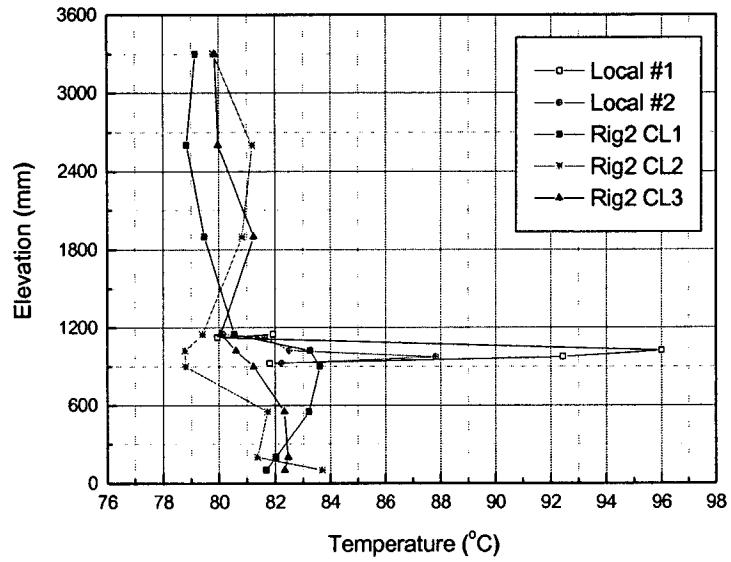


그림 4.3-11 Temperature Distribution in the Quench Tank (TC Rig 2, 80 °C Pool Temperature, 2.1 kg/s Flow Rate Condition)

제 4 절 열혼합 현상 CFD 해석

1. CFD 해석 배경 및 목적

본 CFD 해석은 대형수조 응축 열혼합 실험(제4장, 제3절)에서 수행한 것 중의 하나인 증기 blowdown 실험에 대하여 검증해석을 하였다 [4.4-1, 4.4-2, 4.4-3]. CFD 검증해석을 수행한 이유는 APRI400 IRWST 수조 온도분포 해석에 적용할 수 있는 최적의 CFD 해석방법론을 확립하기 위함이다. APRI400 IRWST 수조의 안전성 평가를 위해서는 설계기준 사고시 불안정 증기응축을 방지하기 위해서 장기간 수조 온도분포를 분석해야 한다 [4.4-4, 4.4-5]. 이를 위해서는 효과적인 CFD 해석방법이 필요하다. 그 이유는 증기제트가 증기분사기의 145개의 작은 구멍을 통하여 IRWST 수조 내로 방출될 때는 초킹(choking)이 발생하고, 증기제트가 과냉각수와의 직접접촉에 의해 응축되는 매우 복잡한 물리적인 현상이 발생하며 천이과정으로 오랜 시간을 해석해야 되기 때문이다[4.4-6, 4.4-7, 4.4-8]. 따라서 본 CFD 해석에서는 증기제트의 직접접촉 응축현상을 개략적으로 모사할 수 있는 증기제트 응축 모델(제5장, 제5절)을 개발한 다음, 그 모델에서 생산한 응축수 제트 및 유입수조수의 온도와 속도를 상용 CFD 코드[4.4-8, 4.4-9]의 경계조건으로 활용하여 대형수조 내의 열혼합 과정을 모사하였다 [4.4-10, 4.4-11, 4.4-12]. 또한 CFD 해석결과를 열혼합 실험결과와 비교한 후, 최적의 해석방법론을 확립하기 위해서 격자모델, 수치모델 및 Solver Algorithm 민감도 계산을 수행하였다[4.4-13, 4.4-14]. 또한 APRI400 IRWST 안전분석에서는 장시간의 과도상태 해석을 수행을 해야 하므로, 각 민감도 계산시 소용되는 전산해석 시간도 검토하였다[4.4-13, 4.4-14]. 따라서 본 CFD 해석에서 수행된 여러 민감도 계산결과를 활용하면, APRI400 IRWST 수조 온도분포관련 안전성 평가에 많은 도움이 될 것으로 예상된다.

2. 전산유체역학(CFD) 해석

가. 증기제트 응축 모델

증기제트가 과냉각 수조수에 의한 응축되는 직접접촉 응축현상을 수치적으로 직접 해석하기 위해서 많은 연구가 수행되고 있다[4.4-15, 4.4-16]. 그러나 APRI400 IRWST 수조 온도분포 해석에 적용할 수 있는 공학적인 해석 방법은 아직 개발되지 않았다. 또한 현재 진행 중인 연구의 대부분이 단일 증기제트에 국한 한 것이어서, APRI400 증기분사기처럼 다중구멍인 경우에

는 직접접촉 응축현상에 대한 직접적인 수치해석을 적용하는 것은 거의 불가능한 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 공학적으로 사용가능한 증기제트 응축 모델을 개발해서 응축수 제트와 증기 제트로 흘러가는 유입수 조수의 온도와 속도를 열혼합 실험결과를 활용하여 개발하였다. 이 모델에 대해서는 제4장, 제5절에 자세히 기술되어 있다.

나. 격자모델 및 경계조건

열혼합 CFD 해석을 위한 격자모델은 CFX-Build[4.4-9]를 사용해서 증기분사기 중심선을 기준으로 2차원 축대칭, 정렬격자로 생성하였다. 이 모델에서 증기분사기 주변의 증기제트 응축 모델이 차지하는 영역은 제외되었다. 2차원 축대칭 격자를 사용한 이유는 CFD 해석에 소요되는 시간을 가능한 줄여야 하고, 원주방향으로 균일하게 위치한 방출구멍을 통과하는 증기제트 유량이 초킹 현상으로 거의 동일할 것으로 예상되기 때문이다. 또한 CFD 해석 대상 실험인 증기 blowdown 시에는, 대형수조 내의 열혼합 특성이 원주방향에는 무관한 것으로 나타났기 때문에 2차원 축대칭의 가정은 타당한 것으로 판단된다[4.4-2]. 격자모델은 먼저 9,588개의 격자 셀로 구성한 다음, 23,835개와 31,020개의 격자 셀로도 구성하였다. 잘 수렴된 결과를 얻기 위해서 격자를 유동 속도와 방향이 급격히 변할 수 있는 증기분사기 방출구멍 주변과 대형수조 벽면 근처 및 공기와 수조수의 경계면 부근에 많이 분포시켰다. 그림 4.4-1 에 격자모델 내의 자세한 격자 셀 분포가 나타나 있다. 본 격자모델에서는 대형수조 상부에 위치하는 공기영역을 실험장치 보다 상부로 0.5 m 더 확장시켰다. 이것은 CFD 해석에서 출구경계조건이 지정된 면에 유동이 완전발달 되었다는 가정이 설정되는데[4.4-9], 실제 유동현상과는 다를 수 있기 때문에 이를 보정해주기 위함이다.

응축수 제트를 모사하기 위한 입구경계조건은 증기분사기 옆면에 있는 증기제트 응축 모델 출구에 지정한 다음, 응축수의 온도와 속도를 시간에 따라 다르게 지정해 주었다. 입구경계조건에서 지정하는 난류강도는 증기가 방출구멍을 통과할 때 그 강도가 상당히 증가할 것으로 예상되어 평균속도의 10 %로 하였다[4.4-9]. 압력출구조건은 Neumann 조건을 사용하여 응축수 조의 최상부에 참조압력을 지정하고 공기만 유출되도록 하였다. 유입 수조수는 수조수가 증기제트로 흘러가는 것을 모사해야 하므로, CFD 계산영역에서 빠져나가도록 하기 위해서 입구경계조건을 사용하고 속도를 부 (-) 의 값을 지정하였다. 유입수조수의 온도는 수치해석 초기에는 수조수의 초기온도를 지정하였고, 과도상태 계산중에는 실험과 CFD 해석결과를 참조하여 계

속 재지정하였다.

다. CFD 유동 모델 및 수치해석 방법론

본 CFD 해석을 위해서 대형수조 내 응축 열혼합 현상을 비압축성 유동, 공기와 물의 자유표면이 존재하는 2상 유동 및 부력효과가 있는 난류 유동장으로 가정하였다. 이와 같은 유동장을 풀기 위해서 우선, SIMPLE Algorithm을 사용하는 CFX4.4에 내장되어 있는 Navier-Stokes 운동량 방정식(식 (4.4-1)과 식 (4.4-2))과 에너지 방정식(식 (4.4-3))을 사용하였고, 난류 유동장을 모사하기 위해서는 standard k-ε 난류 모델(식 4.4-5~4.4-7)을 적용하였다[4.4-9]. 고온과 저온 유체로 인한 부력효과를 모사하기 위해서 Boussinesq 가정을 사용하였고 공기와 수조수의 자유표면 거동을 모사하기 위해서는 multi-fluid homogeneous 모델(식 4.4-8)을 사용하였다 [4.4-9]. 이 모델에서는 공기와 수조수 사이의 열전달 및 운동량 전달은 고려하지 않고 공기와 수조수의 체적비율만 체적방정식을 이용하여 계산한다. 체적방정식을 풀기위해서 필요한, 공기와 수조수의 초기 체적비율의 값은 User Routine 을 사용해서 주었다. 또한 본 CFD 해석은 과도상태 계산으로 약 30초 정도를 계산하며, 계산시간 간격은 0.001~0.005 초 정도로 해서, 각 시간간격 마다 약 100번 정도로 하였다. 각 변수의 residual이 $10^{-3} \sim 10^{-4}$ 이하로 떨어지도록 하였다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho U + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = \quad (4.4-1)$$

$$B - \nabla P' + \nabla \cdot (\mu_{eff} (\nabla U + (\nabla U)^T))$$

$$P' = P + \frac{2}{3} \rho k - \rho_o \vec{g} \cdot \vec{x}, \quad \mu_{eff} = \mu + \mu_T, \quad \mu_T = C_\mu \rho \frac{k^2}{\epsilon} \quad (4.4-2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho H + \nabla \cdot \left(\rho U H - \left(\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_T}{\sigma_H} \right) \nabla H \right) = 0 \quad (4.4-3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho k + \nabla \cdot (\rho U k) = \quad (4.4-4)$$

$$P + G_{buoy} + \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) - \rho \epsilon$$

$$P = \mu_{eff} \nabla U \cdot (\nabla U + (\nabla U)^T) \quad (4.4-5)$$

$$G_{bouy} = \frac{\mu_T}{\sigma_T} \beta \cdot \nabla T \quad (4.4-6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \epsilon + \nabla \cdot (\rho U \epsilon) = C_1 \frac{\epsilon}{k} (P + C_3 \max(G, 0)) + \nabla \cdot \left(\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) - C_2 \rho \frac{\epsilon^2}{k} \quad (4.4-7)$$

$$\rho = \sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} \rho_{\alpha}, \quad U = \frac{1}{\rho} \sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} \rho_{\alpha} U_{\alpha}, \quad \Gamma = \sum_{\alpha=1}^{N_p} r_{\alpha} \Gamma_{\alpha} \quad (4.4-8)$$

격자 셀이 9,588개인 격자모델과 대류항 차분방법인 Upwind 1차, 시간 차분 방법으로 Backward Euler 1차를 사용하여 계산한 결과를 실험결과와 비교해보면[4.4-12], 증기분사기 위치와 유사한 높이에서는 CFD 해석결과가 실험결과를 잘 예측하지만 수조상부에서는 CFD 해석결과가 실험결과보다 빨리 온도가 상승하는 것을 알 수 있다. 이것은 CFD 해석에서 응축수 체트가 수조 벽면에 충돌한 후 벽면을 따라 수조 상부로 상승하는 현상이 실험보다 과도하게 계산되었기 때문으로 판단된다. 따라서 이런 현상을 정확하게 예측할 수 있는 CFD 해석모델을 찾기 위해서 민감도 계산조건(표 4.4-1)을 설정하고 CFD 해석을 수행하였다[4.4-15,4.4-16]. 또한 SIMPLE Algorithm을 사용하는 CFX-4.4는 병렬계산 환경이 좋지 않아서 CFD 해석에 많은 시간이 소요된다[4.4-9]. 따라서 병렬계산 환경이 잘 설정되어 있는 Coupled Algorithm의 CFX-10.0[4.4-10]를 사용해서 계산을 수행한 다음, 온도분포 결과와 소요된 CFD 해석 시간을 비교하면, 유익한 정보를 얻을 수 있으리라 예상된다.

라. CFD 해석 결과 분석

열혼합 특성 실험에 대하여 CFD 코드에 증기제트 응축 모델을 적용해서 검증 해석을 수행한 결과인 온도와 속도 분포는 그림 4.4-2~그림 4.4-4에 나타나 있다. 그리고 수조 내의 온도계측기 위치에서 시간에 따른 온도 변화 경향에 대해 실험결과와 CFD 해석결과를 비교한 것이 그림 4.4-5~그림 4.4-7에 나타나 있다.

각 case의 온도분포 결과(그림 4.4-2~그림 4.4-3)에서 증기제트 방출시 시간에 따른 수조 내의 전체적인 열혼합 과정을 알 수 있다. 여기서 온도분포가 그려진 영역은 수조 내 전체영역으로, 공기영역 온도분포는 표현

되지 않고 수조수 온도분포만 표현되었다. 이것은 CFD 해석이 공기와 수조수의 경계면 거동 해석을 위해 multi-fluid homogeneous 모델[4.4-9]을 사용했기 때문에 체적분을 외에는 공기와 수조수가 동일한 지배방정식을 풀어서, 공기영역까지도 수조수 온도분포 결과가 생성되었기 때문이다. 증기분사기 방출구명 주변의 증기제트 응축 모델 출구로부터 방출되는 고온의 응축수 제트의 속도 약 5~6 m/s 이기 때문에 방출 즉시 수조 벽면에 부딪힌 다음, 일부는 위쪽으로, 나머지는 아래쪽으로 흘러간다. 벽면을 따라 위로 흘러가는 응축수는 공기와 물의 경계면 부근까지 상승하다가, 그 방향을 변경하여 증기분사기 쪽으로 다시 내려온다. 아래로 흘러가는 응축수는 수조 밑바닥 면에 부딪힌 다음, 증기제트로 향하는 유입수조수의 영향에 의해 증기분사기 쪽으로 다시 상승한다. 이와 같은 유로를 따라 약 35°C 의 응축수가 수조 내를 흘러가면서 약 26°C 인 수조수와 열혼합을 일으키면서 온도가 감소한다. 또한 수조수의 양이 증기분사기 위쪽보다는 아래쪽이 적기 때문에 열혼합으로 인해서 냉각되는 응축수의 온도가 위쪽보다는 아래쪽이 약간 작게 나타난다. 이와 같은 전체적인 열혼합 과정은 case 1~case 6 모두 유사하다.

수조 내 열혼합 거동 과정을 속도벡터로 표현 한 것이 그림 4.4-4에 나타나 있다. 이 그림은 case 1의 8초와 35초에서의 속도벡터이지만, 열혼합 거동의 전형적인 유동형태를 잘 표현하고 있다. 상부영역 속도분포에서, 공기와 수조수의 경계면을 기준으로 속도벡터가 명확하게 다르게 나타나는 것을 알 수 있다. 경계면 근처의 수조수 영역 부근은 속도벡터가 전부 증기분사기 방출구명 쪽으로 향한다. 또한 수조수 영역 내 상, 하부 영역의 속도분포는 모두 증기분사기 방출구명 쪽으로 선회하는 유동이 명확하게 나타난다. 이것은 수조 벽면의 영향과 증기제트 응축 모델의 위, 아래 부분에 유입수조수가 계산 영역에서 빠져나가도록 하는 경계조건을 준 영향인 것으로 판단된다. 또한 증기분사기 아래쪽에서 선회하는 유동은 증기분사기 쪽에서 방출되는 응축수의 흐름을 약간 위로 상승하게 한다. 이와 같은 전체적인 속도벡터 형상은 case 1~case 6이 모두 유사하다.

격자 및 수치모델 민감도 계산결과에 대해서 설명하면 다음과 같다. 격자 셀 수가 약 2.8배 정도 차이가 나는 case 1과 2의 열혼합 거동과정(그림 4.4-2)을 비교해보면, case 1의 열혼합 과정이 case 2 보다 약간 빨리 진행됨을 알 수 있고, 방출 초기 응축수 제트 주변의 온도분포도 약간 다른 것을 알 수 있다. Case 1과 2는 격자모델 외에는 모든 조건이 동일하기 때문에, 격자 셀 분포가 열혼합 거동에 영향을 미치는 것으로 판단된다.

Case 2와 3의 결과를 비교해보면, 온도분포 (그림 4.4-2) 상으로는 거의 유사하지만, 국부적으로 약간 다르다. 이와 같이 격자 셀 수에 따라서 온도분포 결과가 다르게 나타난 것은, 대류항 차분방법이 Upwind 일 때는 유동방향과 격자 배열이 일치하지 않고 격자 셀 수가 작으면 수치확산 오류가 발생할 수 있기 때문인 것으로 판단된다[4.4-17]. 따라서 Upwind 방법을 사용할 때는 반드시 격자모델 민감도 해석을 수행해야 할 것으로 판단된다.

Case 4에서는 case 1의 격자모델을 사용하고 대류항 차분방법만 Upwind 1차에서 QUICK으로 바꾼 것인데, case 1~3과는 약간 다른 온도분포가 나타났다. 특히 계산 초기(6초)에서 응축수 제트 위부분의 온도(그림 4.4-3, A)가 비정상적으로 상승하였다. 또한 CFX4.4의 다른 대류항차분방법인 Upwind 2차, Hybrid[4.4-9], CCCT[4.4-9]를 사용해서 계산을 수행했으나, 수렴된 결과를 얻지 못하였다. Coupled Algorithm과 시간항 차분방식이 2차[4.4-10]를 사용하는 case 5~6의 결과는 SIMPLE Algorithm과 1차 시간항 차분방식을 사용한 case 1~4과는 수조 상부의 온도분포가 약간 다르다. 또한 case 5와 case 6도 응축수 제트 주변과 수조 상부의 온도분포가 약간 다르게 나타났는데, 이것은 대류항 차분방식이 High Resolution[4.4-10]과 Upwind 1차로 다르고 격자 셀 수도 다르기 때문인 것으로 판단된다.

과냉각수조 내 열혼합 과정의 특성을 잘 파악할 수 있는 8개의 온도계측기 위치에서 CFD 해석결과와 실험결과를 비교하여 그림 4.4-5~그림 4.4-8에 나타냈다. 전체적으로는 CFD 해석결과가 실험결과의 온도변화 경향을 약 7~8% 내에서 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이런 차이는 증기제트 응축 모델이 면적평균 개념을 사용해서 응축수 제트의 온도와 속도를 구했고, 열혼합 실험에서는 국부적인 위치에서 온도를 측정하는 것을 고려하면, 상당히 작은 것으로 판단된다. 증기분사기 방출구멍에 근접해서 증기제트 유동영향을 직접적으로 받을 수 있는 TC718 위치에서 비교한 결과는 CFD 결과가 실험결과를 잘 예측하지만, 실험 초기의 급격한 온도상승은 예측하지 못하고 있다. 이것은 실험에서 초킹 조건으로 방출되는 증기제트 형상이 매우 복잡한 특성이 있기 때문인 것으로 판단된다. 유입수조수의 특성을 알 수 있는 TC720 위치에서는 case 4가 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이것은 case 1~3은 응축수 제트가 벽면에 충돌 한 후, 되돌아오는 속도가 실험보다 빠른 것을 의미하는 것으로 판단된다.

증기분사기 방출구멍 근처에서 유사한 높이에 위치한 온도계측기 TC705와 TC706에서의 온도분포(그림 4.4-6)를 비교한 결과는 다음과 같다. TC705에서는 case 1~6의 CFD 해석결과가 거의 동일한 경향으로 잘 예측하

지만, 실험의 10초 정도에서 온도가 감소하는 현상은 잘 모사하지 못한다. 이것은 TC705가 증기분사기 방출구명 중심부로 부터 약 30cm 정도 떨어진 곳에 설치되어서 초킹 조건으로 방출되는 증기제트의 복잡한 유동의 영향을 받는데, 면적평균 개념을 사용한 증기제트 응축 모델로 모사하는 데에는 한계가 있기 때문인 것으로 판단된다. 증기분사기 1열 방출구명보다 5cm 위에 설치된 TC706에서는 실험개시 후 순간적으로 약 32℃까지 증가하였다가, 수조수 초기온도인 26℃로 감소한 다음, 다시 약 25초에서 상승하는 것으로 나타났다. 실험의 약 5초에서의 순간적인 온도증가는 증기제트 방출 전에 나타나는 water clearing 과정의 결과이거나, 응축수 제트가 수조 벽면쪽으로 진행하다가 전단응력으로 인한 저항 또는 부력에 의해 위쪽으로 상승한 영향 일 것으로 판단된다. 또한 약 25초에서 온도가 상승하는 것은 응축수 제트가 벽면에 충돌 한 후, 증기분사기 쪽으로 되돌아오는 선회유동 때문인 것으로 판단된다. 실험의 이런 경향을 case 1~6의 CFD 해석이 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났고, case 4는 전체적인 온도변화 경향을 잘 예측하지만, 초기의 온도증가는 잘 예측하지는 못하는 것으로 나타났다. 그러나 case 5~6은 초기의 온도변화까지도 잘 예측하는 것으로 나타났다. CFD 해석이 비교적 초기의 온도증가를 잘 모사하는 이유는 응축수 제트가 정체된 수조수를 지날 때 발생하는 전단응력으로 인해서, 응축수 제트의 모양이 타원형이 되면서 고온의 응축수 제트가 상, 하로 확산되기 때문인 것으로 판단된다.

응축수 제트가 수조벽면에 충돌한 후, 유동방향을 바꾼 후에 지나가는 위치에 설치된 수조벽면 쪽의 TC733, TC736의 온도분포를 비교하면 다음과 같다. TC733에서는 case 4와 case 6이 제일 잘 모사하는 것으로 나타났고, 대류항 차분방식이 Upwind 1차를 사용하는 case 1~3은 격자 셀 수가 많을수록 실험결과에 유사하게 예측하였다. TC736에서 실험결과와 CFD 해석결과를 비교해보면, case 4와 case 6이 실험의 전체적인 온도변화 경향을 제일 잘 예측하는 것으로 나타났다. Case 1~3과 case 5는 전반적으로 실험결과보다 약간 높게 예측하고, 초기의 온도증가를 과도하게 예측하는 것으로 나타났다. TC736 위치에서 실험결과는 10~15초 사이에 온도가 증가했다가, 감소하는 경향이 나타난다. Case 1~6이 이런 경향을 예측하지만, 실험결과보다 약간 빨리 예측하는 것으로 나타났다. 과냉각수조 상부 쪽에 위치한 TC728, TC729의 온도분포에 대해서 비교하면, case 1~6이 모두 온도증가시점을 빠르게 예측하고 있는 것으로 나타났고, case 1~3은 온도변화 경향을 실험결과와 달리 지속적으로 증가만 하는 것으로 예측했다. 그러나 이런

차이는 CFD 해석이 2차원 축대칭 모델과 균일한 응축수제트의 온도와 속도로 수조 내의 3차원 열혼합 현상을 모사하고, 본 해석에서 사용한 표준 k- ϵ 난류모델과 에너지방정식(식(4.4-3))에서 사용하는 Reynolds Analogy [4.4-18] 개념 때문에 나타날 수 있는 것으로 판단된다.

이상의 비교분석을 정리하면, CFD 해석이 수조벽면 전단에 위치한 온도계측기(TC705, TC706)에서는 case 1~6의 결과가 모두 유사하게 실험결과를 예측하지만, 응축수 제트가 벽면에 충돌한 후 지나가는 벽면 근처(TC733, TC736)와 수조 상부에 위치한 온도계측기(TC728, TC729)에서는 case 4와 case 6의 결과가 실험결과를 제일 잘 예측하는 것으로 나타났다. 따라서 대류항 차분식으로 Upwind 방법을 사용할 때는 가능한 격자 셀 수를 많이 분포시키고 격자민감도 계산을 반드시 수행해야 함을 알 수 있다. 또한 Coupled Algorithm을 사용하는 CFX-10의 계산결과도 실험결과를 잘 예측함을 알 수 있고, 병렬계산환경이 잘 구축되어 있어서 CFD 해석에 소요되는 전산시간(표 4.4-2)이 많이 감소되는 것으로 나타났다.

3. 결론

APR1400 IRWST 수조 온도분포 분석에 적용할 수 있는 최적의 CFD 해석 방법론을 확립하기 위하여 대형수조 응축 열혼합 실험에 대하여 검증해석을 수행하였다. 증기제트가 증기분사기 방출구멍을 통과한 후, 과냉각수조와의 직접접촉에 의해 응축되는 현상은 증기제트 응축 모델을 개발하여 공학적인 관점에서 모사하였다. 또한 여러 민감도 계산을 수행하여, 격자 셀 수 및 대류항 차분방법과 Solver Algorithm이 온도분포 CFD 해석결과에 미치는 영향을 평가하였고, 병렬계산 환경이 전산해석시간(CPU Time)에 미치는 영향도 분석하였다.

실증 실험에 대한 CFD 민감도 해석결과에 의하면, 응축수 제트가 벽면에 충돌한 후의 열혼합 거동 과정은 대류항 차분방법과 격자 셀 수가 수조 온도분포 예측에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났다. 특히 대류항 차분 방법으로 Upwind 방법을 사용할 때는 격자 셀 수에 따라서 온도분포 결과가 다르게 예측되는 것을 알 수 있었다. 또한 본 CFD 해석은 과도상태로 수행해야 되는 것을 고려하면, 전산해석시간을 감소 시켜 줄 수 있는 병렬계산 기능이 반드시 필요함을 알 수 있다. 최종적으로, APR1400 IRWST 수조 온도분포 해석을 수행할 때 최적의 해석방법은 증기제트 응축 모델을 사용해서 응축수제트 및 유입수조수에 대한 온도와 속도에 대한 정보를 구한 다음, 병렬계산 기능이 있는 CFD 코드를 사용하고 Upwind 방법과 셀 수가 많은 격

자모델을 사용하는 것으로 판단된다.

표 4.4-1 CFD 민감도 해석 조건

	Solver	Grid Size (Horizontal × Vertical)	Convergence Term Method	Time Term Method	Turbulent Model
Case 1	CFX-4.4	9,588 (63 × 160)	Upwind 1 st	Backward Euler 1 st	Standard k-ε
Case 2	CFX-4.4	23,835 (103 × 263)	Upwind 1 st	Backward Euler 1 st	Standard k-ε
Case 3	CFX-4.4	31,020 (113 × 273)	Upwind 1 st	Backward Euler 1 st	Standard k-ε
Case 4	CFX-4.4	9,588 (63 × 160)	QUICK	Backward Euler 1 st	Standard k-ε
Case 5	CFX-10.0	9,588 (63 × 160)	High Resolution	Backward Euler 2 nd	Standard k-ε
Case 6	CFX-10.0	23,835 (103 × 263)	Upwind 1 st	Backward Euler 2 nd	Standard k-ε

표 4.4-2 민감도 해석 조건에 따른 CPU Time 비교

	Number of Cell	Hardware Environment (Operating System)	CPU Time (Normalized by Case 1)
Case 1	9,588	Pentium IV 3.0 GHz/1CPU (Windows 2000)	1.00
Case 2	23,835	Pentium IV 3.0 GHz/1CPU (Windows 2000)	4.13
Case 3	31,020	Pentium IV 3.0 GHz/1CPU (Windows 2000)	5.46
Case 4	9,588	Pentium IV 3.4 GHz/1CPU (Linux)	1.04
Case 5	9,588	Intel Zeon 2.4 GHz/2CPUs (Linux)	0.97
Case 6	23,835	Pentium IV 3.0 GHz/4CPUs (Linux)	1.25

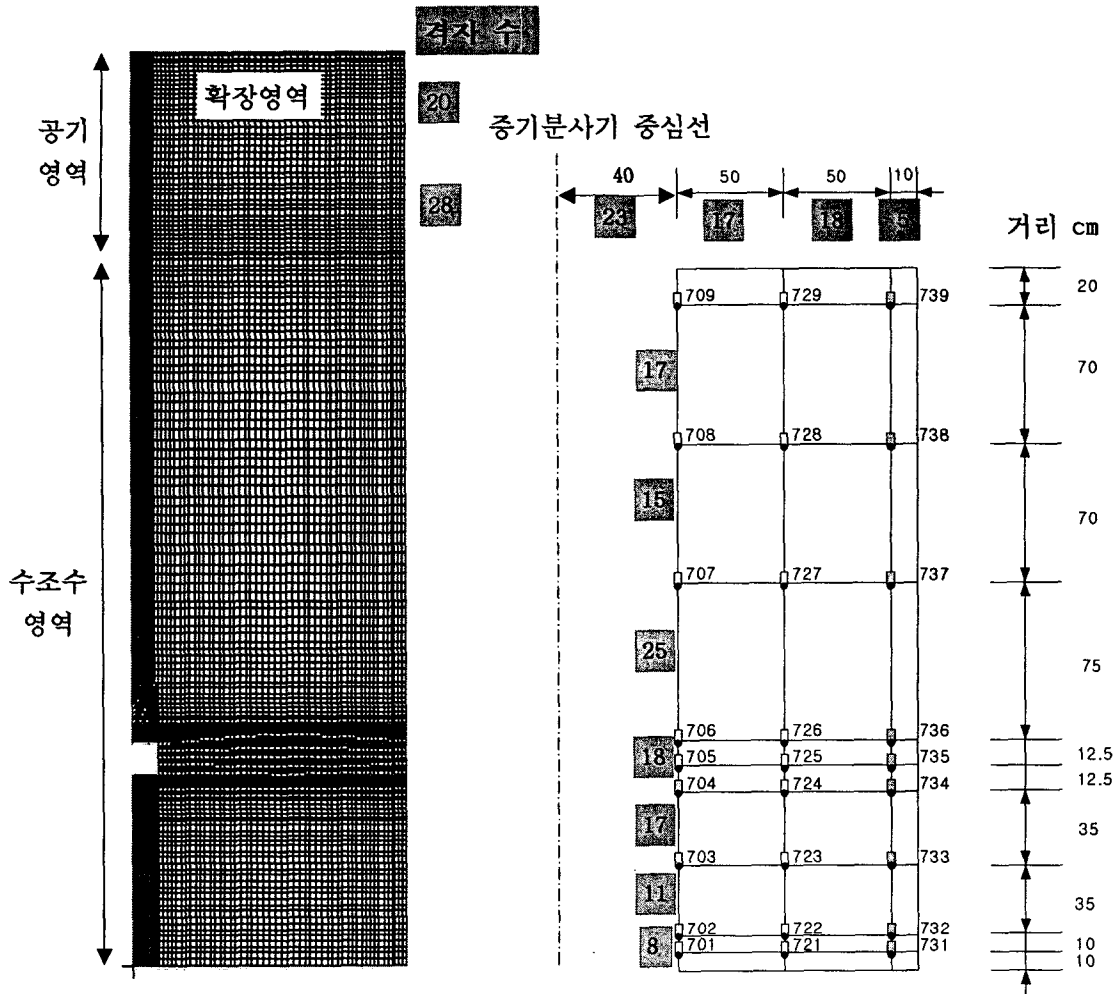
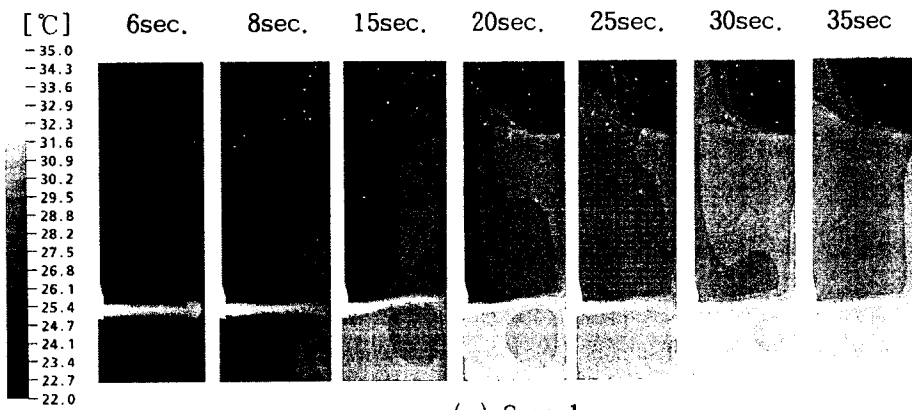
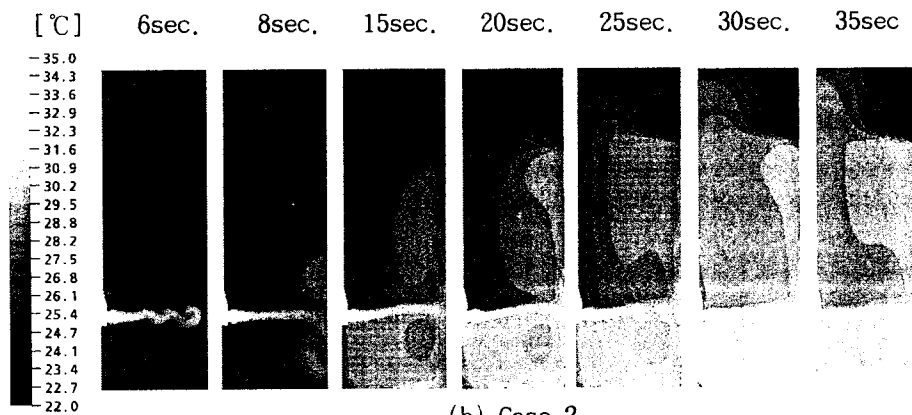


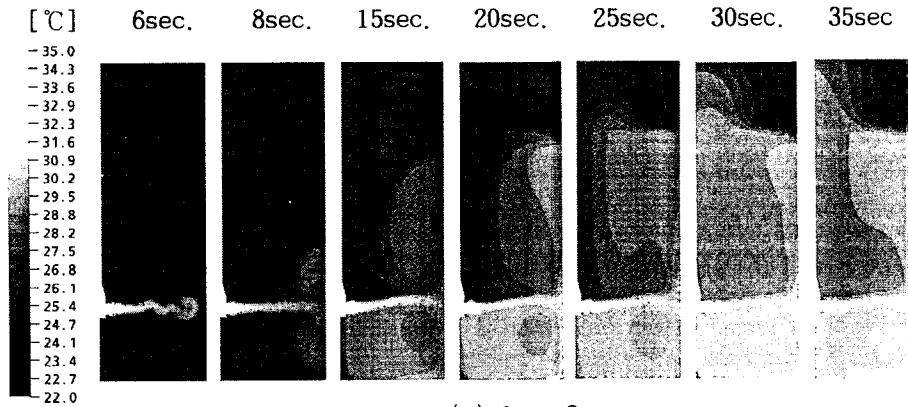
그림 4.4-1 격자 모델 및 격자 셀 분포도 (Case 1)



(a) Case 1



(b) Case 2



(c) Case 3

그림 4.4-2 CFD 해석 온도분포 결과 (Case 1~Case 3)

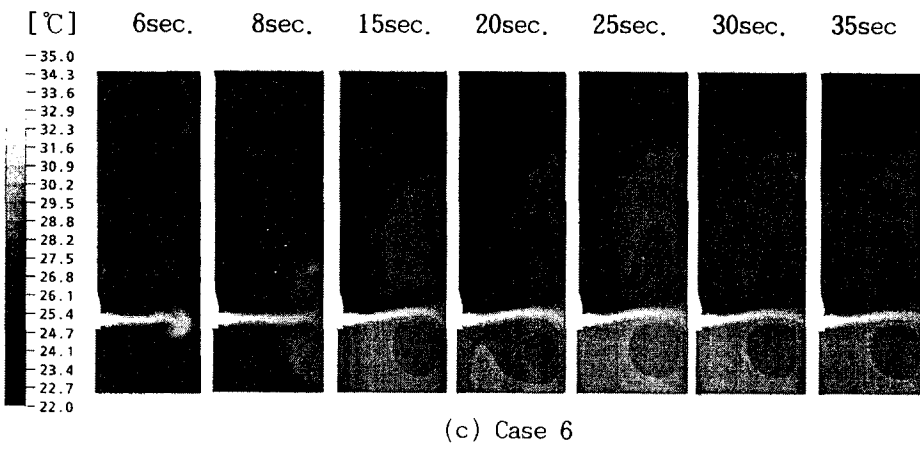
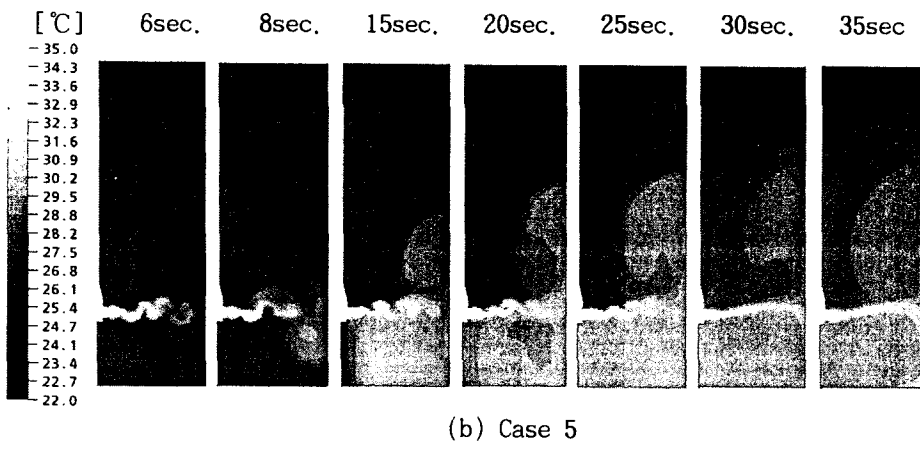
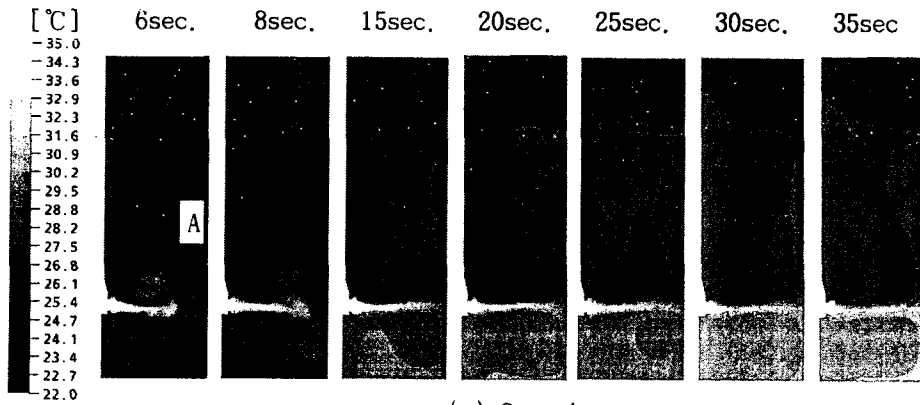
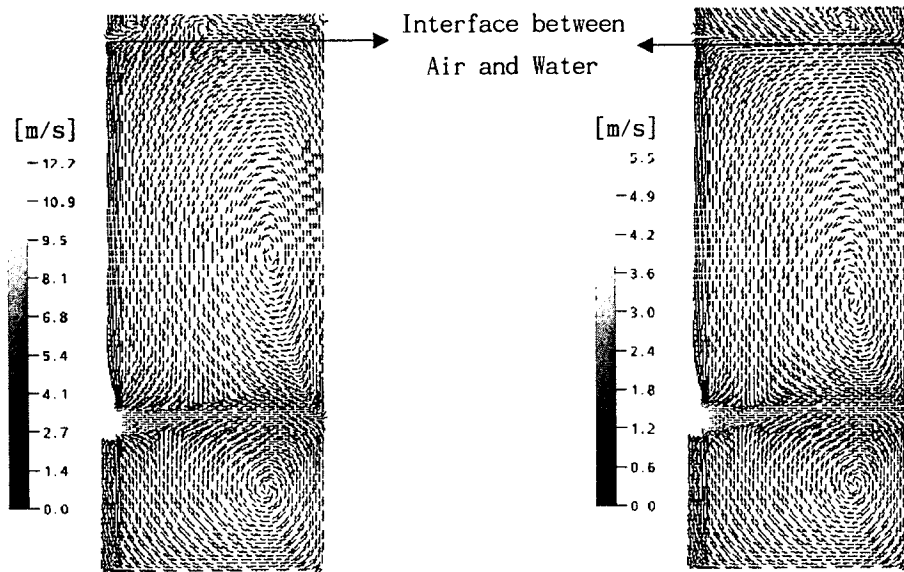


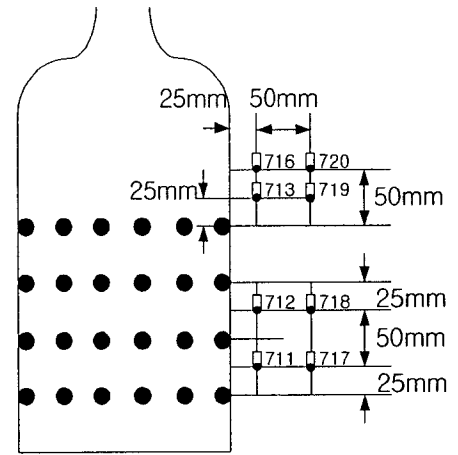
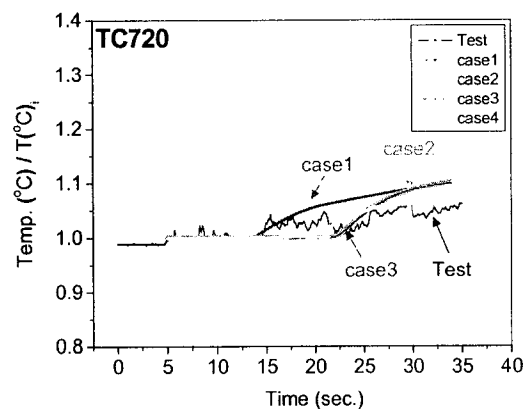
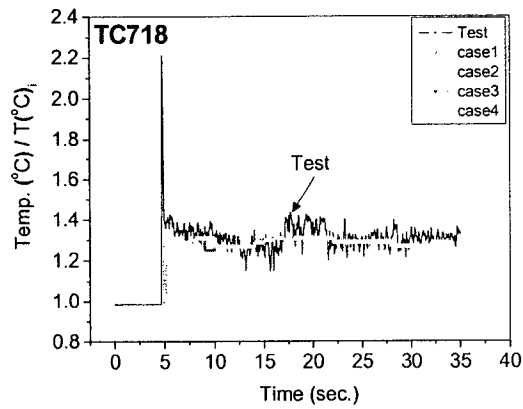
그림 4.4-3 CFD 해석 온도분포 결과 (Case 4~Case 6)



(a) 8 sec.

(b) 35 sec.

그림 4.4-4 CFD 해석 속도분포 결과 (Case 1)



증기분사기 주변 TC 위치

그림 4.4-5 증기제트 주변의 온도분포 결과 비교 (Case 1~Case 4)

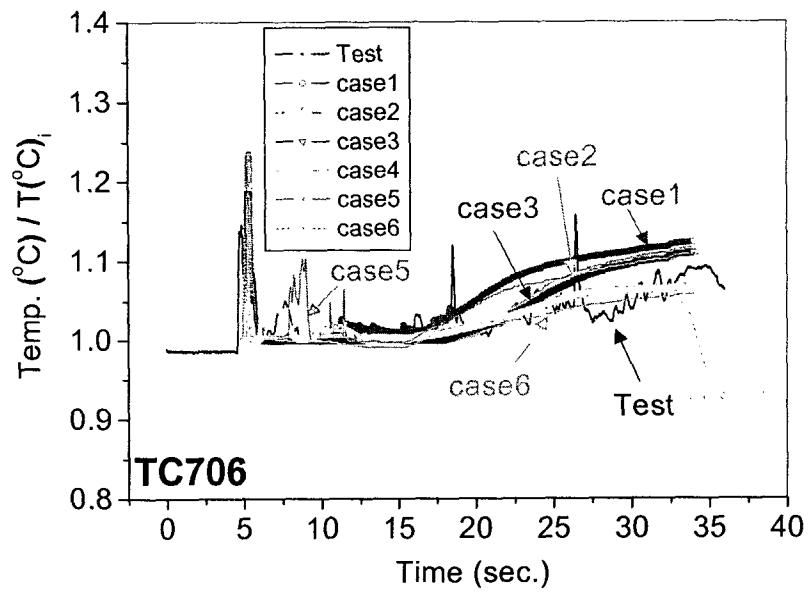
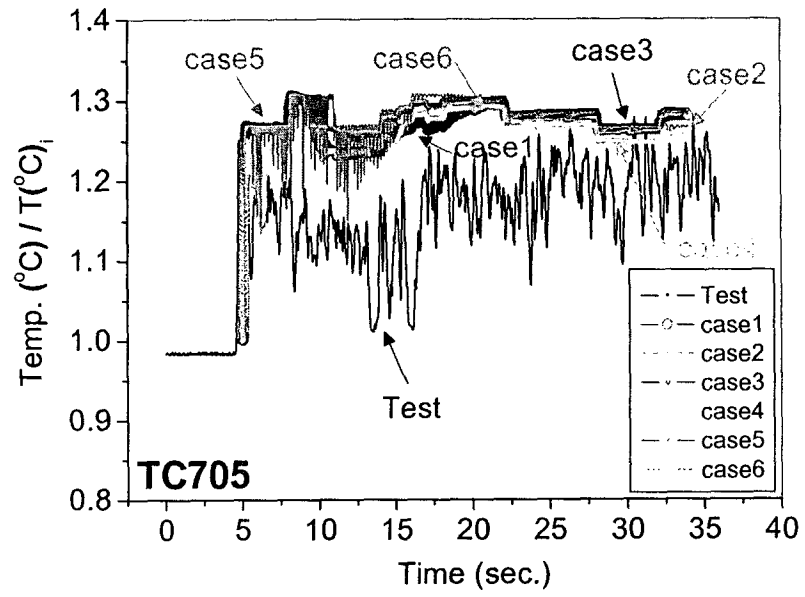


그림 4.4-6 증기분사기 방출구멍과 유사한 높이의 온도분포 결과 비교

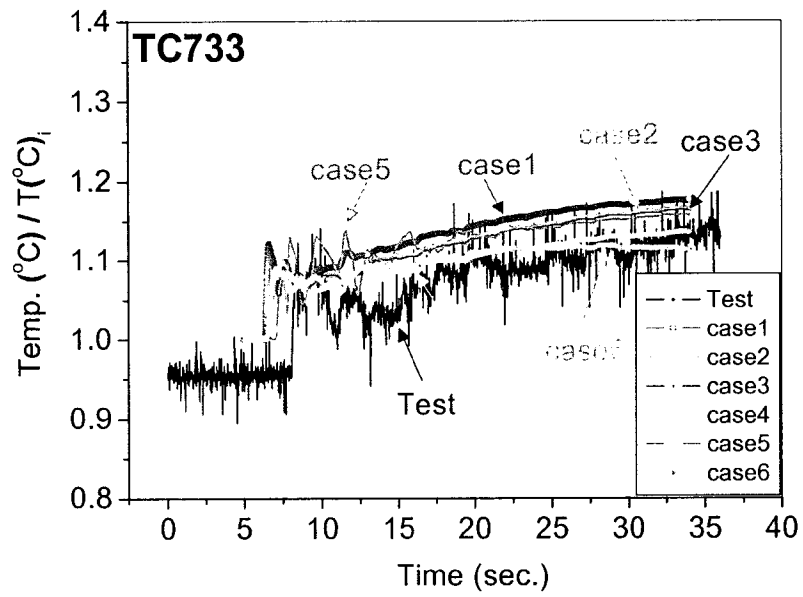
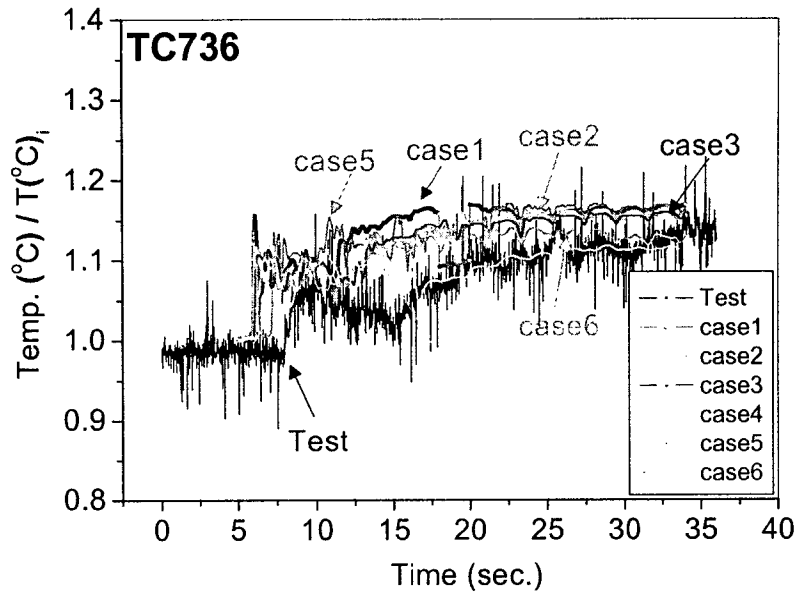


그림 4.4-7 수조하부 벽면 근처의 온도분포 결과 비교

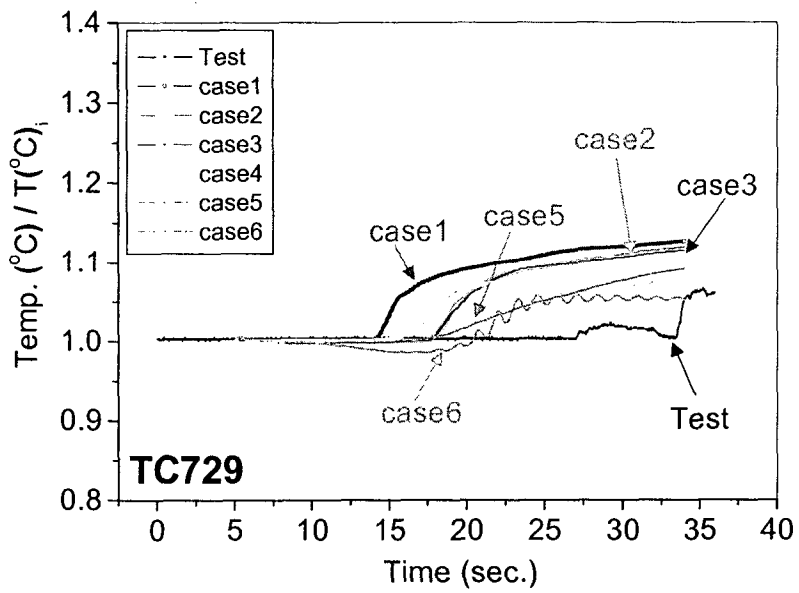
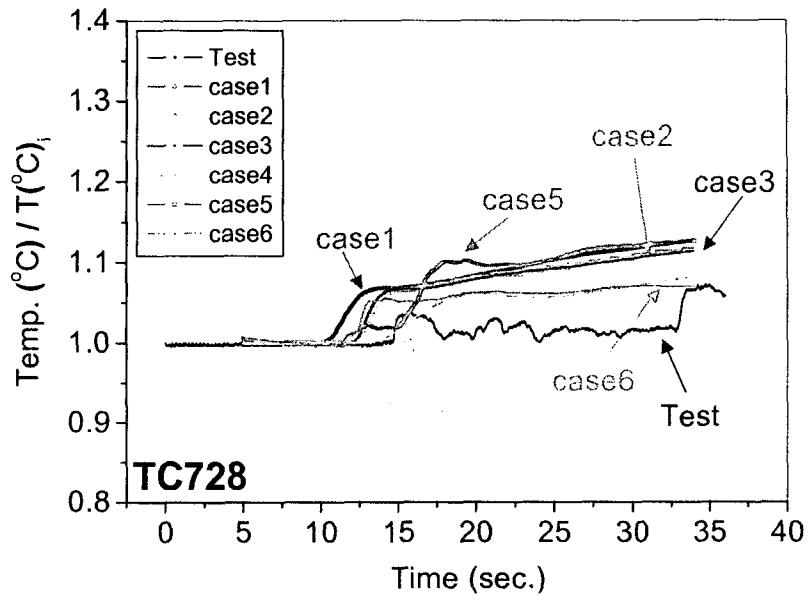


그림 4.4-8 수조상부 중간 영역의 온도분포 결과 비교

제5절 소형수조 응축 열혼합 특성 실험

1. 국소 응축 실험 배경

APR1400의 SDVS에서 방출된 증기가 I-Sparger를 통하여 IRWST에 분사되어 응축된다. I-Sparger는 크게 세부분으로 이루어져 있다. 공기방출 하중을 최소화하기 위하여 설계된 사각형 수직하방 구멍들로 이루어진 LRR(Load Reduction Ring), I-Sparger 끝부분에 있는 원형 수평구멍들, 그리고 I-Sparger 바닥에 있는 원형 수직하방 구멍으로 이루어져 있다. 수조 속에 잠겨있는 Sparger 구멍들을 통해 분사된 증기는 주위의 물에 응축이 이루어지면서 응축 조건에 따른 유동을 일으키게 된다.

수조 내에서 I-Sparger를 통하여 분출된 증기가 응축되면서 유발하는 유동은 증기제트 응축진동과 열혼합에 영향을 미치게 된다. 즉, 분사된 증기제트 응축에 의해서 유발된 수조내 유동은 증기제트 응축에 영향을 주게 되는 등 증기제트 응축과 그로 인해 유발된 수조내 유동이 서로 연관성을 갖고 있다. 이런 연관성의 출발점에 있는 단일 증기제트 응축에 대한 실험적 연구는 증기제트 응축 현상에 관련된 특성을 이해하고 해석 모형을 설정하는데 필수적인 연구라 할 수 있다.

수조내 Sparger 설계와 관련하여 단일 증기제트의 응축특성에 대해서 이전에 많은 실험적 및 이론적 연구들이 수행된 바 있다. 대부분의 연구들이 증기응축 열전달 현상과 응축진동 하중에 관심을 가지고 이루어졌으며 또한 증기제트 응축을 이용하는 증기주입기(Steam Injector) 설계 측면에서 관심있는 특성에 대하여 연구가 이루어졌다. 대부분의 연구에서 모호한 열전달 경계면의 거동에 대한 단순화된 모형을 제시하거나 증기제트 응축진동으로 유발되는 하중 특성을 예측하는 기준이나 모델을 제시하였다. 수조내 Sparger에 설계에 있어서 증기제트 응축에 영향을 미치는 열혼합 관련한 연구들[4.5-1,2]은 열혼합 해석에 적용하기에는 한계성이 있는 것으로 판단된다. 따라서, 열혼합 해석과 관련하여 증기제트 응축 특성에 대한 연구가 필요하다.

열혼합 해석과 관련한 수조내 증기제트 응축특성 연구는 다차원 열수력 해석 코드인 CFX 계산을 위한 경계조건을 제시하는 것에 중점을 두어야 한다. 다차원 열수력 코드가 가진 해석능력에 있어서 다상유동에 대해서는 한계가 있어서 수조내 증기제트의 응축 현상을 모의하는 데는 어려움이 있다. 현재 다차원 열수력 코드가 가진 다상유동 해석 모형은 다공질매체

(Porous Media)나 VOF(Volume Of Fluid) 정도가 된다. 수조내 증기제트 응축현상과 같이 증기와 물 영역이 구분되어 존재하고 또한 그 경계에서는 이상유체로 존재하는 현상에 대해서 현재의 다차원 열수력 코드로는 해석하기 어려운 대상이다. 이러한 상황아래 현실적인 접근 방법으로서 증기제트 응축에 의하여 발생하는 유동의 특성을 실험을 통하여 데이터를 얻고 그 데이터를 분석하여 단순한 제트유동 모형을 설정한 후 이를 다차원 열수력 코드 해석의 경계조건으로 활용하는 방안을 고려하게 되었다.

본 연구에서는 증기제트의 유동특성을 파악하기 위하여 국소 실험장치를 제작하여 증기제트로 인하여 발생하는 제트유동의 속도와 온도 분포 등을 측정하고 이를 바탕으로 제트유동의 모형을 설정하는데 그 목표를 두었다. 아울러 실험장치의 구성은 취득된 실험데이터를 활용할 다차원 열수력 해석코드의 분석과 연계하여 검토하였으며 증기제트 응축의 특성을 이해하기 위하여 증기제트 응축경계면 부근에서의 데이터도 취득하였다.

2. 국소 응축 실험

국소응축 실험은 증기제트 응축의 특성을 파악하기 위하여 수조내 n평 분사와 수직상방 분사에 대하여 수행하였다. 수평분사의 경우 원통형 수조내에서 유동의 비대칭성이 존재하여 다차원 열수력 해석코드의 연계성이 떨어지지만 I-Sparger의 대부분의 증기분출이 수평방향으로 이루어진다는 면에서 그 물리적 특성을 파악하는데 도움이 될 것으로 판단하였다. 또한 수직상방 분사에 대한 검토는 장치로부터 취득할 실험데이터를 검증자료로 활용할 다차원 열수력 해석코드와의 연계성을 기준으로 이루어졌다.

가. 수평방향 국소응축 실험

(1) 실험 장치

단순 수조내의 단일 구멍에서 수평으로 분출되는 증기제트의 응축 실험을 위하여 GIRLS 장치를 활용하였다. GIRLS 장치는 크게 증기보일러와 수조, 단일 증기분사 구멍, 그리고 주요 계측기 및 자료 처리장치로 이루어져 있다.

그림 4.5-1에는 GIRLS 장치의 개략도를 나타내었으며 그림에는 표시되어 있지 않지만 증기 응축시 유입되는 물 온도를 측정하기 위한 TC(Thermocouple)들 (6EAs)도 수조에 배치되었다. 그림 4.5-2에는 실험에 사용된 단일구멍 Sparger와 제트 유속 및 온도 측정 장치를 나타낸 것이다.

유속을 측정하기 위한 Pitot Tube는 외경 10mm의 전통적인 형상으로서 본 실험에서 다루는 높은 유속의 경우에는 형상계수의 영향이 상대적으로 작은 것으로 판단되어 결과 분석에는 형상계수 값으로서 1.0을 사용하였다.

(2) 증기제트 응축유발 난류제트

수조내에서 증기제트가 응축되면서 형성되는 전형적인 난류제트 유동은 그림 4.5-3과 같이 개념적으로 표시할 수 있다. 즉, 분사구멍에서 분출된 증기는 물과의 경계가 원추모양을 형성하며 응축되고, 그리고 그 이후는 단상의 제트를 형성하며 유동이 형성되게 된다. 수조내에 분사된 증기가 물과의 경계를 이루면서 응축되는 영역은 Initial Region으로 그리고 응축이 완료되어 단상으로 난류제트가 형성되는 영역은 Main Region으로 정의한다.

본 논문에서는 증기제트의 응축이 완료된 이후 형성되는 Main Region에서의 난류제트를 실험적으로 연구하고 이를 이론적인 모델과 비교하여 그 특성을 검토하였다. 그림 4.5-3에는 본 논문에서 사용된 좌표축들과 제트의 가상출발점인 Pole 등을 아울러 정의하였다.

(3) 국소응축 실험 및 분석

수조내에서 증기제트가 응축되면서 형성되는 전형적인 난류제트 유동특성을 파악하기 위하여 증기응축영역도 상의 SC(Stable Condensation)영역에 한정하여 총 5경우에 대한 실험이 수행하였으며 각각의 실험조건은 표 4.5-1과 같다. 수행된 실험들은 모두 수조온도가 비교적 낮은 영역에서 수행되었는데 이는 증기제트 응축에 의하여 형성되는 난류제트가 단상유동 특성에 가깝도록 하기 위해서이다.

각각 측정된 경우에 대한 난류제트 유동의 수평성분 속도분포에 대한 결과를 그림 4.5-4~8에 나타내었다. 그림 4.5-4~8에서 보여주듯이 증기제트 응축에 의하여 형성된 단상의 난류제트의 유동분포는 일반적인 단상의 난류제트 유동과 거의 유사한 형태를 보이고 있음을 알 수 있다.

증기제트의 응축에 의하여 형성된 난류제트의 특성을 파악하기 위하여 측정된 속도분포 자료를 바탕으로 주요 특성 자료를 도출하였다. 표 4.5-2에는 도출된 주요 특성 자료를 정리한 것이다. 먼저 $u = 0.5u_m$ 인 수직(또는 반경)방향의 특성길이 y_c 를 계산하고, 그리고 특성길이를 연결하여 만들어진 제트 Ray로 난류제트의 가상 출발점인 Pole의 위치를 계산하였다.

증기응축에 의한 난류제트의 가상 출발점(Pole)은 단상 난류제트의 경

우와 비교하여 볼 때 반대의 경향을 보이고 있다. 측정된 각각의 자료를 통하여 난류제트의 특성길이에 대한 퍼짐계수(Angular Coefficient) y_c/x 는 0.10~0.12 범위에 들었으며 이는 Axially Symmetric Submerged 제트 경우인 0.097에 근접한 수치를 보이고 있음을 알 수 있다. 특성길이에 대한 기울기 값의 범위로 보건데 증기제트 응축에 의하여 형성된 난류제트의 특성이 Axially Symmetric Submerged 제트와 비교적 근접한 경향을 보이고는 있지만 전반적으로 증기응축 영향으로 난류제트의 폭이 확장된다는 것으로 판단된다.

실험에서 측정된 난류제트의 특성을 좀 더 파악하기 위하여 Axially Symmetric Submerged 제트의 이론적인 유동분포와 비교하였다[4.5-3]. 기준이 되는 경우는 Tollmien's Axially Symmetric Source로서 u/u_m 의 이론적인 분포를 난류전단응력 계수(c)와 연계된 인자로 나타낸 것을 이용하였다.

$$\phi = \frac{y}{ax} \quad \text{단, } a = \sqrt[3]{c^2} \quad (4.5-1)$$

수행된 실험결과와 비교하기 위하여 Source 제트의 속도분포를 난류로 가정하면 $a=0.076$ 를 적용할 수 있다. 이것들을 이용하여 이론적인 제트유동의 분포를 계산하고 이를 실험결과와 비교한 결과를 그림 4.5-9에 나타내었다. 그림에서 보여주고 있듯이 증기제트 응축에 의하여 형성된 제트유동의 형태가 Axially Symmetric Submerged 제트의 이론적인 유동분포에 매우 근접하고 있다는 것을 확인할 수 있다.

또한 온도분포에 대하여도 이론적인 제트유동의 온도분포와 실험결과를 비교한 것을 그림 4.5-10에 나타내었다. 그림에서 보여주고 있듯이 증기제트 응축에 의하여 형성된 제트유동의 형태가 Axially Symmetric Submerged 제트의 이론적인 유동분포에 매우 근접하고 있다는 것을 확인할 수 있다.

증기응축에 의한 제트의 특성에 대해서는 앞에서 확인된 바와 같이 단상 난류제트 모델이 그대로 적용될 수 있을 것으로 판단된다. 다만, 공급된 증기제트와 난류제트의 상관관계를 찾는 것은 필요할 것 같다. Tin et al. [4.5-3]에 의하면 증기응축에 의하여 형성된 난류제트의 중심 속도분포는 다음 관계식 즉,

$$u_m = 1.367 \frac{du_o}{y_c} \sqrt{\frac{\rho_v}{\rho_l}} \quad (4.5-2)$$

을 따른다 하였다. 위 관계식은 공급된 증기제트 모멘텀과 증기제트 응축에 의하여 형성된 난류제트의 특성길이 범위내의 모멘텀과의 상관관계를 실험데이터를 근거하여 나타낸 것이다. 그러나 본 실험 데이터와의 비교

에서는 상당한 차이가 나는 것을 확인하였다.

증기제트와 난류제트의 특성 길이내 모멘텀 관계를 기본으로 한 중심 속도 u_m 상관식을 본 실험 결과에 적용한 결과

$$u_m = 0.95 \frac{du_o}{y_c} \sqrt{\frac{\rho_v}{\rho_l}} \quad (4.5-3)$$

와 같이 최적화되었으며 이에 대한 측정 데이터와의 관계는 그림 4.5-11에 나타내었다. 그림에서 보여주듯이 $\pm 10\%$ 범위에서 실험결과에 대한 상관관계를 잘 나타내주고 있다는 것을 알 수 있다.

나. 수직상방 국소응축 실험

(1) 실험장치

증기제트의 유동특성을 파악하기 위한 국소 실험장치 설계에 있어서 고려되어야 할 주요 요건은 장치로부터 얻은 실험데이터를 검증자료로 활용할 다차원 열수력 해석코드와 연계성 검토에서 증기제트 응축 실험이 2차원 대칭성을 유지할 수 있도록 하는 것이 바람직하다는 전제아래 원통형 수조의 중심에서 증기제트가 수직 상방으로 형성되도록 하는 Test Section을 설계하였다. 이는 다차원 해석코드의 검증계산에도 유리한 환경일 뿐만 아니라 수직상방 증기제트에 대한 기존의 실험 연구가 거의 존재하지 않는다는 것에도 또 다른 이유를 갖는다. 본 연구에서는 수직상방 증기제트 실험을 위한 장치설계를 수행하였으며 유속과 온도, 그리고 기포율을 측정하기 위한 계측기 설계 및 제작 업무를 수행하였다. 그림 4.5-12에는 국소 실험장치의 개념도를 제시하였다.

GIRLS 장치는 전기용량 330kW의 전기보일러에서 증기가 공급되며 사용 압력 10.3bar 조건에서 최대 증기공급량 0.1kg/sec를 생산하여 Test Section의 Nozzle로 공급하게 된다. 수조(직경: 1.8m, 높이: 1.5m)내부에 설치된 Nozzle을 통하여 수직 상방향으로 분사된 증기는 주위의 물과의 응축반응을 통하여 단상의 제트유동을 형성하게 되는데 유동특성을 측정하기 위하여 필요한 계측기들을 설치하였다(표 4.5-3 참조).

수직상방으로 분사되는 증기제트에 의하여 주위에서 유입되는 물온도 분포 및 응축되는 증기제트 부근에서의 물온도를 측정하기 위하여 그림 4.5-13와 같이 제트구멍 주위에 국부온도 측정용 열전대들을 설치하였다.

본격적인 실험장치 설계 및 제작을 위한 증기제트 응축에 유발되는 제트유동의 대략적인 특성을 파악하기 위한 사전검토 과정에서 증기제트 유동

에 대한 검토가 이루어졌는데 기수행된 수평방향 분사제트 결과중의 한가지를 선택하였다. 측정된 난류제트 분석은 그림 4.5-14와 같이 요약할 수 있다. 그림에서 포화압력이 약 7.0bar로 유지되는 스파저에서 직경 1cm의 분사구멍을 통하여 수평으로 분사된 증기제트 응축으로 유발된 제트유동 속도 분포를 나타내고 있다. 증기 분사구멍으로부터 수평방향으로 8cm 떨어진 지점에서의 속도는 17.4m/sec이며 진행방향으로 가면서 속도는 떨어지지만 유동장은 확장되는 전형적인 제트유동을 보이고 있다. 증기제트 응축에 의하여 유발된 제트유동의 특성을 알아보기 위하여 각 지점에서 중심유속의 1/2-지점(o표시)들을 연결하였다. 그림에서 점선은 1/2-지점들을 연결한 선으로서 제트유동의 가상 출발점이 분사구멍 바깥에 위치하는 특성을 가지고 있음을 보여 주고 있다. 이러한 수평제트에 대한 개념적 특성을 고려하고 또한 수직제트에서의 온도차 및/또는 기포도에 의한 부력 효과 등을 고려하여 측정 위치를 좀더 확장한 개념을 그림 4.5-15에 나타내었다. 또한 그림에는 난류제트 분석을 위한 주요 인자들에 대한 정의도 포함하였다.

수직상방 분사 실험을 위해서 특별히 검토된 것은 Pitot 튜브와 유체 온도 측정용 열전대, 그리고 기포계수를 동시에 측정할 수 있는 일체형 Probe 설계를 시도하였다. Pitot 튜브와 열전대는 유속측정용으로서 그리고 기포계수 계측기는 유동의 기포계수를 측정하기 위해서이다. 이와 같이 여러 기능을 단일 Probe로 설계함에 따라 유속측정을 위한 Pitot Tube의 형상 계수에 보정이 필수적인 사항이다. 형상계수 k 는 다음과 같이 정의된다. 즉,

$$k = \frac{\sqrt{2\Delta p/\rho}}{v} \quad (4.5-4)$$

이다. 그림 4.5-16에는 일체형 Probe의 유속에 대한 형상계수 k 에 대한 교정결과를 유체 속도와 Re 에 대하여 정리한 것으로서 본 실험에서 사용될 일체형 Probe의 형상계수는 0.974임을 보이고 있다.

(2) 국소 응축 실험 및 분석

원통 수조내 수직 상방향 증기제트 응축에 의하여 유발된 난류제트의 유동을 파악하기 위하여 다양한 증기유속 및 수조온도에 대하여 실험이 수행되었다(표 4.5-4 참조). 그림 4.5-17,18에는 수조온도 30°C와 75°C인 경우 난류제트의 수직방향 속도벡터들을 나타낸 것이다. 그림에서 보듯이 증기제트 구멍에 가까운 곳에서 멀어질수록 속도분포가 넓게 퍼지는 전형적인 제트유동을 보이고 있다는 것을 알 수 있다.

대표적인 증기응축에 의한 난류제트의 특성을 파악하기 위하여 직경 10mm 증기구멍의 경우에 대한 분석을 수행하였다. 표 4.5-5에는 측정된 데이터를 기준으로 각 난류제트의 특성길이(y_c)와 제트의 가상출발점(Pole) 그리고, 제트의 확산폭을 정의하는 각도계수(dy_c/dx)에 대한 평가 결과를 요약하였다. 표에서 보여주고 있듯이 난류제트의 Pole은 일관성을 보이고 있지 않은 것으로 나타났다. 증기제트 응축에 의하여 형성되는 난류제트의 요동이 매우 심하여 특성길이에 의하여 계산되는 Pole의 위치에 대한 평가는 어려울 것 같다. 다만, 증기제트가 분사되는 구멍 부근에 Pole이 위치하고 있는 것은 유의할 부분으로 판단된다. 난류제트의 각도계수의 분포도 0.081~0.154 사이를 보이고 있다. 일반적으로 단상난류제트의 경우 0.097인데 반하여 증기제트 응축에 의하여 형성되는 난류제트의 폭이 확장되는 경향을 보이고 있음을 알 수 있다.

실험에서 측정된 난류제트의 특성을 좀 더 파악하기 위하여 Axially Symmetric Submerged 제트의 이론적인 유동분포와 비교하였다. 기준이 되는 경우는 수평제트에 대한 결과 분석에서 인용한 Tollmien's Axially Symmetric Source[4.5-3]로서 u/u_m 의 이론적인 분포를 난류전단응력 계수(c)와 연계된 인자로 나타낸 것을 이용하였다. Source 제트의 속도분포를 난류로 가정하여 $a=0.076$ 를 적용하여 이론적인 제트유동의 분포를 계산하고 이를 증기유속이 $450\text{kg/m}^2\text{-s}$ 인 경우의 실험결과와 비교한 결과를 그림 4.5-19에 나타내었다. 그림에서 보여주고 있듯이 증기제트 응축에 의하여 형성된 제트유동의 형태가 Axially Symmetric Submerged 제트의 이론적인 유동분포에 크게 벗어나지 않고 있다는 것을 알 수 있다. 다만, 수조온도 45°C 인 Case 45-450 (수조온도: 45°C ; 증기유속: $450\text{kg/m}^2\text{-s}$) 데이터중 $x=25\text{cm}$ 에서의 값은 나머지 경우와 다른 경향을 보이고 있다. 이 경우를 제외하여 평가한다면 증기제트 응축에 의하여 유발된 난류제트의 유동형상은 이론적인 단상유동 난류제트와 비교할 때 중심에서 특성길이(y_c)까지는 이론적인 형상보다 속도 크기는 작지만 유동의 형상은 더 날카롭게 분포하지만 특성길이 이후에는 오히려 반대의 경향을 보이고 있음을 알 수 있다. 그림 4.5-20에는 수조온도와 제트온도 차이를 기준으로 한 무차원 온도에 대하여 난류제트 이론과 비교한 것을 나타내었다. 증기응축에 의하여 유발된 난류제트의 경우 온도 확산의 경향이 단상난류제트의 경우에 비교하여 훨씬 더 크다는 것을 알 수 있다. 그림에서 보듯이 측정된 온도의 분포영역이 매우 넓은 것으로 보아 유동의 요동이 매우 심하다는 것을 알 수 있다.

3. 결론

수조내 수직상방 증기제트 응축 난류제트의 유동특성을 측정하기 위한 국소응축 실험 장치를 구성하고 실험을 수행하였다. 또한 대표적인 경우에 대하여 증기제트 응축에 의하여 유발된 난류제트의 특성에 대한 분석을 수행하였으며 이를 단상난류제트의 이론적인 모형과 비교하였다. 실험결과에 대한 분석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 수평 제트의 경우 증기제트에 의해 유발된 난류제트의 속도 및 온도 분포 특성이 단상난류제트의 이론적인 예측과 매우 유사한 경향을 보였다.

2. 수직 상방 제트의 경우 증기제트에 의해 유발된 난류제트의 속도와 온도 분포 특성이 단상 난류제트의 이론적인 예측과는 상당한 차이를 보였으며 특히, 온도분포에 있어서는 매우 큰 차이를 보이고 있다. 이는 수직 상방 증기제트의 경우 증기제트 응축 및 온도 등에 의한 부력영향이 매우 크게 작용한 것으로 판단된다.

표 4.5-1 Test Matrix for the Steam Condensation Induced Turbulent Jet Flow

실험 I.D.	수조온도 범위	증기조건 ¹⁾	측정지점 ²⁾	비고
Case 1	31~36 °C	$G \sim 1,000 \text{ kg/m}^2\text{-sec}$ $T_{\text{sat}} \sim 166 \text{ °C}$	8, 12, 16cm	
Case 2	36~41 °C	"	"	
Case 3	15~22 °C	"	"	
Case 4	27~35 °C	"	"	
Case 5	39~48 °C	"	8, 12, 16, 20cm	

- 주 1) 증기제트 공급(보일러)과 방출되는 제트구멍 사이에 완전한 과도상태가 유지되었는데 이를 준정상상태(Quasi-Equilibrium)로 간주함
 2) 증기제트 구멍 출구로부터 수평거리

표 4.5-2 Characteristic Height, Pole, and Angular Coefficient of the Turbulent Jet

실험 I.D.	y_c (제트구멍 전방 측정지점) (cm)				$x_{\text{pole}}^{1)}$ (cm)	dy_c/dx	비고
	8	12	16	20			
Case 1	0.73	1.28	1.61	-	+1.25	0.11	
Case 2	0.76	1.20	1.69	-	+1.54	0.12	
Case 3	0.83	1.27	1.60	-	-0.73	0.10	
Case 4	0.80	1.29	1.70	-	+0.80	0.11	
Case 5	0.82	1.20	1.62	1.99	-0.32	0.10	

- 주 1) 제트구멍 출구를 기준으로 제트분사방향을 +로 표시

표 4.5-3 GIRLS 장치 주요 계측기

측정변수		계측장치	제원
온도	수조벽면 6개소	K-type T/C	0.6 ° C
	수조중간 10개소	K-type T/C	0.6 ° C
	노즐주위 9개소	K-type T/C	0.6 ° C
	Pitot Tube 1개소	K-type T/C	0.6 ° C
압력		Rosemount 3051P	0.0005 MPa
유량		Rosemount 8800A (Vortex Meter)	1.35 %
유속		Pitot Tube	±2 %
Traverse System		Resolution	0.01 mm

표 4.5-4 국소 실험 Test Matrix

Test ID	Steam Mass Flux (kg/m ² -s)	Pool Temp. (°C)	방출구 출구로부터 거리 (cm)	제트전방 중심축으로부터 반경방향 거리 (mm)
SHJ1	150	30, 45, 60, 75, 90	10 15 20 25	0~50(10cm) 0~80(15cm) 0~120(20cm) 0~120(25cm)
SHJ2	300	30, 45, 60, 75, 90	10 15 20 25	상동
SHJ3	450	30, 45, 60, 75, 90	10 15 20 25	상동
SHJ4	600	30, 45, 60, 75, 90	10 15 20 25	상동
SHJ5	750	30, 45, 60, 75, 90	10 15 20 25	상동

- 노즐의 잠김길이는 수조상부로부터 0.984m임
- 증기제트 공급(보일러)과 방출되는 제트구멍 사이에 완만한 과도상태가 유지되었는데 이를 준정상상태(Quasi-Steady State)로 간주함

표 4.5-5 증기응축 난류제트 특성 결과

실험ID	yc[mm]				Xpole ¹⁾ [cm]	dy _c /dx
	x=10cm	x=15cm	x=20cm	x=25cm		
T30M150	19.17263	19.67021	29.82821	38.96693	-0.07647	0.138082
T45M150	16.71877	19.38988	26.83581	33.03812	-3.14208	0.112788
T60M150	17.21925	16.51507	24.52964	34.89856	1.269819	0.122093
T75M150	16.959	20.38261	27.83056	37.47401	-0.35894	0.137986
T90M150	17.57604	16.36471	23.19645	33.8482	0.924298	0.111296
T30M300	16.63294	19.55395	28.99166	37.68545	0.495807	0.14519
T45M300	16.20387	18.57488	27.33131	34.7773	-0.47071	0.128953
T60M300	16.16612	18.64537	23.6443	34.77625	0.157209	0.121659
T75M300	17.75012	20.44591	26.20878	34.71988	-3.2695	0.113344
T90M300	17.52942	18.50379	22.75881	31.66545	-3.65651	0.093326
T30M450	16.41988	18.57653	29.2746	35.49982	0.093753	0.135875
T45M450	15.90565	20.09965	26.32941	32.94065	-3.07177	0.11467
T60M450	16.43387	17.36937	26.15936	30.21264	-3.27437	0.100253
T75M450	17.35417	17.12045	26.84585	32.56696	-1.4021	0.110728
T30M600	15.60124	28.71907	25.83281	35.96565	-0.5612	0.116414
T45M600	16.03082	17.63714	26.30004	33.34089	-0.64693	0.121186
T60M600	15.92182	19.1345	24.53709	32.05542	-3.13185	0.107807
T75M600	16.96416	18.67802	25.81009	28.16365	-8.35066	0.081461
T30M750	15.11639	19.60724	28.01657	35.95587	0.374215	0.141856
T45M750	15.1292	17.36103	35.3176	34.74888	3.655546	0.153631
T60M750	15.61253	17.85298	23.9679	30.6212	-3.16527	0.102282
T75M750	17.23115	18.48058	25.48458	28.72384	-9.78502	0.080964

주 1) 제트구멍 출구를 기준으로 제트분사방향을 (+)로 표시

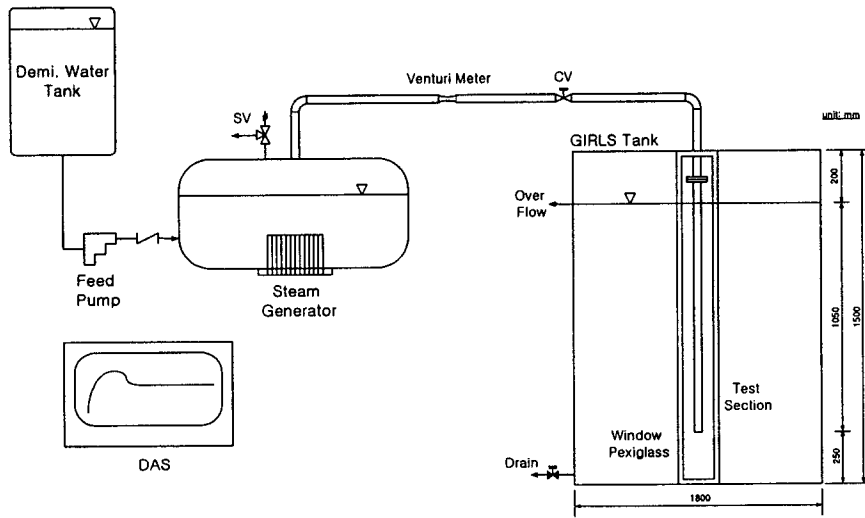


그림 4.5-1 Schematic Diagram of the GIRLS Facility

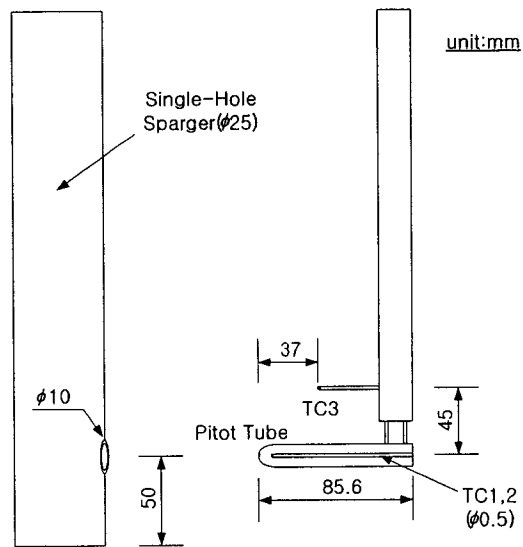


그림 4.5-2 Single-Hole Sparger and Pitot Tube/Thermocouples

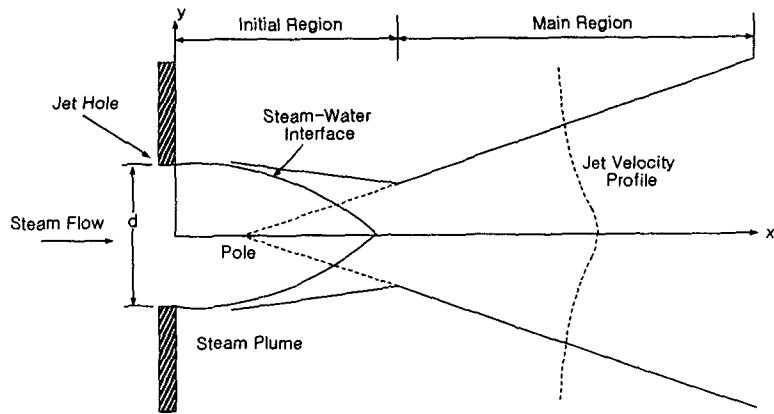


그림 4.5-3 Steam Jet Condensation-Induced Turbulent Jet Model and Coordinates

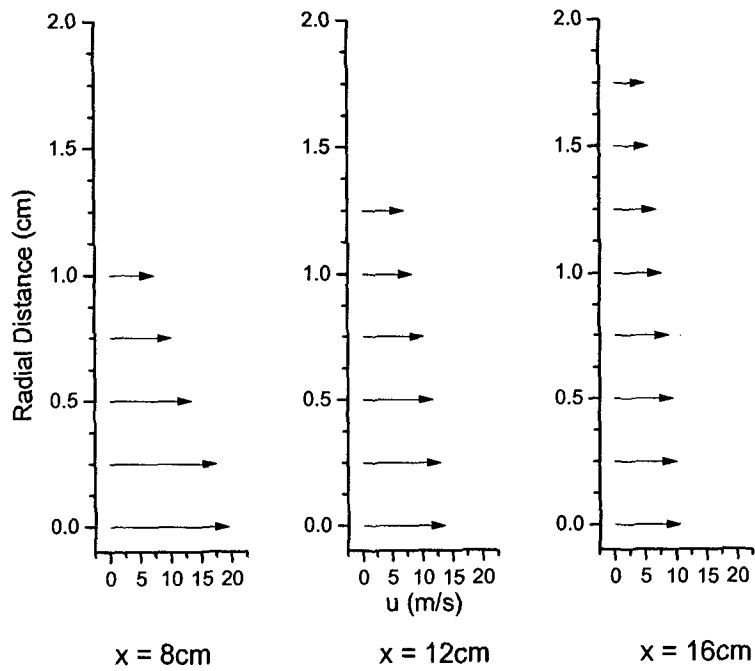


그림 4.5-4 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 1

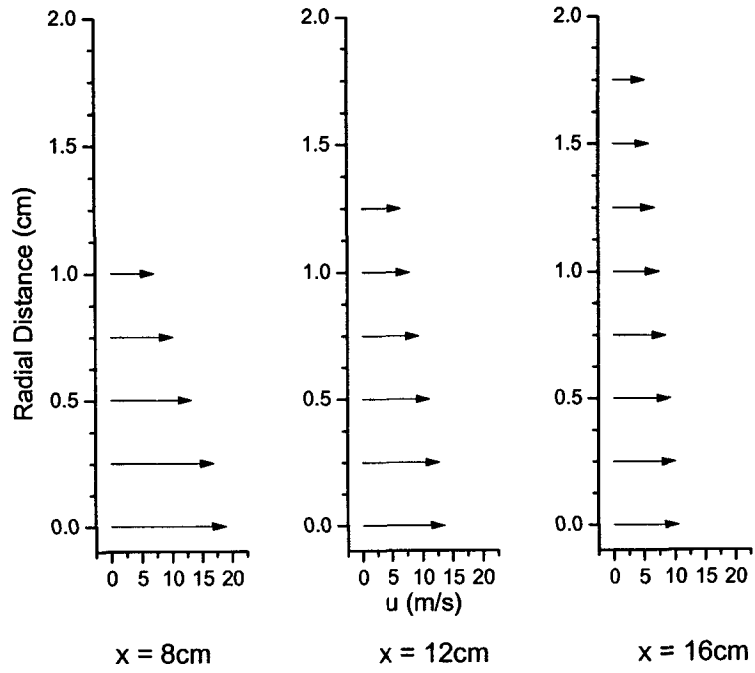


그림 4.5-5 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 2

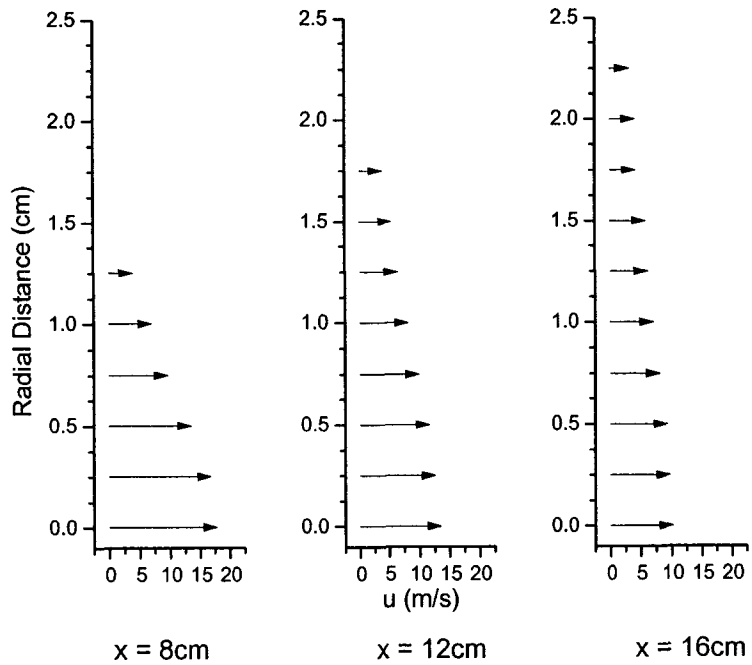


그림 4.5-6 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 3

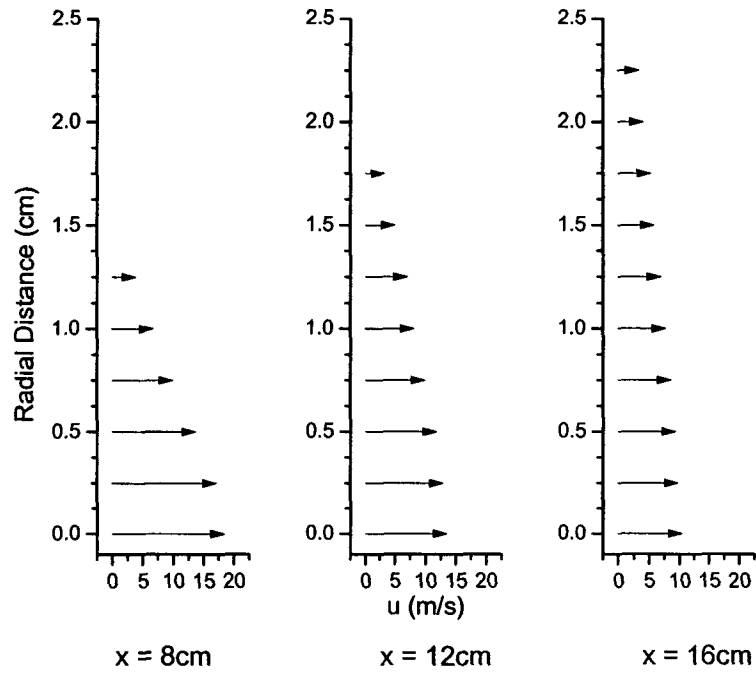


그림 4.5-7 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 4

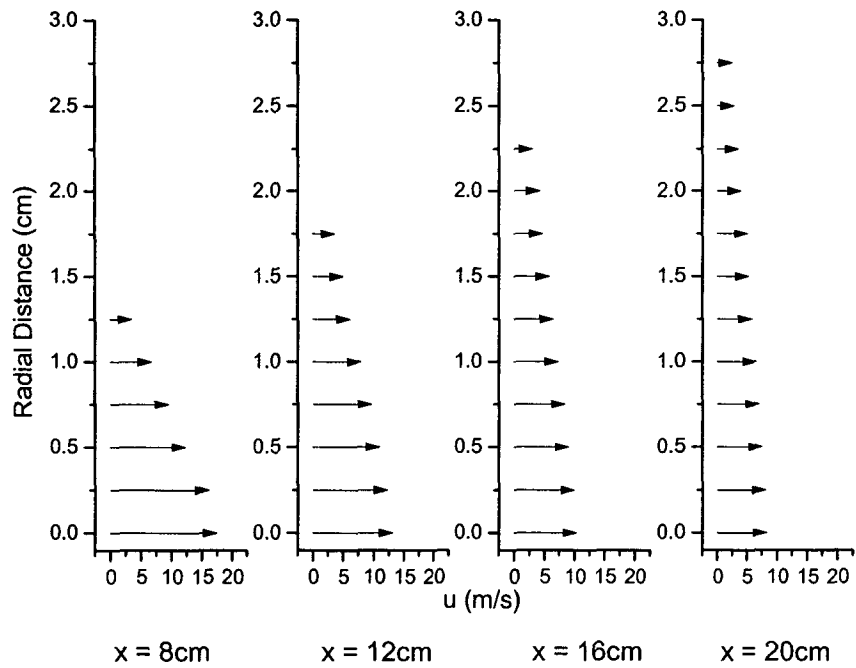


그림 4.5-8 Turbulent Jet Flow Distribution for Case 5

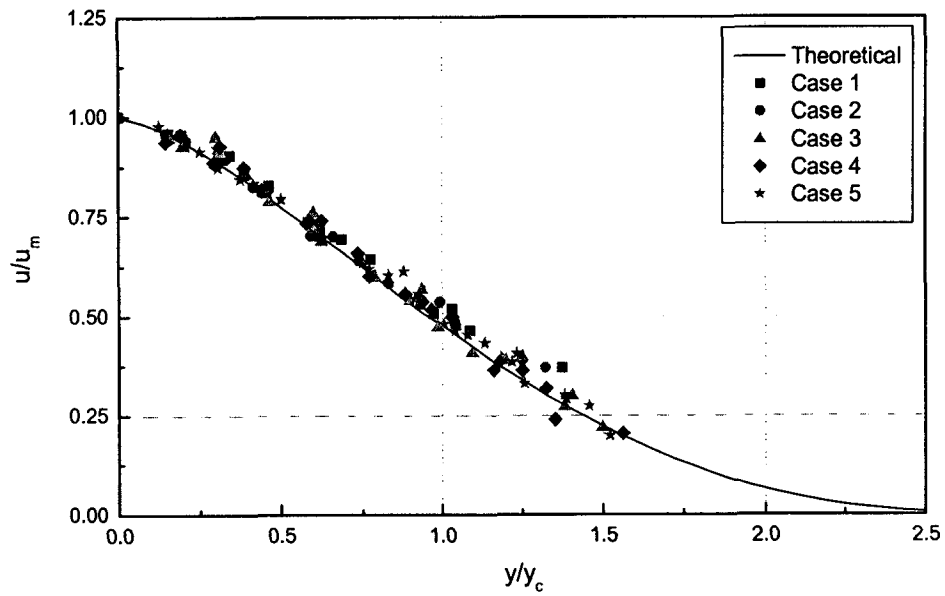


그림 4.5-9 Comparison of Dimensionless Velocities with the Theoretical Result

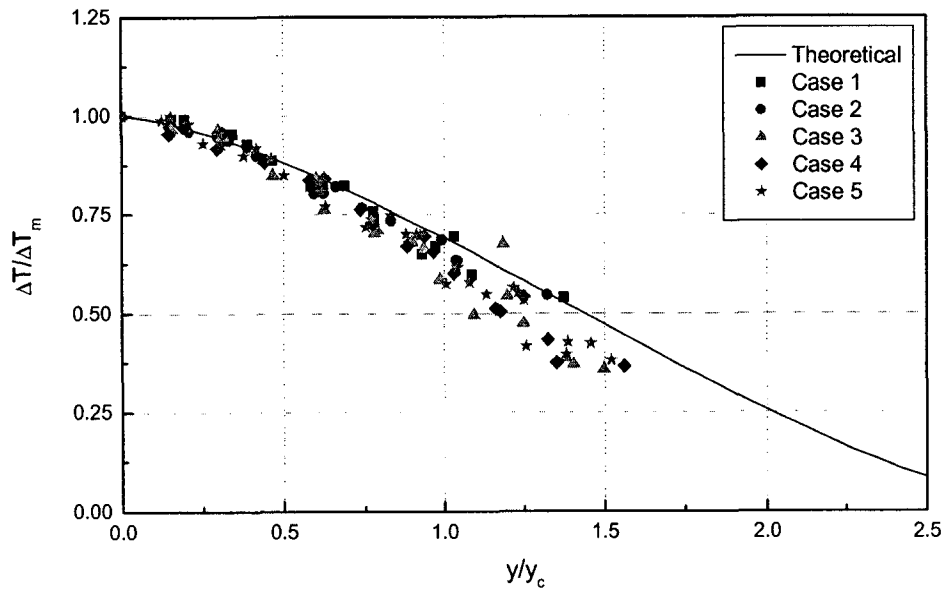


그림 4.5-10 Comparison of Dimensionless Temperatures with the Theoretical Result

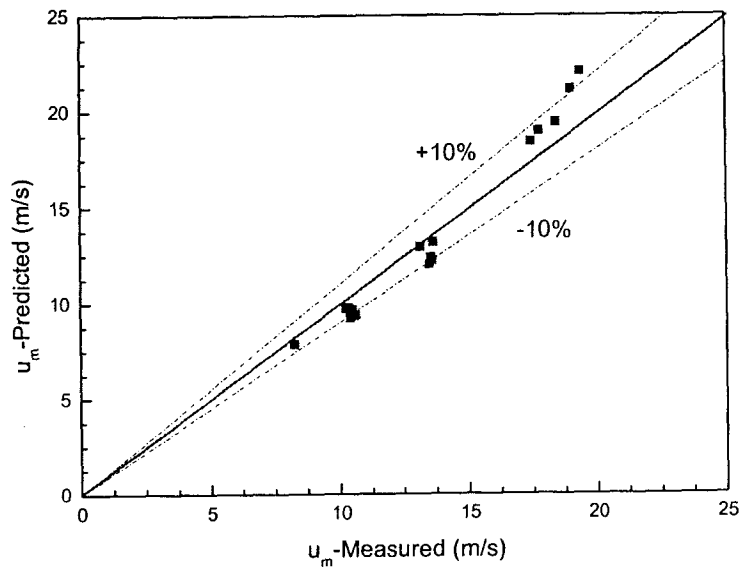


그림 4.5-11 Comparison of u_m -measured with u_m -predicted Using the Correlation

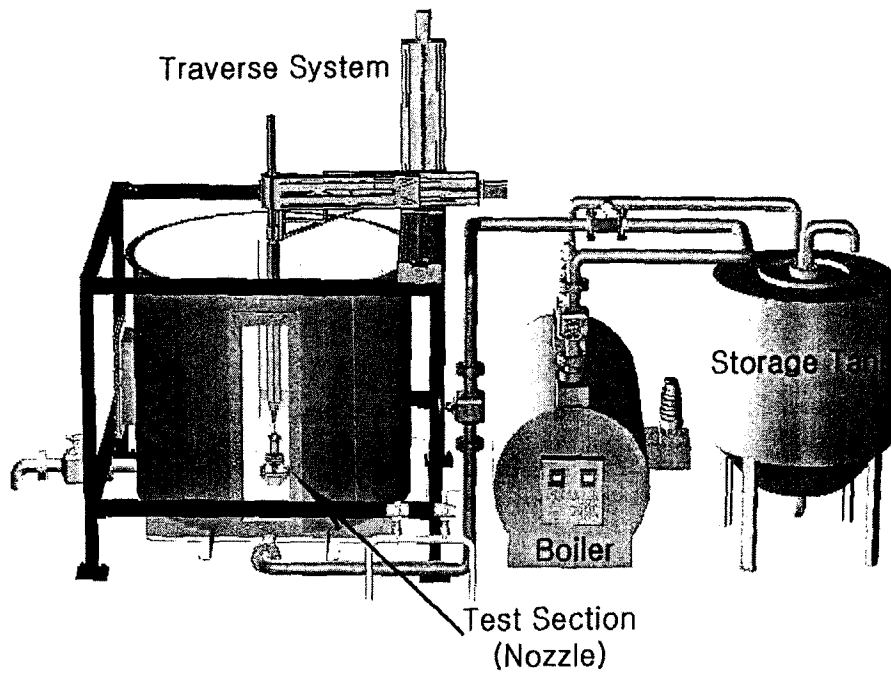


그림 4.5-12 국소 실험장치의 개념도

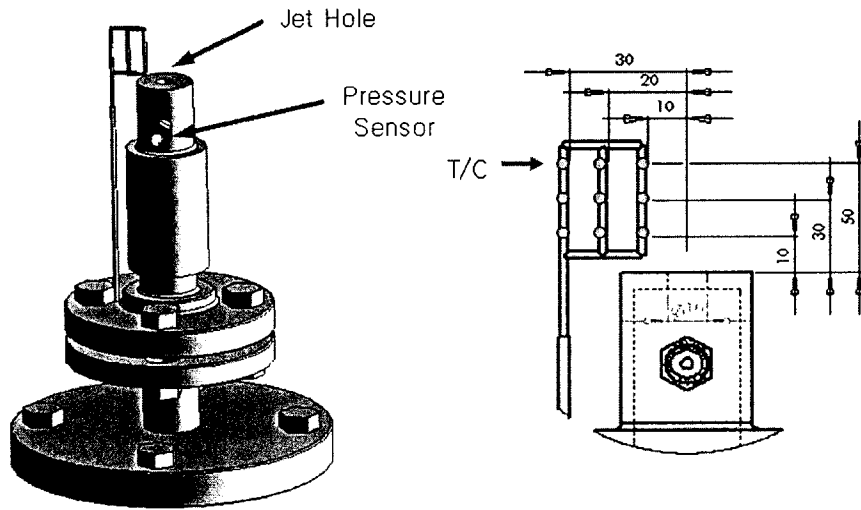


그림 4.5-13 국부온도 계측용 열전대

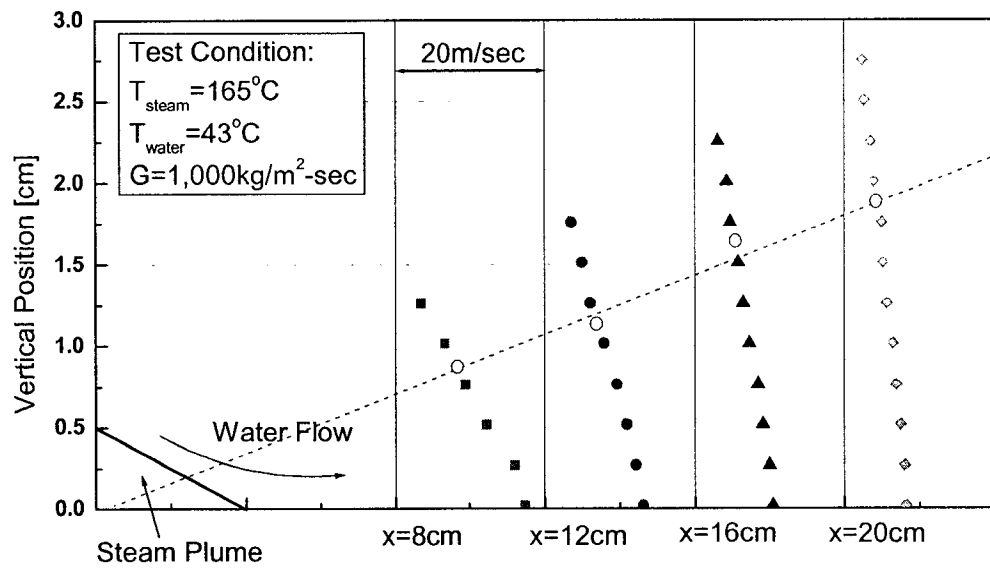


그림 4.5-14 거리에 따른 수평 증기응축 제트유동의 속도분포

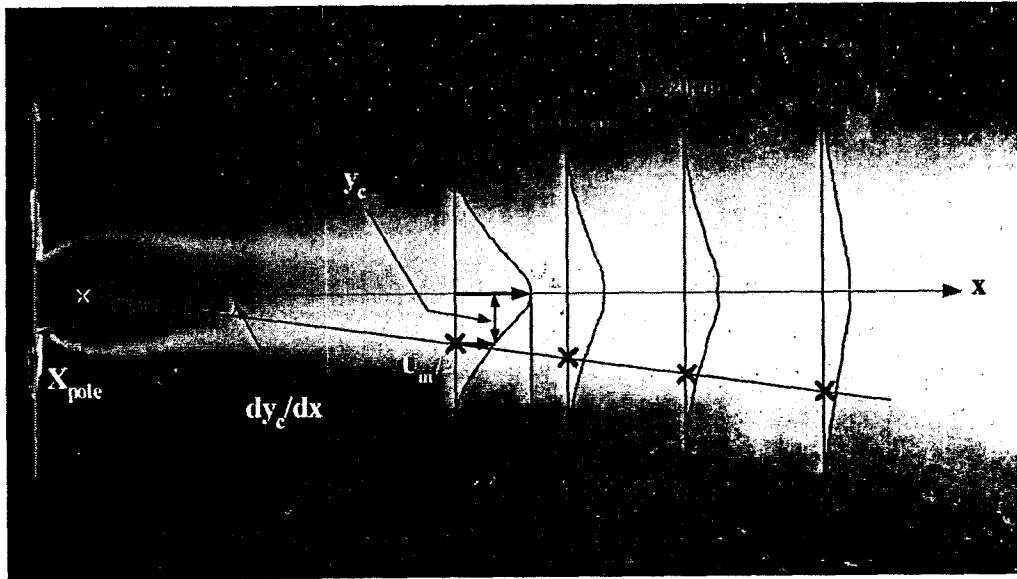


그림 4.5-15 난류제트 분석을 위한 주요인자 정의

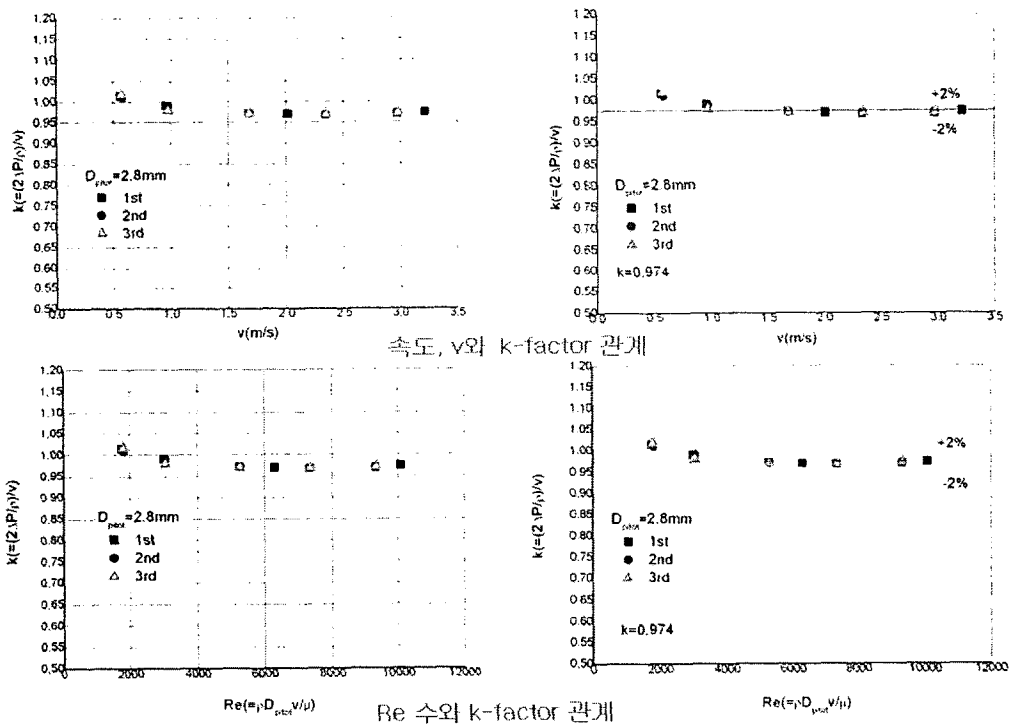


그림 4.5-16 난류제트 분석을 위한 주요인자 정의

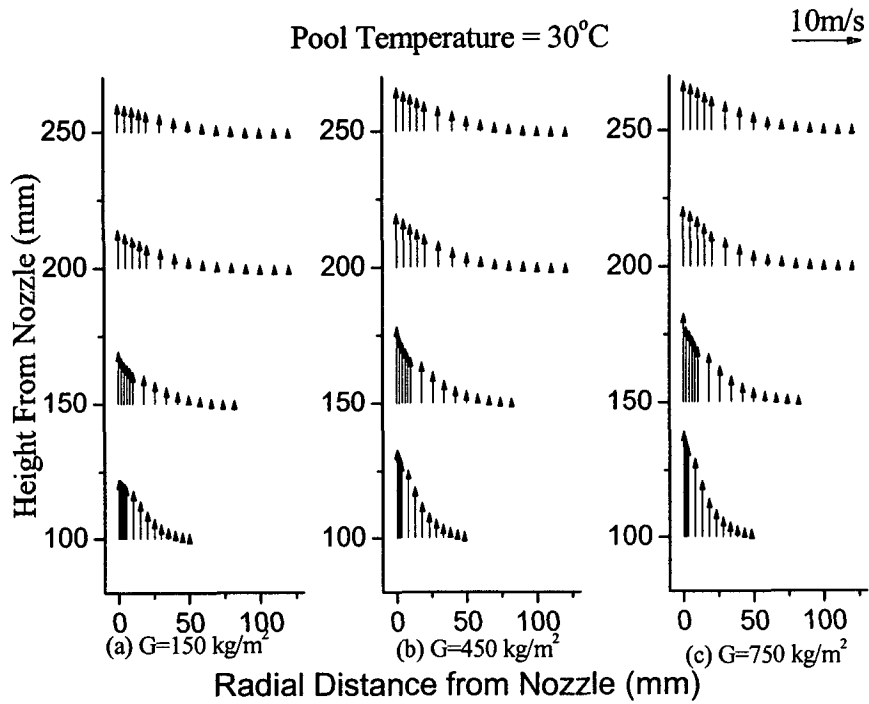


그림 4.5-17 수조온도 30°C에서의 난류제트 속도분포

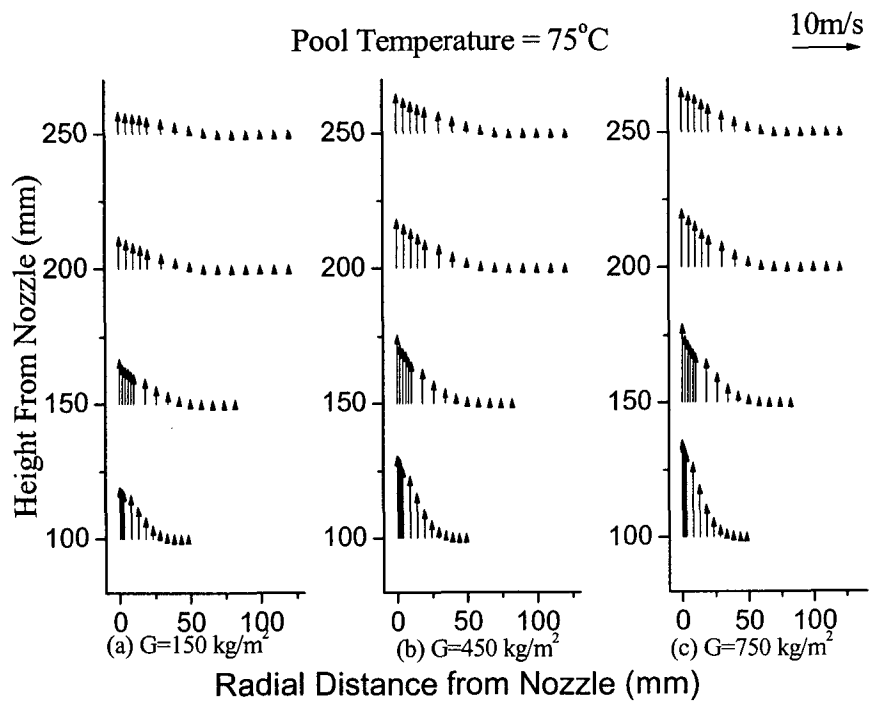


그림 4.5-18 수조온도 75°C에서의 난류제트 속도분포

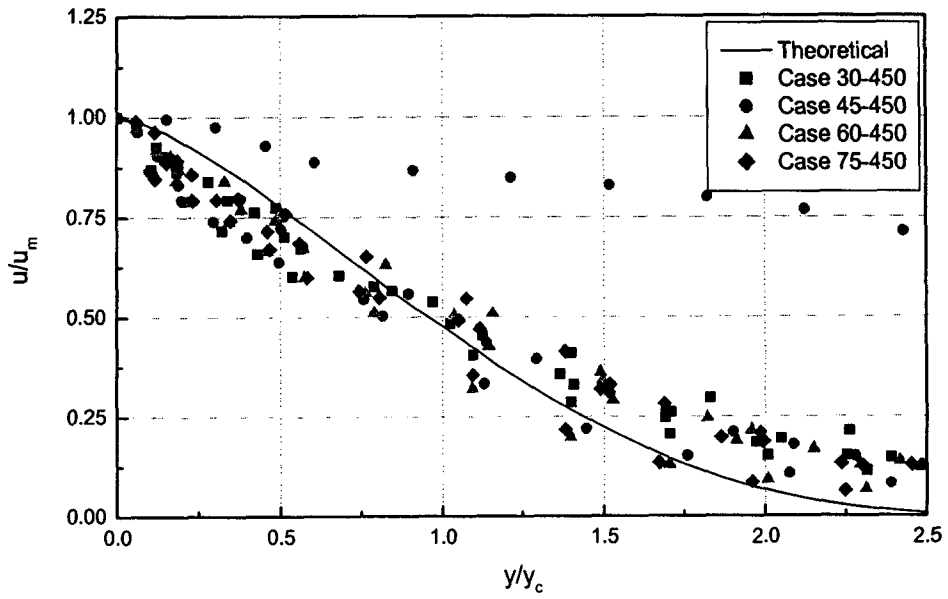


그림 4.5-19 난류제트 이론과 무차원 속도분포 비교 ($G=450\text{kg/m}^2\text{-s}$)

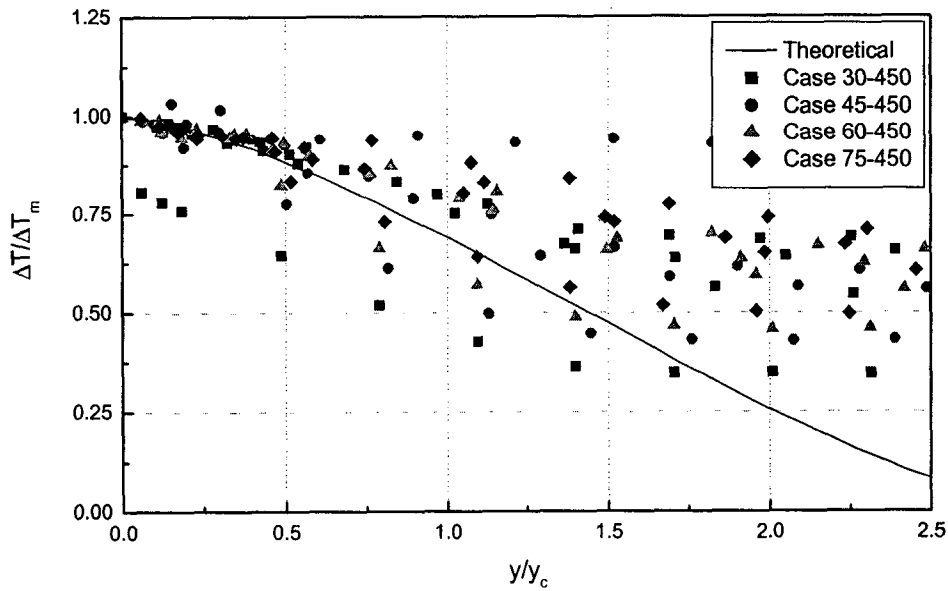


그림 4.5-20 난류제트 이론과 무차원 온도분포 비교 ($G=450\text{kg/m}^2\text{-s}$)

제6절 결론 및 향후 연구방향

본 절에서는 먼저 대형수조 응축진동 실험, 대형수조 응축 열혼합 실험, 열혼합 현상 CFD 해석, 그리고 소형수조 응축 열혼합 특성 실험 등에 대한 연구성과 및 의의를 정리하고 향후 연구방향에 대하여 의견을 개진하였다.

대형수조 응축진동 실험에서는 APR1400에 사용된 Hole Pattern을 갖는 다중 구멍 Sparger에 대한 응축특성을 정량화하고 고온에서 불안정응축에 대한 Unit Cell Sparger의 건전성 등을 확인하기 위하여 증기응축실험을 수행하였으며 실험결과를 분석하였다. Bottom Hole이 있는 Simplified I-Sparger를 사용하여 정상상태 증기응축실험을 수행하였으며 주요 실험변수는 증기유속과 물온도이다. 실험결과를 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- Bottom Hole 은 응축하중을 감소시키는 기능이 있으며 고온에서 불안정응축현상이 발생하는 것을 억제하는 역할을 함.
- 증기응축에 의한 Peak 하중은 물온도 90 °C 까지는 물온도가 증가하면 증가하나 그 이상의 온도에서는 급격히 감소함.
- 증기응축에 의한 압력파의 Dominant Frequency 는 물온도 60 °C 까지는 물온도가 증가하면 증가하나 그 이상의 온도에서는 급격히 감소함.

대형수조 응축 열혼합 실험에서는 앞의 대형수조 응축진동 실험에서 사용된 Sparger를 사용하였으며 수행된 실험의 주요 변수는 증기유속과 물온도이다. 실험결과를 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 증기응축에 사용되는 유체의 온도 (국부온도) 는 증기유속에 따라 달라지며 이는 대형수조내 열혼합 현상과 깊은 관련이 있음.
- 증기유량이 작은 경우 Sparger 하부의 국부온도는 상부보다 낮으며, 유속이 증가하면 상부의 온도가 하부보다 낮음.
- 국부온도는 분사 Hole 과의 상대적 위치에 따라 달라지며, 분사 Hole 사이의 국부온도는 수조 전체 평균온도보다 최대 18°C 까지 높을 수 있음.
- 증기유량이 작은 수조내 물온도는 자연순환 현상에 의하여 결정됨. 그러나 유량이 증가하면 분사되는 유체가 수조 벽과 부딪쳐서 형성되는 흐름에 많은 영향을 받음. 또한 유량이 큰 경우 Bottom Hole 에 의한 Jet 가 열혼합에 미치는 영향이 커짐.

열혼합 현상의 CFD 해석에서는 APR1400 IRWST 수조 온도분포 분석에

적용할 수 있는 최적의 CFD 해석방법론을 확립하기 위하여 대형수조 응축 열혼합 실험에 대하여 검증해석을 수행하였다. 증기제트가 증기분사기 방출 구멍을 통과한 후, 과냉각수조와의 직접접촉에 의해 응축되는 현상은 증기 제트 응축 모델을 개발하여 공학적인 관점에서 모사하였다. 또한 여러 민감도 계산을 수행하여, 격자 셀 수 및 대류항 차분방법과 Solver Algorithm이 온도분포 CFD 해석결과에 미치는 영향을 평가하였고, 병렬계산 환경이 전산 해석시간(CPU Time)에 미치는 영향도 분석하였다. 해석결과로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 응축수제트가 벽면에 충돌 한 후의 열혼합 거동 과정은 대류항 차분 방법과 격자 셀 수가 수조 온도분포 예측에 큰 영향을 미치는 것으로 나타났음. 특히 대류항 차분방법으로 Upwind 방법을 사용할 때는 격자 셀 수에 따라서 온도분포 결과가 다르게 예측되는 것을 알 수 있었음.
- 과도상태로 수행해야 되는 것을 고려하면, 전산해석시간을 감소 시켜 줄 수 있는 병렬계산 기능이 반드시 필요함
- APR1400 IRWST 수조 온도분포 해석을 수행할 때 최적의 해석방법은 증기제트 응축 모델을 사용해서 응축수 제트 및 유입 수조수에 대한 온도와 속도에 대한 정보를 구한 다음, 병렬계산 기능이 있는 CFD 코드를 사용하고 Upwind 방법과 셀 수가 많은 격자모델을 사용하는 것으로 판단됨.

소형수조 응축 열혼합 특성 실험에서는 수조내 수직상방 증기제트 응축 난류제트의 유동특성을 측정하기 위한 국소응축 실험 장치를 구성하고 실험을 수행하였다. 또한 대표적인 경우에 대하여 증기제트 응축에 의하여 유발된 난류제트의 특성에 대한 분석을 수행하였으며 이를 단상난류제트의 이론적인 모형과 비교하였다. 실험결과에 대한 분석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 수평 제트의 경우 증기제트에 의해 유발된 난류제트의 속도 및 온도 분포 특성이 단상난류제트의 이론적인 예측과 매우 유사한 경향을 보였음.
- 수직 상방 제트의 경우 증기제트에 의해 유발된 난류제트의 속도와 온도 분포 특성이 단상 난류제트의 이론적인 예측과는 상당한 차이를 보였으며 특히, 온도분포에 있어서는 매우 큰 차이를 보이고 있음.

이는 수직 상방 증기제트의 경우 증기제트 응축 및 온도 등에 의한 부력영향이 매우 크게 작용한 것으로 판단됨.

수행된 실험 및 해석을 통하여 다음과 같은 향후의 연구방향을 도출하였다. 먼저 대형수조 응축진동 및 응축 열혼합 실험을 통해서 단일 Unit Cell의 특성을 파악하는데는 바람직한 결과를 제시하였으나 IRWST 내에서의 현상을 모의하는데는 한계가 있는 것으로 판단된다. 향후 IRWST의 특성과 구조적인 형상을 반영한 열혼합 실험이 필요한 것으로 판단된다. 열혼합 CFD해석에서는 대류항에 대한 차분법과 격자셀의 수가 해석결과에 영향 미치는 것에 대한 심도있는 평가가 필요한 것으로 판단된다. 또한 소형수조내에서 수행된 단일 응축제트의 특성 실험은 유발된 난류제트의 특성을 파악하는데 도움이 되었으나 응축제트에 대한 집중적인 실험을 통한 물리적 현상 규명이 추후 관련 연구 수행의 선행조건이라고 판단된다.

참고문헌

- [4.2-1] 한국전력기술회사, IRWST Thermal Hydraulic Load Analysis Report, N-001-END461-201 (1999)
- [4.2-2] 박춘경, 송철화, 조석, 운영중, Unit Cell Sparger 성능실험 계획 및 실험결과 분석, KAERI/TR-2585/2003, KAERI (2003)
- [4.2-3] USNRC, Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containment, NUREG-0783 (1981)
- [4.2-4] 박춘경 외, "Jet 형식 응축 특성에 관한 연구," 한국원자력학회 춘계학술발표회 논문집, pp. 177-181 (1999)
- [4.2-5] Y.S. Kim, An Investigation of Direct Contact Condensation of Steam Jet in Subcooled Water, Ph.D Dissertation, KAIST, Korea (1996)
- [4.2-6] M. Cumo, G.E. Farello, and G. Ferrai, "Direct Heat Transfer in Pressure Suppression Systems," Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf., Toronto, Vol. 5, pp. 101-106 (1978)
- [4.2-7] C. K. Chan and C. K. B. Lee, "A Regime Map for Direct Contact Condensation," Int. J. Multiphase Flow, Vol. 8, No. 1, pp. 11-20 (1982)
- [4.2-8] R. T. Jr. Lahey and F. J. Moody, The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor, 2nd Ed., American Nuclear Society, (1993)
- [4.2-9] S. Cho, C. H. Song, C. K. Park, S. K. Yang, and M. K. Chung, "Experimental Study on Dynamic Pressure Pulse in Direct Contact Condensation of Steam Discharging into Subcooled Water," NTHAS98, Pusan, Korea (1998)
- [4.2-10] Y.S. Kim et al., Steam Jet Condensation Experiment Report Using GIRLS Facility, KAERI/TR-2176/2003, KAERI, Korea (2003)
- [4.2-11] 박춘경 외, Steam Condensation Test Program and Analysis of Hydrodynamic Loads, KAERI/TR-2946/2005, KAERI (2005)
- [4.2-12] S.J. Hong, "Dynamic Characteristics of Steam Jet Condensation in Sparger," Ph. D Thesis, Seoul University, Korea (2001)
- [4.3-1] 송철화 외, 원자로계통 핵심 열수력 특성실험, KAERI/RR-2535/2004, KAERI (2005)

- [4.4-1] Kang, H.S., Kim, Y.S. Song, C.H., Thermal Mixing Test Data Base Document. Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI/THETA-TM1, Rev.0 (2006).
- [4.4-2] Kim, Y.S., Song, C.H., Chun, H.G., Yoon, Y.J., Park, C.K. and Kang, H.S., Steam condensation induced thermal mixing experimental using B&C facility. Technical Report, Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI/TR-2933/2005, (2005).
- [4.4-3] Park, C.K., Song, C.H., Chun, H.G., Yoon, Y.J. and Kim, Y.S., Steam condensation test program and analysis of hydraulic loads. Technical Report, Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI/TR-2946/2005 (2005).
- [4.4-4] KEPCO, APRI400 Standard Safety Analysis Report. Korea Electric Power Corporation (2002).
- [4.4-5] Ra, I.S., IRWST thermal hydraulic load analysis report. Korea Power Engineering Company, N-001-END461-201, (1999).
- [4.4-6] Kang, H.S., Bae, Y. Y. and Park, J. K., "Numerical study on the local temperature in IRWST pool", *Proc. Int. Conf. on Nuclear Engineering (ICONE-10)*, Arlington, U.S.A, 14-18. April (2002).
- [4.4-7] Kim, H.Y. A study on the characteristics of direct contact condensation of a steam jet discharging into a quenching tank through a single horizontal pipe. Ph.D Thesis. Korea Advanced Institute of Science and Technology (2001).
- [4.4-8] Kim, Y.S., Chung, M.K., Park, J.W. and Chun, M.H., "An experimental investigation of direct condensation of steam jet in subcooled water", *J. of Korea Nuclear Society*, 29, 1, 45-57 (1997).
- [4.4-9] AEA Technology, CFX-4.4 Manual, (2001).
- [4.4-10] ANSYS Inc., CFX-10.0 Manual, (2006).
- [4.4-11] Kang, H.S., Kim, Y.S., Chun, H.G., Yoon, Y.J. and Song, C.H., "CFD Analysis for Thermal Mixing Phenomena in the Subcooled Water Tank", *Proc. 4th Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-4)*, Sapporo, Japan, 29. Nov.1. Dec. (2004).

- [4.4-12] Kang, H.S. and Song, C.H., "CFD Analysis of A Thermal Mixing in a Subcooled Water Pool under a High Steam Mass Flux", *Proc. CFDANRS*, Garching, Germany, Sep.(2006)
- [4.4-13] Kang, H.S., Kim, Y.S., Chun, H.G. and Song, C.H., "CFD analysis of Thermal Mixing in a subcooled Water Pool", *Proc. 5th Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety (NTHAS-5)*, Jeju, Korea, 28. Nov. (2006).
- [4.4-14] 강형석 외, "증기제트 직접접촉 응축현상에 대한 CFD 해석", *Proc. '06 CFX User Conference*, Pusan, Korea, 16. Nov. (2006).
- [4.4-15] Davis, J. and Yadigaroglu, G., "Direct contact condensation in Himenz flow boundary layers", *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 47, pp.1863-1875 (2004).
- [4.4-16] Sagar S. Gulwani, et al, "CFD Analysis of Flow Pattern and Heat Transfer in Direct Contact Steam Condensation", *Chemical Engineering Science*, 61, pp.5204-5220 (2006).
- [4.4-17] H.K. Versteeg and W. Malalasekera, An Inriduction to Computational Fluid Dynamics The Finite Volume Method, Longman, pp.118-134 (1995).
- [4.4-18] Bae, S.W. and Sung, H.J., "Breakdown of the Reynolds Analogy in a stagnation region under inflow disturbances". *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, 14, pp. 377-398 (2001).
- [4.5-1] R.J. Young et al., "Vapor-Liquid Interaction in a High Velocity Vapor Jet Condensing in a Coaxial Water Flow," *Proc. 5th Int. Heat Transfer Conf.*, Tokyo, Vol. 3, pp. 226-230 (1974)
- [4.5-2] A. Kudo et al., "Basic Study on Vapor Suppression," *Proc. 5th Int. Heat Transfer Conf.*, Tokyo, Vol.3, pp. 221-225 (1974)
- [4.5-3] G.N. Abramovich, "The Theory of Turbulent Jets," The MIT Press, MA, (1963).

제 5 장 2상유동 열수력 모델 개발 및 DB 구축

제 1 절 개요

본 장은 본 단계과정에서 수행된 이상유동 열수력 모델 개발 내용을 기술한다. 크게 계면면적 수송이론의 개발 및 응용, 증기응축모델 개발 및 CFD 활용, 수평관에서의 액적모델 개발로 구성되어 있으며, 그간 실험을 통해 축적되었던 열수력 DB의 구축 내용을 뒷부분에 수록하였다.

Two-Fluid 모델은 이상유동 각 상의 비평형 상태를 보다 효과적으로 분석할 수 있으며, 많은 최적 안전성 분석 전산 프로그램에서 활용되고 있다. Two-Fluid모델의 완전한 방정식 계의 구성을 위해서는 많은 구성 방정식이 필요하고 많은 부분이 계면을 통한 전달항과 관계한다. 계면면적밀도는 계면 전달항을 모델링하는데 직접적인 중요도를 가지며, 현재까지 개발되어 활용되고 있는 모델들은 실험에 의한 예측 모델로서 다양한 취약점을 가진다. 이러한 문제점 극복을 위해 최근에 수송 방정식을 이용하여 보다 이론적으로 계면 면적밀도를 예측하기 위한 연구가 활발히 이루어지고 있으며, 본 단계에서는 보다 체계적인 계면면적 수송이론의 개발을 위해서 기초적인 평형관계식으로 출발하여 수밀도 및 계면면적 수송방정식을 유도함으로써, 향후 독자적인 모델 개발을 위한 출발점을 제공하고자 한다. 또한 계면면적 수송방정식을 도입한 다차원 이상유동 해석코드가 개발되었다. 이 코드에서는 이류체 모델 및 SMAC 알고리즘을 도입하여 유한체적법을 통해 유동장을 차분화하였다. 또한 기포의 Breakup와 Coalescence와 같은 상호작용 및 기화와 응축 현상에 대한 모델링을 포함하는 1군 계면면적 수송방정식을 삽입하였다. 단상 및 이상유동에 대한 해석능력을 평가하기 위해 사각채널 내의 자연대류 및 수직환형 채널 내의 미포화 비등 현상에 대한 벤치마크 해석을 각각 수행하였다.

증기제트 응축 모델은 사고시 APR1400 IRWST 수조의 국부적인 온도분포를 전산유체역학(CFD) 기법으로 구하는데, 공학적인 관점에서 도움을 주기위해서 개발되었다. 증기제트 응축 모델은 증기가 과냉각수와의 직접접촉에 의하여 응축되는 현상을 증기침투거리를 바탕으로 증기응축영역을 설정한 다음, 질량, 운동량, 에너지 보존법칙을 적용하여 응축수와 유입수조수의 온도 및 속도 정보를 구하는 것이다. 개발된 증기제트 응축 모델의 검증은 증기제트 방출시 과냉각수조의 온도분포에 대하여 증기제트 응축 모델을 사용한 CFD 해석 결과를 실험결과와 비교하였다.

증기제트 응축 모델은 사고시 APR1400 IRWST 수조의 국부적인 온도분

포를 전산유체역학(CFD) 기법으로 구하는데, 공학적인 관점에서 도움을 주기위해서 개발되었다. 증기제트 응축 모델은 증기가 과냉각수와 직접접촉에 의하여 응축되는 현상을 증기침투거리를 바탕으로 증기응축영역을 설정한 다음, 질량, 운동량, 에너지 보존법칙을 적용하여 응축수와 유입수조수의 온도 및 속도 정보를 구하는 것이다. 개발된 증기제트 응축 모델의 검증은 증기제트 방출시 과냉각수조의 온도분포에 대하여 증기제트 응축 모델을 사용한 CFD 해석 결과를 실험결과와 비교하였다.

수평관 액적거동 연구는 원자력 발전소에서의 LBLOCA 재관수기간 시수평 고온관에서의 액적 거동 현상에 대한 특성을 파악하기 위해 수행되었다. 이를 위해 내경 3.71cm, 길이 1m의 수평관에서 $j_f = 0.025$ m/s, $j_f = 40$ m/s, 50 m/s인 두 가지 조건의 실험이 액체질소를 이용한 액적 결빙 방법으로 5%의 측정 오차로 수행되었다.

제 2 절 이상유동 계면면적 수송모델 개발

1. 개요

이상유동의 열수력 현상을 해석하는 모델들은 크게 균질 평형 모델, Drift Flux 모델, Two-Fluid 모델로 분류할 수 있다. 이중 Two-Fluid 모델은 각 상에 대한 질량, 운동량, 에너지 보존 방정식을 분리하여 고려하여 구성함으로써 각 상의 비평형 상태를 보다 효과적으로 분석할 수 있는 교과서적인 모델이다. 이 모델은 국부적인 순간 평형 관계식을 시간과 공간에 대해 평균하여 얻으며 많은 최적 안전성 분석 전산 프로그램에서 활용되고 있다. Two-Fluid 모델은 특히 열역학적인 비평형 현상 분석에 매우 유용하며, 이러한 현상의 예로써, 각 상의 급격한 혼합, 과도 상태 재충수, 역류, 그리고 급격한 과도 상태 흐름 등을 들 수 있다. Two-Fluid 모델의 완전한 방정식 계의 구성을 위해서는 많은 구성 방정식이 필요하고 많은 부분이 계면을 통한 전달항과 관계한다. 따라서 계면 전달항은 각 상의 계면에서 질량, 운동량 및 열전달과 관련된 항으로서 Two-fluid 모델에서 매우 중요한 부분이다. 계면을 통한 상호전달항에 대한 많은 연구가 이루어지고 있으며, 많은 항들이 아래와 같은 형태로 표현되고 있다.

$$(\text{계면 전달항}) = (\text{계면면적밀도}) \times (\text{구동력})$$

여기서 계면면적밀도는 단위체적당 계면의 면적으로 정의되며, 길이의 역수 단위를 가지는 물리량이다. 상기 관계식에서 알 수 있듯이 계면면적밀도는 계면 전달항을 모델하는데 직접적인 중요도를 가지며 나아가 Two-Fluid 모델을 이용한 이상유동해석에 매우 중요한 기하학적 인자이다.

현재까지 개발되어 활용되고 있는 계면면적 밀도에 대한 모델들은 실험에 의한 예측 모델 혹은 유동 형태를 가정한 상관식의 형태를 가지며, 사전에 정의된 유동 형태에 따라 달리 개발되었다. 이러한 모델은 정상 상태 및 공간적으로 완전 발달된 유동의 상태를 가정하고 있으므로 유동의 형태가 발전하고 있는 상태나 과도 상태에 대해서는 본질적으로 부정확성을 가질 수밖에 없으며 또한 현상학적으로 입구 효과가 고려되지 않았다. 이러한 문제점 극복을 위해 최근에 미국과 프랑스를 중심으로 수송 방정식을 이용하여 보다 이론적으로 계면면적밀도를 예측하기 위한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 이러한 접근 방식은 기본적으로 입구 상태의 전파 및 시간적, 공간적으로 변하고 있는 유동 상황에 대해서도 계면면적밀도를 정확히 예측

할 수 있는 방법론으로서, 이의 적용은 유동지도의 의존성을 줄이거나 없앨 수 있는 장점을 가진다. 그러나 수송방정식에 의한 접근 방식은 유동을 구성하고 있는 상들의 상호작용을 포함하는 다양한 열수력적 동적특성과 관련한 메카니즘에 대한 충분한 이해가 필요하고, 각각의 요소들을 구현하기 위한 물리적 모델의 개발이 추가적으로 요구된다. 또한 수송방정식으로 예측된 계면면적밀도를 검증하기 위한 다양한 조건에서의 실험데이터가 필수적이다. 이에 따라 지난 단계에서는 계면면적밀도를 포함하는 다양한 국소 기포인자들을 측정하기 위한 측정기법을 개발하여 실험데이터를 생산함으로써, 향후 모델 개발을 가능하게 하였고, 기존에 개발된 수송방정식을 이용하여 중요한 메카니즘으로 고려되고 있는 구성관계식에 대한 원시적인 모델을 개발한 바 있다.

본 단계에서는 보다 체계적인 계면면적 수송이론의 개발을 위해서 기초적인 평형관계식으로 출발하여 수밀도 및 계면면적 수송방정식을 유도함으로써, 향후 독자적인 모델 개발을 위한 출발점을 제공하고자 한다.

2. 수밀도 분포함수 수송방정식

Boltzmann 수송 방정식은 입자개수에 대한 분포함수의 시간에 따른 변화를 기술하며, 계면면적은 입자의 개수에 의존하므로, 본 절에서 유도하고자 하는 계면면적 수송방정식의 모태가 된다.

입자간의 상호작용에 의해 유체입자의 생성과 소멸이 이루어지는 연속체속에서 유체입자들을 고려하고, $f(V, x, t)dXdV$ 를 주어진 시간 t 에서 공간적 위치 x 를 체적중심으로 하고, 범위, dX 내에 있는, 그리고 V 와 $V+dV$ 사이의 범위의 체적을 가지는 입자의 수밀도로 정의한다. 미소 시간 내에서 입자 속도변화는 없다고 가정한다. 주어진 제어체적 X 에 대해 평형방정식을 세우면 아래와 같다.

$$\frac{d}{dt} \int_X \int_V f dV dX = \int_X \int_V \sum_i s_i dV dX \quad (5.2-1)$$

여기서 우변의 s 는 단위체적당 V 크기의 입자의 생성 및 소멸항을 의미하며, 메카니즘에 따라 j 로 구분하여 모델하게 된다. 관련 메카니즘으로서 기포가 액상의 와류와 충돌하면서 생기는 Breakup, 기포들끼리 상호 충돌을 통한 Coalescence와 같은 수력학적 모델과, 벽면에서 비등으로 인해 생성되는 항, 응축으로 인해 소멸되는 현상들을 포함한다.

식 (5.2-1)의 좌변은 Reynolds 수송이론과 Green 이론을 적용하면 아래식과 같이 전개할 수 있다.

$$\frac{d}{dt} \int_X \int_V f dV dX = \int_X \left[\int_V \left(\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_V \cdot (f \dot{V}) \right) + \nabla \cdot \left(u \int_V f dV \right) \right] dX \quad (5.2-2)$$

기포체적의 미소 범위 dV 내에서 속도의 변화가 없다고 가정하면 위식은 아래와 같이 단순해진다.

$$\frac{d}{dt} \int_X \int_V f dV dX = \int_X \int_V \left(\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_V \cdot (f \dot{V}) + \nabla \cdot (uf) \right) dV dX \quad (5.2-3)$$

따라서 (5.2-1)을 이용하여 아래와 같이 정리할 수 있으며,

$$\int_X \int_V \left(\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_V \cdot (f \dot{V}) + \nabla \cdot (uf) - \sum_j s_j \right) dV dX = 0 \quad (5.2-4)$$

모든 제어체적에 대해 성립하기 위해서는

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_V \cdot (f \dot{V}) + \nabla \cdot (uf) = \sum_j s_j \quad (5.2-5)$$

와 같이 정리할 수 있고, 이 식이 수밀도 분포함수의 수송방정식이다.

3. 수밀도 수송방정식

수밀도 분포함수는 미소 체적을 가지는 입자의 수밀도를 의미하기 때문에 이 함수를 직접 유체를 해석하는데 활용하기는 매우 어렵다. 따라서 적절한 체적범위를 가지는 입자들을 대표하는 물리량으로 변환한 관계식이 요구된다. 수밀도 수송방정식이 그 한 예가 될 수 있는데, 수밀도는 단위 유체 체적당 물리적으로 의미있는 입자 체적 범위를 가지는 입자들의 개수로 정의되며, 만약 전 입자크기의 수밀도는 분포함수를 이용하여 아래와 같이 표현된다.

$$n = \int_0^\infty f dV \quad (5.2-6)$$

전 입자의 범위에 대해 식 (5.2-5)를 적분하면 일군 수밀도 수송방정식을 얻을 수 있다. 여기서 일군의 의미는 입자의 크기 군을 구분하여 분석하기 위한 다군 모델과 대비되는 용어이다.

$$\int_0^\infty \left[\frac{\partial f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial V} \left(f \frac{dV}{dt} \right) + \nabla \cdot (uf) \right] dV = \int_0^\infty \sum_j s_j dV \quad (5.2-7)$$

식 (5.2-7)은 아래와 같이 정리된다.

$$\frac{\partial n}{\partial t} + \nabla \cdot (nu) + \int_0^\infty \frac{\partial}{\partial V} \left(f \frac{dV}{dt} \right) dV = \sum_j S_j \quad (5.2-8)$$

이 식 좌변의 셋째 항은 일군 모델의 경우 사라진다. 즉,

$$\int_0^\infty \frac{\partial}{\partial V} \left(f \frac{dV}{dt} \right) dV = \left[f \frac{dV}{dt} \right]_0^\infty \approx 0 \quad (5.2-9)$$

최종적으로 일군 수밀도 수송방정식은 아래와 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial n}{\partial t} + \nabla \cdot (nu) = \sum_j S_j \quad (5.2-10)$$

일군 모델과 대비되는 표현으로서 다군 모델의 경우에는 특정한 입자 체적의 범위에 대해 적분을 해야 하므로 이 항이 사라지지 않고, 아래와 같이 유도된다.

$$\int_0^\infty \frac{\partial}{\partial V} \left(f \frac{dV}{dt} \right) dV = \left[f \frac{dV}{dt} \right]_{V_{i-\frac{1}{2}}}^{i+\frac{1}{2}} \neq 0 \quad (5.2-11)$$

따라서 다군 모델의 경우 다음과 같이 정리될 수 있으며,

$$\frac{\partial n_i}{\partial t} + \nabla \cdot (n_i u) + \left[f \frac{dV}{dt} \right]_{i-\frac{1}{2}}^{i+\frac{1}{2}} = \sum_j S_{ji} \quad (5.2-12)$$

이 식을 활용하기 위해서는 해당 입자 영역에서 수밀도 분포함수와 입자 체적의 변화량을 적절히 모델해서 적용해야 한다.

4. 계면면적 수송방정식

계면면적 수송방정식은 수밀도 수송방정식을 통해 유도하는 방법도 있으나, 다균 모델로 확장하기 위해서는 불분명한 처리과정이 수반된다. 따라서 본 연구에서는 수밀도 분포함수의 수송방정식으로부터 바로 계면면적 수송방정식을 유도하였다. 수밀도 분포함수 수송방정식의 양변에 입자의 계면면적인, A 를 곱하여 전 입자 체적에 대해 적분하면,

$$\int_V A \left[\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_V \cdot (f\dot{V}) + \nabla \cdot (uf) \right] dV = \int_V A \sum_j s_j dV \quad (5.2-13)$$

이 식의 좌변을 차례대로 정리하여 아래와 같은 항을 정의하자.

$$\int_V A \frac{\partial f}{\partial t} dV = \int_V \frac{\partial}{\partial t} (fA) dV - \int_V f \frac{\partial A}{\partial t} dV \equiv (*1) + (*2) \quad (5.2-14)$$

$$\int_V A \nabla \cdot (fu) dV = \int_V \nabla \cdot (fAu) dV - \int_V fu \nabla A dV \equiv (*3) + (*4) \quad (5.2-15)$$

$$\int_V A \frac{\partial (f\dot{V})}{\partial V} dV = \int_V \frac{\partial (Af\dot{V})}{\partial V} dV - \int_V f\dot{V} \frac{\partial A}{\partial V} dV \equiv (*5) + (*6) \quad (5.2-16)$$

식 (5.2-14)~(5.2-16)를 재정리하면,

$$\begin{aligned} (*1) + (*3) + (*5) &= \int_V \frac{\partial}{\partial t} (fA) dV + \int_V \nabla \cdot (fAu) dV + \int_V \frac{\partial (Af\dot{V})}{\partial V} dV \quad (5.2-17) \\ &= \frac{\partial}{\partial t} \int_V fA dV + \nabla \cdot \int_V fAu dV \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} (*2) + (*4) + (*6) &= - \int_V f \frac{\partial A}{\partial t} dV - \int_V fu \nabla A dV - \int_V f\dot{V} \frac{\partial A}{\partial V} dV \quad (5.2-18) \\ &= - \int_V f \left(\frac{\partial A}{\partial t} + u \nabla A + \dot{V} \frac{\partial A}{\partial V} \right) dV \\ &= - \int_V f \frac{dA}{dt} dV \end{aligned}$$

이다. 따라서 식 (5.2-13)은 아래와 같이 재정리된다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V f A dV + \nabla \cdot \int_V f A u dV = \int_V A \sum_j s_j dV + \int_V f \frac{dA}{dt} dV \quad (5.2-19)$$

이 식의 좌변 첫 항부터 차례대로 정리하면,

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V f A dV = \frac{\partial a_i}{\partial t} \quad (5.2-20)$$

$$\nabla \cdot \int_V f A u dV = \nabla \cdot (a_i u) \quad (5.2-21)$$

우변을 정리하기 위해 아래와 같은 입자 기하학적인 관계를 생각하자. 입자들의 평균 표면적은 입자수밀도에 대한 계면면적밀도로, 그리고, 입자 평균 체적은 입자수밀도에 대한 입자 체적율로 표현할 수 있다. 즉,

$$A = \frac{a_i}{n}, \quad V = \frac{\alpha}{n} \quad (5.2-22)$$

그리고 입자의 형태를 의미하는 무차원 인자, ψ 를 아래와 같이 정의하면,

$$\psi \equiv \frac{A^3}{V^2} \quad (5.2-23)$$

이러한 관계식을 활용하여, 식 (5.2-19) 우변 첫항을 정리하면,

$$\int_V A \sum_j s_j dV = A \sum_j S_j = \frac{a_i}{n} \sum_j S_j \quad (5.2-24)$$

이다. 식 (5.2-19) 우변 둘째항은 다소 복잡한 과정을 거쳐 정리된다. 우선 식 (5.2-23) 양변을 미분취하면,

$$0 = \frac{3A^2}{V^2} dA - \frac{2A^3}{V^3} dV \quad (5.2-25)$$

즉,

$$\frac{dA}{dV} = \frac{2A}{3V} \quad (5.2-26)$$

$$\int_V f \frac{dA}{dt} dV = \int_V f \frac{dA}{dV} \frac{dV}{dt} dV = \int_V f \frac{2A}{3V} \frac{dV}{dt} dV = \frac{2}{3} \int_V f A \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} dV \quad (5.2-27)$$

여기서 v/v 가 체적에 대해 큰 변화가 없다고 가정하면, 아래와 같이 근사할 수 있다.

$$\frac{2}{3} \int f A \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} dV \approx \frac{2}{3} a_i \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} \quad (5.2-28)$$

이식을 보다 사용하기 편한 형태로 정리하기 위해서는 체적의 변화분을, v/v 을 n 혹은 체적을 등의 변수로 표현해 주어야 하는데, 다행히 (5.2-22)의 관계식을 이용하면 쉽게 변환할 수 있다.

$$\begin{aligned} V &= \frac{\alpha}{n} & (5.2-29) \\ \frac{dV}{dt} &= \frac{1}{n} \frac{d\alpha}{dt} - \frac{\alpha}{n^2} \frac{dn}{dt} \\ \Rightarrow \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} &= \frac{1}{\alpha} \frac{d\alpha}{dt} - \frac{1}{n} \frac{dn}{dt} \end{aligned}$$

이 식은 이상유동의 연속방정식을 이용해서도 동일한 형태의 결과를 얻을 수 있다. 이 결과를 활용하면, 식 (5.2-19) 우변 둘째항은 최종적으로 아래와 같이 정리된다.

$$\int_V f \frac{dA}{dt} dV = \frac{2}{3} a_i \left\{ \frac{1}{\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] - \frac{1}{n} \left[\frac{\partial n}{\partial t} + \nabla \cdot (n u) \right] \right\} \quad (5.2-30)$$

그런데 이 식 우변 둘째 항은 이미 수밀도 수송방정식에서 정리된 바 있으므로 윗 식은 아래와 같이 간단해진다.

$$\begin{aligned} \int_V f \frac{dA}{dt} dV &= \frac{2}{3} a_i \left\{ \frac{1}{\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] - \frac{1}{n} \sum_j S_j \right\} & (5.2-31) \\ &= \frac{2a_i}{3\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] - \frac{2a_i}{3n} \sum_j S_j \end{aligned}$$

따라서 식 (5.2-19)의 우변은 식 (5.2-24)와 (5.2-31)을 이용하여 아래와 같이 된다.

$$\int_V A \sum_j s_j dV + \int_V f \frac{dA}{dt} dV = \frac{2a_i}{3\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] + \frac{a_i}{3n} \sum_j S_j \quad (5.2-32)$$

$$= \frac{2a_i}{3\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] + \frac{\alpha^2}{3\psi a_i^2} \sum_j S_j$$

최종적으로 계면면적수송방정식 (5.2-19)는 아래와 같이 정리될 수 있다.

$$\frac{\partial a_i}{\partial t} + \nabla \cdot (a_i u) = \frac{2a_i}{3\alpha} \left[\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha u) \right] + \frac{\alpha^2}{3\psi a_i^2} \sum_j S_j \quad (5.2-33)$$

식 (5.2-33)은 전 입자체적에 대해 일균으로 모의하기 위한 방정식으로서 일정개수의 균으로 구분하여 모의하는 다균 모델에서는 그 유도과정 중에서 변화가 필요하다. 본 단계 연구를 통해 얻어진 최종적인 일균 계면면적 수송방정식은 기존 연구자들의 형태와 다르지 않으나, Boltzmann 방정식으로부터 독자적으로 유도, 전개함으로써 향후 개발되어질 계면면적 해석 방법론의 초석으로 삼기로 한다.

제 3 절 이상유동 파이롯트 코드 개발

1. 개발 배경 및 목적

계면 면적 밀도(IAC)는 이상유동 현상에서 계면 열전달 및 운동량 전달에 영향을 미치는 중요한 변수로서, RELAP과 같은 시스템 코드에서는 유동양식(Flow regime)에 의존하는 상관식 형태의 모델을 사용하여 왔다 [5.3-1]. 이러한 정적인 모델의 단점을 극복하기 위해 계면 면적 수송방정식 모델이 제시되었으나[5.3-2, 5.3-3], 현재까지 이를 접목시켜 이상유동 내의 거동을 다차원적으로 해석하려는 연구는 국내외적으로 부족한 실정이다.

따라서 계면 면적 수송모델을 삽입하고 검증하기 위한 전산해석 코드의 개발이 요구된다. 이를 위해 본 연구에서는 Two-fluid 모델을 기반으로 이상유동 파이롯트 코드의 틀을 구축하고 주요 벤치마크 문제에 대한 해석을 통해 해석능력을 검증하고자 한다.

2. 코드 구조

가. 지배방정식

Two-fluid 모델은 액상과 기상의 유동을 각각의 질량, 운동량, 에너지 방정식으로 고려하여, 계면에서 발생하는 상호작용에 의한 영향을 적절하게 반영할 수 있다는 장점이 있다. Ishii의 연구로부터 도출된 Two-fluid 모델 [5.3-4]에 의하면 각 상의 질량보존 방정식은 다음과 같이 기술된다.

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k) = \Gamma_k \quad (5.3-1)$$

여기서 Γ_k 는 각 상의 상변화량을 의미한다. 또한 운동량 방정식은 아래와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_k \rho_k u_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k u_k) = & -\nabla(\alpha_k p) + \nabla \cdot \left[\alpha_k \left(\bar{\tau}_k + \tau_k^T \right) \right] \\ & + \alpha_k \rho_k g + u_{ki} \Gamma_k + M_{ik} - \nabla \alpha_k \cdot \tau_{ki} + p \nabla \alpha_k \end{aligned} \quad (5.3-2)$$

우변의 M_{ik} 항은 계면 마찰, Wall lubrication force, Lift force, Virtual mass force 등 계면 운동량 전달항을 의미한다 [5.3-5]. 수치적 계산의 안정성을 위하여 액상 및 기상의 운동량 방정식 내의 계면 마찰 항 및 Virtual mass force 항을 Implicit procedure를 통해 연립시키게 된다. 즉 식 (5.3-2)의 우변에 있는 생성항들 중 계면 마찰 및 Virtual mass force

항을 제외한 나머지 항들을 Explicit term으로 고려한다. 이를 F_k^n 으로 표현하고 비압축성 유체임을 가정할 경우에 대해 기술하면 식 (5.3-3), (5.3-4)와 같다.

$$\alpha_g \rho_g \frac{D_g u_g^*}{Dt} = F_g^n - \frac{1}{8} \rho_f a_i C_D |u_r| (u_g^* - u_f^*) - \left(\alpha_f \rho_{vm} \frac{D\phi_g^*}{Dt} - \alpha_g \rho_{vm} \frac{D\phi_f^*}{Dt} \right) \quad (5.3-3)$$

$$\alpha_f \rho_f \frac{D_f u_f^*}{Dt} = F_f^n + \frac{1}{8} \rho_f a_i C_D |u_r| (u_g^* - u_f^*) + \left(\alpha_f \rho_{vm} \frac{D\phi_g^*}{Dt} - \alpha_g \rho_{vm} \frac{D\phi_f^*}{Dt} \right) \quad (5.3-4)$$

이때 ϕ_k 는 $\alpha_k u_k$ 이며 대류 항은 D/Dt 항에 포함되어 있다. 식 (5.3-3) 및 (5.3-4)의 우변 두 번째 항과 세 번째 항은 각각 계면 마찰과 Virtual mass force 항에 해당한다. 위 두 식에서 위첨자 'n'은 이전 Time step일 때의 값을 의미하며 '*'은 다음 Time step에 대해 계산된 값을 의미한다. 그러나 식 (5.3-3)과 (5.3-4)를 통해 계산된 u_g^* 와 u_f^* 는 식 (5.3-1)의 질량 보존을 만족시키지 못한다. 따라서 'n+1' Time step일 때의 정확한 속도를 구하기 위해서는 보정작업이 필요하게 되며 이는 뒤에서 SMAC 알고리즘을 통해 언급할 것이다.

Two-fluid 모델에 의한 에너지 방정식은 아래와 같이 각 상의 엔탈피 (H_k) 수송방정식 형태로 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial(\alpha_k \rho_k H_k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k H_k \mathbf{v}_k) = -\nabla \cdot \left[\alpha_k \left(\bar{\mathbf{q}}_k + \mathbf{q}_k^T \right) \right] + \alpha_k \frac{D_k p}{Dt} + H_{ki} \Gamma_k + q_{ki}'' a_i + \Phi_k \quad (5.3-5)$$

위 에너지 방정식을 미포화 비등 유동에 적용할 경우, 계면열전달 항인 $H_{ki} \Gamma_k$ 및 $q_{ki}'' a_i$ 항은 벽면에서 발생하는 비등(Γ_w)과 Bulk에서 발생하는 응축(Γ_{ig})을 각각 분리하여 계산한다 [5.3-6].

$$(H_{fi} \Gamma_f + q_{fi}'' a_i) = -\Gamma_{ig} H_{sf} - \Gamma_w H_f + h_i a_i (T_s - T_f) \quad (5.3-6)$$

$$(H_{gi} \Gamma_g + q_{gi}'' a_i) = \Gamma_{ig} H_g + \Gamma_w H_{sg} + h_i a_i (T_s - T_g) \quad (5.3-7)$$

여기서 T_s , H_{sf} , H_{sg} 는 포화 상태의 온도 및 엔탈피를 의미한다. 액상과 기상 에너지 및 외벽에서 주어지는 기화 열전달(q_e)이 보존됨을 고려하면, 각 상변화량은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\Gamma_w = \frac{q_e}{H_{sg} - H_f} \quad (5.3-8)$$

$$\Gamma_{ig} = -\frac{h_i a_i (T_s - T_f) + h_i a_i (T_s - T_g)}{H_g - H_{sf}} \quad (5.3-9)$$

에너지 방정식도 운동량 방정식과 마찬가지로 계면 열전달 항을 Implicit procedure로서 계산할 수 있다. 식 (5.3-5)의 우변에서 계면 열전달 항을 제외한 생성항들을 E_k 라고 하면 아래와 같이 기술된다.

$$\alpha_k \rho_k \frac{D_k H_k^{n+1}}{Dt} = E_k^n + h_i a_i (T_{sk} - T_k^{n+1}) \quad (5.3-10)$$

나. 차분화 과정 및 주요 가정

본 연구에서는, Two-fluid 모델에 의한 지배방정식을 유한체적법 (Finite Volume Method)를 통해 차분화하였다. 이 방법은 좌표계 변환이 자유로우며 Grid smoothness에 제약을 받지 않는다는 장점이 있다. 이러한 유한체적법에서는 Gauss 정리에 의해 각 지배방정식에 있는 대류 항들을 다음과 같이 면적분으로 변환할 수 있다. 이때 계산의 안정성을 위해 Upwind scheme을 사용하게 된다.

- 질량

$$\int \nabla \cdot (\alpha_k \mathbf{v}_k) dV = \sum_j \alpha_{kj,up} (\mathbf{v}_k \cdot \mathbf{S})_j \quad (5.3-11)$$

- 운동량

$$\int \nabla \cdot (\alpha_k u_k \mathbf{v}_k) dV = \sum_j (\alpha u)_{kj,up} (\mathbf{v}_k \cdot \mathbf{S})_j \quad (5.3-12)$$

- 에너지

$$\int \nabla \cdot (\alpha_k H_k \mathbf{v}_k) dV = \sum_j (\alpha H)_{kj,up} (\mathbf{v}_k \cdot \mathbf{S})_j \quad (5.3-13)$$

한편 운동량 방정식에서 밀도의 변화를 고려하기 위해, Boussinesq 가정을 사용하여 중력가속도 항을 수정하게 된다 [5.3-7]. 이 가정을 사용함으로써, 각 상의 지배방정식에서 밀도를 상수로 사용하는 것이 가능하게 된다.

$$-\frac{1}{\rho} \nabla p + \mathbf{g} \cong -\frac{1}{\rho_0} \nabla p + \mathbf{g}(1 + \beta \Delta T) \quad (5.3-14)$$

다. SMAC 알고리즘의 적용

비압축성 유동의 수치적 해를 구하기 위해서, 계산 시간을 절약할 수 있는 Semi-implicit method에 대한 연구 및 적용이 세계적으로 많이 이루어져 왔다. 다양한 Semi-implicit method 중, 본 연구에서는 반복되는 Iteration을 피할 수 있는 장점을 가진 SMAC (Simplified Marker And Cell) 알고리즘을 사용하였다 [5.3-8]. 이 알고리즘을 통해서 질량보존과 운동량 방정식을 동시에 만족시킬 수 있는 속도장과 압력장을 구할 수 있게 된다.

SMAC 알고리즘을 이상유동에 적용하기 위해서 다음 Time step의 질량보존을 만족시키는 속도(u_k^{n+1}) 및 압력(p^{n+1})에 대해 운동량 방정식을 표현하면 다음과 같다 [5.3-9].

$$\alpha_g (\rho_g + \alpha_f \rho_{vm}) \frac{D_g u_g^{n+1}}{Dt} - \alpha_f \alpha_g \rho_{vm} \frac{D_f u_f^{n+1}}{Dt} = -\alpha_g \nabla p^{n+1} + F_g^n - C_{int} (u_g^{n+1} - u_f^{n+1}) \quad (5.3-15)$$

$$\alpha_f (\rho_f + \alpha_g \rho_{vm}) \frac{D_f u_f^{n+1}}{Dt} - \alpha_g \alpha_f \rho_{vm} \frac{D_g u_g^{n+1}}{Dt} = -\alpha_f \nabla p^{n+1} + F_f^n + C_{int} (u_g^{n+1} - u_f^{n+1}) \quad (5.3-16)$$

여기서 $C_{int} = \rho_f a_i C_D |u_r| / 8$ 이다. 식 (5.3-15)와 (5.3-16)에서 식 (5.3-3)과 (5.3-4)를 빼게 되면, $u_k' = u_k^{n+1} - u_k^*$ 로 정의되는 속도보정 값은 압력보정 $p' = p^{n+1} - p^n$ 과 Time step Δt 의 관계식으로 나타난다.

$$\frac{u_g'}{\Delta t} = - \frac{\rho_f + \rho_{vm} + C_{int} \Delta t}{\rho_f \rho_g + \rho_m \rho_{vm} + C_{int} \rho_m \Delta t} \nabla p' \quad (5.3-17)$$

$$\frac{u_f'}{\Delta t} = - \frac{\rho_g + \rho_{vm} + C_{int} \Delta t}{\rho_f \rho_g + \rho_m \rho_{vm} + C_{int} \rho_m \Delta t} \nabla p' \quad (5.3-18)$$

압력보정 값을 구하기 위해 식 (5.3-17) 및 (5.3-18)에 각각 기상과 액상의 Phase fraction을 곱하고 Divergence를 취한 뒤 더하게 되면 아래와 같은 Poisson equation의 형태의 식을 얻을 수 있다.

$$\nabla \cdot (\phi_g^{n+1} + \phi_f^{n+1}) - \nabla \cdot (\phi_g^* + \phi_f^*) = -\Delta t \cdot \nabla \cdot \left(\left(\frac{\alpha_g}{\rho_{g,eff}} + \frac{\alpha_f}{\rho_{f,eff}} \right) \nabla p' \right) \quad (5.3-19)$$

$$\rho_{g,eff} = \frac{\rho_f \rho_g + \rho_m \rho_{vm} + C_{int} \rho_m \Delta t}{\rho_f + \rho_{vm} + C_{int} \Delta t} \quad (5.3-20)$$

$$\rho_{f,eff} = \frac{\rho_f \rho_g + \rho_m \rho_{vm} + C_{int} \rho_m \Delta t}{\rho_g + \rho_{vm} + C_{int} \Delta t} \quad (5.3-21)$$

상변화가 없는 비압축성 유동의 경우에는 $\nabla \cdot (\phi_g^{n+1} + \phi_f^{n+1})$ 이 0이지

만, 비등이나 응축 등 상변화가 있는 경우에는 이 항을 고려하여 Poisson equation의 Source term으로 고려해 주어야 한다. 각 상의 질량보존 식으로부터 이를 계산하면,

$$\nabla \cdot (\phi_f^{n+1} + \phi_g^{n+1}) = \left(\frac{\Gamma_f}{\rho_f} + \frac{\Gamma_g}{\rho_g} \right) - \left(\frac{\alpha_f}{\rho_f} \frac{D\rho_f}{Dt} + \frac{\alpha_g}{\rho_g} \frac{D\rho_g}{Dt} \right) \quad (5.3-22)$$

각 상에 대해 비압축성임을 가정하면 식 (5.3-22)는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\nabla \cdot (\phi_f^{n+1} + \phi_g^{n+1}) = \left(\frac{\Gamma_f}{\rho_f} + \frac{\Gamma_g}{\rho_g} \right) \quad (5.3-23)$$

따라서 식 (5.3-23)을 대입하여 식 (5.3-19)로 표현된 행렬을 계산하게 되면 압력보정 및 속도보정을 계산하고 다음 Time step의 압력과 속도를 구할 수 있게 된다.

3. 구성방정식

가. 계면 전달항 모델

IAC 수송방정식을 코드에 삽입하여 해석하기 이전에, Two-fluid 모델의 지배방정식 및 SMAC 알고리즘에 기반한 코드 구성이 제대로 이루어져 있는지를 검증할 필요가 있다. 이를 위해 Zeitoun의 1차원적 IAC 모델이 코드에 삽입되었다 [5.3-10]. Zeitoun은 실험을 통해 미포화 비등유동에서의 Sauter-mean diameter에 대한 다음과 같은 모델을 제시하였다.

$$D_s = 1.85 \bar{\alpha}^{0.243} \left(\frac{\sigma}{g \Delta \rho} \right)^{0.55} \left(\frac{G}{\mu} \right)^{0.1} \quad (5.3-24)$$

식 (5.3-24)에서 $\bar{\alpha}$ 는 단면적에 대해 평균한 기포율을 의미하며 관계식 $a_i = 6\alpha/D_s$ 을 이용하여 IAC를 계산할 수 있게 된다.

식(5.3-3)과 (5.3-4)의 우변 두 번째 항에 나타나 있는 계면 마찰력에서는, 다음과 같은 Ishii의 계면 마찰계수 모델을 사용한다.

$$C_D = \frac{24}{N_{Re}} (1 + 0.1 N_{Re}^{0.75}), \quad N_{Re} = \frac{\rho_f D_s |v_r|}{\mu_m}, \quad \mu_m = \frac{\mu_f}{1 - \alpha_g} \quad (5.3-25)$$

또한 기포의 다차원적인 분포를 정확하게 예측하기 위해서 Wall lubrication force와 Lift force를 운동량 방정식 내의 Non-drag force로서 고려한다. Wall lubrication force는 벽면 근처에서 액상의 속도분포에 의

해 기포가 받는 힘으로서, 본 연구에서는 Antal의 모델을 적용하였다 [5.3-11].

$$F_g^{\text{lub}} = -F_f^{\text{lub}} = \frac{\alpha_g \rho_f |\mathbf{v}_{\parallel}|^2}{r_d} \left[C_{w1} + C_{w2} \left(\frac{r_d}{y_{bw}} \right) \right] \mathbf{n}_w \quad (5.3-26)$$

$$\mathbf{v}_{\parallel} = (\mathbf{v}_g - \mathbf{v}_f) - \left[\mathbf{n}_w \cdot (\mathbf{v}_g - \mathbf{v}_f) \right] \mathbf{n}_w \quad (5.3-27)$$

Lift force의 경우 액상 속도장의 회전과 관련된 힘으로서, 식 (5.3-28)과 같이 정의된다.

$$F_g^{\text{lift}} = -F_f^{\text{lift}} = -\alpha \rho_f C_L (\mathbf{v}_g - \mathbf{v}_f) \times (\nabla \times \mathbf{v}_f) \quad (5.3-28)$$

Wall lubrication force와 Lift force에 대해 본 연구에서 사용한 계수들은 $C_{w1} = -0.104 - 0.06|v_r|$, $C_{w2} = 0.147$, $C_L = 0.01$ 이다.

응축과 관련된 계면 열전달계수는 Zeitoun의 실험 상관식으로부터 구해지며 식 (5.3-29)와 같이 Nusselt 수의 형태로 표현된다 [5.3-10].

$$Nu = \frac{h_i D_s}{k_f} = 2.04 Re_b^{0.61} \bar{\alpha}^{0.328} Ja^{-0.308} \quad (5.3-29)$$

여기서 무차원수 Re_b 는 기포의 Reynolds 수이고, Ja 는 액상의 미포화도 및 잠열의 비에 해당하는 Jacob 수이다.

나. 벽면 열유속 분할 모델

벽면에서 가해지는 열유속은 Surface quenching, 기화열전달, 단상 대류열전달 등 세 가지 메커니즘을 통해 유체에 전달된다. Yeoh & Tu는 이에 대해 각각 다음과 같은 모델을 활용하였다 [5.3-12].

$$q_q = \left(\frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{k_f \rho_f C_{pf} \sqrt{f}} \right) \cdot N_n \frac{\pi D_{bw}^2}{4} (T_w - T_f) \quad (5.3-30)$$

$$q_e = N_n f \left(\frac{\pi}{6} D_{bw}^3 \right) \rho_g h_{fg} \quad (5.3-31)$$

$$q_c = St \cdot \rho_f C_{pf} u_f (T_w - T_f) \left(1 - N_n \frac{\pi D_{bw}^2}{4} \right) \quad (5.3-32)$$

위 세 식에서 나타나 있듯이 정확한 벽면 열유속 분할을 위해서는 Active nucleate site density(N_n), 기포이탈 크기(D_{bw}), 기포이탈 빈도(f)가 필수적이다. 본 연구에서는 Yeoh & Tu의 연구에서 사용하였던 아래와 같

은 모델들을 코드에 반영하였다 [5.3-12].

$$N_n = [210(T_w - T_{sat})]^{1.805} \quad (5.3-33)$$

$$D_{bw} = 2.496 \times 10^{-5} \theta \left(\frac{\rho_f - \rho_g}{\rho_g} \right)^{0.9} \left(\frac{\sigma}{g \Delta \rho} \right)^{0.5} \quad (5.3-34)$$

$$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_f - \rho_g)}{3D_{bw}\rho_f}} \quad (5.3-35)$$

식 (5.3-30)부터 식 (5.3-35)까지 나타난 변수들을 계산하기 위해서는 벽면온도(T_w)가 결정되어야 한다. 이는 비선형 방정식의 해로서 구해질 수 있으므로 본 코드 개발 과정에서는 Newton-Rhapson method를 적용하였다. 모든 변수가 계산되고 나면 식 (5.3-30)의 Surface quenching과 (5.3-32)의 단상 대류열전달 항은 액상 에너지 방정식의 생성항으로 분류되고, 식 (5.3-31)의 기화열전달 양은 식 (5.3-8)에서 상변화 양을 계산하는 데에 이용된다.

4. 벤치마크 해석 (I) - 1차원 IAC 모델

가. 단상유동 해석

(1) 해석모델 및 방법

위와 같이 개발된 코드가 복잡한 이상유동 현상을 적절하게 예측하는 지 평가해 보기 이전에, 각 상의 질량, 운동량, 에너지 방정식이 단상유동을 해석하는 능력이 있는지를 독립적으로 검증할 필요가 있다. 이를 위해 G.de Vahl Davis가 제시한 단상유동 벤치마크 문제를 선택하여 코드 해석 결과와 비교하였다 [5.3-13]. 이 벤치마크 문제는 그림 5.3-1에 나타나 있듯이 균일 온도 및 단열 벽면에 둘러싸인 정사각 채널 내의 2차원 자연대류 현상을 그 대상으로 하고 있다.

단상유동 벤치마크 문제의 해석 조건은 식 (5.3-36)과 같이 정의된 Rayleigh 수의 형태로 주어지며, $Ra = 10^3, 10^4, 10^5, 10^6$ 에 대한 해가 알려져 있다.

$$Ra = \frac{\rho^2 g \beta (T_H - T_C) L^3}{\mu^2} Pr \quad (5.3-36)$$

본 연구의 해석에서는 대기압의 물을 대상으로 고온 벽면과 저온 벽면

온도를 80℃와 30℃로 고정시켰다. 따라서 주어진 Ra 수를 만족시킬 수 있는 사각채널의 길이(L)를 결정할 수 있고 이를 40×40 개의 셀로 분할한 Structured Grid를 사용하였다. 이러한 해석 조건은 표 5.3-1에 요약되어 있다.

(2) 결과 분석

그림 5.3-2와 5.3-3은 각 해석조건에 따른 온도장 및 속도장 결과를 보여주고 있다. 결과에 나타나 있듯이 낮은 Ra 수의 경우에는 전도에 의한 열전달이 지배적이지만, Ra 수가 높아질수록 부력에 의한 자연대류의 영향이 커지면서 온도분포가 수직방향으로 성층화되는 것을 볼 수 있다. 이러한 결과는 본 연구에서 개발된 코드가 자연대류의 2차원적 거동을 적절하게 예측하고 있음을 나타낸다.

정량적인 비교를 위해 벽면에서의 무차원 온도 구배를 국소 Nusselt 수(Nu_y)로 정의하면 이를 평균한 Nusselt 수(\overline{Nu})는 다음과 같이 계산된다.

$$Nu_y = \left(\frac{\partial T^*}{\partial x^*} \right)_w = \frac{L}{T_H - T_C} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_w \quad (5.3-37)$$

$$\overline{Nu} = \frac{1}{L} \int_0^L Nu_y dy = \frac{1}{L} \sum_i Nu_i \Delta y \quad (5.3-38)$$

표 5.3-2는 식 (5.3-38)로 정의된 평균 Nusselt 수를 본 연구결과와 기존 문헌의 결과에 대해 비교하고 있다. 이 표에서 보듯이 Ra 수가 증가하면서 자연대류에 의한 열전달이 증진되고 Nu 수가 증가하는 것을 볼 수 있으며, 개발된 코드가 이러한 결과를 정량적으로 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

나. 이상유동 해석

(1) 해석 모델 및 방법

이상유동 해석능력 검증을 위해 채택된 벤치마크 문제는 서울대학교 (SNU)에서 수행된 비등실험이다 [5.3-14]. 이 실험은 환형 수직채널 내에서 미포화 비등 및 응축 현상을 연구하기 위한 목적으로 수행된 것으로, 실험 장치의 설계변수는 표 5.3-3에서 정리된 바와 같다. 주요 계측 변수로는 국소 기포율, Sauter-mean diameter, IAC 등이 있으며 반경 방향으로 13 지점, 축방향으로 $L/D_h=71.4, 80.1, 90.5$ 인 세 지점에서 계측이 이루어져 다

차원적 이상유동 현상을 파악할 수 있도록 하였다. 본 연구에서 벤치마크 대상으로 하고 있는 실험조건을 표 5.3-4에 정리하였고, 원통형 좌표계에 의거한 5(반경 방향)×500(축방향)개의 Cell을 통해 계산을 수행하였다.

(2) 결과 분석

그림 5.3-4는 벤치마크 해석에서 벽면 가열이 끝나는 지점($L=1.87m$) 근처의 기포율 분포 결과를 보여주고 있다. 왼쪽에 위치한 벽면에서 열유속이 가해지면 열유속 분할 모델 및 상변화량 계산 모델에 의해서 증기가 생성되고 벽면 근처의 기포율이 증가하는 것을 볼 수 있다. 한편 Wall lubrication force, Lift force 및 응축 등이 벽면에서 생긴 기포가 퍼져나가 반경 방향의 분포를 형성하는 데 영향을 끼치는 것으로 판단된다. 유체가 가열되는 영역을 빠져나간 뒤에는 더 이상의 기화가 발생하지 않으며 응축에 의해 기포율이 줄어드는 것을 볼 수 있다.

그림 5.3-5와 5.3-6은 $L/D_h=71.4$ 가 되는 높이에서 기포율 및 IAC를 각각 비교하고 있다. 또한 그림 5.3-7과 5.3-8은 $L/D_h=80.1$ 인 높이의 결과를 나타내고 있다. 각 그래프에서 보듯이 국소 기포율의 반경 및 축 방향 분포의 경우 본 연구에서 개발된 코드가 실험 결과를 적절하게 예측하고 있음이 확인된다. 그러나 IAC의 경우 열이 가해지는 벽면 근처에서 실제 예측된 값보다 낮게 예측하는 것을 볼 수 있다. 이러한 차이가 발생하는 원인은 식 (5.3-24)와 같은 1차원적인 Sauter-mean diameter 모델을 사용하였기 때문이다. 그림 5.3-9와 5.3-10에서 각 높이에 대한 Sauter-mean diameter의 반경 방향 분포에서 나타나 있듯이, 코드가 Sauter-mean diameter를 실험에서 예측된 값보다 크게 계산하면서, $a_i = 6\alpha/D_s$ 의 관계에 의해 IAC를 낮게 예측하는 결과를 낳았다. 식 (5.3-24)에 나타난 1차원적 상관식은 면적 평균 Sauter-mean diameter를 면적 평균 기포율 및 질량유속의 함수로 나타내고 있으므로 IAC나 기포 크기 등의 다차원적인 분포를 예측하는 것이 불가능하다. 실제 이상유동에서는 Breakup이나 Coalescence와 같은 기포 간의 상호작용 및 기화와 응축과 같은 상변화로 인해 IAC가 동적으로 변하는 것을 알 수 있다 [5.3-15]. 따라서 이러한 IAC의 다차원적 거동을 정확하게 예측하기 위해서는 IAC 수송방정식의 삽입을 통해서 1차원 모델의 한계를 극복해야 할 필요성이 있다.

5. 벤치마크 해석 (II) - IAC 수송방정식

가. IAC 수송방정식 구성

IAC의 다차원적인 수송 과정을 기술하기 위해, Ishii의 연구에서는 기포입자의 Boltzman 수송방정식으로부터 다음과 같은 IAC 수송방정식을 유도하였다 [5.3-16].

$$\begin{aligned} \frac{\partial a_i}{\partial t} + \nabla \cdot (a_i \mathbf{v}_g) &= \frac{2}{3} \left(\frac{a_i}{\alpha} \right) \left(\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{v}_g) - \eta_{ph} \right) \\ &+ \frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \sum_j R_j + \pi D_{bw}^2 R_{ph} \end{aligned} \quad (5.3-39)$$

여기서 우변의 첫 번째 항은 응축이나 압력 변화로 인해 기포의 크기가 변화하는 것과 관련된 항이며, 두 번째 항은 기포 간의 충돌 및 상호작용으로 인한 IAC의 변화를 말해준다. 세 번째 항은 벽면에서 발생하는 비등으로 인해 새로 생성되는 기포가 IAC의 증가에 기여하는 것을 의미한다.

Yao & Morel (CEA, 프랑스)의 연구에서도 Liouville 방정식을 사용하여 다음과 같은 IAC 수송방정식을 유도하였다 [5.3-17].

$$\begin{aligned} \frac{\partial a_i}{\partial t} + \nabla \cdot (a_i \mathbf{V}_g) &= \frac{2}{3} \frac{a_i}{\alpha \rho_g} \left[\Gamma_{ig} - \alpha \frac{d\rho_g}{dt} \right] \\ &+ \frac{36\pi}{3} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \left(\phi_n^{CO} + \phi_n^{BK} \right) + \pi d_{bw}^2 \phi_n^{NUC} \end{aligned} \quad (5.3-40)$$

식 (5.3-39)의 우변 첫 번째 항에 기상의 질량보존 방정식인 식 (5.3-1)을 대입하고, Bubbly flow에 대한 기포의 shape factor인 $\psi=1/36\pi$ 를 적용하면 식 (5.3-40)과 동일한 것을 알 수 있다.

유동 내에 기포 간의 상호작용 또는 액상 유동의 영향 등으로 인해 IAC에 변화가 생기는 Breakup과 Coalescence를 모델링하기 위해서 본 연구에서는 CEA에서 개발된 모델을 삽입하였다. 이는 기포의 Breakup이나 Coalescence가 발생하는 데 걸리는 시간을 기포의 Free traveling time과 Interaction time으로 분리하여 각각을 모델링함으로써, Ishii & Kim의 기존 모델링을 개선하였다는 장점이 있다. Breakup의 경우 Bubbly flow에서는 액상의 난류 성분과의 충돌 (Turbulent impact)에 의한 영향을 고려하여 다음과 같은 모델이 개발되었다.

$$\begin{aligned}\phi_{II} &= \frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot \frac{\eta_b n}{T_b} = \frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot \frac{\eta_b n}{T_{bf} + T_{bi}} \\ &= \frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot K_{b1} \frac{\varepsilon^{1/3} \alpha (1-\alpha)}{D_b^{11/3}} \cdot \frac{1}{1 + K_{c2} (1-\alpha) \sqrt{We/We_c}} \cdot \exp\left(-\frac{We}{We_c}\right) \\ We &\equiv \frac{2\rho_f (\varepsilon^{1/3} D_b^{1/3})^2 D_b}{\sigma}\end{aligned}$$

$$We_c = 1.24, \quad K_{b1} = 1.6, \quad K_{b2} = 0.42 \quad (5.3-41)$$

한편 Coalescence 항에서는 기포 간의 Random collision에 의한 영향을 다음과 같이 모델링하였다.

$$\begin{aligned}\phi_{RC} &= -\frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot \frac{1}{2} \frac{\eta_c n}{T_c} = -\frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot \frac{1}{2} \frac{\eta_c n}{T_{cf} + T_{ci}} \\ &= -\frac{1}{3\psi} \left(\frac{\alpha}{a_i} \right)^2 \cdot K_{c1} \frac{\varepsilon^{1/3} \alpha^2}{D_b^{11/3}} \cdot \frac{1}{g(\alpha) + K_{c2} \alpha \sqrt{We/We_c}} \cdot \exp\left(-K_{c3} \sqrt{\frac{We}{We_c}}\right) \\ g(\alpha) &= \frac{\alpha_{\max}^{1/3} - \alpha^{1/3}}{\alpha_{\max}^{1/3}}\end{aligned}$$

$$K_{c1} = 2.86, \quad K_{c2} = 1.922, \quad K_{c3} = 1.017, \quad \alpha_{\max} = 0.52 \quad (5.3-42)$$

벽면에서 비등에 의해 생성되는 기포에 의한 IAC 수송방정식의 생성항은 식 (5.3-43)과 같이 Active nucleate site density, 기포이탈 크기, 기포이탈 빈도의 함수로 정의할 수 있으며, 벽면 열유속 분할과정에서 사용했던 식 (5.3-33), (5.3-34), (5.3-35)를 동일하게 적용한다. 이 밖에도 문헌을 통해 조사된 모델들을 각각 표 5.3-5, 5.3-6, 5.3-7에 정리하였다.

$$\pi D_{bw}^2 R_{ph} = \pi D_{bw}^2 \cdot \frac{N_n \cdot f \cdot A_H}{Vol} \quad (5.3-43)$$

식 (5.3-41), (5.3-42), (5.3-43)을 식 (5.3-40)에 대입하여 IAC 수송방정식을 완성하게 되면 유한체적법을 사용하여 Cell에 대해 적분하여야 한다. 이 때 식 (5.3-40)의 우변에 있는 각 항들은 Cell의 중심에서 계산된 기포율이나 IAC에 따라 계산되는 값이므로 Cell의 부피를 곱하게 된다. 또한 좌변의 대류항은 식 (5.3-11)과 마찬가지로 Upwind scheme을 사용하면 아래와 같이 계산된다.

$$\int \nabla \cdot (a_i \mathbf{v}_g) dV = \sum_j a_{ij,up} (\mathbf{v}_g \cdot \mathbf{S})_j \quad (5.3-44)$$

나. SNU 비등실험 해석

위에서 확립된 IAC 수송방정식을 삽입하여, 벤치마크 해석 (I)의 경우와 마찬가지로 SNU 비등실험에 대한 계산을 수행하였다. 표 5.3-8에서 보는 바와 같이 출력과 입구 미포화도를 달리하는 두 가지 경우를 해석 대상으로 하였다. Cell은 10(반경 방향) \times 100(축방향)개로 구성되었다.

그림 5.3-11, 5.3-12 및 그림 5.3-13, 5.3-14는 각각 Test case 1과 2에 대해서, 가열부가 끝나는 지점에 해당하는 $L/D_h=90.5$ 인 높이의 기포율과 IAC 분포를 나타내고 있다. 그림 5.3-11과 5.3-13에서 보듯이 열유속이 다른 두 경우에 대해서 해석 결과가 기포율의 반경 방향 분포를 적절하게 예측하고 있는 것을 알 수 있다. 한편 IAC의 경우에는 그림 5.3-12와 5.3-14에 나타나 있는 것처럼 가열 벽면 근처에서 실험 값보다 높은 값을 예측하고 있다. 그러나 식 (5.3-40)에 기술되어 있듯이, 기포간의 상호작용 및 상변화에 의한 IAC의 변화를 각 Cell에 대해 다차원적으로 계산함으로써 그림 5.3-6과 5.3-8에 나타난 벤치마크 (I)의 경우보다 IAC의 계산 능력이 향상되었음을 확인할 수 있다.

IAC 수송방정식을 삽입한 해석에서 여전히 차이를 보이고 있는 것은 생성항이 정확하게 계산되지 않는 데서 그 원인을 찾을 수 있다. 기포의 Breakup이나 Coalescence를 계산하는 모델인 식 (5.3-41)과 (5.3-42)에는 액상의 Energy dissipation을 의미하는 ε 이 있다. 즉 액상의 Energy dissipation이 기포의 유동 또는 기포 간의 충돌에 미치는 영향이 반영되어 있는 것이다. 이 항을 다차원적으로 계산하기 위해서는 Standard k- ε model과 같은 난류 모델을 적용하여야 한다. 그러나 현재 코드에는 난류 모델이 없이 벽면 마찰을 고려한 Energy dissipation의 1차원적 면적 평균값을 대입하여 계산하고 있으므로, IAC 수송방정식이 완벽하게 다차원적으로 구현되지 못한 상태이다. 따라서 향후 Standard k- ε model 삽입된다면 난류에 의한 유동의 확산성 및 기포의 Breakup과 Coalescence 항에 대한 계산 능력 향상을 기대할 수 있을 것이다.

표 5.3-1 자연대류 벤치마크 해석조건

Ra	L(m)	Cell size (=L/40, m)
10^3	9.910×10^{-4}	2.478×10^{-5}
10^4	2.135×10^{-3}	5.338×10^{-5}
10^5	4.600×10^{-3}	1.150×10^{-4}
10^6	9.910×10^{-3}	2.478×10^{-4}

표 5.3-2 벽면 평균 Nusselt 수 비교

Ra	해석	G. de Vahl Davis	오차(%)
10^3	1.125	1.118	0.63
10^4	2.296	2.243	2.31
10^5	4.868	4.519	7.17
10^6	10.06	8.8	12.5

표 5.3-3 SNU 비등실험장치 설계변수

Flow area	9.72615cm^2
Heating length	1870mm
Hydraulic diameter	21mm
Outer diameter of heater	19mm
Inner diameter of channel	40mm

표 5.3-4 벤치마크-(I) 비등실험조건

Mass flux	$342.207 \text{ kg/m}^2\text{s}$
Heat flux	212.706 kW/m^2
Inlet pressure	1.21bar
Inlet subcooling	21.695K

표 5.3-5 Active Nucleate Site density 모델 현황

Author	Model
Kocamustafaogullari & Ishii (1983)	$N_n^* = f(\rho^*) R_c^{*-4.4} \cong f(\rho^*) \left(\frac{2\sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg} \Delta T_{sat}} \right)^{-4.4}$
Yang & Kim (1988)	$N_n = \bar{N}_n \int_b^{\theta} \frac{1}{\sqrt{2\pi s}} \exp\left(-\frac{(\beta - \bar{\beta})^2}{2s^2}\right) d\beta \cdot \exp(-\lambda R_c)$ $= C \exp(-K / \Delta T_{sat})$
Wang & Dhir (1993)	$N_{np} = 7.81 \times 10^{-29} (1 - \cos\theta) R_c^{-6.0}$
Benjamin & Balakrishnan (1997)	$N_{np} = 218.8 \text{Pr}^{1.63} \left(\frac{1}{\gamma}\right) \Theta^{-0.4} \Delta T_w^3$
Basu, Warriar & Dhir (2002)	$N_{nc} = 0.34 \times 10^4 (1 - \cos\theta) \Delta T_w^{2.0} \quad \Delta T_{ONB} < \Delta T_w < 15K$ $N_{nc} = 0.34 \times 10^4 (1 - \cos\theta) \Delta T_w^{2.0} \quad 15K \leq \Delta T_w$
Hibiki & Ishii (2003)	$N_n = \bar{N}_n \left(1 - \exp\left(-\frac{\theta^2}{8\mu^2}\right) \right) \left(\exp\left(f(\rho^+) \frac{\lambda'}{R_c}\right) - 1 \right)$
Lemmert & Chwala (1977)	$N_n = [210(T_w - T_{sat})]^{1.805}$

표 5.3-6 기포이탈 크기 모델 현황

Author	Model
Levenspiel (1959)	$D_{\max} = \frac{2.42 \times 10^{-5} p^{0.709} (q - h_{sp}(T_s - T_l))^{1/3} k Y_u}{2Cu^{1/3} \rho_g h_{fg} (\pi a)^{1/2} (b_u \phi_u)^{1/2}}$
Farajisarir (1993)	$\frac{D_{\max} \sigma}{\rho_l a^2} = 10.02 \times 10^9 Ja_w^{-1.65} \left(\frac{T_w - T_l}{T_w - T_s} \right)^{-1.62}$
Kocamustafaogullari and Ishii (1983)	$D_{bw} = 2.64 \times 10^{-5} \theta \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right)^{0.9} \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}}$
Unal (1976)	$D_{bw} = \frac{2.42 \times 10^{-5} p^{0.709} a}{\sqrt{b \Phi}}$
Fritz (1935)	$D_{bw} = 0.208 \theta \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}}$
Tolubinskiy and Kostanchuk (1970)	$D_{bw} = \min[0.0006 \exp(-\Delta T_{sub}/45), 0.0014]$
Cole (1967)	$D_{bw} = 4 \times 10^{-2} \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}} \frac{\rho_f C_{pf} \Delta T}{\rho_g h_{fg}}$
Cole and Rosenhow (1968)	$D_{bw} = 1.5 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}} \left(\frac{\rho_f C_{pf} \Delta T}{\rho_g h_{fg}} \right)^{5/4}$

표 5.3-7 기포이탈 빈도 모델 현황

Author	Model
Cole (1960)	$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_g)}{3D_{bw}\rho_l}}$
Ivey (1967)	$f = 0.9 \sqrt{\frac{g}{D_{bw}}}$
Stephan (1992)	$f = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{g}{2D_{bw}}} \left(1 + \frac{4\sigma}{D_{bw}^2 \rho g} \right)^{0.5}$
Zuber (1963)	$f = \frac{1.18}{D_{bw}} \left(\frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{0.25}$

표 5.3-8 벤치마크-(II) 비등실험조건

	Test Case 1	Test Case 2
Mass flux	339.637 kg/m ² s	342.207 kg/m ² s
Heat flux	96.701 kW/m ²	212.706 kW/m ²
Inlet pressure	1.30 bar	1.21bar
Inlet subcooling	12.404K	21.695K

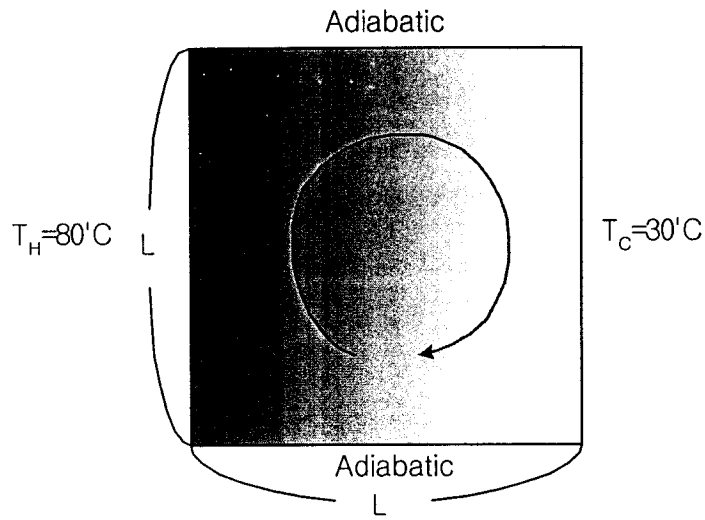


그림 5.3-1 자연대류 벤치마크 문제

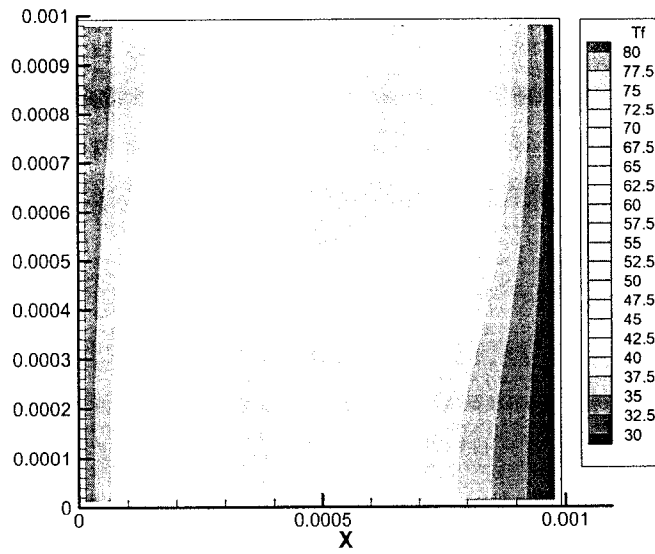


그림 5.3-2(a) $Ra=10^3$ 의 온도분포

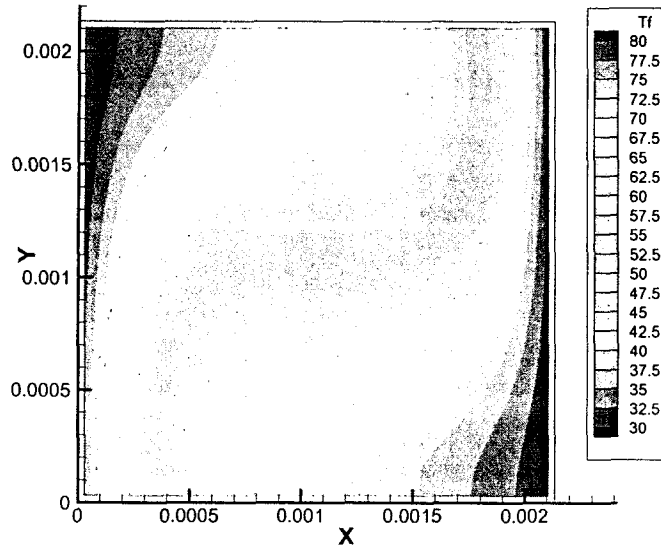


그림 5.3-2(b) $Ra=10^4$ 의 온도분포

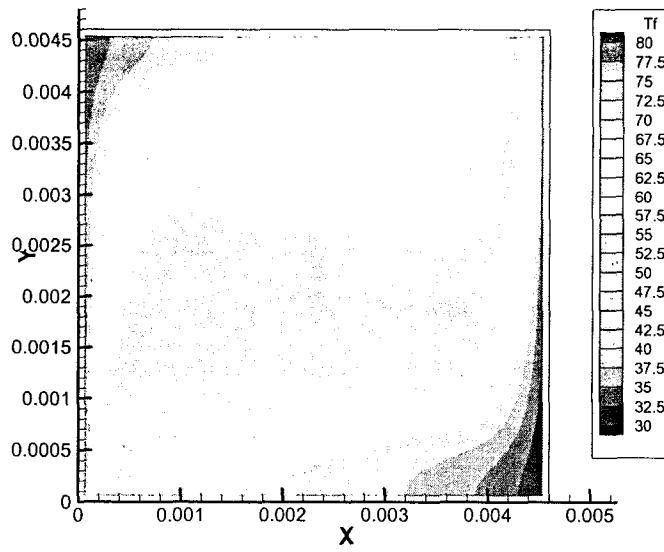


그림 5.3-2(c) $Ra=10^5$ 의 온도분포

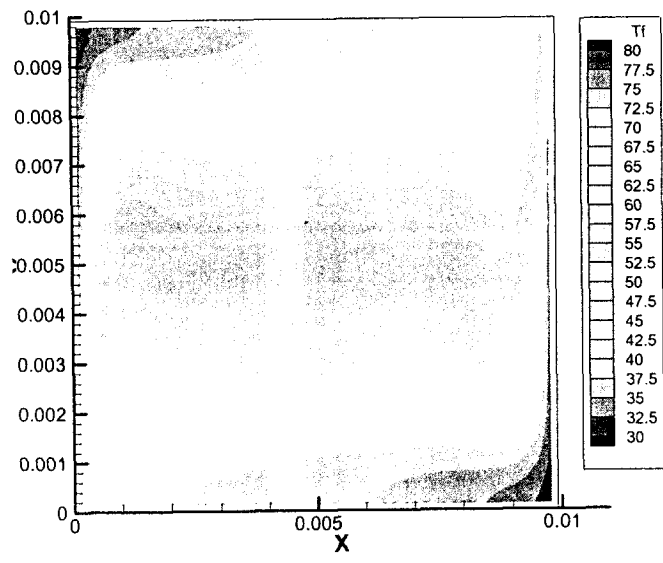


그림 5.3-2(d) $Ra=10^6$ 의 온도분포

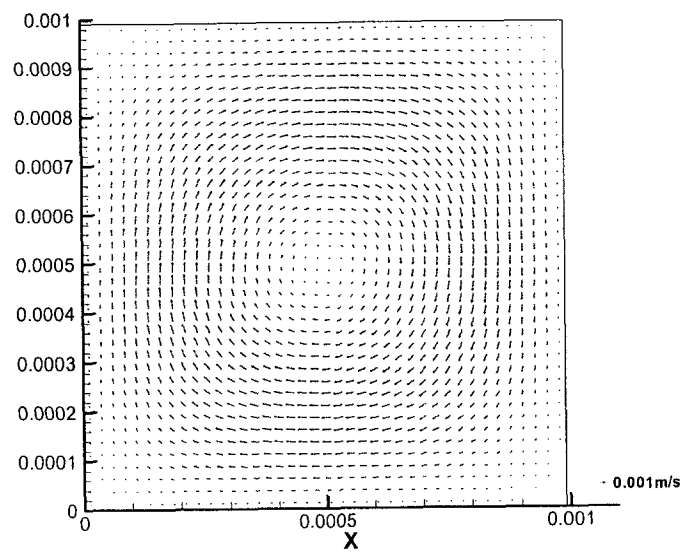


그림 5.3-3(a) $Ra=10^3$ 의 속도분포

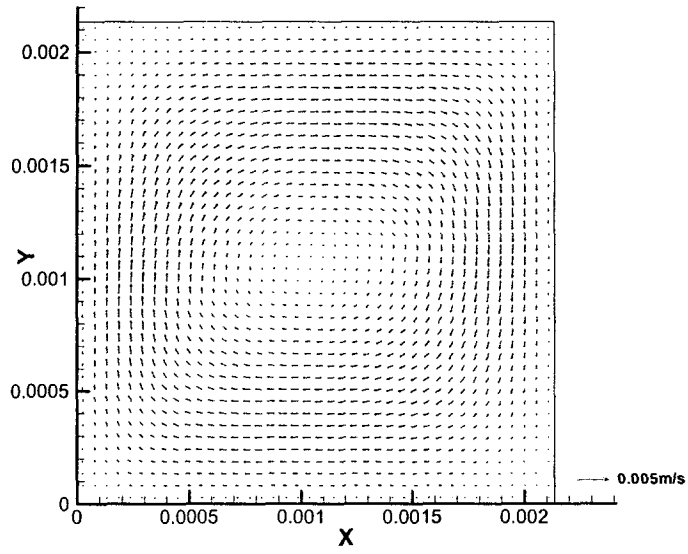


그림 5.3-3(b) $Ra=10^4$ 의 속도분포

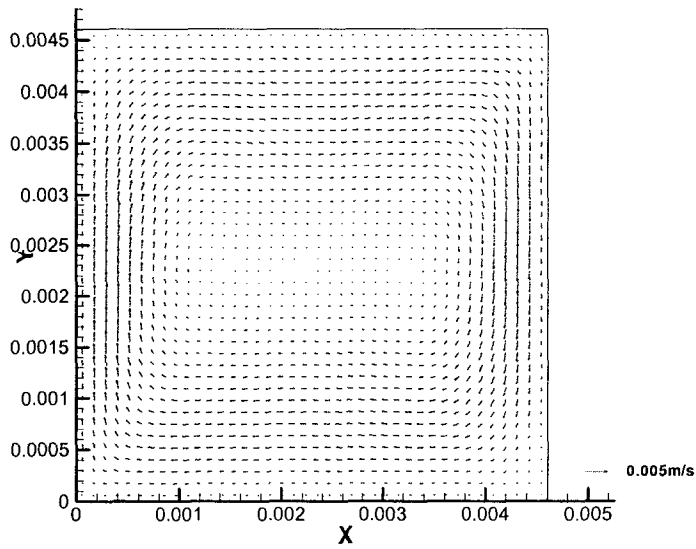


그림 5.3-3(c) $Ra=10^5$ 의 속도분포

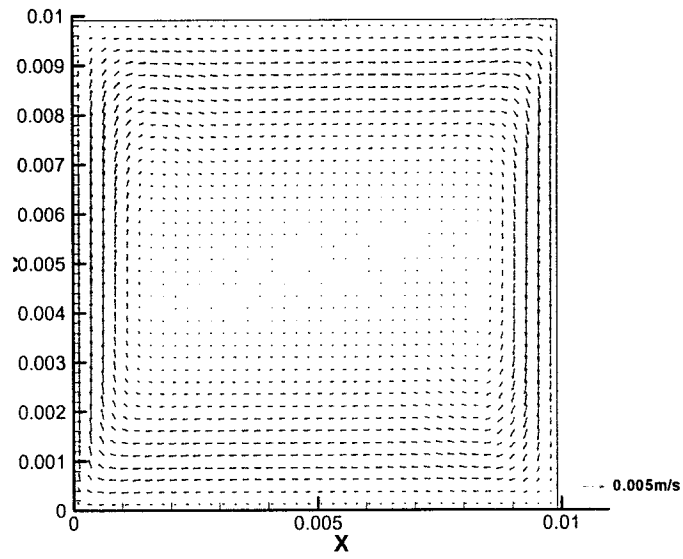


그림 5.3-3(d) $Ra=10^6$ 의 속도분포

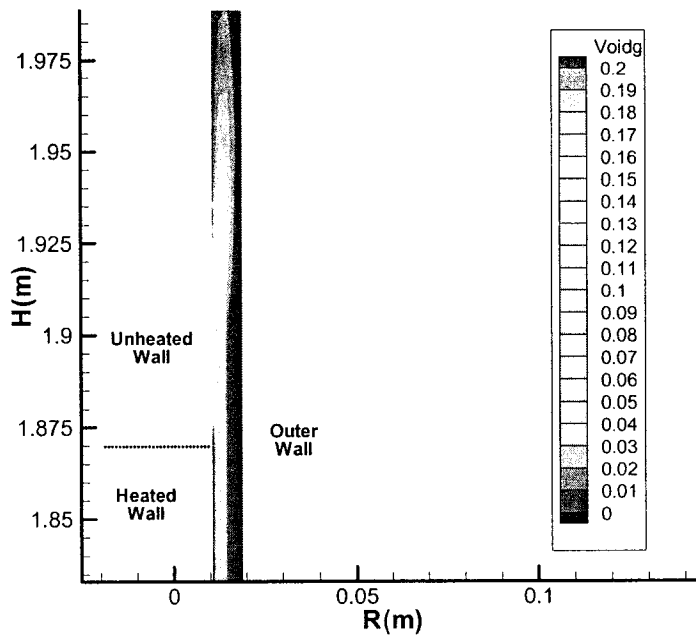


그림 5.3-4 가열부 출구 근처의 기포율 분포

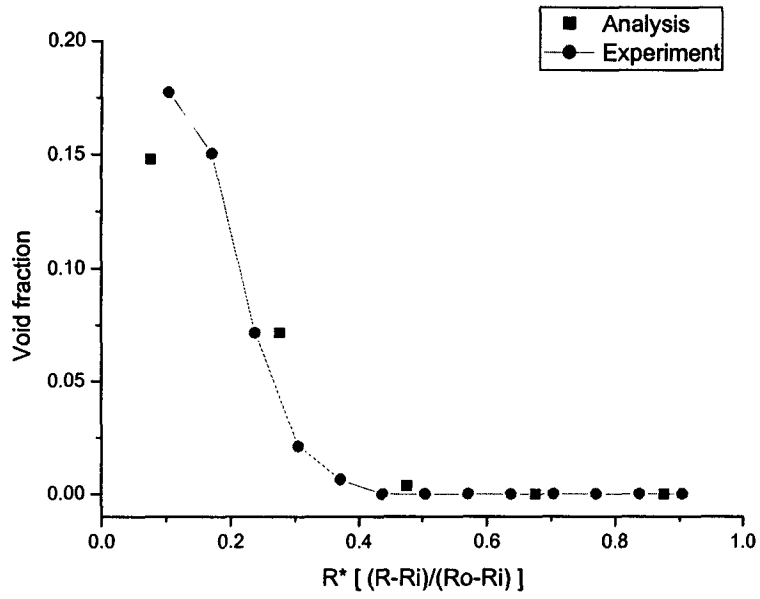


그림 5.3-5 $L/D_h=71.4$ 위치의 기포율 분포

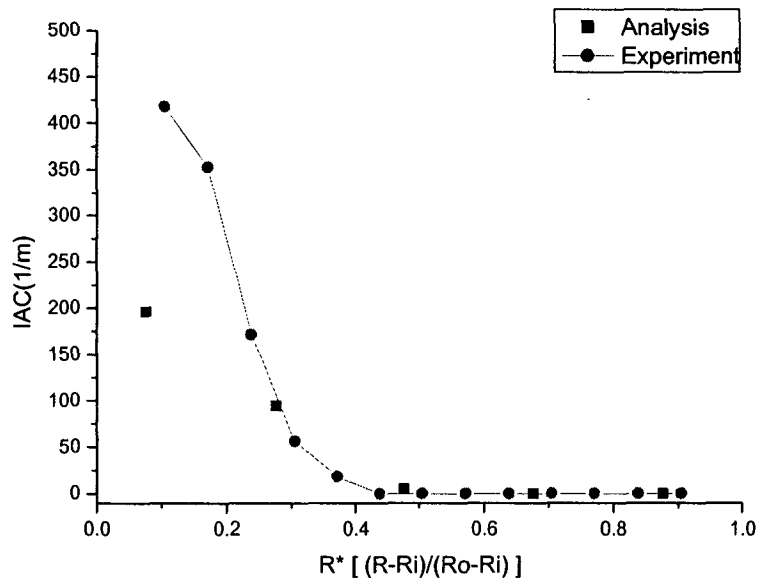


그림 5.3-6 $L/D_h=71.4$ 위치의 IAC 분포

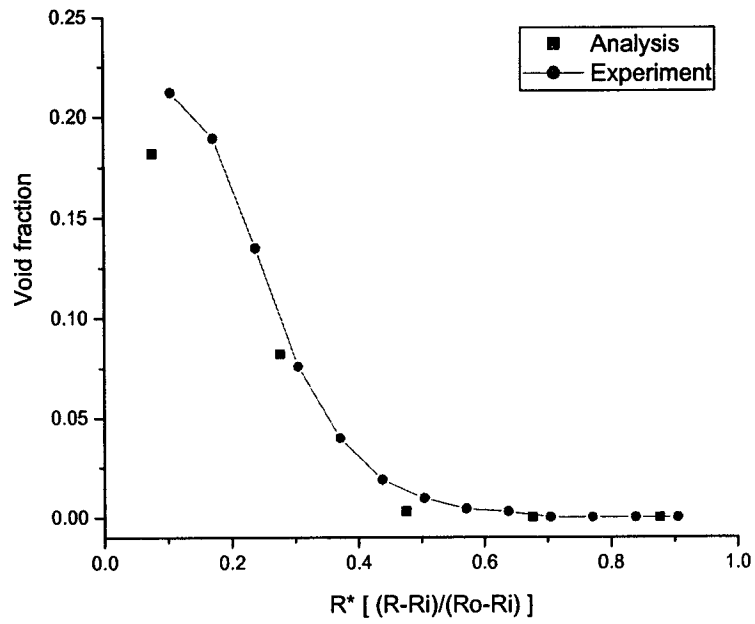


그림 5.3-7 $L/D_h=80.1$ 위치의 기포율 분포

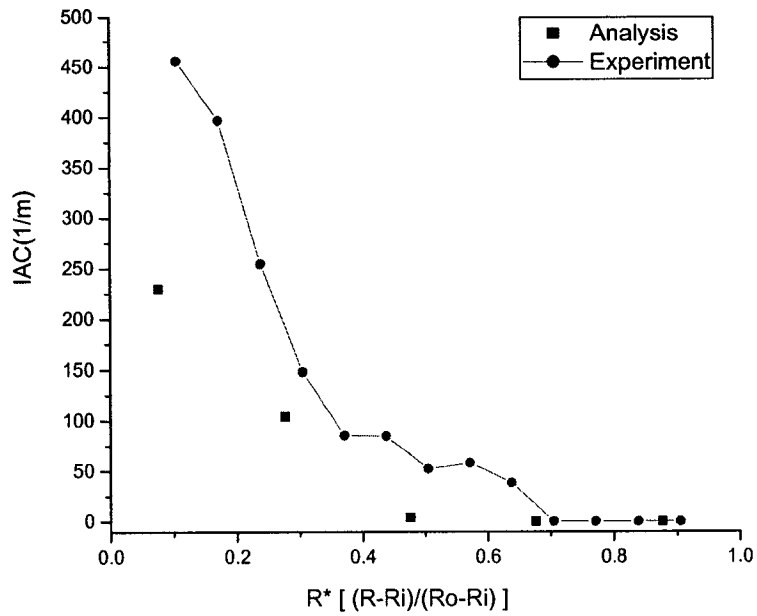


그림 5.3-8 $L/D_h=80.1$ 위치의 IAC 분포

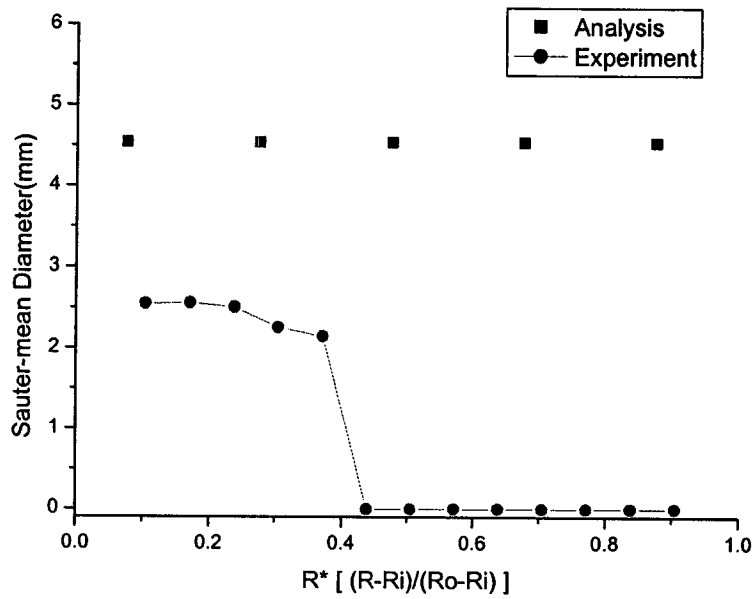


그림 5.3-9 $L/D_h=71.4$ 위치의 Sauter-mean diameter 분포

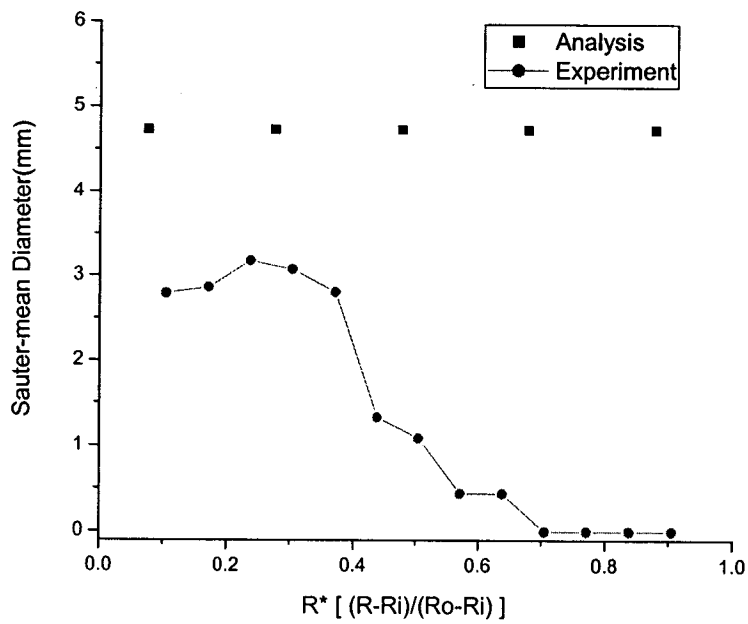


그림 5.3-10 $L/D_h=80.1$ 위치의 Sauter-mean diameter 분포

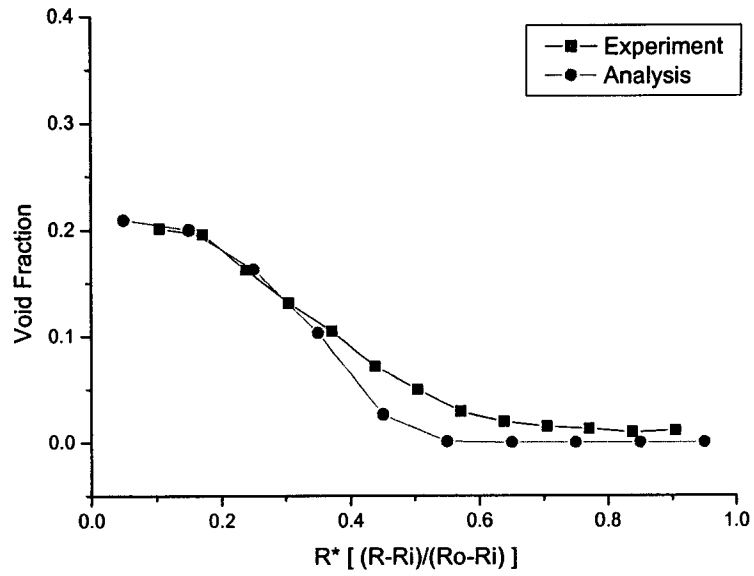


그림 5.3-11 $L/D_h=90.5$ 위치의 기포율 분포 (Test Case 1)

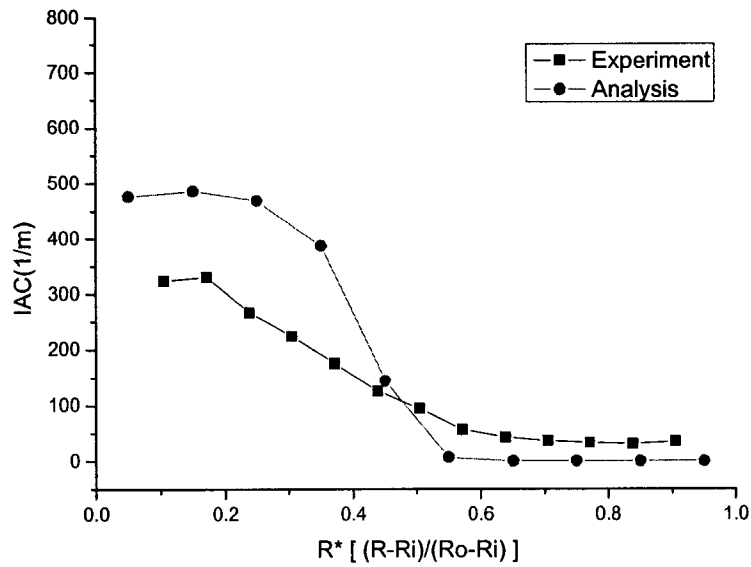


그림 5.3-12 $L/D_h=90.5$ 위치의 IAC 분포 (Test Case 1)

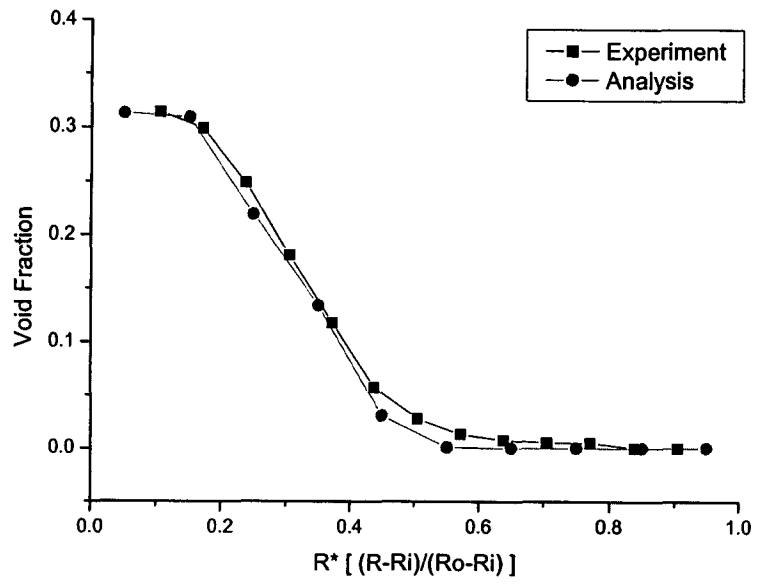


그림 5.3-13 $L/D_h=90.5$ 위치의 기포율 분포 (Test Case 2)

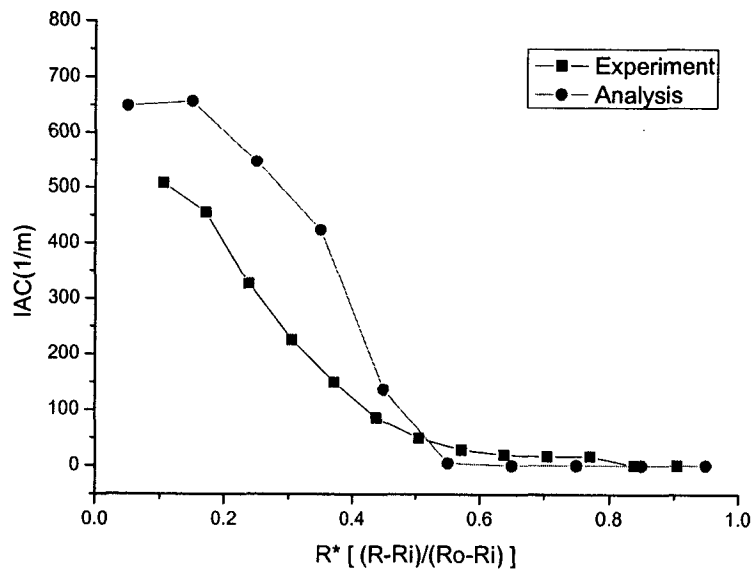


그림 5.3-14 $L/D_h=90.5$ 위치의 IAC 분포 (Test Case 2)

제 4 절 증기제트 응축모델 개발

1. 개발 배경 및 목적

증기제트 응축 모델은 설계기준 사고시 APR1400 IRWST 수조의 국부적인 온도분포를 전산유체역학(CFD)으로 구하는데, 공학적인 관점에서 도움을 주기위해 개발되었다. APR1400에서는 사고시 1상의 원자로냉각재가 I형 증기분사기(sparger) 표면에 있는 144개 직경 1cm 구멍과 바닥면에 있는 1개 직경 2.5cm 구멍을 2상 유체의 증기제트 형태로 통과해서 IRWST 수조 내로 방출된다. 방출된 증기제트는 과냉각수와의 직접접촉 응축현상에 의하여 효과적으로 응축되어 원자로냉각재계통의 압력이 잘 감압되고 격납건물이 가압되는 것이 방지되도록 설계되었다[5.4-1]. 증기제트가 방출 초기에는 안정적으로 잘 응축되지만, 방출 후기로 갈수록 응축현상 자체가 불안정하게 되면서 IRWST 구조물에 하중을 줄 가능성이 있는 것으로 나타났다[5.4-2, 5.4-3]. 이와 같이 응축현상이 불안정해지는 이유는 IRWST 수조 내의 온도분포, 특히 증기제트로 흘러가는 수조수 온도의 상승 때문인 것으로 알려져 있다[5.4-2]. 그 이유는 증기제트의 강한 운동량으로 인해 증기제트 쪽으로 상승된 온도의 유입수조수가 끌려오면 응축이 발생하는 증기와 수조수의 경계면이 일정하게 유지되지 않고 움직이게 되면서 응축현상 자체가 불안정하게 되기 때문인 것으로 판단된다[5.4-2~5.4-4].

증기제트 방출시 IRWST 수조 내의 전체적인 열혼합 거동과 증기제트 주변의 국부적인 온도분포 변화를 자세히 파악할 수 있다면 불안정 응축현상을 방지하는데 도움이 될 것으로 판단된다. 이런 자세한 IRWST 수조 온도 분포 정보를 얻기 위해서는 CFD 해석이 필요하다. 그러나 증기제트가 증기분사기의 작은 구멍을 통해서 방출될 때에 초킹(choking)이 발생하고 응축현상으로 인한 물성치의 급격한 변화 때문에 수치적으로 직접 모사하는 것은 거의 불가능한 것으로 판단된다[5.4-5, 5.4-6]. 그래서 이 직접응축현상을 질량, 운동량, 에너지 보존법칙을 활용하여 공학적인 관점에서 모사해서 응축수와 유입수조수의 온도 및 속도 정보를 구할 수 있는 증기제트 응축 모델을 대형수조 응축 열혼합 실험결과(제4장, 제3절)를 활용하여 개발하였다. 이 속도와 온도 정보들을 CFD 해석의 경계조건으로 활용하면, IRWST 수조 내의 열혼합 거동 과정을 쉽게 계산할 수 있을 것으로 예상된다.

2. 모델 설명

증기제트 응축 모델은 증기분사기 방출구멍을 통과한 증기제트가 과냉각 수조 내에서 과냉각수조수와 직접접촉에 의해 응축되는 현상을 임계유동(critical flow) 모델[5.4-7]과 증기침투거리(steam penetration length) (그림 5.4-1)[5.4-8,5.4-9]를 사용해서 묘사하는 것이다. 임계유동 모델은 증기분사기 내부와 과냉각 수조와의 압력차이가 2bar 이상인 상태에서 증기분사기 구멍에서의 증기압력을 구하는데 사용되었고, 증기침투거리는 기상인 증기제트가 액상인 응축수제트로 완전히 상변환되는데 필요한 거리를 구하는데 사용되었다.

증기침투거리의 실험상관식인 식 (5.4-1)를 바탕으로, 제트유동의 폭이 식 (5.4-2)[5.4-10]와 같이 거리에 따라 증가하는 것을 고려하여 그림 5.4-2 과 같이 증기응축영역을 설정하였다[5.4-11,5.4-12]. 방출구멍 1열의 위쪽, 4열의 아래쪽에서는 수조수가 증기제트 쪽으로 수직하게만 유입된다고 가정하였다. 또한 증기제트가 증기침투거리 끝에서 방출구멍의 1~4열의 위치에 상관없이 축방향으로 균일한 응축수 속도와 온도를 가진 응축수제트로 변환된다고 가정하였다. 여기서 d_i 는 방출구멍의 지름, G 는 방출되는 증기의 질량유속, G_m 은 대기압조건에서 방출되는 증기의 임계질량유속, T_s 와 h_s 는 증기제트의 온도와 엔탈피, T_f 와 h_f 는 수조수의 온도와 엔탈피이다.

$$\frac{L}{d_i} = 0.51 B^{-0.7} \left(\frac{G}{G_m} \right)^{0.47} \quad B = \frac{C_p(T_s - T_f)}{(h_s - h_f)} \quad (5.4-1)$$

$$\frac{\text{jet width}}{x} = \tan 13^\circ \quad (5.4-2)$$

증기응축영역 출구에서의 응축수 온도와 속도를 구하기 위해서 증기응축영역에 대해서 식 (5.4-3)~(5.4-5)의 질량, 운동량, 에너지 보존법칙을 적용해서 증기의 운동량과 에너지가 완전히 응축수로 보전되어 전달된다고 가정하였다. 여기서 운동량 보존 방정식을 풀기 위해서는 방출구멍을 통과하는 증기제트의 속도(V_s)와 압력(P_s)을 알아야 한다. 이 값들은 실증 실험(제4장, 제3절)에서 측정된 증기 유량(\dot{m}_s)과 증기분사기 내의 정압력(P_0) 값을 이용하여, 방출구멍에서 초킹이 발생한다고 가정하고 이상기체가 등엔트로피 노즐에서 초킹이 발생할 때의 사용되는 관계식인 식 (5.4-6)[5.4-7]

을 적용하여 구하였다. 실증 실험 후기에 증기분사기 내, 외부의 압력차이가 2 bar 이하로 떨어지면, 식 (5.4-7)을 사용하여 방출구멍의 증기 압력을 결정할 수 있다.

응축수제트의 속도와 온도를 구하는 과정은 다음과 같다.

가. 응축수의 속도(V_{con})를 구하기 위해서 식 (5.4-4)에 증기 압력(P_s), 증기 방출구멍 면적(A_s), 증기 속도(V_s), 증기 밀도(ρ_s), 수조내 증기분사기 잠김깊이에 해당하는 수두(P_∞) 및 증기응축영역 모델(그림 5.4-2)의 높이 (H), 직경(D), 표면적(A_{con})을 대입한다.

나. 계산된 응축수의 속도(V_{con})를 이용하여 응축수 유량(\dot{m}_{con})을 구한다. 이때 밀도 값을 구하는데 필요한, 압력은 수조수 압력(P_∞)을 사용하고, 온도는 실험에서 측정한 증기제트 주변 온도를 바탕으로 가정한다. 실험에서 측정한 증기제트 유량(\dot{m}_s)을 알고 있으므로 식 (5.4-3)에서 유입수조수 유량(\dot{m}_{ent})을 구할 수 있다.

다. 식 (5.4-5)에 증기 엔탈피(h_s)와 응축수 엔탈피(h_{con}) 및 유입수조수 엔탈피(h_{ent})를 대입하여, 좌우변의 차이가 5% 이하인지 확인하여 가정한 응축수 온도의 타당성을 검증한다. 여기서 증기 엔탈피(h_s)는 방출구멍에서의 증기 압력에서 포화상태의 기상 엔탈피를 사용하고, 유입수조수 엔탈피 (h_{con})는 수조수 압력(P_∞)과 실험에서 측정한 증기제트 위부분의 수조수 온도를 참조하여 가정하였다.

$$\dot{m}_s + \dot{m}_{ent} = \dot{m}_{con} \quad (5.4-3)$$

$$P_s A_s + P_\infty (\pi D H - A_s) + \rho_s V_s^2 A_s = P_\infty A_{con} + \rho_{con} V_{con}^2 A_{con} \quad (5.4-4)$$

$$\dot{m}_s h_s + \dot{m}_{ent} h_{ent} = \dot{m}_{con} h_{con} \quad (5.4-5)$$

$$\frac{P_s}{P_o} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{k/(k-1)} \quad (5.4-6)$$

$$P_o = P_s + \frac{1}{2} \rho V_s^2 \quad (5.4-7)$$

실증 실험 중에서 증기 blowdown인 경우에 대하여 앞에서 기술한 가~다 과정을 적용하여 계산한 결과는 그림 5.4-3와 그림 5.4-4에 나타나 있다.

3. 모델 검증 및 활용 방안

개발한 증기제트 응축 모델을 검증은 대형수조 응축 열혼합 실험 중에서 증기 blowdown인 경우에 대해서 측정된 증기제트 방출시 과냉각수조의 온도분포에 대하여 증기제트 응축 모델을 사용한 CFD 해석을 수행하여 실험 결과와 비교하였다. 비교결과에 의하면, CFD 해석결과가 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이와 관련된 자세한 사항은 제4장, 제4절에 기술되어 있다. 검증된 증기제트 응축 모델은 APRI400 IRWST 수조 온도분포를 장시간에 걸쳐서 평가해야 하기 때문에 공학적인 관점에서 훌륭한 모델로 사용될 것으로 판단된다. 그러나 응축수제트의 온도와 속도를 균일하게 가정한 것은 좀더 보완되어야 할 것으로 판단된다.



그림 5.4-1 증기침투거리

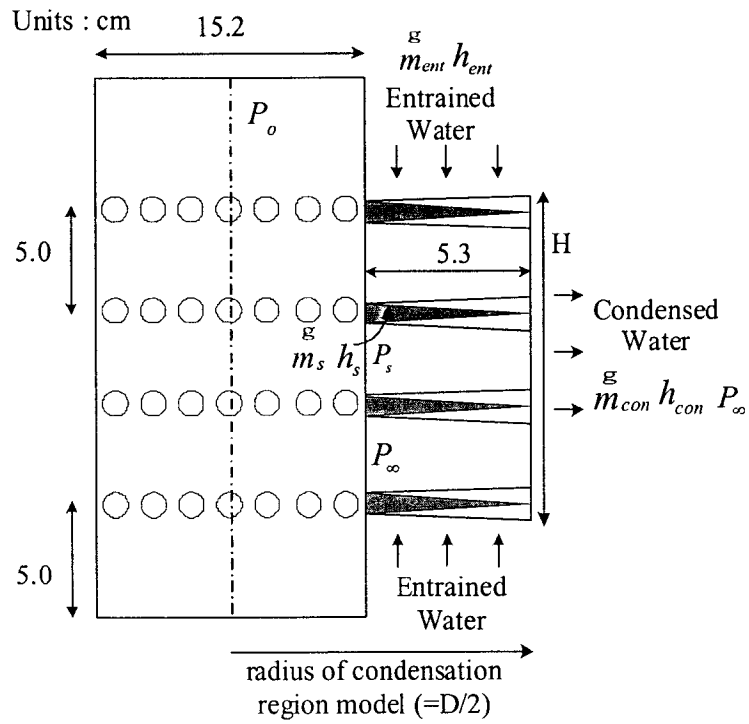


그림 5.4-2 증기 응축영역 모델

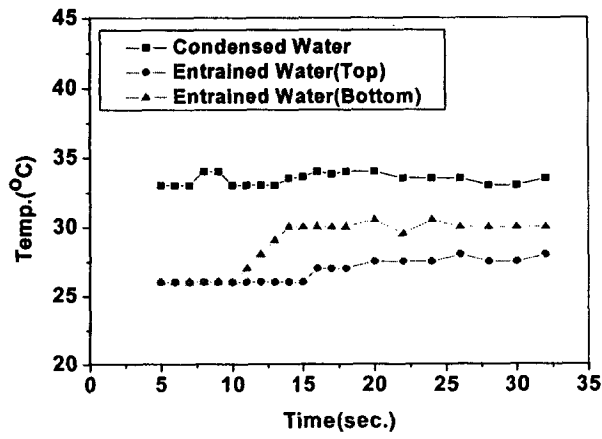


그림 5.4-3 응축수 및 유입수조수의 온도

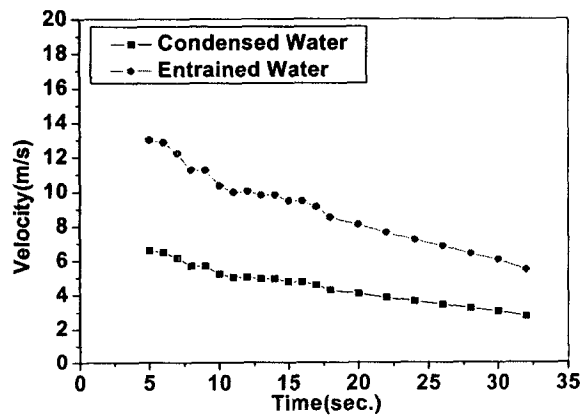


그림 5.4-4 응축수 및 유입수조수의 속도

제 5 절 수평관에서의 액적거동 모델 개발

1. 실험 배경 및 목적

가. 실험 배경

원자력 발전소에서의 대형 냉각재 상실사고(Large-Break Loss-of-Coolant Accident, LBLOCA)의 가장 중요한 설계 기준 사고는 핵연료 피복재 온도가 안전기준 보다 높게 상승하는 사고이다. 이 가상 사고는 노심 및 하부플레넘의 액체질량에 따라 사고 전개 동안의 상황을 분출(Blowdown), 재충수(Refill), 재관수(Reflood) 기간의 세 가지 시간 구간으로 구분할 수 있다(그림 5.5-1).

분출 기간은 냉각재 계통의 파단부를 통해서 일차 냉각재가 배출되는 기간이고, 재충수 기간에는 비상노심냉각계통(ECCS)이 비상노심 냉각수를 주입하기 때문에 원자로 계통의 냉각재 재고량이 회복되기 시작한다. 재관수 기간은 비상노심 냉각수가 하부플레넘을 완전히 충수한 다음부터 노심의 수위가 증가하여 고온의 핵연료가 냉각되는 기간을 뜻한다.

재관수기간은 하부플레넘이 완전히 물로 채워질 때 시작되며, 이때부터 노심이 충수되기 시작한다. 초기에는 핵연료봉의 온도가 높기 때문에 노심 내부의 열적 상황은 단상 액체 유동에서 올라가면서 핵비등, 천이 비등, 막비등, 천 유동(Churn Two-Phase Flow), 분산액적 유동 및 단상 기체 유동으로 변해가는 스펙트럼을 보여 주는데, 이 때 상승하는 증기에 의해 많은 양의 액적이 견인(Entrain)되는 현상이 발생한다.

증기에 의해 견인되는 액체는 상부 핵연료 부분에서의 일부 냉각 효과를 가져오는데, Tie Plate와 Grid Spacer에서의 액적 견인으로 인하여 상부 급랭(Top Quenching) 또는 국부 냉각이 발생할 수 있다. 증기 유동에 의해 견인된 액체의 일부는 상부 Tie Plate에서 흡착(De-entrain)되거나 상부플레넘으로 이동한 후 흡착되어 이상 유동 수조(Two-Phase Pool)를 형성하는데, 이곳에서 나오는 일부 액체는 상부 Tie Plate를 통과하여 증기 속도가 낮은 노심 저출력부로 재유입 된다. 이러한 결과로 노심 내부의 유동은 저출력부에서 고출력부로 향하는 3차원 유동이 되며, 상부플레넘에서의 유동 방향은 이와 반대다. 상부플레넘 이상 유동 수조에서 다시 견인된 액체는 고온관으로 수송된다.

이러한 노심 안전 문제를 해석하기 위해, 앞선 연구에서 상부 플레넘에서의 Water Accumulation과 CCFL (Countercurrent Flow Limitation), 상부플레넘으로부터 고온관으로 Carry-over rate, 상부플레넘 구조물에서의

액적 흡착 효율, 그리고 고온관에서의 액적 흡착 효율에 대한 연구가 수행되었다.

노심 하부에서부터 냉각되는 양상이 진행되면서 더욱 많은 양의 액체가 상부플레넘으로 수송되고 이상 혼합수의 수위가 고온관에 도달한다. 만일 수송된 냉각수가 수평 고온관을 통해 증기발생기에 도달한다면, 증기 발생기 이차측으로부터의 열전달에 의해 비등하게 될 것이다. 이것은 상부플레넘내의 압력 증가를 초래하고 증기 억류 효과(Steam Binding)를 일으켜, 결국 재관수율을 감소시키게 되므로 재관수기간 시 수평 고온관에서의 액적 거동 현상에 대한 특성을 파악하고 정확히 예측하는 것은 원자력 발전소의 안전성 측면에서 중요한 부분을 차지한다.

나. 연구개발 내용 및 범위

따라서 본 연구의 목적은 기 수행된 연구에 이어, LBLOCA시 수평 고온관 통해 증기발생기로 전달되는 액적직경을 측정하고, 그 분포도를 실험을 통해서 조사하는 것이다. 아울러 다목적 다차원 열수력 해석코드에 적용할 수 있는 액적 크기 모델을 제시하는 것이다.

2. 국내외 기술 개발 및 연구 현황

가. 액적 크기 및 분포도 측정 방법

액적 크기를 측정할 수 있는 방법은 매우 다양한 방법론들이 존재하지만[1], 그 중 가장 많이 쓰이는 방법은 크게 사진을 이용한 방법(Photographic Methods), 열적 방법(Thermal Methods), 그리고 광학적 방법(Optical Methods)이 있다.

사진을 이용한 방법은 액적 자체를 거울과 렌즈(카메라)를 이용하여 현상하여 직접 측정하는 방법으로, 원리와 설치가 매우 간단하고 유체의 흐름에 방해를 주지 않는 방법이다. 그러나 이 방법은 고성능의 카메라가 요구됨과 동시에, 데이터를 선별·획득에 있어서 시간과 노력, 그리고 숙련도가 필요하며, 사용자 실수가 포함될 수 있는 문제점이 있다.

열적 방법은 뜨거운 판에서 액적이 증발되는 시간을 측정하여 10-300 microns 직경 크기의 액적을 측정할 수 있는 증발 방법(Evaporation Method)과, 액적을 초저온에서 급속 냉각시켜 결빙 액적으로 만들어 그 크기(40-2000 microns)를 측정하는 냉각 방법(Freezing Method)이 있다.

액적 결빙 방법은 매우 간단한 원리를 바탕으로, 직접 액적의 크기를

측정하기 때문에 측정오차를 최소화 할 수 있다. 게다가 다른 측정 방법에 비해 장치 구성이 매우 간단하고 비용이 싸다. 그러나 액적 결빙 방법을 사용하기 위해서는 사람이 직접 운전해야 하는 번거로움이 있으며, 높은 속련도를 필요로 한다. 하지만 다른 장점들에 비해 단점은 쉽게 극복이 가능하기 때문에 본 실험에서는 액적 결빙 방법을 사용하였다.

광학적 방법으로 액적의 크기를 측정할 수 있는 방법으로 광산란 방법(Laser Diffraction Method)과 레이저-도플러(Laser-Doppler) 방법이 대표적이며, Malvern 사에서는 광산란 방식을 이용한 미세 입자 계측기를 제작·시판하고 있다. 하지만 광학적 방법은 레이저를 이용한 간접적인 액적 크기 측정 방법으로, 액적 간의 상태와 간섭, 그리고 측정 방법 모델의 정확성에 따라 그 액적직경 측정 결과가 영향을 받는 문제점이 있다.

나. 액적 크기 및 분포도 측정 연구

수평관 환상 유동(기체-액체)에서 액적 거동 및 크기에 대한 기존의 연구는 표 5.5-1에 정리되어 있다.

표 5.5-1를 통해 기존의 연구 결과를 살펴보면, 각 실험의 액적 직경 결과는 하나의 통일된 경향을 보이지 않는 것을 확인 할 수 있다. 이는 각 실험에서 수평관 직경이나 형상, 실험 조건 및 측정 방법이 다르기 때문으로 파악된다.

3. 실험장치의 설계 및 제작

내경 3.71cm, 길이 1m의 수평관에서 액적 크기 및 분포도를 측정하기 그림 5.5-2와 그림 5.5-3과 같이 실험장치를 설계·제작하였다. 수평관의 내경과 길이는 LBLOCA 사고 재관수 시점에서의 수평 고온관에서 증기속도(약 40-50 m/s)와 액적이 깨지는 충분한 시간을 고려하여 설계되었다.

가. 실험장치 계통도 및 개요 설명

(1) 실험장치의 설계 및 제작

본 실험장치 구성은 크게 공기 유량 공급·조절 장치, 물 분사장치, 수평배관, 액막 제거장치, 액적 냉각장치 및 결빙 액적 수거장치와 결빙 액적 크기 측정 장치로 구성되어 있다(그림 5.5-2).

공기 유량은 실험실 외부에서 공급되는 외부 공기 자원을 이용하였으

며, 공기 겉보기속도(j_g) 기준으로, 약 60 m/s 정도의 유량을 낼 수 있다. 공기유량은 글로브 밸브를 통해 실험 수행 전에 수동으로 조절된다.

물 분사장치는 질소탱크를 통해 3~4기압으로 가압된 고압 물탱크와 스프레이 노즐로 구성되어 있다. 간단한 필터를 통해 정수된 물은 가압 물탱크에 저장되어지며, 이는 고압 질소탱크를 통해 3~4 기압으로 가압된다. 물탱크는 실험 장치 내에 스프레이와 연결이 되어 있으며, 실험 시 물 주입은 물탱크와 스프레이 사이에 연결된 볼 밸브를 통해 수동으로 조절된다. 스프레이는 SSCO-KOREA 사의 FULLJET 타입 스프레이 노즐로 유량에 따른 입자경 정보는 표 5.5-2에 정리되어 있다.

수평배관은 스프레이 노즐이 장착된 관과 연결되어 있으며, 내경 3.71cm, 길이 1m의 스테인레스 관으로, 그 끝단은 액막 제거장치와 연결되어 있다.

액막 제거 장치는 수평배관과, 내경 2.3 cm의 스테인레스 관이 동축으로 연결되어, 액적과 액막을 분리하게 하였다. 분리된 액막은 바로 액막 저장 탱크를 통해 외부로 배출되고, 액적은 액적 냉각 장치를 통해 내경 2.3cm, 길이 2m의 냉각배관을 통해 결빙된다.

결빙 액적 포집기는 가로 170mm, 세로 120mm, 높이 80mm, 두께 10 mm (밀면 제외 두께)에서 20mm(밀면 두께)인 슬라이드형 뚜껑을 지닌 스테인리스 박스로, 냉동고에 보관되어 실험 시 결빙된 액적을 건전하게 포집할 수 있는 기능을 가진다.

결빙 액적 크기 측정은 기본적으로 현미경을 통해서 관측된다. 현미경과 연결된 카메라와 컴퓨터를 통해 관측된 이미지는 전자 파일(jpg 파일)로 저장된다. 저장된 결빙 액적 이미지는 실험 종료 후 이미지 프로세싱을 통해 액적의 실제 크기를 측정을 위해 사용되어지며, 이는 실험 결과 분석 과정에서 상세히 설명되어 있다.

(2) 실험 조건 및 절차

본 실험 상온과 대기압 조건에서 이루어졌으며, 실험을 통해 고려되어야 할 실험변수로는 공기와 물의 겉보기 속도 및 수평관 내경 3가지이다.

공기의 겉보기 속도는 LBLOCA 사고 시 수평 고온관의 해석 조건을 토대로 최고 60 m/s까지 낼 수 있도록 하였으며, 마찬가지로 물의 겉보기 속도 이와 같은 기준으로 0.025 m/s로 설정하였다. 수평관은 실험실 외부에서 공급되는 외부 공기 자원의 용량을 고려하여 상기 공기 겉보기 속도의 용량을 제공할 수 있도록 내경이 2.3cm인 스테인리스 배관을 고정하여 사용하였

다.

실험은 먼저 공기 밸브를 최대로 오픈하여 배관을 충분히 건조시킨 후, 특정 공기 걸보기 속도로 공기 밸브를 조절하였다. 이 후 데이터 획득 모듈을 작동시킨 후, 액체질소를 수평관 내로 주입하여 배관을 적절한 온도 (약 -120에서 -80C 사이)로 냉각한다. 배관 온도가 특정 온도로 냉각되면 냉동고에 보관되어있는 결빙 액적 포집기를 수평관 서터에 바로 위치하게 한 후 물을 특정 걸보기 속도로 주입한다.

이 후 배관 온도, 공기 및 물의 걸보기 속도 등의 정보와 배관에서 나오는 공기와 액적의 상태를 확인 후, 배관 서터를 열고 물 주입을 중단하는 동시에 결빙액적 포집을 약 5초 간 수행한다.

포집기를 통해 수집된 결빙 액적은 현미경을 통해 관측·저장되며, jpg 파일로 저장된 사진은 이미지 프로세스를 통해 액적크기를 측정한다.

나. 실험결과 분석 과정

(1) 실험 결빙 액적 이미지(Raw picture) 획득

포집기를 통해 수집된 결빙 액적의 이미지는 CCD(Charge Coupled Device) 카메라와 컴퓨터와 연결된 현미경(Nikon SMZ-800)을 통해 확대 관측 및 저장된다. 저장된 이미지는 관측된 결빙 액적의 크기와 개수가 액적의 직경과 분포도를 구하기 가장 적합한 비율로 저장되었다. 그림 5.5-4와 그림 5.5-5는 저장된 결빙 액적 이미지 예를 보이고 있다.

(2) Image Process (post process) 과정

결빙 액적의 직경 및 분포도 측정은, 실험을 통해 얻어진 결빙 액적 이미지를 소프트웨어 툴(Image-Pro Plus)을 통해 측정된다. 먼저 그림 5.5-4와 그림 5.5-5와 같은 실험 결빙 액적 이미지를 소프트웨어 툴과 미리 계산된 이미지 픽셀 당 실측 배율 정보를 이용하여 각 결빙 액적의 직경을 측정한 뒤(그림 5.5-6) 물과 얼음과의 직경 값을 보정하여 액적 직경 분포도를 구하였다.

(3) 물-얼음 관계 등 액적 직경 측정 값 보정

구의 지름과 구의 부피의 세제곱근 비례한다. 무정형 얼음(Amorphous Ice)의 밀도는 $0.94 \pm 0.02 \text{ g/cm}^3$ 이고[2], 1기압 20°C에서 일반적인 물의 밀도

는 0.998 g/cm³이므로[3], 구형 얼음의 직경과 구형 물의 직경과의 비는 1:0.98024 임을 간단한 계산을 통해 알 수 있다. 따라서 액적 직경은 실험을 통해 얻어진 결빙 액적의 직경에 0.98024배하여 측정되었다.

(4) d_o , d_{32} , d_{Max} , d_{Most}

측정된 액적 직경은 평균 액적 직경(d_o), Sauter Mean 액적 직경(d_{32}), 가장 큰 액적 직경(d_{Max}), 그리고 가장 많은 수의 액적 직경(d_{Most})으로 그 정의에 따라 4가지로 분리·정리되었다. Sauter Mean 액적 직경(d_{32} , SMD)는 단위체적내의 모든 크기의 입자군들에 대해 식 5.5-1과 같이 정의된다.

$$d_{32} = \frac{\sum d^3 N(d)}{\sum d^2 N(d)} \quad \text{식 5.5-1}$$

where, $N(d)$ = # of droplet with d (diameter)

4. 실험결과 및 액적직경 분포도 모델

수평관에서 2상 환상류 유동의 액적직경 및 분포도 측정을 위한 본 실험은, 물 겉보기 속도가 약 0.025 m/s일 때 공기 겉보기 속도의 조건을 40 m/s, 50 m/s 두 가지 경우로 나누어 수행되었다.

가. 액적 직경 분포도

$j_g = 40$ m/s 일 때 실험을 통한 얻어진 결빙액적의 이미지는 배율에 따라 다음과 같이 획득되었다(그림 5.5-7, 5.5-8). 실험은 총 2회 진행되었으며, 각각의 실험에서 획득한 결빙액적 이미지와 상기 기술한 이미지 프로세스를 통해 각각 542개와 436개의 액적 직경이 측정되었다. 그림 5.5-9는 각각의 실험의 액적 직경 분포도를 비교 도시하며, 이 결과를 통해 같은 조건에서 수행된 두 실험이 재생산성이 있는 것을 확인할 수 있다. 이를 바탕으로 그림 5.5-10는 두 실험의 결과를 종합하여 직경 분포도를 도시한 결과를 보여주고 있다.

그림 5.5-11, 5.5-12는 각각, $j_g = 50$ m/s 일 때 실험을 통한 얻어진 결빙액적의 10배, 63배 이미지이다. 실험은 총 5회 진행되었으며, 각 실험을 통해 71, 41, 125, 143, 109개의 액적 직경이 측정되었다. 위와 마찬가지로 그림 5.5-13은 이 중 3개의 실험의 액적 크기 분포도를 비교하여 보이

고 있으며, 본 실험이 재생산성이 있는 것을 재확인할 수 있다. 그림 5.5-14는 5개 실험의 액적 직경 데이터를 통합하여 직경 분포도를 도시한 결과이다. 본 실험에서 측정된 액적 직경의 결과는 표 5.5-3에 정리되어 있다.

본 연구에서 액적 직경 분포도는 jg 에 따라 크게 변하는 것을 확인할 수 있다. 이는 jg 가 증가함에 따라 액적이 완전히 Bag-type으로 깨지는 확률이 상대적으로 높기 때문에 액적의 평균 직경(또는 SMD)이 작아지고, 그 분포도가 좁아진다[4].

본 연구에서 jg 의 속도가 증가함에 따라 액적의 직경의 크기가 작고 그 분포도가 좁아지는 경향과 평균액적 직경 또는 SMD의 결과는 표 5.5-1과 표 5.5-3에서 확인할 수 있듯이, 최근 이루어진 기존의 연구 결과(Ribeiro et al.(1995), Hanratty et al.(2001, 2002))와 유사함을 확인할 수 있었으나, Namie et al(1972), Tatterson et al.(1977), Zhang et al.(1995)과의 연구 결과와 차이가 남을 확인하였다. 이는 본 연구 방법과 기존 연구와 실험 장치, 수평관 직경 및 형상, 액적 크기 측정 방법이 다르기 때문이라 사료된다.

나. 실험 오차분석

액적을 얼려서 그 크기를 측정하는 방법은 매우 간단한 원리를 바탕으로 직접적인 액적 크기 측정 방법이기 때문에 측정 결과 값의 대한 신뢰도는 매우 높다[5]. 그러나 본 액적 크기 측정 방법은 포획되고 관측된 결빙 액적이 구형이라는 가정 하에서 이루어진 것이기 때문에, 이에 대한 오차는 고려되어야 한다.

결빙 액적의 형태는 대부분 구형의 모양을 가지고 있지만, 몇몇 결빙 액적은 타원형의 모양을 가진다. 이 경우 큰 직경과 작은 직경 사이의 평균 직경을 그 결빙액적의 대표 직경으로 측정하였다. 가장 보수적인 관점에서, 타원체 각 지름이 3, 4, 5인 타원의 등가 직경과, 측정된 직경 사이의 오차는 약 3%를 넘지 않는다. 결빙 액적 이미지의 해상도를 고려하여도, 측정된 액적의 직경의 오차는 보수적으로 약 5% 범위 안이다.

다. 액적 직경 분포도 모델

본 연구를 통해 수평관 환상유동에서 액적 직경 및 분포도를 액적 결빙 방법을 통해 측정되었고, 측정된 액적 직경 분포도는 EPF(Extreme Peak

Function, 식 5.5-2)을 통해 모델화 되었다.

$$y = y_0 + A \exp(-\exp^{-z} - z + 1) \quad \text{식 5.5-2}$$

$$z = \frac{(x - x_c)}{w}$$

where, $y = \frac{N_{step}}{N_{tot}}$ (Droplet size frequency)

x = Droplet Size (step)

N_{step} = # of droplet in a diameter step

N_{tot} = Total # of droplets

정점(Peak)을 갖는 분포도를 모델링할 수 있는 정점 함수(Peak function)들은 EPF외에 Area version of Gaussian function, Amplitude version of Gaussian peak function, Gram-Charlier peak function 등 다수의 정점 함수들이 있으나, 대부분의 정점 함수들은 좌우 대칭인 함수꼴이거나, 본 실험의 액적 크기 분포도 경향과 근본적으로 다른 함수꼴을 보인다. 이에 반해, EPF는 액적 크기 분포도 결과와 유사하게 왼편이 가파르고 오른편이 완만한 형태의 정점 함수이므로 본 실험에서 액적 직경 분포도 모델 함수로 사용되었다.

그림 5.5-15에 정리되어 있듯이 액적 직경 분포도 실험 결과와 EPF를 이용한 분포도 상관식(식 5.5-2)의 계수는 다음과 같다:

$$jg=40\text{m/s: } y=0.04447, x_c=110.6, w=61.58$$

$$jg=50\text{m/s: } y=0.1713, x_c=31.35, w=9.808$$

그림 5.5-15에서 제시된 모델 분포도는 대체적으로 실험 분포도의 경향을 잘 모사하나, 실험 분포도의 오른편 끝부분에서 생기는 정점(Peak)을 모델 분포도에서는 반영하지 못하는 문제점이 있다. 이는 액적이 깨어지는 과정에서 모체가 되는 액적과 액적 파편 사이의 분포도 관계, 또는 액적 파편간의 특정한 그룹이 형성되는 가능성을 암시할 수 있으며, 이러한 현상을 이해하기 위해서는 추가적인 연구가 요구된다.

5. 향후 연구방향 및 제언

본 연구를 통해 LBLOCA시 수평 고온관에서의 액적거동 현상을 이해하

기 위하여 수평관 환상류에서의 액적 크기와 분포도를 액적 결빙 방법을 통해 측정되었으며, 액적 직경 분포도 상관식을 제시하였다. 여기서는 수평관의 직경(3.71cm)과 길이(1m)가 고정된 실험 장치로 연구가 수행되었는데, 실험 수행 결과, 기존 연구와 본 연구 결과를 보다 효과적으로 분석·설명하기 위해서는 보다 다양한 수평관 직경과 형상에 대한 연구가 필요하며, 액적 직경을 측정함에 있어서 본 연구에서 사용된 결빙 액적 측정 방법과 다른 측정 방법과 비교하는 연구가 수행되어야 한다.

RELAP5 코드와 같은 시스템 코드에서, 보다 정확한 Interfacial Area 계산을 위해 액적 직경 분포도가 필요하므로, 본 연구를 바탕으로 시스템 코드 개선을 위한 연구가 요구된다.

표 5.5-1 수평관에서 기존 액적 직경 측정 연구

	D or h×w (cm)	j_i (m/s)	j_o (m/s)	d(μm)	Working Fluids	Measurement methods
Namie and Ueda (1972)	1 × 6	0.01 - 0.063	34 - 58	27 - 40 (Mean)	Air - Water	Droplet collection by immiscible liquid
Tatterson et al. (1977)	2.5 × 3.05	0.004 - 0.018	26 - 59	460 - 720 (VMD)	Air - Water	Electric probe
Rao (1978)	7.5 × 7.5	-	19 - 33	49.3 - 73.4 (SMD)	Air - Kerosene	Droplet freezing
Ribeiro et al. (1995)	3.2	0.02 - 0.11	33 - 57	60 - 119 (SMD)	Air - Water	Laser diffraction
Zhang and Ishii (1995)	2.5	0.04	35, 60, 93	123 - 460 (VMD)	Air - Water	Droplet collection by immiscible liquid
Azzopardi et al. (1996)	6.5	0.11 - 0.16	18 - 25	about 200 - 350	Air - Water	Laser diffraction
Simmons and Hanratty (2001)	9.53	0.016 - 0.09	30 - 50	51.9 - 134 (SMD)	Air - Water	Laser diffraction
Al-Sarkhi and Hanratty (2002)	2.54	0.041 - 0.125	30 - 50	43 - 98.3 (SMD) 71.1-163.6 (VMD)	Air - Water	Laser diffraction
Present Experiment	3.71	0.01 - 0.13	40, 50		Air - Water	Droplet freezing

표 5.5-2 스프레이 노즐 명세

노즐 번호	압력(kg/cm ²)	유량 (liter/분)	입자경 (microns)		
			2%	50% (M.V.D)	98%
1/4 G-10 Full cone	0.7	3.8	700	2910	5500
	2.8	7.2	400	2040	3900
	7.0	11.4	200	1240	2750

표 5.5-3 액적 직경 결과

단위 : (개), (microns)	$j_0 = 40 \text{ m/s}$			$j_0 = 50 \text{ m/s}$					
	test 1	test 2	계	test 1	test 2	test 3	test 4	test 5	계
액적 개수	542	436	978	71	41	125	143	109	489
d_0	126	124	124	31.8	39.1	48.7	39.0	40.4	40.7
d_{32}	160	156	158	53.2	49.1	57.1	67.8	61.5	60.1
d_{most}	122	127.5	123	23	28	43	28	28	28
d_{max}	273	283	283	108	77.5	83	182.5	123	183

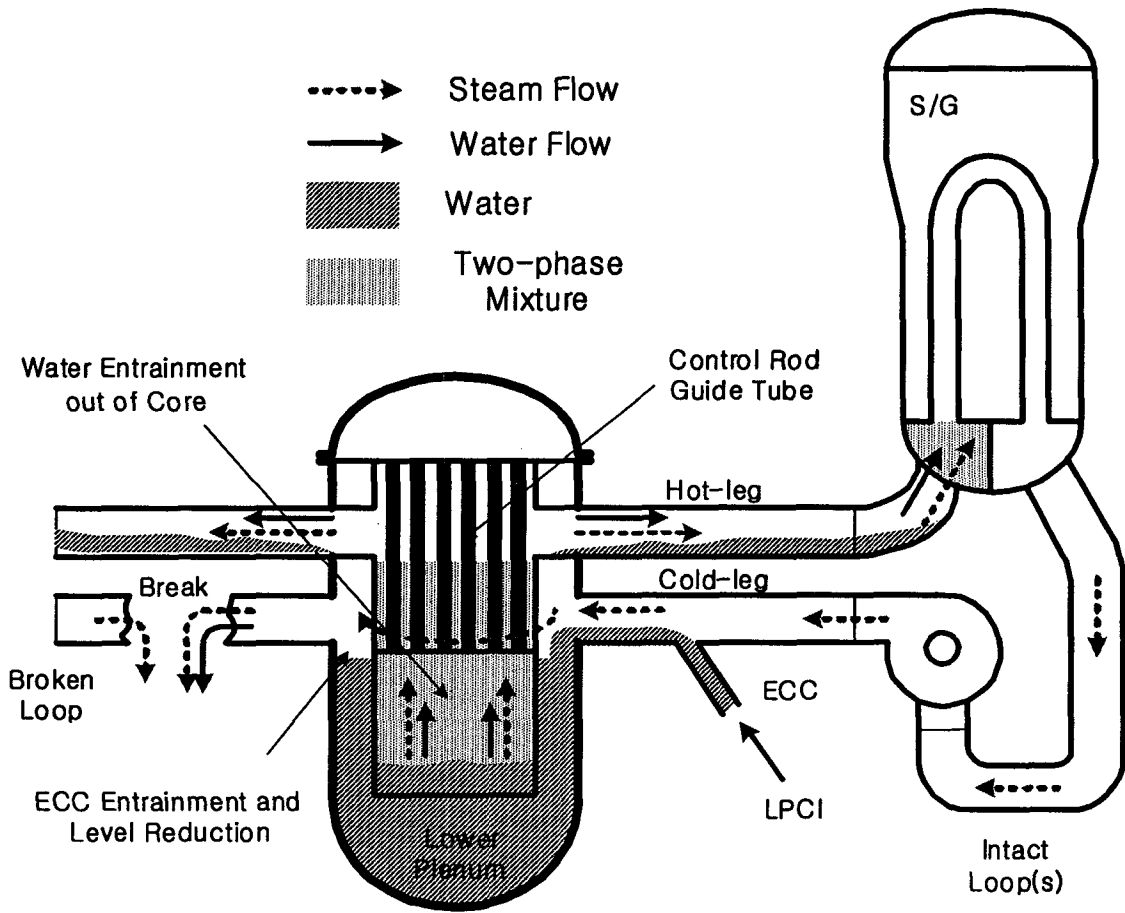


그림 5.5-1 원자력 발전소에서의 LBLOCA 사고 개념도

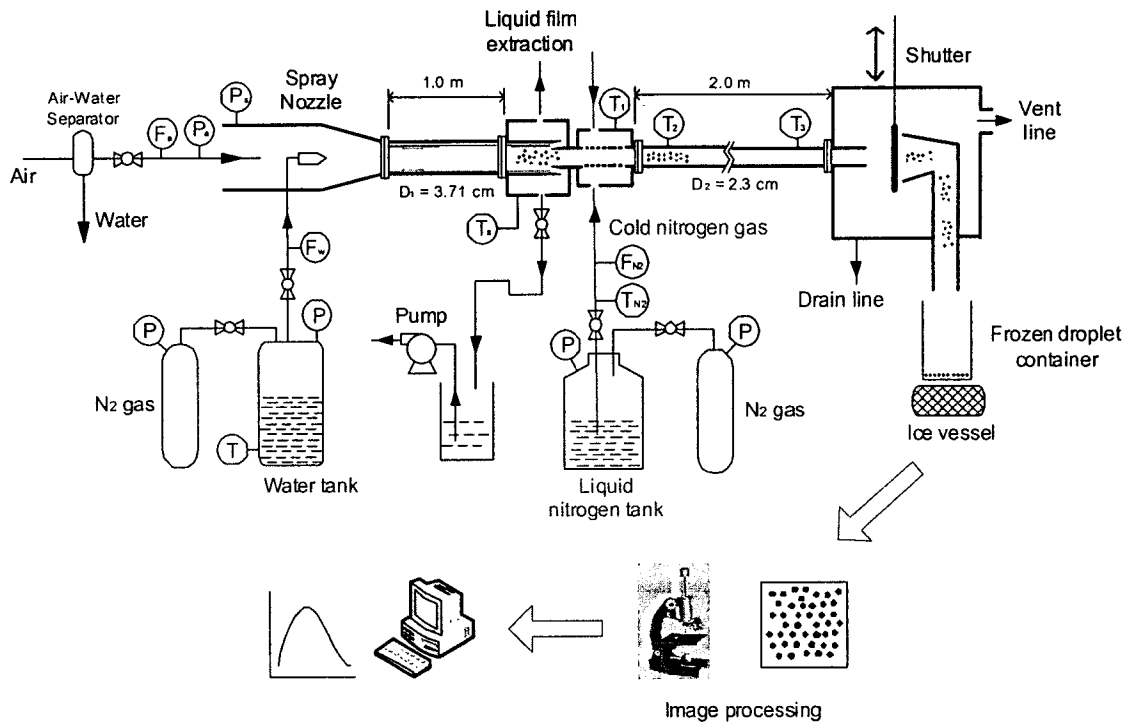


그림 5.5-2 실험장치 계통도

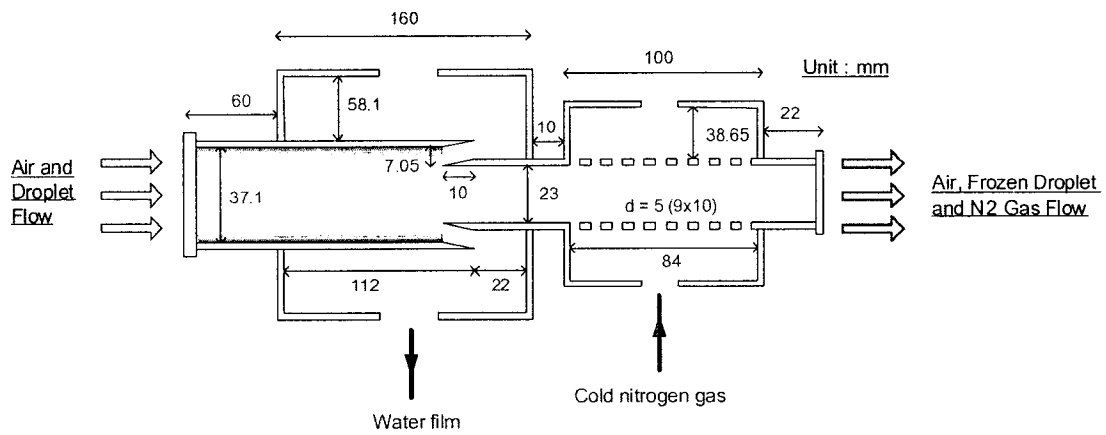


그림 5.5-3 액막 제거장치 및 액적 냉각 장치

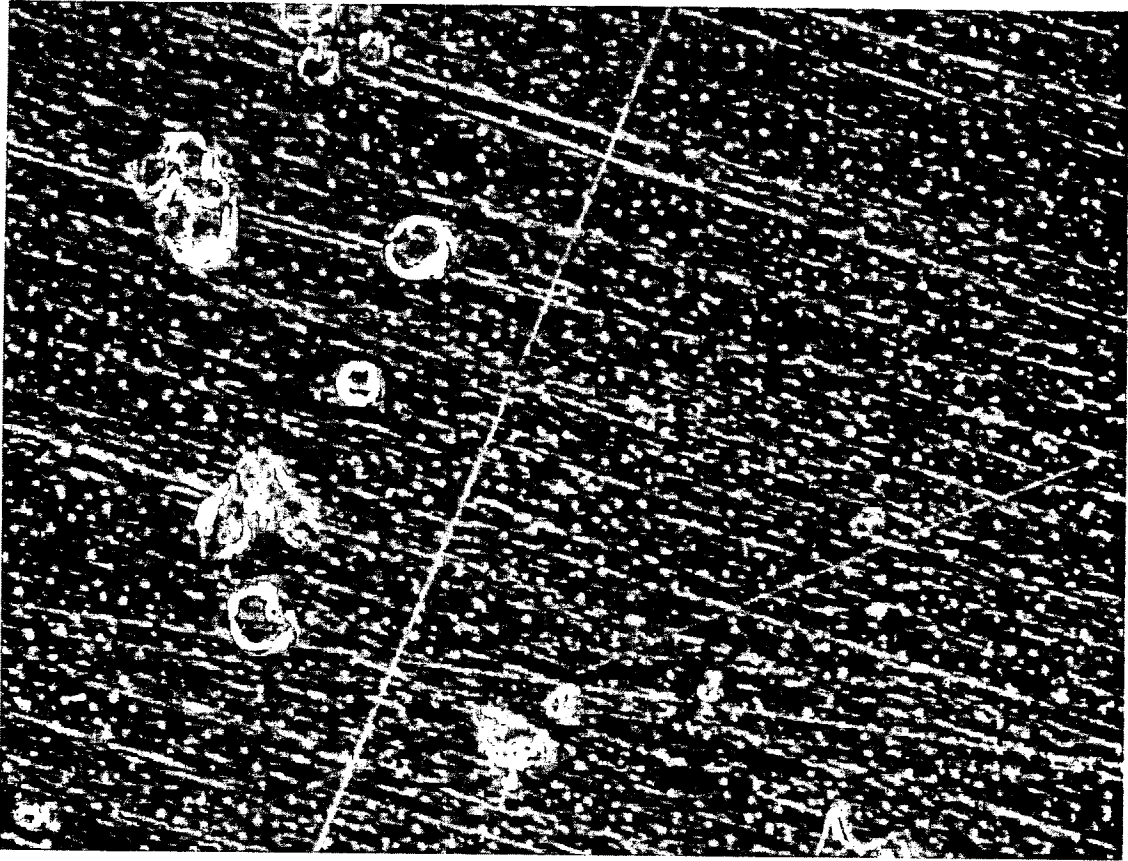


그림 5.5-4 결빙 액적 이미지 (×63 배율)



그림 5.5-5 결빙 액적 이미지 ($\times 10$ 배율)

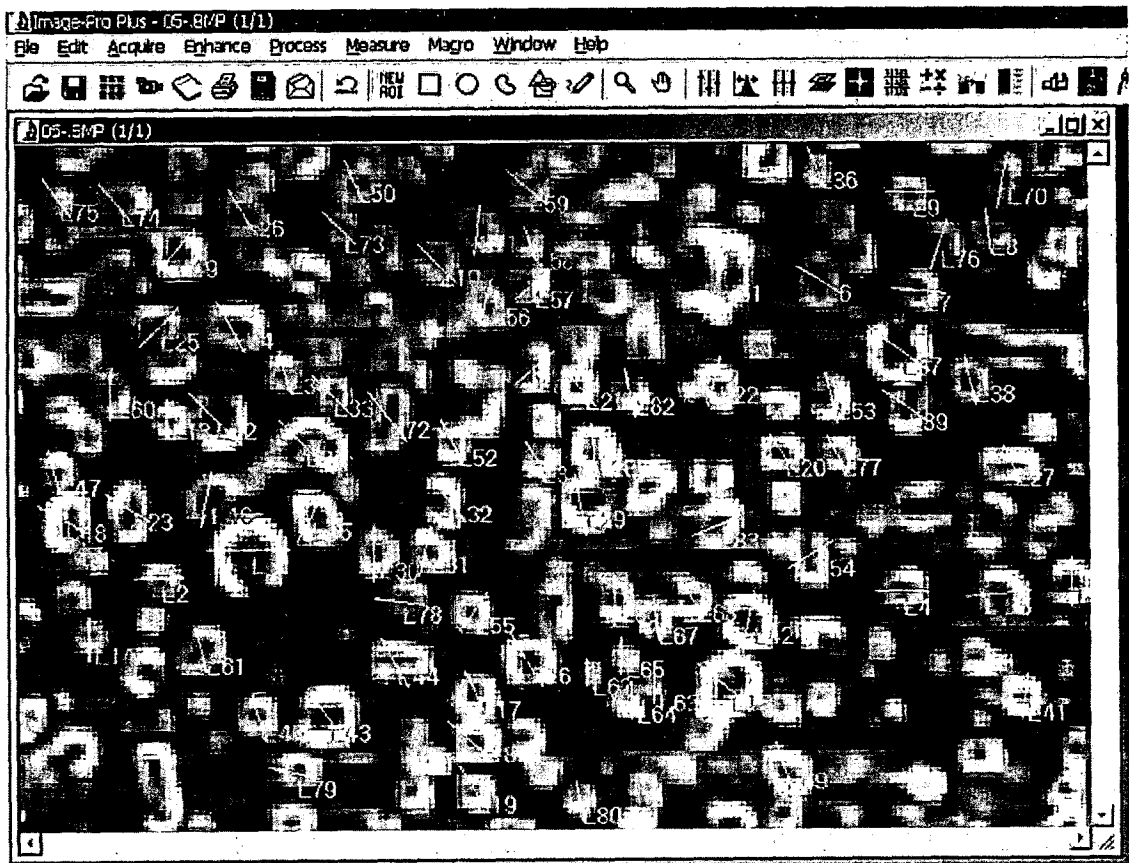


그림 5.5-6 소프트웨어를 이용한 결빙 액적 직경 측정 예

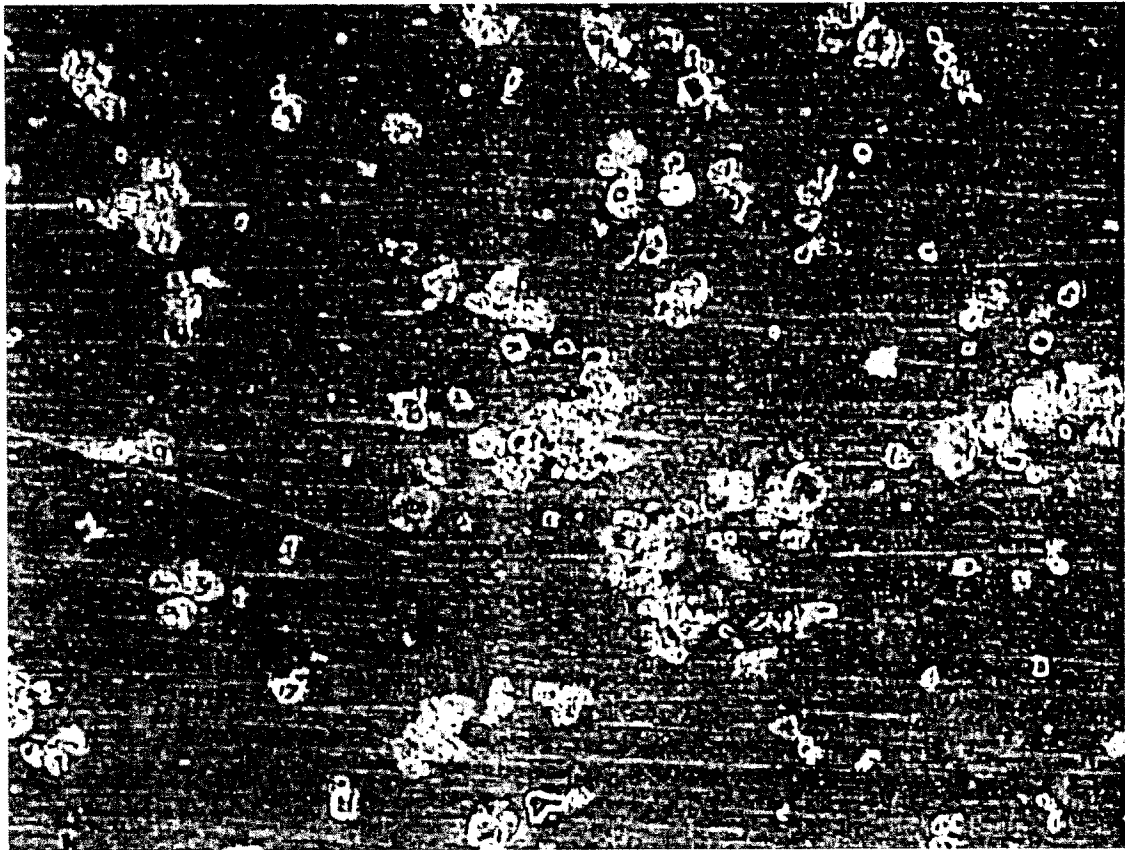


그림 5.5-7 결빙 액적 이미지 ($\times 10$ 배율)

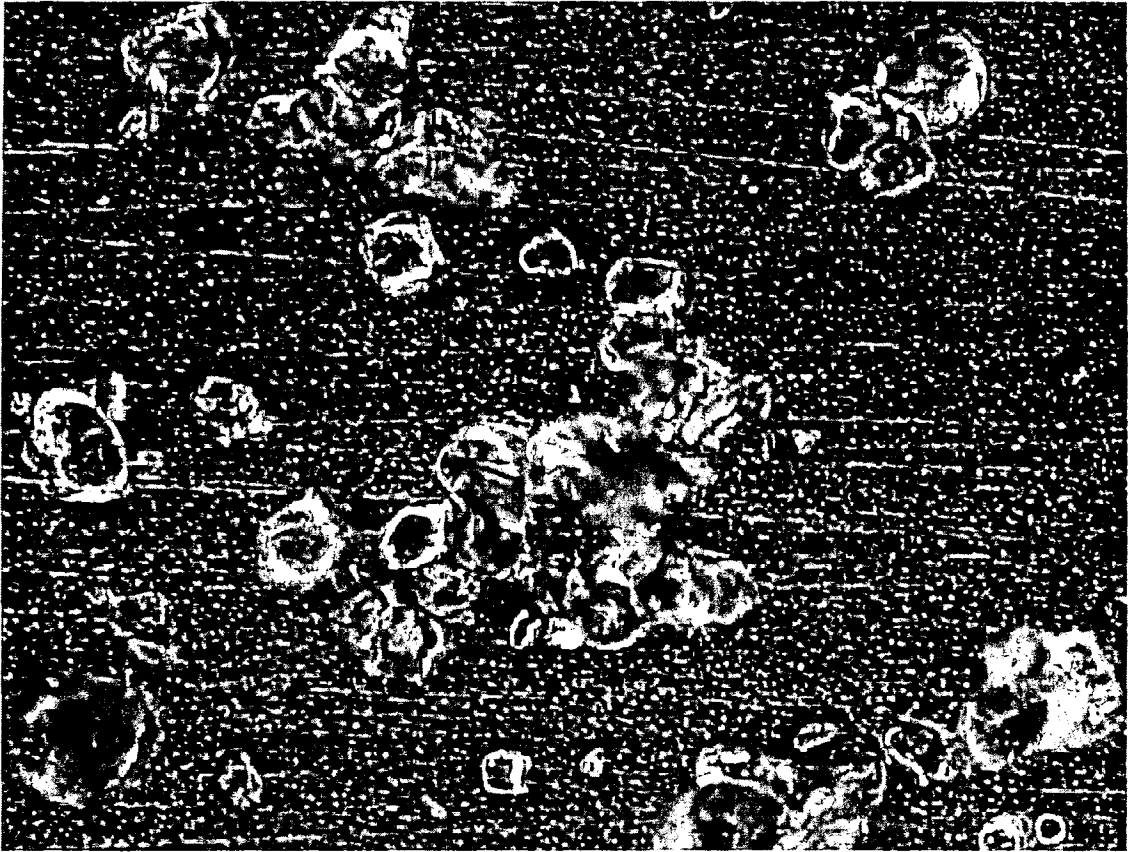


그림 5.5-8 결빙 액적 이미지 ($\times 63$)

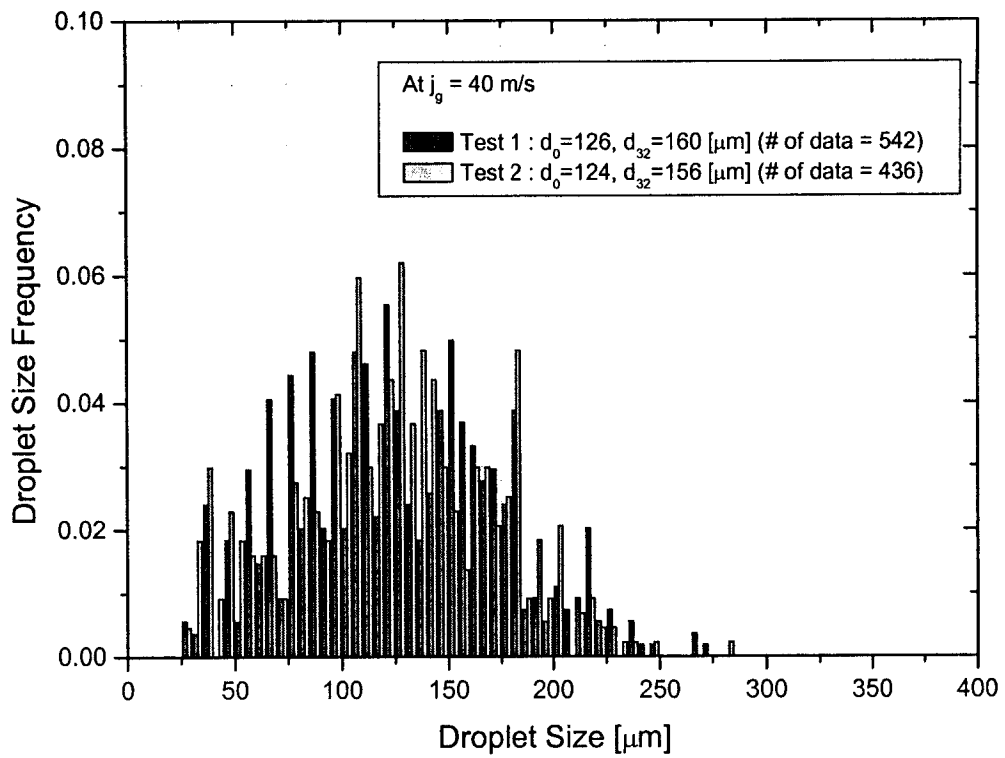


그림 5.5-9 $j_g = 40 \text{ m/s}$ 일 때 두 Test의 액적 크기 분포 결과

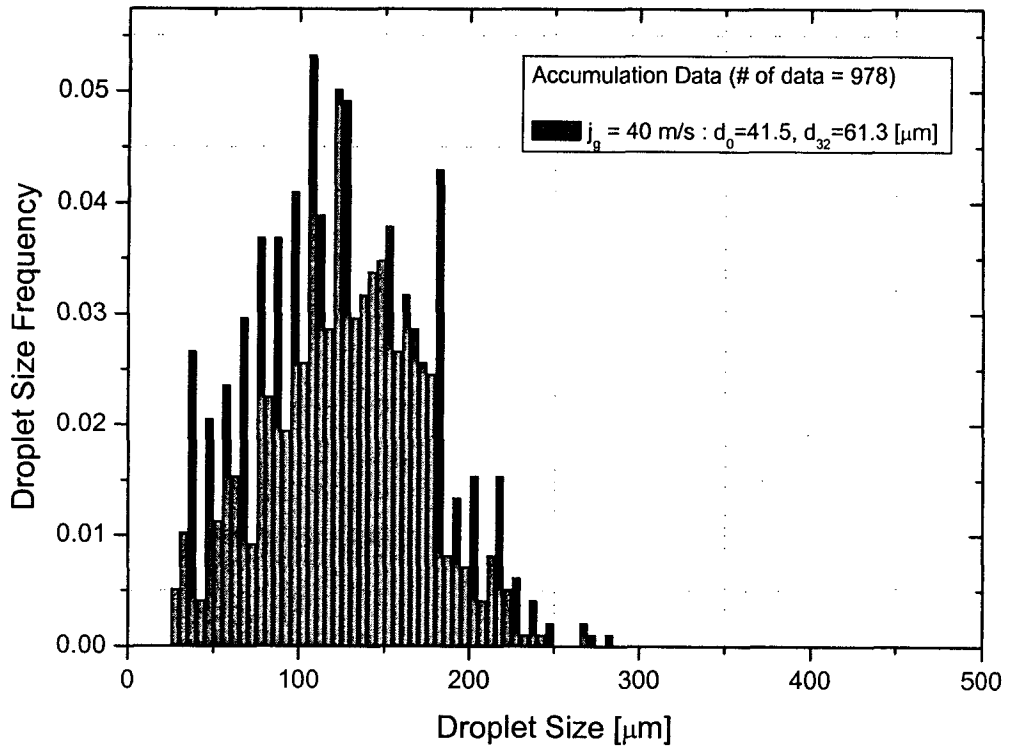


그림 5.5-10 $j_g = 40 \text{ m/s}$ 일 때 액적 크기 분포 결과

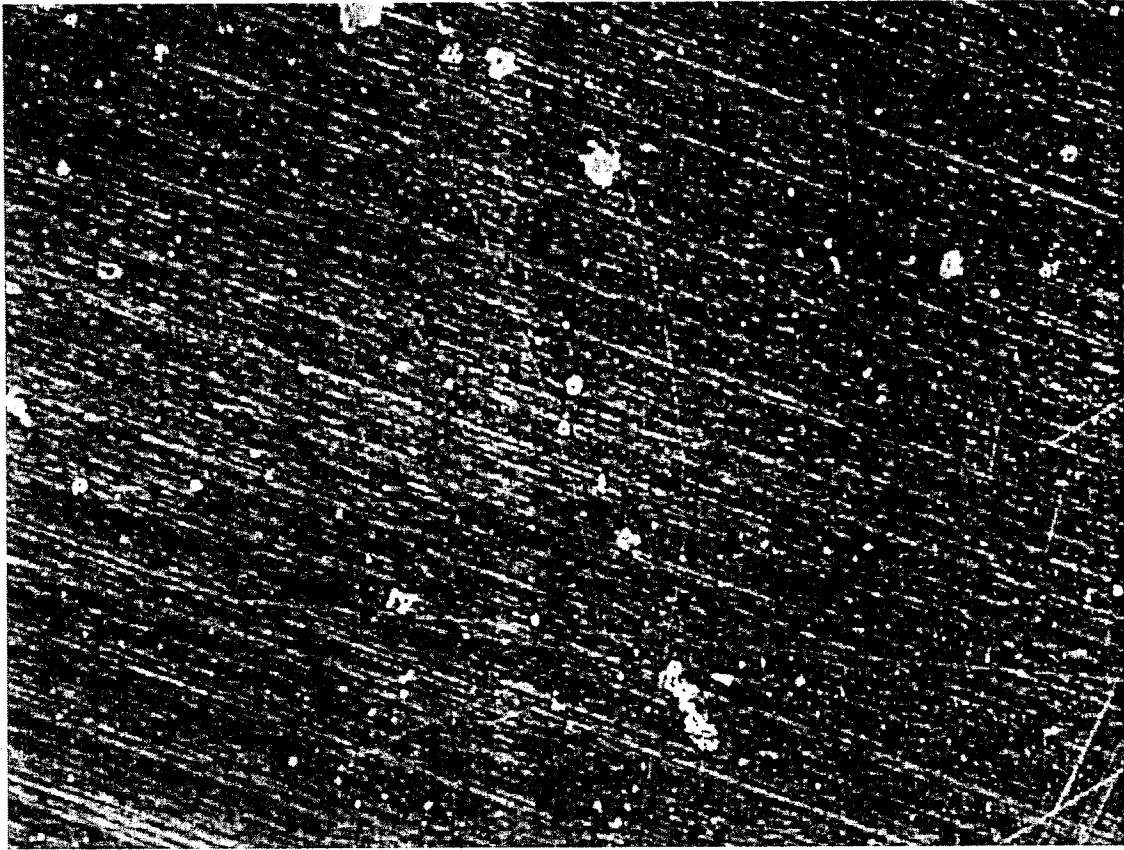


그림 5.5-11 결빙 액적 이미지 ($\times 10$)

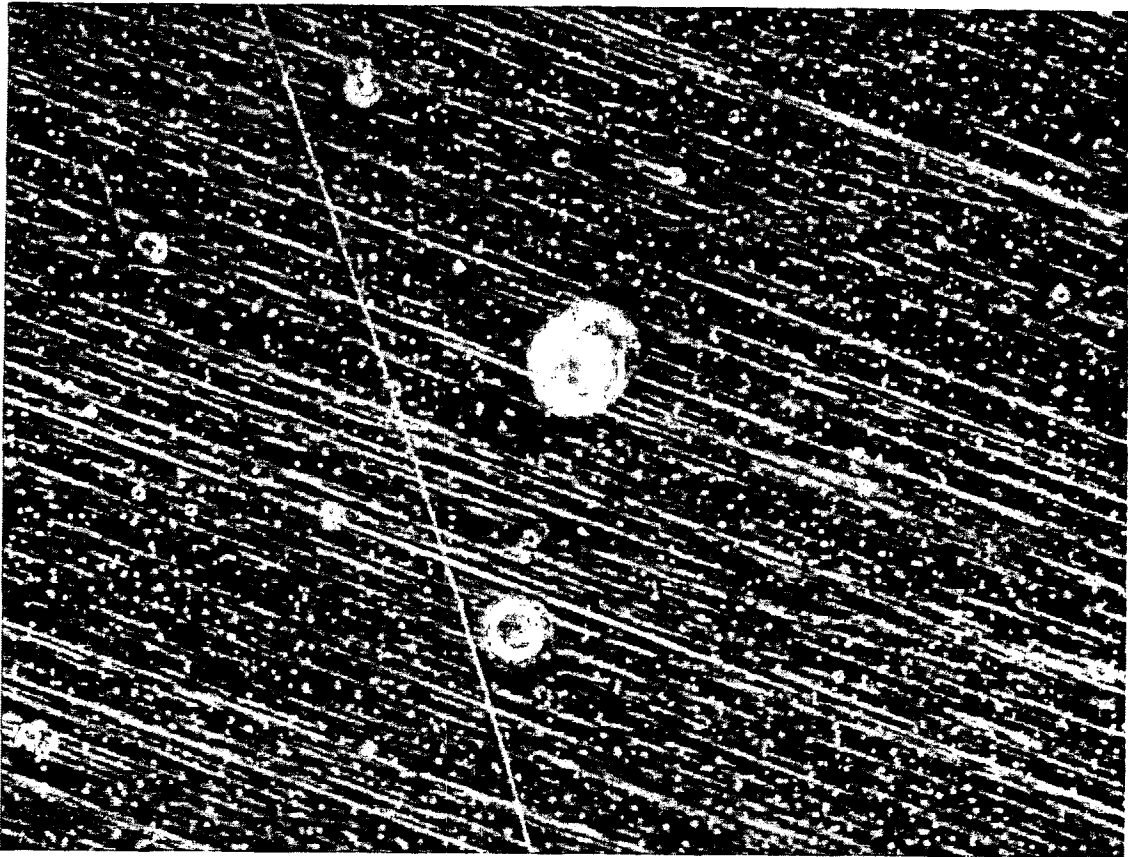


그림 5.5-12 결빙 액적 이미지 ($\times 63$)

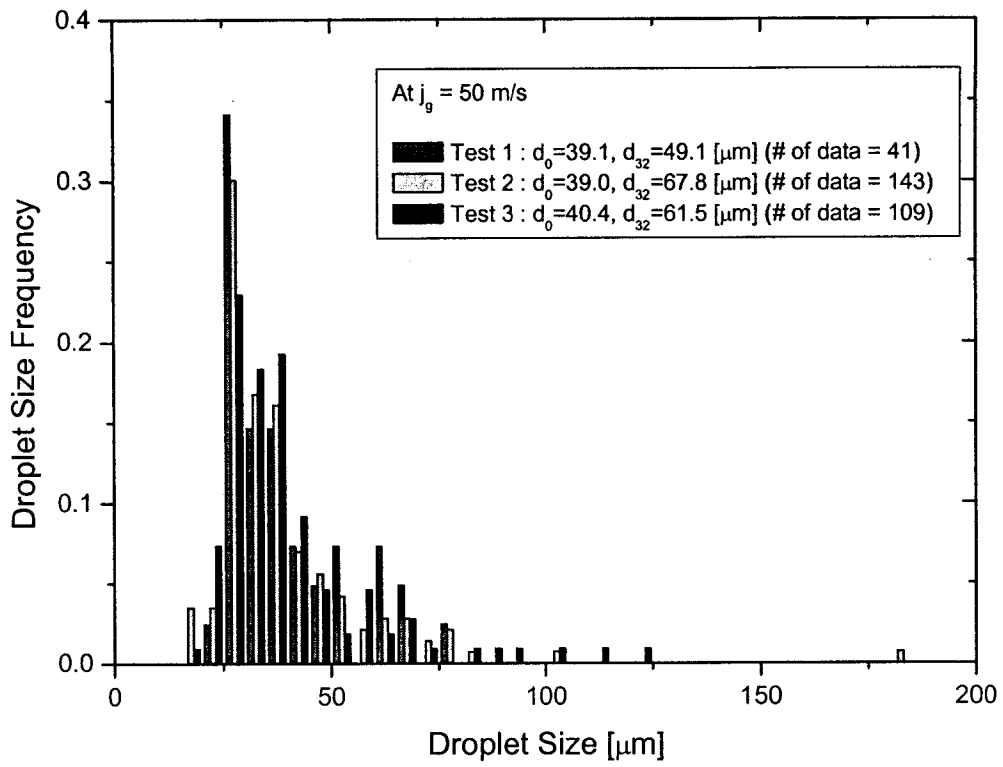


그림 5.5-13 $j_g = 50 \text{ m/s}$ 일 때 세 Test의 액적 크기 분포 결과

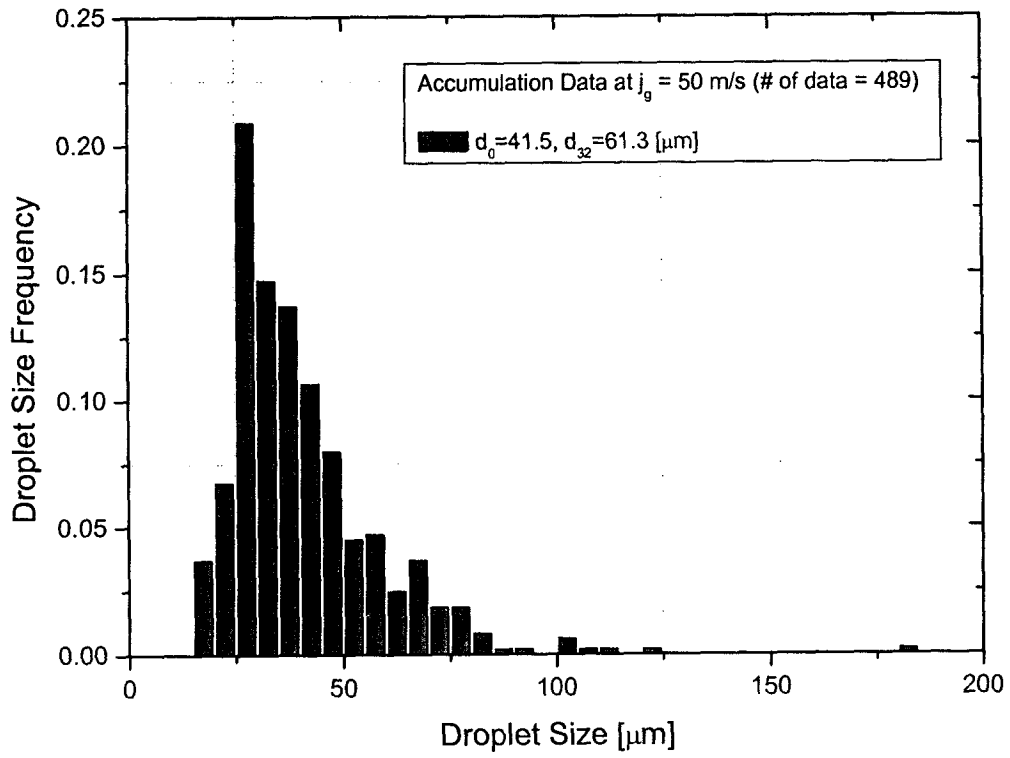


그림 5.5-14 $j_g = 50$ m/s 일 때 액적 크기 분포 결과

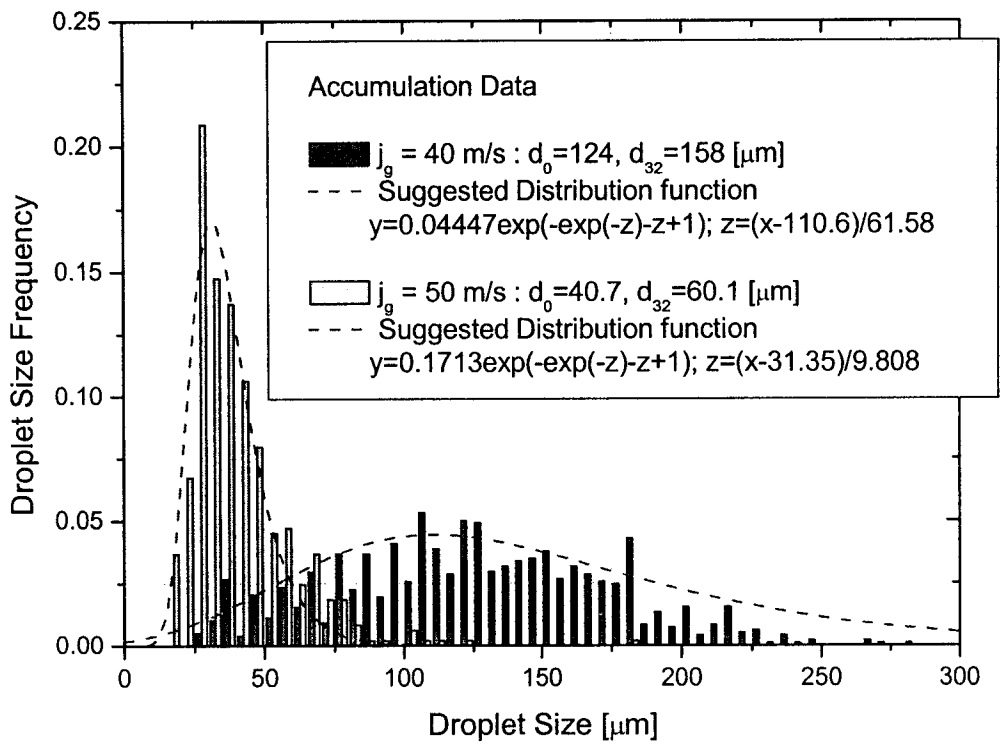


그림 5.5-15 액적 직경 분포도와 실험 상관식

제 6 절 실험 DB 구축

1. 실험 DB 구축의 배경

열수력안전연구부에서는 국가연구개발 중장기 사업과 수탁사업의 참여를 통하여 실험과제를 수행하여 왔다. 실험과제가 종료되면 연구결과를 종합하여 연구과제 최종보고서를 생산하고 연구수행 중에 획득한 특정한 연구개발결과와 실험 기술에 대해서는 기술보고서를 작성하였다. 연구과제 최종보고서는 연구개발 중장기 과제보고서의 작성에 적용하는 일반적인 양식에 의해서 작성됨으로 해서 열수력안전연구부에서 생산되는 실험 Data 와 실험결과를 문서화하기에는 부적절한 면이 있었다. 특히 원자력연구소에서 수탁과제로서 수행된 실험과제는 연구에서 생산된 실험 Data 와 실험결과가 원자력발전소의 안전계통의 설계 변경의 근거자료로서 활용되든가 원자력발전소의 안전해석코드의 입력 자료 혹은 규제기관의 인허가의 자료로서의 이용 필요성이 증대됨으로 해서 실험과제에서 생산된 실험data의 신뢰성 증대와 실험과제에서 생산된 실험data의 효율적 관리를 위해서 실험Data Base를 구축하게 되었다.

실험 Data Base는 열수력안전연구부에서 수행된 실험과제의 성격과 실험 수행에서 생산된 기술문서와 실험 Data의 관리 보존 상황을 검토하여 Data Base를 구축할 실험 대상을 선정하였다. 실험 DB의 체제는 이 문서를 이용하는 열수력 전문가들이 실험 Data 사용을 편리하게 하기 위하여 가능한 DB 문서 내에서 실험 Data와 관련된 자료 즉 실험장치의 구조, 측정기의 사양 및 설치위치 등을 수록하여 DB 내에서 가능한 많은 필요한 정보를 얻을 수 있도록 하였다. 또한 실험 DB가 안전해석코드의 검증에 활용되는 점을 감안하여 연구소 내 안전해석코드 전문가와의 협의를 통하여 표 5.6.1과 같이 DB 작성시 DB 사용자 측면에서의 요청사항을 마련하여 최종적으로 DB 작성 구축 방안 도출에 활용하였다.

실험DB의 구축방안은 크게 DB 문서의 관리 방안과 DB문서의 작성 방안으로 나뉜다. DB문서의 관리방안에는 문서관리에 적용되는 적용범위, 문서 번호의 부여 방법, 문서의 작성 방법 즉 작성요령, 문서승인, 문서양식 등이 포함되며, 문서의 등록과 관리방법도 포함된다. DB문서의 작성방안으로는 먼저 보고서의 체제와 목차를 통일하여 열수력안전연구부 실험DB에 수록될 내용들이 통일된 틀 내에서 기술토록 하였다. 다음으로는 보고서의 목차 즉 각각의 항목에 기술되어야 할 내용의 작성지침을 만들었다. 특히 실험DB중에는 지적재산권과 소유권에 관련된 내용을 기술토록 하여 문서 보

안관리 항목을 고려하도록 하였다.

2. 실험 DB 구축 방안 도출

가. DB문서 관리방안

실험DB문서 작성 및 관리 대상은 실험과제의 성격과 실험 수행에서 생산된 기술문서와 실험 Data의 관리 보존 상황을 검토하여 선정하였다. 문서의 번호 부여체계는 다음과 같다.

KAERI/THETA-AA, Rev. x

- . KAERI : 한국원자력연구소
- . THETA : Thermal-Hydraulic Evaluation by the Testing and Analysis of nuclear System and Components 의 약어
- . AA : Data Base 종류의 약어
- . Rev. x : 개정번호

DB문서의 작성에 있어서 DB의 신뢰성을 높이기 위하여 독립 검토를 원칙으로 하였고, DB문서에서 요청하는 양식 즉 목차, 문서관리 문구 및 표지 양식을 제외한 항목에 대해서는 원자력연구소에서 관리하는 기술보고서 작성 방법에 따르도록 하였다. 문서의 승인은 수행된 과제의 책임자 또는 지정 대리인의 승인을 받도록 하였다.

DB문서의 등록은 문서등록대장을 만들어서 관리도록 하였고, 실험 DB 문서의 원본은 과제책임자가 지정하는 장소에 보관하고 문서 관리 담당자를 선정하여 문서 배부대장을 작성하여 문서를 관리토록 한다.

나. DB문서 작성방안

실험DB문서 목차에 기술된 각 항목의 작성요령은 다음과 같다. 개요에서는 실험목적, 과제/실험 배경, 실험장치, 실험내용, 과제기간, 보고서의 내용, 실험 data 등의 요점을 간략하게 기술하며 필요시 목차를 세분화하여 기술한다.

실험 목적에서는 일반적인 내용을 기술도록하나 실험종류 즉 Test 목적이 크게 다른 실험들이 수행된 경우에는 각 실험종류에 대하여 목차를 세분화하여 기술할 수 있다

실험 장치에서는 실험장치의 전반적인 내용을 먼저 기술하고 필요에 따라서 장치의 구성시스템, 계측시스템, 측정기기, data acquisition

system 및 test section 등을 세부목차에서 기술한다. 실험장치의 주요 치수 (길이, 직경, 단면적 등)가 포함된 도면 및 표를 수록한다. 실험장치의 측정기기의 설치 정보를 담고 있는 general 한 도면 및 표를 수록하는 것을 원칙으로 한다. 필요에 따라서 구체적인 치수(기준위치로부터의 거리, 반경방향의 위치 등)가 표기된 도면을 수록할 수 있으나, 특정한 실험에 적용되는 구체적인 data 가 표기된 자료는 가능한 Measurement Plan에 수록한다. Test section에 관련된 구체적인 내용은 7장에 기술하며, Test section에 관련된 측정기기의 관련된 구체적인 내용은 8장에 기술한다.

실험 내용에서는 상세하게 설명하고 test matrix 를 표로 작성하며, 실험 항목 간의 차이점 등이 잘 나타낼 수 있도록 기술한다.

실험 조건에서는 실험의 초기조건과 경계조건 등을 상세히 정리하여 기술하여 실험의 조건을 알아보기 쉽게 기술한다.

실험 절차에서는 전체 실험에 적용할 수 있는 일반 실험 절차를 먼저 기술하고, 특정한 실험에 적용된 절차는 필요에 따라서 실험 종류별로 기록한다. 실험절차에서 conditioning phase와 test phase로 나누어서 서술하며, event sequence도 작성하여 설명한다.

실험장치의 구성 (Test Facility Configuration)에서는 특정 실험에서 구성된 실험장치의 기기 배치(Arrangement of loop)와 배관의 구조 및 특징을 각각 test 종류 별로 기술하고 특정 실험을 특징 지을 수 있는 실험장치 및 test section 등의 geometry를 나타내는 도면, 표 등을 심는다. 또한 실험장치의 구성에 대하여 설명할 때에는 실험결과에 영향을 미치는 내용에 초점을 맞추어서 기술한다.

계측기의 구성(Measurement Plan)에서는 계측기 위치를 전체적으로 개관할 수 있는 그림을 앞쪽에 수록하고, 측정된 실험 data를 수록한 표를 보고서 계측기의 위치를 구체적으로 찾을 수 있는 수준, 즉 치수가 상세하게 표기된 도면 및 표 등을 수록한다. 작성항목은 flow, level, pressure, differential pressure, temperature measurement 등 실험에서 측정된 모든 변수이며, 계측기의 위치를 도면 및 표로 나타내고 sub-system 별로 작성하는 것을 원칙으로 한다. 또한 실험Data와 직접 관련된 계측기의 측정범위 교정에 관련된 내용을 기술한다.

실험 Data 에서는 실험에서 적용되는 모든 측정 data 양식을 수록하고, 양식을 구성하는 각각의 측정항목 즉, measurement No, Channel No, Plot sheet, Instrument location (system, component, elevation), Measurement (measurand, dim, measurement range), Code designation, 실

험일자 등을 표시하여야 한다.

Measurement List에서는 실험 종류별로 분류하여 세부목차 내에서 기술하고, 실험의 대표적인 data를 그림으로 싣고, 실제 실험 data는 CD-ROM로 만들어서 부록에 첨부한다.

측정 오차에서는 실험 data의 측정오차에 해석방법에 대하여 설명하고, 각각 변수에 대한 오차범위를 표등의 방법으로 간략하게 나타낸다. 구체적 오차 계산방법 등은 실험 data의 측정오차 계산을 한 문서(예, 실험 보고서)를 인용한다.

약어 정리에서는 실험 data의 표기 시에 나타나는 모든 약어를 정리하여 설명한다.

3. 실험 DB 결과물

실험 DB는 실험을 수행한 연구원이 작성을 하고 열수력안전연구부 소속의 전문가가 기술적 내용을 검토하였고, QA 담당자가 문서작성기준에 의한 절차, 양식 및 체재를 검토하였으며 실험 과제 책임자가 최종 승인하였다. 발행된 실험DB의 제목, 문서번호 및 간략한 내용은 다음과 같다.

가. Spager 증기응축 하중 특성 실험(1) [KAERI/THETA-SH1, Rev.0]

본 DB는 '원자로계통 핵심 열수력 특성 실험' 과제에서 APR1400 IRWST 내 증기응축현상을 대상으로 B&C Facility에서 수행된 증기방출시 원통수조 내 증기응축현상 실증실험의 Test Matrix, 실험내용 및 Test Data를 기록한 것이다. 본 증기응축실험은 APR1400에서 사고시 발생하는 증기가 I형 다공증기분사기(I-Type Sparger)를 통해서 IRWST 수조로 방출시, IRWST 수조 내의 증기응축현상을 모의하여, 다중분사구멍을 갖는 증기분사기에서의 증기응축특성을 밝히고 관련 전산코드의 개발과 검증에 사용되는 실험자료를 생산하여 APR1400의 설계 및 안전성 확보에 기여하는 데 있다. 증기응축실험은 준정상상태 실험과 과도상태 실험의 2 종류로 구별되며 한국원자력연구소의 B&C 장치에서 수행되었다.

나. APR1400 Spager 공기방출 하중 특성실험[KAERI/THETA-AH1, Rev.0]

본 DB 문서는 '원자로계통 핵심 열수력 특성 실험' 과제에서 APR1400 IRWST 내 Air Clearing 현상을 대상으로 B&C 실험장치에서 수행된 공기방출시 대형수조 내 공기방출 거동 실증실험의 Test Matrix, 실험내용, 및 Test

Data 를 기록한 것이다. 본 Air Clearing 실험은 APR1400 에서 사고시 Safety Depressurization System 에 있는 공기가 I-형 다공증기분사기 (I-Type Sparger) 를 통해서 IRWST 수조로 방출시, IRWST 수조 내에서 공기가 팽창-수축하면서 대기로 방출되는 거동을 모의하여, 이 때 발생하는 하중특성을 밝히고 관련 전산코드의 개발과 검증에 사용되는 실험자료를 생산하여 APR1400 의 설계 및 안전성 확보에 기여하는 데 있다. Air Clearing 실험은 한국원자력연구소의 B&C 장치에서 수행되었다. B&C 장치는 고압증기를 생산하는 가압기, IRWST 를 모의하는 대형 수조, 증기분사기 (Sparger), 배관 및 밸브 등으로 구성되며 배관과 가압기에는 증기유량, 압력, 및 온도를 측정하는 계측기가 설치되어 있다. 또한 대형수조에는 증기응축시 발생하는 동압을 측정하기 위한 동압계와 수조내 온도분포를 측정하기 위한 온도계가 설치되어 있다. 실험에 사용된 Sparger 는 원형 Sparger 와 같은 외경과 분사구멍을 갖는 I-형 Sparger 이다.

다. 대형수조 내부 열혼합현상 실험 (고압 방출)[KAERI/THETA-TMI, Rev. 0]

본 DB문서는 원자로계통 핵심 열수력 특성 실험과제에서 APR1400 IRWST 내 열혼합 현상을 대상으로 한국원자력연구소가 보유하고 있는 B&C 장치를 이용하여 수행된 증기제트 방출시 대형수조 내 열혼합 현상 실증실험의 Test Matrix, 실험 내용 및 실험결과(Test Data)를 기록한 것이다. 열혼합 실험은 APR1400에서 사고시 발생하는 증기가 I형 증기분사기를 통해서 IRWST 수조로 방출시, IRWST 수조 내의 열혼합 거동을 모의하여, 그 현상을 관찰하고 이해하는데 목적이 있다. 또한 Test data는 증기응축영역도를 개발하는데 참고 자료로 활용될 것이다. B&C Facility는 증기를 생산하는 가압기, 대형 수조, 증기분사기(Sparger), 배관 및 밸브 등으로 구성된다. 계측기기로는 증기유량 및 압력과 온도계측기가 있다. High steam mass flux 가 방출될 때에는 대형수조 내의 온도분포가 방출되는 증기의 관성력에 지배를 받으며, 온도분포가 대칭적이다. Low steam mass flux가 방출될 때에는 대형수조 내의 온도분포가 방출되는 증기와 수조수와의 온도차이에 의한 부력의 지배를 받다가 관성력의 지배를 받으며, 온도분포는 비대칭적이다.

라. 안전주입수 우회현상 물-공기 실험 (APR1400/UPTF)[KAERI/THETA-DL1, Rev. 0]

DIVA (Direct Vessel Injection Visualization and Analysis) 실험은 APR1400 (Advanced Power Reactor 1400) 및 UPTF (Upper Plenum Test

Facility) 강수부에서 LBLOCA 재관수 (Reflood) 기간 동안 발생하는 안전주입수 우회 현상을 규명하기 위하여 수행된 물-공기 실험이다. 가시화 실험을 통해 새로운 형태의 안전주입 방식인 DVI 방식 채택 시, 기존의 저온관주입방식과 어떠한 차이가 발생하는지를 파악하고, 최적 안전해석코드가 이러한 현상을 적절히 예측할 수 있는지의 여부를 평가하기 위한 실험 자료를 생산하고자 하였다. 본 보고서에는 이러한 목적으로 수행된 DIVA 실험결과를 데이터 베이스화 하기 위해 작성되었다. DIVA 실험장치에서 수행된 네 가지 종류의 실험, 즉 직접 우회 실험, void height 실험, 액체건인 시작점 측정 실험 그리고 sweep-out 및 직접우회 동시 실험의 실험결과를 정리하여 본 문서에 첨부하였으며, 각 실험의 내용, 시험대의 형상, 실험 절차 및 측정 기기 등 본 실험결과를 해석하기 위해 요구되는 자료들을 요약, 정리하였다. 또한 실험결과가 정리된 파일의 각 컬럼이 갖는 의미를 기술하여, 추후 본 DIVA 실험을 해석할 경우 경계 조건 및 초기 조건 그리고 코드의 검증 자료로서 활용할 수 있게 하였다.

마. 안전주입수 액막퍼짐 현상 실험 (APR1400/UPTF)[KAERI/THETA-LF1, Rev.0]

LFS (Liquid Film Spreading Width) 실험은 DVI (Direct Vessel Injection) 방식을 채택한 원자로 강수부에서 안전주입수의 주입에 의해 생성되는 액막의 거동을 관찰하고, 그 확장폭을 측정하기 위해 수행되었다. DVI 방식 원자로의 경우 LBLOCA (Large Break Loss of Cooling Accident) 재관수 (Reflood) 시, 안전주입수가 주입되어 액막의 형태로 core barrel을 따라 하강한다. 이때 하강하는 액막의 확장폭은 파단저온관과 액막의 위치와 연관된 중요 변수로서, 안전주입수 우회에 큰 영향을 주는 인자로 보고되었다. 따라서 APR1400 (Advanced Power Reactor 1400) 및 UPTF (Upper Plenum Test Facility) 강수부에서 재관수 기간 동안의 액막확장폭을 측정하기 위한 실험연구가 수행되었다. 수행된 실험은 다양한 기하학적 형상 및 축소비에 따른 액막확장폭의 효과를 파악하고 안전해석 코드의 검증자료를 생산하는 것이 그 목적이었다.

사. Fluidic Device 개발 및 성능평가 실험 [KAERI/THETA-FD1, Rev.0]

‘Fluidic Device 개발 및 성능평가 실험’은 APR1400의 표준설계 성능요건에 부합하는 Fluidic Device의 설계 사양을 도출하기 위한 것으로,

full-scale full-pressure 실증실험장치인 VAPER (VAIve Performance Evaluation Rig)를 이용하여 2000년부터 2002년까지 다양한 설계 형상을 갖는 Fluidic Device의 성능을 평가 및 검증하기 위한 실험을 수행하였다. 본 보고서에서는 “Fluidic Device 개발 및 성능평가 실험”의 주요 결과를 데이터 베이스화하기 위해 작성되었다. Fluidic Device 개발 및 성능평가 실험을 통해 수행된 6 set의 실험결과를 전자파일로 정리하여 별도의 부록으로 첨부하였으며, 본 보고서에는 각 실험의 조건, 실험 절차, 장치의 구성, 계측기의 구성, 실험결과 자료의 목록 및 format, 실험 결과 및 평가, 그리고 측정 오차 등 별첨 전자파일 형태의 실험결과를 해석하기 위해 필요한 내용을 요약, 정리하였다.

야. Fluidic Device 성능검증 실험 [KAERI/THETA-FD2, Rev.0]

“Fluidic Device 개발 및 성능평가 실험”을 2000년부터 2002년까지 수행하였으며, 이를 바탕으로 APR1400의 표준설계 성능요건에 부합하는 Fluidic Device의 설계 사양을 도출하였다. “Fluidic Device 성능검증 실험”은 APR1400의 표준설계 성능요건에 부합하는 Fluidic Device의 최종 성능 확정을 위한 실증실험을 반복 수행하는 것과 APR1400 후속호기인 신고리 3, 4호기의 설계 및 제작 사양을 도출하기 위한 실험자료를 생산하기 위한 것으로써, 2003년부터 2005년까지 수행되었다. 본 보고서에서는 APR1400 Fluidic Device 최종 성능확정 실험결과와 신고리 3, 4호기 설계 및 제작사양 도출 실험결과를 데이터 베이스화하기 위해 작성되었다. Fluidic Device 성능검증 실험을 통해 수행된 14 set의 실험결과를 전자파일로 정리하여 별도의 부록으로 첨부하였으며, 본 보고서에는 각 실험의 조건, 실험 절차, 장치의 구성, 계측기의 구성, 실험결과 자료의 목록 및 format, 실험 결과 및 평가, 그리고 측정 오차 등 별첨 전자파일 형태의 실험결과를 해석하기 위해 필요한 내용을 요약, 정리하였다.

자. MIDAS 물-증기실험(KNGR)[KAERI/THETA-ML1, Rev.0]

본 Data Base는 APR1400 대형냉각재파단사고의 후기 재관수 기간동안 고압안전주입수(HPSI)의 강수부 직접우회율(Direct bypass)을 대상으로 수행된 MIDAS 물-증기실험의 계측 결과를 요약한 것이다. 실험장치, 계측기 위치, Data Base 구성등을 자세하게 정리 요약하였다. MIDAS 실험은 강수부에서의 비상노심냉각수의 강수부 우회현상 및 Sweep-Out현상만을 대상으로 하며, 강수부는 노심부와 완전히 격리되어 노심 및 SIT는 모의하지 않는다.

또한 강수부와 노심 사이의 열수력적 질량 및 에너지교환, 그리고 원자로용기 벽면가열 효과는 본 실험 모의대상에서 배제되었다.

표 6.5.1 코드 입력자료 생성을 위한 주요 실험자료

- I. 실험 목적 및 개요
- II. 실험장치 기하학적 및 열수력 Description
 - A. Heater 등 열원
 - i. 상세도면
 - ii. Power
 - iii. Power distribution
 - iv. Bill of Materials
 - B. Piping, heat exchanger, pressure vessel, 등 주요 부품
 - i. 상세 도면 (부품 / isometric)
 - ii. Fluid Volume
 - iii. Length
 - iv. Elevation change/height
 - v. Flow area
 - vi. Loss coefficients or pressure drops (forward/reverse)
 - vii. Hydraulic diameters (if available)
 - viii. Surface roughness
 - ix. Pipe/vessel thickness
 - x. Pipe/Vessel materials
 - xi. Bill of Materials
 - xii. Heat exchanger : heat transfer area
 - C. Pump
 - i. A. 와 동일
 - ii. Pump characteristic curves
 - D. 기타 열수력 부품
 - i. A. 와 동일
 - ii. 특수 부품의 특성에 대한 기술
 - E. 제어기기
 - i. 제어 논리 및 논리도
 - ii. Gain factor, constants, minimum/maximum values 등
 - iii. Integrator differentiator 등 controller의 계수
- III. 계측기기 Description
 - A. Description of Instrumentation Location
 - i. 상세 배치도
 - B. 계측범위 및 계측 불확실도
- IV. 운전변수 Description
 - A. 실험 초기조건
 - i. 실험장치 초기 온도, 압력 및 유량 분포
 - B. 실험 경계 조건
 - i. 경계조건을 형성하는 열수력 상태에 대한 자료
 - ii. E.g. 밸브 개폐 여부 등등.
 - C. 실험 sequence of events
- V. Reference List
 - A. 기타 참조할 수 있는 보고서의 목록

제 7 절 결론 및 향후 연구방향

수송방정식을 이용한 계면면적밀도 해석방법론은 기존의 유동지도를 활용한 상관식 기법에 비해 각 상의 동적특성을 계면면적 예측기법에 고려함으로써 보다 효율적인 상간의 상호작용 모델링을 할 수 있는 장점을 가진다. 본 단계 연구에서는 보다 체계적인 계면면적 수송이론의 개발을 위해서 Boltzmann 방정식으로 표현되는 기초적인 평형관계식으로 출발하여 독자적인 방법론으로 수밀도 및 계면면적 수송방정식을 유도하였다. 이러한 과정은 향후 계면면적 해석 방법론을 독자적으로 개발하기 위한 출발점으로서 의미가 있다. 계면면적 모델은 이상유동 해석상에서 하나의 중요한 구성관계식의 의미를 가지며, 효과적인 모델링을 위해서는 이상유동의 일반적 변수의 적절한 해석이 뒷받침 되어야 한다. 이를 위해 CFD를 이용한 다차원 이상유동 해석코드를 독자적인 기술로 개발하였고, 기존에 개발된 일균 계면면적 수송방정식을 삽입하였다. 단상 및 이상유동에 대한 해석능력을 평가하기 위해 사각채널 내의 자연대류 및 수직환형 채널 내의 미포화 비등 현상에 대한 벤치마크 해석을 각각 수행하였으며, 그 결과 부력에 의한 자연대류 유동 및 미포화 비등 내의 기포의 생성과 전파와 같은 현상을 적절히 묘사하는 것으로 평가되었다.

증기제트 응축 모델은 사고시 APR1400 IRWST 수조의 국부적인 온도분포를 전산유체역학(CFD) 기법으로 구하는데, 공학적인 관점에서 도움을 주기위해서 개발되었다. 증기제트 방출시 과냉각수조의 온도분포에 대하여 증기제트 응축 모델을 사용한 CFD 해석 결과를 실험결과와 비교를 통해 개발된 증기제트 응축모델의 검증을 수행하였으며, 이에 따르면 CFD 해석결과가 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 본 증기제트 응축 모델을 통해서 계산된 속도와 온도 정보들을 CFD 해석의 경계조건으로 활용하면 향후에 APR1400 IRWST 수조 내의 열혼합 거동 과정을 쉽게 계산할 수 있을 것으로 예상된다.

LBLOCA시 수평 고온관에서의 액적거동 현상을 이해하기 위하여 수평관 환상류에서의 액적 크기와 분포도를 액적 결빙 방법을 통해 측정되었으며, 액적 직경 분포도 상관식을 제시하였다. 여기서는 수평관의 직경(3.71cm)과 길이(1m)가 고정된 실험 장치로 연구가 수행되었는데, 실험 수행 결과, 기존 연구와 본 연구 결과를 보다 효과적으로 분석·설명하기 위해서는 보다 다양한 수평관 직경과 형상에 대한 연구가 필요하며, 액적 직경을 측정함에 있어서 본 연구에서 사용된 결빙 액적 측정 방법과 다른 측정 방법과 비교하는 연구가 수행되어야 한다. RELAP5 코드와 같은 시스템 코드에서, 보다

정확한 Interfacial Area계산을 위해 액적 직경 분포도가 필요하므로, 본 연구를 바탕으로 시스템 코드 개선을 위한 연구가 요구된다.

열수력안전연구부에서 수행된 과제에서 생산된 실험data의 신뢰성 증대와 관리와 효율적 이용을 위해서 실험 DB를 구축하게 되었다. 실험 DB의 작성을 위하여 문서 작성 기준과 체재를 만들었고, 관련 실험의 전문가와 과제책임자의 기술적 내용을 통하여 실험 DB를 발간하였다.

참고문헌

- [5.3-1] NRC (Nuclear Regulatory Commission), RELAP5 Code Manual, Bethesda, MD (1999)
- [5.3-2] Kocamustafaogullari, G. and Ishii, M., "Foundation of interfacial area transport equation and its closure relations", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 38, no. 3, pp. 481-493, (1995)
- [5.3-3] Ishii, M. et al., Thermo-fluid dynamics of two-phase flow, Springer Inc., New York, U.S. (2006)
- [5.3-4] Ishii, M. et al., "Two-fluid model and hydrodynamic constitutive relations", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 82, pp. 107-126 (1984)
- [5.3-5] Lahey, R. T. et al., "The analysis of two-phase flow and heat transfer using a multidimensional, four field, two-fluid model", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 204, pp. 29-44 (2001)
- [5.3-6] Collier, J. G. et al., Convective Boiling and Condensation, 3rd ed., Oxford University Press Inc., New York, U.S. (1994)
- [5.3-7] Incropera, F. P. et al., Introduction to Heat Transfer, 3rd ed., John Wiley & Sons Inc., New York, U.S. (1996)
- [5.3-8] Amsden, A. A. et al., The SMAC Method : A numerical technique for calculating incompressible fluid flow, Report LA-4370, Los Alamos Scientific Lab. (1971)
- [5.3-9] Huh, B. G., Experimental and analytical study of interfacial area transport in a vertical two-phase flow, Ph. D. Thesis, Seoul National University, Korea (2005)
- [5.3-10] Zeitoun, O. M., Subcooled flow boiling and condensation, Ph. D. Thesis, McMaster University, Canada (1994)
- [5.3-11] Antal, S. P. et al., "Analysis of phase distribution in fully developed laminar bubbly two-phase flow", *Int. J. Multiphase Flow*, vol. 17, no. 5, pp. 635-652 (1991)
- [5.3-12] Yeoh, G. H. et al., "Thermal-hydraulic modeling of bubbly flows with heat and mass transfer", *AIChE Journal*, vol. 51,

- no. 1, pp. 8- 27 (2005)
- [5.3-13] G. de Vahl Davis et al., "Natural convection of air in a square cavity: a benchmark numerical solution", *Int. J. Number. Methods Fluids*, vol. 3, pp. 249-264 (1983)
- [5.3-14] Kim, M. O., Local measurements of two-phase flow parameters to assess the mechanistic models in subcooled boiling flow, Ph. D. Thesis, Seoul National University, Korea (2004)
- [5.3-15] Huh, B. G. et al., "Mechanistic study for the interfacial area transport phenomena in an air/water flow condition by using fine-size bubble group model", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 49, pp. 4033-4042 (2006)
- [5.3-16] Ishii, M. et al., "Interfacial area transport equation: model development and benchmark experiments", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 45, pp. 3111-3123 (2002)
- [5.3-17] Yao, W. et al., "Volumetric interfacial area prediction in upward bubbly two-phase flow", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 47, pp. 307-328 (2004)
- [5.4-1] KEPCO, APR1400 Standard Safety Analysis Report, (2002).
- [5.4-2] U. S. NRC, Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containments, (1981).
- [5.4-3] Ra, I.S., IRWST thermal hydraulic load analysis report. Korea Power Engineering Company, N-001-END461-201, (1999).
- [5.4-4] Cook, D.H., Pressure Suppression Pool Thermal Mixing, NUREG-3471, (1994).
- [5.4-5] Davis, J. and Yadigaroglu, G., "Direct contact condensation in Himenz flow boundary layers", *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 47, pp.1863-1875 (2004).
- [5.4-6] Sagar S. Gulwani, et al, "CFD Analysis of Flow Pattern and Heat Transfer in Direct Contact Steam Condensation", *Chemical Engineering Science*, 61, pp.5204-5220 (2006).
- [5.4-7] Gordon J. Van Wylen and Richard E. Sonntag, Fundamentals of Classical Thermodynamics 3rd., John Wiley & Sons, pp.574-588 (1985).
- [5.4-8] J.C. Weimer et al, "Penetration of Vapor Jets Submerged in

- Subcooled Liquids", *AIChE J.*, Vol. 19, No. 3, pp.639-654 (1989).
- [5.4-9] H.Y. Kim, A Study on the Characteristics of Direct Contact Condensation of a Steam jet Discharging into a Quenching Tank through a Single Horizontal Pipe, Ph.D Thesis, KAIST, (2001).
- [5.4-10] Frank M. White, Viscous Fluid Flow 2nd, McGraw-Hill, Inc., pp.470-476 (1991).
- [5.5-1] B. J. Azzopardi, "Measurement of Drop Sizes", *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 22, pp. 1245-1279
- [5.5-2] J. A. Ghormley and C. J. Hochanadel, "Amorphous Ice:Density and Reflectivity", *Science*, Vol. 171, no. 3966, pp. 62-64, January 1971
- [5.5-3] G. S. Kell, "Precise Representation of Volume Properties of Water at One Atmosphere", *Journal of Chemical and Engineering Data*, 12:66-9, 1967
- [5.5-4] A. Wierzba, "Deformation and Breakup of Liquid Drops in a Gas Stream at Nearly Critical Weber Numbers", *Experiments in Fluids*, vol. 9, pp. 59-64, 1990
- [5.5-5] T. Karasawa, S. Shiga and T. Kurabayashi, "Measurement of Droplet Sizes by Liquid Nitrogen Freezing Method", ICLASS-91 Gaithersburg, MD, U.S.A, July 1991

제 6 장 2상유동 계측기술 개발

제 1 절 개 요

1978년 고리 1호기가 상업운전을 시작한 이 후, 우리나라의 원자력 산업 및 관련 기술은 비약적인 성장을 이룩하였다. 한국형표준원전을 건설하여 운영하고 있으며, 신형경수로(APR1400)의 표준설계인가 및 건설 착수가 예상되고 있다. 또한 안전성 및 경제성이 향상된 제4세대 원자로의 개발에도 본격적인 연구를 수행할 계획이다. 이와 함께, 차세대 고정밀 범용 열수력 안전해석코드의 개발을 위한 연구 계획도 수립하고 있다.

새로운 설계개념 및 안전개념이 채택된 신형원자로의 개발에 있어서 가장 중요한 것은 설계성능의 검증 및 안전성의 입증이라고 할 수 있으며, 이를 위해서는 열수력적 실증실험을 통하여 주요 열수력 특성이 이해되고 또한 관련 열수력 모델의 개발을 통해 해석능력이 확보되어야 한다. 또한 계통 성능해석 및 안전성 평가를 위한 설계코드 및 안전해석 코드의 개발에 있어서도 열수력 실증실험을 통한 코드의 평가/검증이 필요하다.

열수력 실증실험을 통하여 관련된 주요 현상을 보다 깊이 이해하고 고정밀 코드의 평가 및 검증을 보다 효과적으로 수행하기 위해서는, 다양한 열수력 현상을 보다 정밀하게 측정할 수 있는 계측기술의 확보가 선행되어야 한다.

2상 유동에 있어서 가장 중요한 유동 변수는 유동양식과 기포율일 것이다. 이에 따라, 2상 유동 기포율 측정을 위한 다양한 계측기법이 개발되었으며, 많은 경우에 있어서 기포율 측정을 위한 계측기법을 이용하여 2상 유동양식의 측정도 가능하였다. 여기에는 방사선 투과 측정법, 전도 탐침 측정법, 임피던스 또는 캐패시턴스 측정법 등이 있으며, 유동양식 판별을 위한 초음파 측정법도 개발된 바 있다. 이 밖에도, 액적의 거동 특성, 2상 혼합물 수위, 2상 혼합물 유량 등의 계측을 위한 연구가 지속적으로 수행되어 왔다.

하지만, 보다 다양한 분야의 열수력 실험 분야에 효과적으로 적용할 수 있도록 하기 위해서는 기존의 측정 기법을 보다 개선하기 위한 연구가 필요하다. 특히, 최근에는 원자력 발전소의 다양한 계통에서 발생하는 다차원적 유동현상의 규명 및 이를 바탕으로한 물리적 모델의 개발 또는 기존 안전해석코드의 평가/검증에 많은 관심을 갖게 되었다.

따라서, 본 연구에서는 다음과 같은 분야에서의 계측기술을 개선 및

개발하기 위한 연구를 수행하였다.

- 수평 2상 유동양식 판별을 위한 초음파 계측기술
 - 기존의 초음파 유동양식 판별 기술을 개선하여, 높은 기포 수 밀도를 갖는 수평 분산기포유동에 적용하기 위한 연구를 수행하였다.
- 국소 기포변수 측정 프로브법
 - 기존의 다중 센서 전도 탐침 프로브법을 개선하여, LBLOCA 재관수 기간 동안의 강수부 비등현상과 같이 다차원 운동 특성을 보이는 2상 유동시 기포의 열수력적 특성을 보다 정밀하게 측정하기 위한 연구를 수행하였다.
- 단상유동 농도 측정기법
 - 봉산희석사고시 원자로 강수부 및 원자로심 입구에서의 천이상태의 다차원적인 붕소농도분포의 측정을 위한 연구를 수행하였다.
- Hot Film Anemometry를 이용한 2상유동 특성 측정기법
 - HFA를 이용하여 2상 유동시 기포울뿐만 아니라 액상의 속도 및 난류 특성을 측정을 위한 연구를 수행하였다.
- 국소 양방향 유동튜브를 이용한 유속 측정기법
 - 높은 기포율의 2상 유동에 적용 가능한 국소양방향 유동튜브의 개발을 위한 연구를 수행하였다.

제 2 절 초음파 이용 수평 2상 유동양식 판별기법

1. 개발 필요성

2상 유동의 가장 중요한 특성 중 하나는 유동장 내부에 두 상간의 경계면이 다양한 형태로 존재하며, 경계면의 형상이 상간의 물질/운동량/에너지 전달에 큰 영향을 미치는 점 일 것이다. 즉, 2상 유동에서의 대부분의 주요 열수력 현상들은 유동양식에 따라 그 특성이 크게 변하게 된다.

따라서, 2상유동시 물질/운동량/에너지 전달에 관한 대부분의 실험 상관식은 특정 유동양식 조건에서만 적용 가능하며, 유동양식이 다른 조건에서는 정확도가 크게 떨어지게 된다. RELAP과 같은 열수력안전해석코드를 이용하여 주어진 계통에서의 특정 2상유동 현상을 해석하는 경우에도, 먼저 관련 계통내의 2상 유동양식을 결정한 후, 이에 적합한 실험상관식 및 해석 모델을 이용하여 분석을 수행하게 된다.

다음과 같은 분야에 있어 2상 유동양식에 대한 정보는 매우 유용하게 활용될 수 있다. (1) 2상유동이 수반되는 열유동 공정의 운전, 제어 및 감시, (2) 실험결과의 상세 분석 및 코드 해석결과의 평가/검증, (3) 열수력 해석모델 개발 관련 기본 방향 설정 등.

2상 유동양식을 포함하여 기타 다른 2상 유동 변수(2상 유동 기포율, 기포 및 액적의 거동 특성, 2상 혼합물 수위, 2상 혼합물 유량 등)의 계측에 관한 연구가 지속적으로 수행되어 왔다. 이 중에서도 2상 유동 기포율 측정을 위한 다양한 계측기법이 개발되었으며, 많은 경우에 있어서 기포율 측정을 위한 계측기법을 이용하여 2상 유동양식의 측정도 가능하였다. 여기에는 방사선 투과 측정법, 전도 탐침 측정법, 임피던스 또는 캐패시턴스 측정법 등이 있다.

방사선 (X선 또는 감마선) 투과 측정법은 2상 유동을 투과한 방사선의 세기가 투과 위치에서의 2상 유동 밀도에 따라 지수함수적으로 감쇠하는 특성을 이용하며, 시간에 따른 2상 유동 밀도 변화특성으로부터 2상 유동양식에 관한 정보를 얻을 수 있다 [6.2-1]. 최근에는 밀리미터 이하의 초소형 방사선 검출기 수백개를 일렬로 배열한 linear array X-ray detector 및 2차원으로 배열한 flat panel X-ray detector 등의 개발로 인하여 digital radiography 기술이 급속도로 개발되고 있기 때문에, 방사선을 이용한 2상 유동변수의 측정은 매우 효과적이고 유용한 방법이 될 수 있다. 하지만 이 방법은 방사선 차폐에 매우 세심한 주의가 요구되며, 시스템 구축에 많은 비용을 필요로 한다.

전도 탐침 측정법, 임피던스 또는 캐패시턴스 측정법은 액체 상과 기체 상의 전기 전도도, 임피던스, 캐패시턴스가 크게 다른 점을 이용하는 방법으로써, 시간에 따른 출력 전압의 변화 특성으로부터 2상 유동 기포율 및 유동양식에 관한 정보를 얻을 수 있다 [6.2-2~4]. 하지만 이러한 측정기법들은 고온/고압의 실험 조건에 쉽게 적용하기 어려운 단점이 있다.

이외에도 초음파를 이용한 2상 유동양식 측정을 위한 계측 기법도 개발되었다 [6.2-5~7]. 초음파 측정기법은 상용화된 다양한 제품의 초음파 트랜스듀서 및 pulser-receiver를 손쉽게 구입할 수 있기 때문에, 별도의 개발기간이 필요없이 비전문가가 사용하기 쉬우며, wave-guide를 이용하면 고온/고압의 실험 조건에도 적용 가능한 장점이 있다. 하지만, 초음파는 액체/기체의 상 경계면에서의 난반사 (random reflection)가 매우 크기 때문에, 기존에 개발된 초음파 측정기법은 수평 2상유동양식 중 계면면적밀도 (interfacial area concentration)가 매우 큰 분산기포유동 (dispersed bubbly flow)에는 효과적으로 적용하기 어려운 단점이 있다.

본 연구에서는 초음파의 전파 특성을 활용하여 보다 개선된 수평 2상 유동양식 측정 기법을 도출하고, 실증 실험을 통해 적용성에 대한 평가를 수행하고자 한다.

2. 측정원리 및 측정계통의 구성

가. 측정 원리

일반적으로 초음파는 주파수가 20 kHz 이상인 음파로 정의되며, 음파의 전달 특성에 따라 초음파는 종파(longitudinal wave), 횡파(transverse wave), 신장파(extensional wave) 및 비틀림파(torsional wave), 그리고 표면파(Rayleigh wave) 등으로 분류될 수 있다. 액막 특성 및 2상 유동양식 측정시에는 종파만을 사용한다. 따라서 본 절에서는 종파의 전파특성에 국한하여 살펴보고자 한다.

초음파가 재질이 다른 두 매질의 경계면에 입사하면 경계면에서 일부는 반사하고 일부는 투과하게 된다. 이때 반사 및 투과하는 초음파의 음압 비율은 초음파가 진행하는 두 매질의 음향 임피던스의 차이에 따라 달라진다. 초음파가 제 1 매질에서 제 2 매질로 두 매질의 경계면에 수직으로 입사할 경우, 입사파의 음압에 대한 반사파 및 투과파의 음압의 비, 즉 음압 반사율(R)과 음압 투과율(T)은 다음과 같다.

$$R = \frac{P_r}{P_i} = \frac{\rho_2 c_2 - \rho_1 c_1}{\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2} = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_1 + Z_2} \quad (6.2-1)$$

$$T = \frac{P_t}{P_i} = \frac{2\rho_2 c_2}{\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2} = \frac{2Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (6.2-2)$$

여기서, P_i , P_r , P_t 는 각각 입사파, 반사파, 그리고 투과파의 음압 나타내고, ρ 는 매질의 밀도, 그리고 c 는 매질내에서의 음속이다. 아래첨자 1은 입사 매질을, 아래첨자 2는 투과 매질을 나타낸다. 또한 ρc 는 매질의 음향 임피던스(Z)라고 불린다.

식 (6.2-1) 및 (6.2-2)에서 보듯이 입사 매질과 투과 매질간의 음향 임피던스 차이가 적을 때에는, 입사 초음파가 거의 반사되지 않으며 투과 초음파의 음압도 입사 초음파의 음압과 거의 유사하게 된다. 하지만 액체상으로부터 기체상으로의 초음파 투과와 같이 두 매질의 음향 임피던스 차이가 큰 경우에는, 음압 반사율은 1에 가깝게 되고 음압 투과율은 매우 작아져서 입사 초음파는 매질 경계면에서 거의 100% 반사되고 투과되는 초음파의 음압은 거의 0에 가깝게 된다.

액체-기체의 상 경계면에서 이와 같은 초음파의 전 반사 (total reflection) 현상은 초음파를 이용한 액막 두께 측정 및 2상 유동양식 판별을 가능하게 하는 기본적인 특성이 된다.

그림 6.2-1은 초음파 투과법(Through-Transmission Method)을 이용한 2상 유동양식 측정 원리를 보여주며, 투과 초음파의 음압 및 투과 빈도가 2상 유동양식 판별에 중요한 역할을 한다.

초음파 투과법의 경우 대각 방향으로 두 개의 초음파 트랜스듀서가 설치되며, 이중 하나는 초음파를 발생시키는 역할을 하는 송신 (pulsing) 트랜스듀서이고 반대편의 하나는 투과 초음파를 측정하는 수신 (receiving) 트랜스듀서가 된다.

단상 액체 유동의 경우, 액체/기체 또는 고체/기체의 경계면과 같이 초음파의 투과 경로상에 극심한 음향 임피던스의 차이를 나타내는 상 경계면이 존재하지 않는다. 따라서 송신 트랜스듀서에서 발생한 초음파의 음압 및 에너지는 벽면과 액체의 경계면에서 일부 감쇄되기는 하지만, 수신 트랜스듀서에 무난히 도달하게 된다. 이 때 계측된 투과 초음파의 음압은 주어진 유로의 2상 유동 조건에서 계측 가능한 최대 음압이 된다. 또한 단상 액체 유동내부에서는 상 경계면이 존재하지 않기 때문에, 초음파 전파 특성에 변동의 소지가 없다. 따라서 송신 트랜스듀서에서 발생된 모든 초음파는 동일한 음압을 갖으면서 모두 수신 트랜스듀서에 도달하게 된다. 즉, 동일한

크기의 신호(음압에 해당하는 전압)가 연속적으로 측정된다.

초음파의 전파 경로상에 기포가 존재하는 경우, 액체와 기체의 상 경계면 영역에 도달하는 초음파는 극심한 음향 임피던스의 차이에 의해 상 경계면을 투과하지 못 한다. 따라서 수신 트랜스듀서에 도달하는 초음파의 음압은 단상 액체 유동에서 측정된 음압에 비해 감소하게 되며, 초음파와 기포와의 반응 면적이 클수록 음압 감소폭이 증가하게 된다.

따라서 기포류(bubbly flow)의 경우, 수신 트랜스듀서에서는 부분 투과된 최대 음압 이하의 초음파가 연속적으로 계속될 것으로 예상된다. 초음파의 전파 경로상에 슬러그 기포 및 환상류의 중앙 공동(annular core)과 같이 초음파 빔 단면적 보다 큰 기체상이 존재하는 경우에는, 전체 초음파 빔 단면에서의 극심한 음향 임피던스의 차이에 의해 상 경계면을 전혀 투과하지 못 한다. 따라서 수신 트랜스듀서에 도달하는 투과 초음파 신호는 계속되지 않는다.

나. 측정 계통의 구성

초음파 전파 특성을 이용한 2상 유동양식 측정 계통에는, 초음파 트랜스듀서, Pulser-Receiver, High Speed Analog-to-Digital Converter(ADC), 그리고 자료 저장 장치 등이 필요하다. 그림 6.2-2는 초음파 측정 계통의 구성도를 보여준다.

압전 소자를 이용한 초음파 트랜스듀서가 가장 보편적으로 사용된다. 초음파 트랜스듀서는 압전 효과에 의해 음파를 전압으로 또는 전압을 음파로 변환하는 역할을 한다. 압전 효과라는 것은 압전 소자에 외부 응력, 진동 변위 등을 인가하면 그 출력단에 전기 신호가 발생하는 현상 및 압전 소자에 외부로부터 전압을 순간적으로 인가하면 소자가 기계적 진동 변위를 일으키는 현상을 말한다. 본 연구에 사용된 초음파 트랜스듀서는 Panametrics Inc.의 모델 A133S로써, 진동 주파수는 2.25 MHz 이고 element size는 6.0 mm이다.

그림 6.2-3은 기존 연구에서 사용된 초음파 트랜스듀서의 설치 방법과 본 연구에서 사용된 초음파 트랜스듀서의 설치 방법을 비교하여 보여준다. 기존에 개발된 초음파 측정기법[6.2-7]은 수평 2상유동양식 중 계면면적밀도 (interfacial area concentration)가 매우 큰 분산기포유동 (dispersed bubbly flow)에는 효과적으로 적용하기 어려운 단점이 있다. 따라서, 본 연구에서는 수직 방향으로의 초음파 전파 경로를 대신하여 유로 상부에 수평

방향으로의 초음파 전파 경로를 구비하였다. 또한, stainless steel wave guide를 유로내부로 삽입하여 초음파 전파 거리를 최소화함으로써, 초음파 투과율을 향상시켰다.

Pulser-receiver는 spike voltage pulse를 발생하여 초음파 트랜스듀서에 전달하는 역할과 초음파 트랜스듀서에서 발생한 고주파의 미세 전압을 받아서 정류(filtering) 및 증폭하는 역할을 한다. 표 6.2-1은 2상 유동양식 측정에 사용된 pulser-receiver의 사양을 보여준다. 본 연구에서는 표 6.2-1에 제시한 바와 같이 2 종류의 pulser-receiver가 사용되었다. 가변 pulse 폭을 갖는 square wave pulse를 발생시키는 pulser-receiver의 경우, 보다 많은 에너지를 갖는 초음파를 얻을 수 있는 장점이 있기 때문에, 기포율이 상대적으로 높아 초음파의 투과가 어려운 배관 상부의 초음파 트랜스듀서에 연결하여 사용하였다. 두 대의 pulser-receiver는 서로 동기화되어 동일한 시간 조건에서 초음파 측정이 수행되도록 하였다.

송신 트랜스듀서에 도달하는 에코 초음파 및 수신 트랜스듀서에 도달하는 투과 초음파 신호는 모두 수 MHz의 높은 주파수를 갖는다. 따라서 정확한 초음파 신호의 측정을 위해서는 수십 MHz 이상의 sampling rate을 갖는 ADC가 요구된다. 본 연구에서는 최대 100 MSample/sec의 sampling rate을 갖는 ADC가 사용되었다. 표 6.2-2는 high speed ADC의 사양을 보여준다.

3. 성능확인 시험결과

가. 실험장치 및 실험 조건

본 연구에서 제시한 초음파 2상 유동양식 판별 시스템의 성능확인을 위하여, 본 초음파 시스템을 내경 80mm의 수평 물-공기 2상유동 실험장치에 설치하였다. 수평 물-공기 2상유동 실험장치에서 다양한 수평 2상 유동양식을 형성시킨 후, 사진촬영 및 육안관찰을 통해 판별된 유동양식과 초음파 투과 신호 특성을 비교하였다.

본 실험장치는 가시화가 가능한 투명한 원형 아크릴 파이프로 제작되었으며, 유로의 내경은 80 mm이고 길이는 12,900 mm이다. 유동양식 판별 실험은 상온, 상압 조건에서 수행되었다. 주입되는 물의 유량은 4" 및 1.5" vortex 유량계와 1" coriolis 유량계로 계측하였으며, 주입되는 공기의 유량은 0.5", 1", 3" vortex 유량계로 계측하였다. 초음파 투과신호의 측정은 유로 출구로부터 약 1.5 m 전단에서 수행되었다.

그림 6.2-4는 수평 2상 유동양식 판별 실험의 유동조건을 Mandane의

유동선도에 표시하여 보여준다. 본 실험은 Plug 유동, Slug 유동, 그리고 Dispersed Bubbly 유동에 대해 집중적으로 수행되었다.

나. 육안 및 사진촬영 관찰 결과

그림 6.2-5는 수평 2상 유동의 대표적인 유동양식을 개략적으로 보여준다. 플러그 유동과 슬러그 유동의 가장 큰 특징은 액체 슬러그가 주기적으로 형성되는 점이다. 하지만 슬러그 유동의 경우 액체 슬러그 내에 많은 기포들이 존재하며, 이러한 슬러그 내의 기포 존재의 정도에 따라 플러그 유동과 슬러그 유동을 구분하게 된다.

그림 6.2-6은 전형적인 슬러그 유동에 대한 사진 촬영결과를 보여준다. 그림에서 보듯이, 액체 슬러그내에 상당한 양의 기포가 존재하며 대부분은 유로의 상부에 집중 분포된 것으로 관찰되었다. 그림 6.2-7은 기체 속도가 증가한 조건에서의 슬러그 유동에 대한 사진 촬영결과를 보여준다. 이 경우 액체 슬러그의 길이가 매우 증가하였으며, 액체 슬러그내의 기포 존재량도 크게 증가하였고 유로의 하부에도 매우 많은 양의 기포가 전파된 것으로 관찰되었다.

그림 6.2-8~6.2-10은 액체 및 기체의 유동속도에 따른 분산 기포유동의 사진촬영 결과를 보여준다. 그림 6.2-6과 같이 액체 및 기체의 유속이 낮은 경우에는 유로의 상부에 기포들이 집중적으로 존재하는 특성을 보여준다. 하지만 액체 및 기체의 유속이 증가함에 따라, 유로 상부의 기포는 점차 유로 하부로 전파되어 최종적으로는 유로의 전 단면에 걸쳐 고르게 분포하는 것으로 관찰되었다.

다. 초음파 투과 신호 측정결과

그림 6.2-11은 단상 액체 유동조건에서 측정된 투과 초음파의 신호 특성을 보여준다. 1초에 500개의 초음파가 송신 트랜스듀서로부터 발진되며, 입사 초음파 중 수신 트랜스듀서에서 측정된 투과 초음파의 peak 값을 순서대로 표시하였다. 즉, 가로축은 초음파의 입사 또는 투과 순서를 나타내고, 세로축은 투과된 초음파의 음압 크기에 비례하는 전압을 나타낸다. 단상 액체 유동의 경우 유동 내에 상 경계면이 존재하지 않기 때문에, 상부 및 하부에 설치된 초음파 set 모두에서 최대 투과 음압 (또는 전압)이 연속적으로 측정되었다.

그림 6.2-12는 성층 유동 시 측정된 투과 초음파의 신호 특성을 보여준다. 유로 상부에 설치된 초음파 전파 경로에는 성층 유동 상부에 존재하는 커다란 기체층에 의해 입사 초음파가 모두 반사되기 때문에, 수신되는 투과 초음파 신호는 전혀 없게 된다 (zero transmission). 반면에 유로 하부에는 액체상만이 존재하기 때문에, 유로 하부에서 측정되는 투과 초음파 신호는 연속적인 최대 투과 음압 신호를 갖게 된다 (full transmission).

그림 6.2-13은 플러그 유동 시 측정된 투과 초음파의 신호 특성을 보여준다. 유로 상부에서 측정된 투과 초음파 신호의 경우, 액체 슬러그의 통과 여부에 따라 full transmission 신호와 zero transmission 신호가 주기적으로 반복되어 측정되었다. 액체 슬러그가 지나갈 때에는 초음파의 전파 경로 상에 액체상만이 존재하여 full transmission 신호가 측정되고, 액체 슬러그가 지나가지 않을 때는 유로 상부의 커다란 기체층 (gas pocket)이 존재하여 zero transmission 신호가 측정된다. 때때로 액체 슬러그 내에 존재하는 약간의 기포에 의해 액체 슬러그 통과 시에 부분적인 투과 신호의 감쇄가 발생하였다. 반면에 유로 하부에는 액체상만이 존재하기 때문에, 수평 방향에서 측정된 투과 초음파 신호는 연속적인 full transmission 신호를 갖게 된다.

그림 6.2-14~6.2-17은 액체 및 기체 유속에 따른 슬러그 유동 시 측정된 투과 초음파 신호 특성의 변화를 보여준다. 슬러그 유동의 경우, 주기적인 액체 슬러그의 형성과 액체 슬러그 내에 상당한 양의 기포가 존재하는 특성을 갖는다. 따라서, 플러그 유동과 유사하게 액체 슬러그의 통과 여부에 따른 주기적인 신호 변화가 관측된다.

액체 슬러그가 통과하지 않는 시점에서는 유로 상부에는 커다란 기체층이 존재하고 유로 하부에는 액체층만이 존재한다. 따라서 유로 상부에서 측정되는 투과 초음파 신호는 zero transmission 신호를 나타내게 되고, 유로 하부에서 측정되는 투과 초음파 신호는 full transmission 신호를 나타내게 된다.

반면, 액체 슬러그가 통과하는 시점에서 관측된 유로 상부의 투과 초음파 신호의 경우에는, 액체 슬러그 내에 존재하는 상당한 양의 기포에 의해 액체 슬러그 통과 시 full transmission 신호와 partial transmission 신호, 그리고 zero transmission 신호가 함께 측정되며, 액체 슬러그 내 기포의 존재량이 증가할수록 full transmission 신호의 비율은 감소하는 특성

을 보여준다.

또한, 액체 슬러그 통과 시 유로 하부에서 측정되는 투과 초음파 신호 특성은 기체 속도에 따라 다른 양상을 보인다. 기체 속도가 낮은 경우 액체 슬러그 내에 존재하는 기포가 유로 하부로 전파되는 비율이 낮기 때문에, full transmission 신호에 해당하는 투과 초음파 신호의 비율이 높게 나타났다. 하지만, 기체 속도가 증가함에 따라 액체 슬러그 내에서 유로 하부로 전파되는 기포의 비율이 증가한다. 이에 따라, 액체 슬러그 통과 시 유로 하부에서 측정되는 투과 초음파 신호에는 full transmission 신호와 partial transmission 신호, 그리고 zero transmission 신호가 함께 측정되며, 기체 속도가 증가할수록 full transmission 신호의 비율은 감소하는 특성을 보여주었다.

그림 6.2-18~23은 액체 및 기체 유속에 따른 분산 기포 유동 시 측정된 투과 초음파 신호 특성의 변화를 보여준다. 그림 6.2-18과 같이 액체 및 기체의 유속이 낮은 분산 기포 유동의 경우에는 유로의 상부에 기포들이 집중적으로 존재한다. 따라서, 유로 상부에서는 많은 기포에 의한 반사로 인하여 full transmission 신호와 partial transmission 신호, 그리고 zero transmission 신호가 함께 측정된다. 또한, 유로 하부에서는 기포의 존재 비율이 낮기 때문에, 대부분의 투과 초음파 신호는 full transmission 신호를 나타내었다.

그림 6.2-19와 같이 액체 유속이 증가하면, 유동의 난류 강도가 증가하여 유로 하부로 전파되는 보다 많은 기포들이 전파되어 존재하게 된다. 이 경우 유로 하부에서 측정된 초음파 신호에는 full transmission 신호와 partial transmission 신호, 그리고 zero transmission 신호가 함께 측정되었다.

또한, 동일한 액체 및 기체 속도가 보다 증가함에 따라 유로 내 기포 수 밀도가 전반적으로 증가하고, 최종적으로는 유로의 전 단면에 걸쳐 매우 많은 기포가 고르게 분포하게 된다. 이 경우, 그림 6.2-20 및 6.2-21에서와 같이 유로 상부 및 하부에서 측정된 투과 초음파 신호는 매우 유사한 경향을 나타내며, 매우 많은 기포의 존재에 의해 full transmission 신호의 비율은 급격히 감소하며 zero transmission 신호의 비율이 매우 높게 측정되었다.

4. 요약

본 연구에서는 상 경계면에서 초음파 신호의 반사 특성을 이용하여 수

평 2상 유동 양식 판별에 적용 가능한 초음파 측정 기법을 개발하였고, 다양한 수평 2상 유동 조건에 대한 육안관찰 및 사진 촬영 결과와의 비교를 통하여 성능을 검증하였다.

초음파 wave guide를 유로내의 상부와 하부에 삽입하여 2상 유동내 초음파의 전파 경로를 단축함으로써, 기포 수 밀도 또는 기포율이 높은 유동 조건에 적용 가능하도록 하였다. 또한 유로의 상부와 하부에 초음파 전파 경로를 제공하였고, 각 위치에서 획득한 초음파 전파 특성 정보로부터 다양한 수평 2상 유동 양식의 판별이 가능하였다.

내경 80mm, 길이 12,900mm의 가시화가 가능한 수평 2상 유동 실험장치를 이용하여 본 연구에서 제시한 초음파 2상 유동양식 판별 시스템의 성능 확인을 위한 실험을 수행하였다. 본 실험은 Plug 유동, Slug 유동, 그리고 Dispersed Bubbly 유동에 대해 집중적으로 수행되었다.

실험이 수행된 범위에 대하여 초음파 투과 신호의 정보로부터 주어진 수평 2상 유동양식을 효과적으로 판별 가능함을 확인할 수 있었으며, 유동 양식 이외에도 정성적인 상분포 특성과 같은 유동 정보도 획득할 수 있었다.

초음파 측정기법은 상용화된 다양한 완제품 형태의 초음파 트랜스듀서 및 pulser-receiver를 손쉽게 구입할 수 있기 때문에, 별도의 개발기간이 필요없이 비전문가가 사용하기 쉬우며, wave-guide를 이용하면 고온/고압의 실험 조건에도 적용 가능한 장점이 있다. 따라서, 상세한 국소 유동 정보를 필요로 하지 않는 열/유체 공제 제어 및 감시 도구로 유용하게 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

표 6.2-1 Pulser-receiver 사양

Model	5077 PR	UPR-035
PULSER		
Pulse Type (Main Bang)	Negative Square Wave	Spike Wave
Max. Pulse Amplitude	400V (no external load)	245V
Pulse Width	10 preset fixed widths: each can be tune by at least $\pm 25\%$	22~230ns
Repetition Rate	0.1~5.0kHz	0.1~5.0kHz
Pulse Rise and Fall Time	typically 10ns	typically 10ns
Available Pulse Voltage (no load)	100, 200, 300, 400 volt	60, 160, 270 volt
Sync Signal Output	+3.0V TTL	+5.0V TTL
Mode	Pulse-Echo or Thru Transmission	Pulse-Echo or Thru Transmission
RECEIVER		
Input Resistance - Pulse Echo Mode - Thru Transmission Mode	50 or 500 ohms 500 ohms	900 ohms 900 ohms
Max. Input Power (Thru Transmission Mode)	500mW	
Phase (RF Output)	Inverting or noninverting	noninverting
Voltage Gain ($R_L=500\Omega$)	0 to 59 dB in 1dB steps	7 to 79 dB in 1dB steps
Bandwidth	35MHz	35MHz
Noise (Referred to Input)	Typically 30 μ V RMS	N/A
High Pass Filter	1kHz or 1MHz	0.001, 0.3, 1.0, 5.0 MHz
Low Pass Filter	35MHz or 10MHz	10, 15, 25, 35MHz
Isolation (Thru Transmission Mode)	53dB min. @ 10MHz	N/A
Max. Output Voltage	± 1.0 Vpk min. ($R_L=500\Omega$)	± 3.0 Vpk max. ($R_L=500\Omega$)
Output Impedance	50 ohms	50 ohms

표 6.2-2 고속 analog-to-digital converter 사양

Acquisition System	
Resolution	8 bits
Bandwidth (-3dB)	100 MHz maximum 20 MHz typical with BW limit enabled
On-board memory	32 MB per channel
Number of channels	2 simultaneously sampled
Max. sampling rate	2.5 GS/s repetitive, 100 MS/s single-shot
Multiple record acquisition capability	Up to 65,536 waveforms
Calibrated vertical ranges	±25mV to ±25V in 10% steps
Calibrated offset ranges	±500mV for vertical ranges smaller than 500mV ±5V for for vertical ranges between 500mV and 5V Up to ±37V for vertical ranges above 5V
Input protection	±42V (DC+peak AC)
DC accuracy	±2.5% of range setting ±0.5%of offset setting
Input coupling	DC or AC, software selectable
AC coupling cutoff frequency (-3dB)	11 Hz with 1x probe, 1.1Hz with 10x probe
Input Impedance	1MΩ 30pF or 50Ω, software selectable
Triggering System	
Modes	Edge, Hysterisis, Analog, Digital
Slope	Rising/falling
Hysterisis	Fully programmable
Pre-trigger depth	Up to 32 MB
Post-trigger depth	Up to 32 MB
Hold off time	100µs ~ 171.85s
Bandwidth	100 MHz
TRIG input range	±10V
TRIG input protection	±42V (DC+peak AC)
Acquisition Mode	
RIS	2.5 GS/s down to 200 MS/s effective sample rate. Repetitive signals only
Single shot	100 MS/s down to 1S/s sample rate. Trasient and repetitive signals

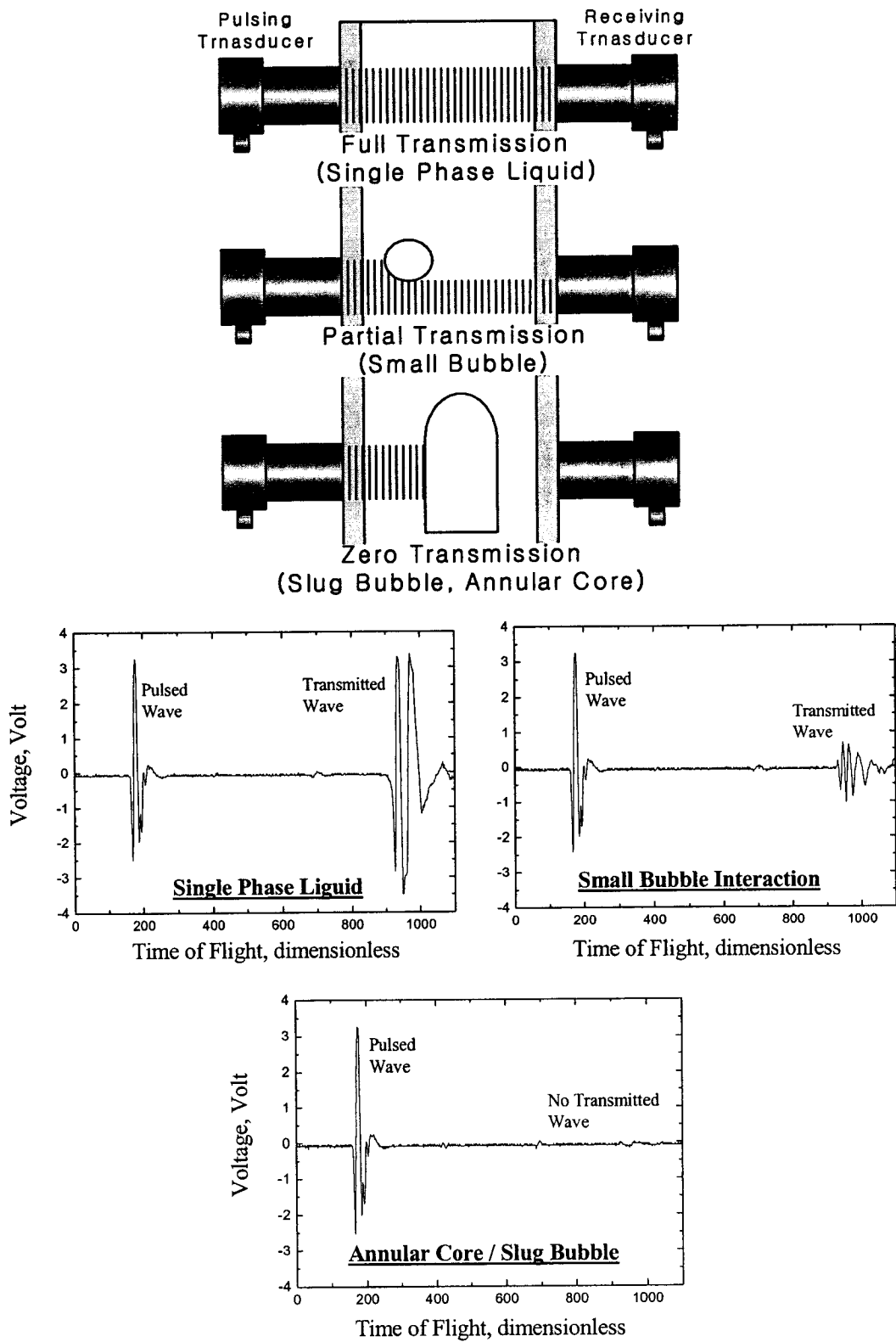


그림 6.2-1 초음파 투과법을 이용한 2상 유동양식 측정 원리

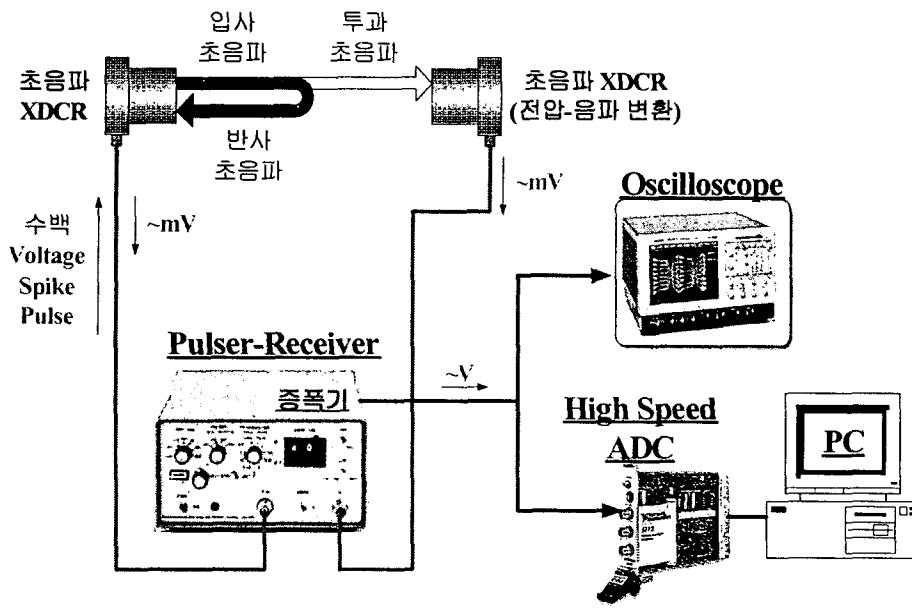


그림 6.2-2 초음파 측정 계통의 구성도

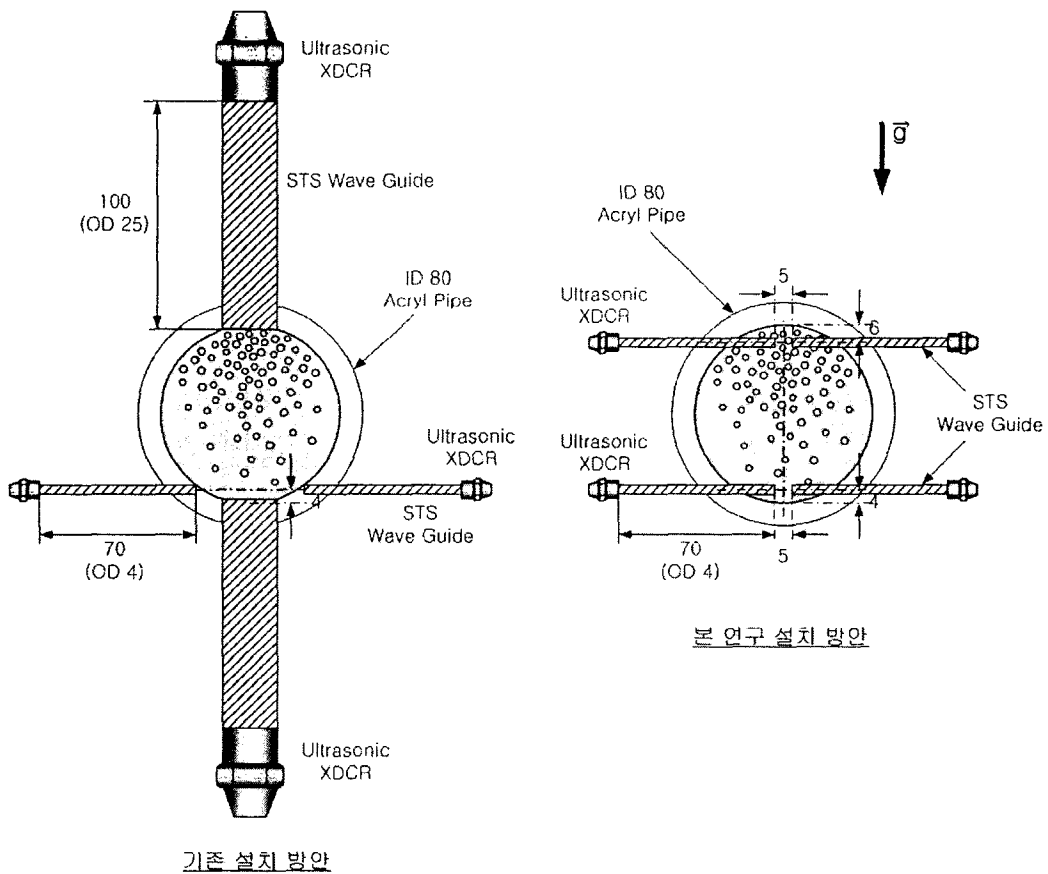


그림 6.2-3 수평 2상 유동양식 측정을 위한 초음파 트랜스듀서 설치 방법

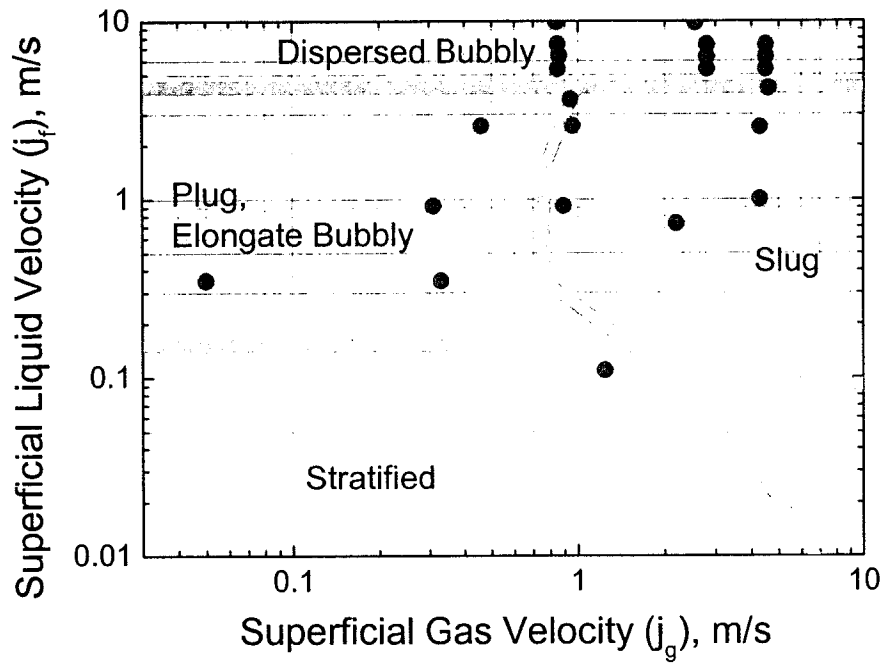


그림 6.2-4 수평 2상 유동양식 판별 실험 조건

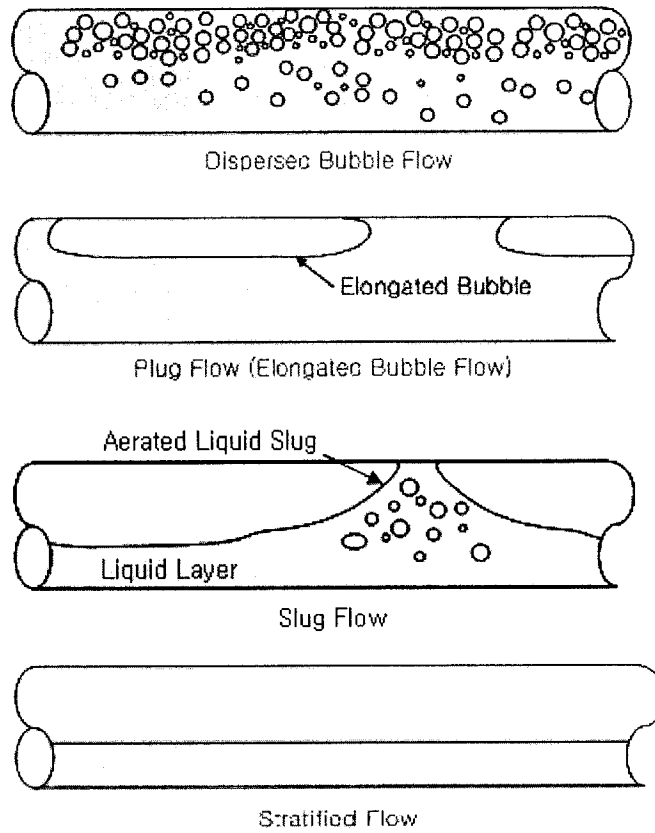
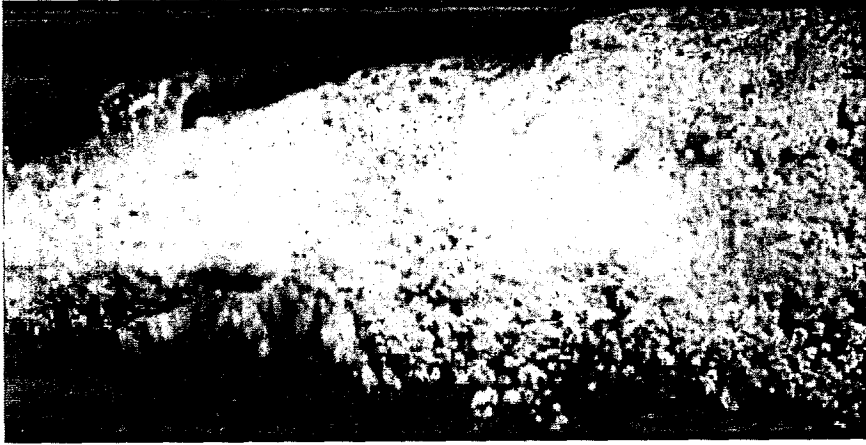


그림 6.2-5 수평 2상 유동양식



액체 슬러그
전단부

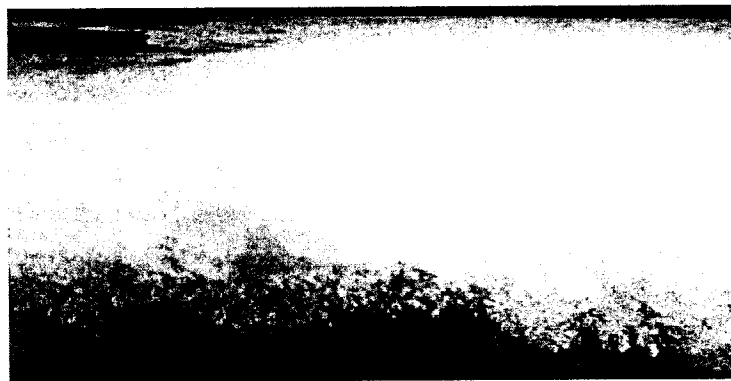
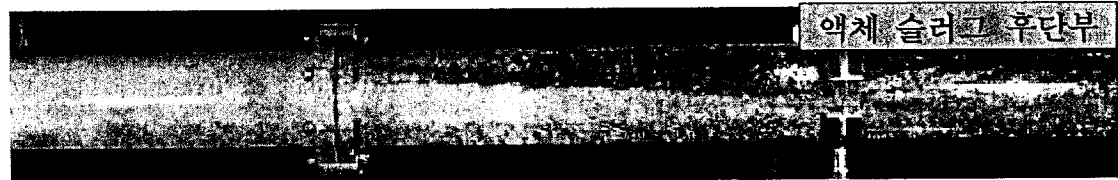


액체 슬러그
중앙부

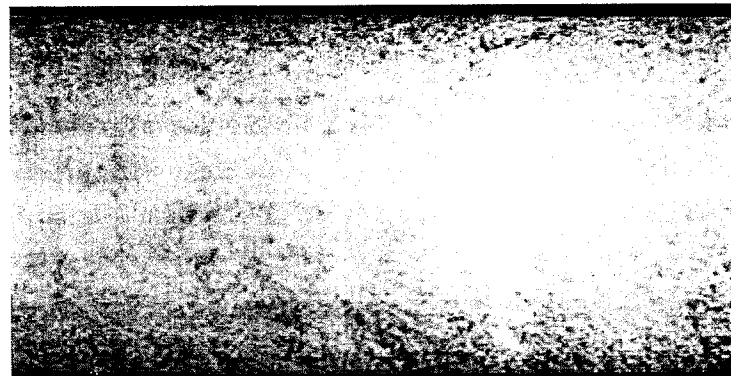


액체 슬러그
후단부

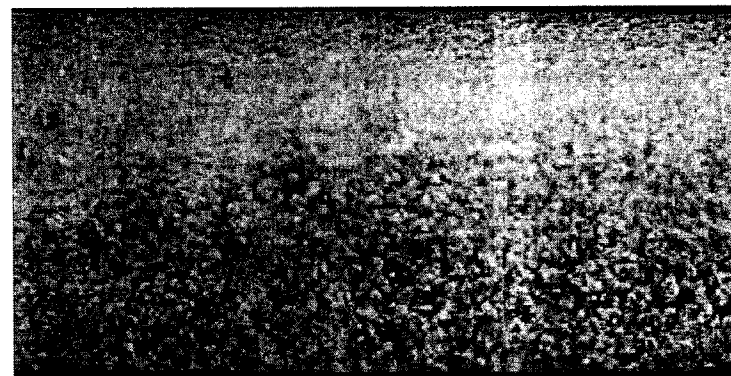
그림 6.2-6 슬러그 유동 사진 ($j_f: 1.7 \text{ m/s}$, $j_g: 1.35 \text{ m/s}$)



액체 슬러그
전단부



액체 슬러그
중앙부



액체 슬러그
후단부

그림 6.2-7 슬러그 유동 사진 (j_f : 1.7 m/s, j_g : 4.8 m/s)

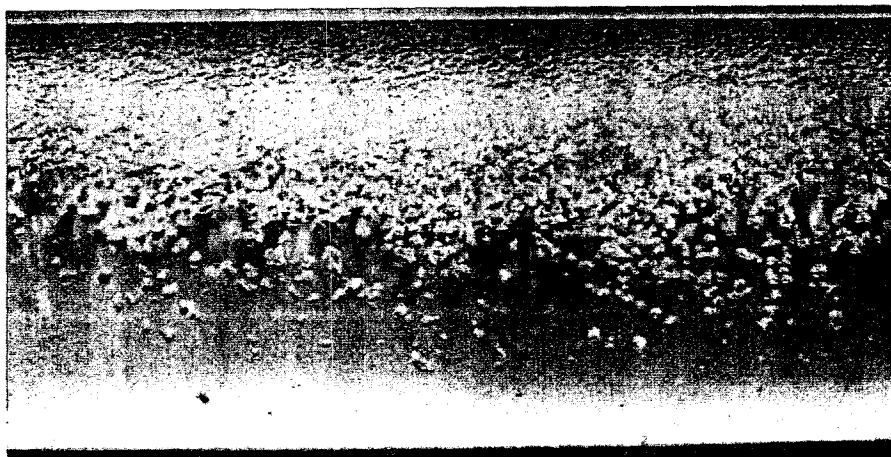


그림 6.2-8 분산 기포유동 사진 (j_f : 4.4 m/s, j_g : 1.1 m/s)

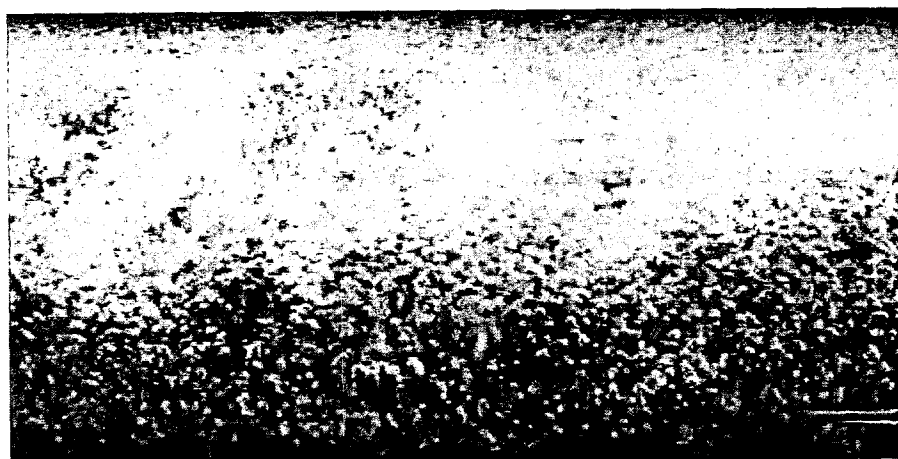


그림 6.2-9 분산 기포유동 사진 (j_f : 5.0 m/s, j_g : 1.3 m/s)

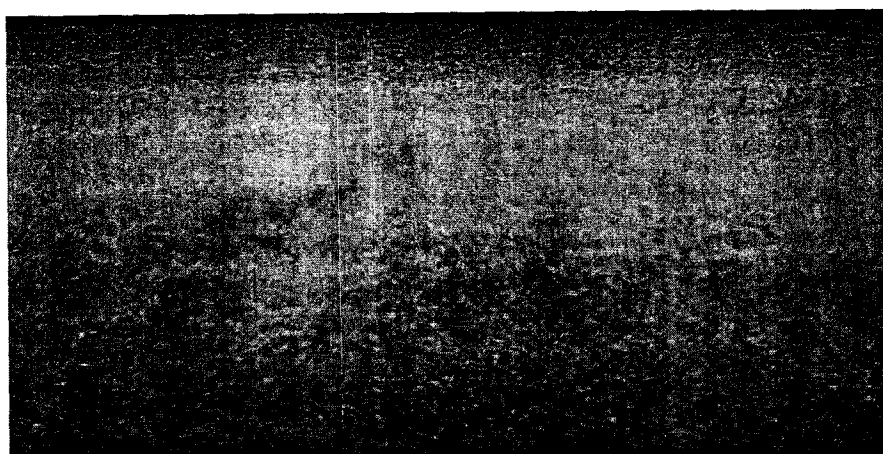


그림 6.2-10 분산 기포유동 사진 (j_f : 6.0 m/s, j_g : 2.7 m/s)

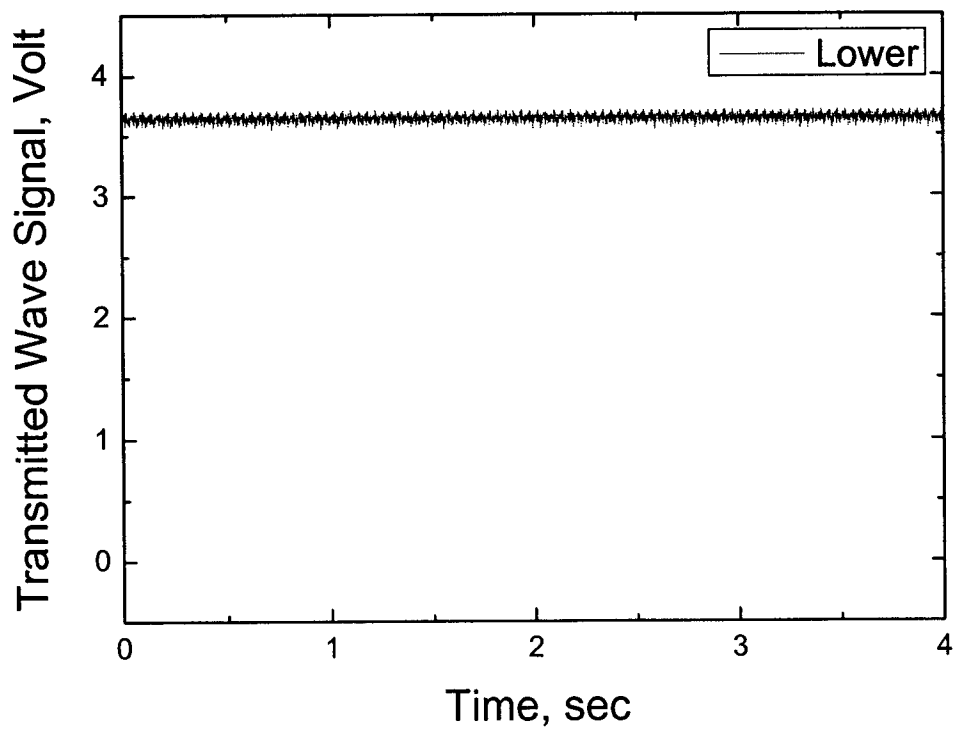
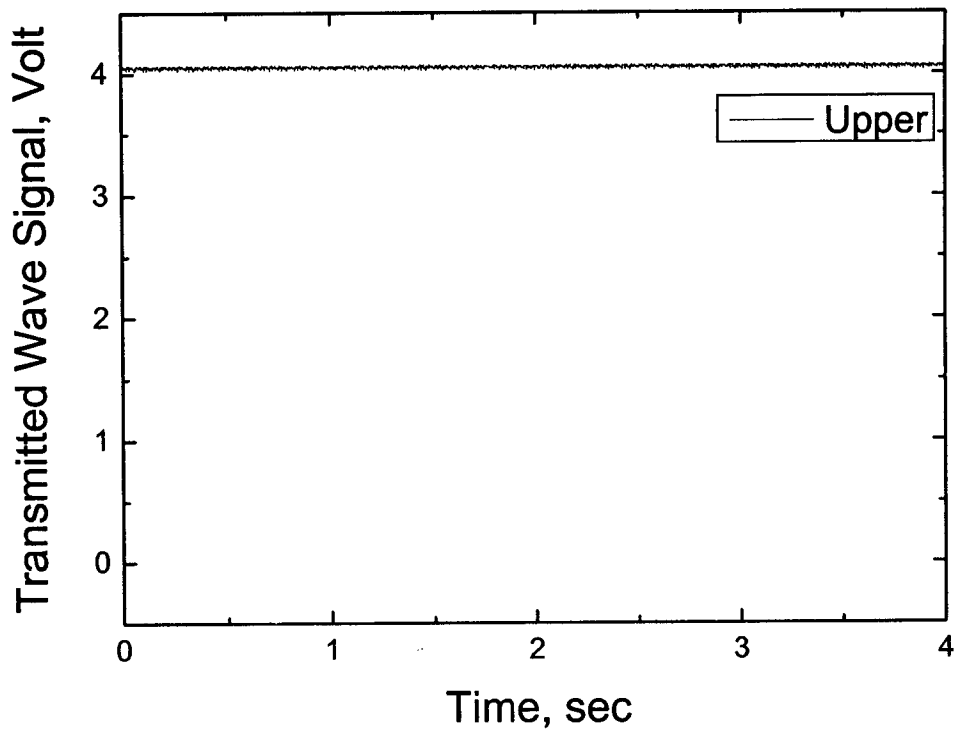


그림 6.2-11 단상 물 유동 조건에서의 투과 초음파 신호

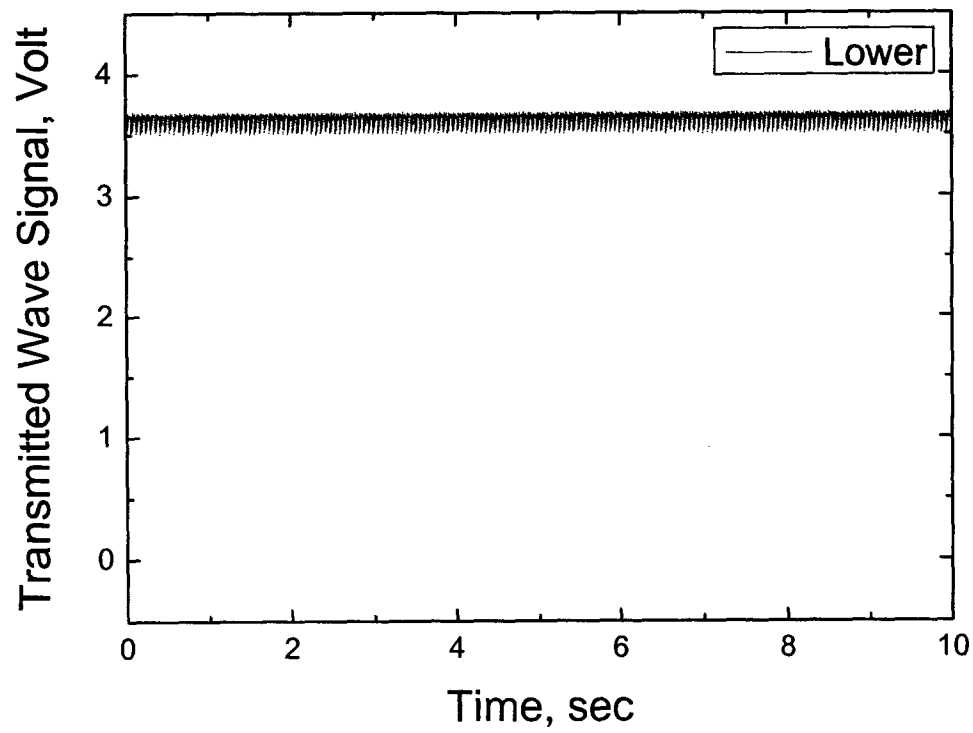
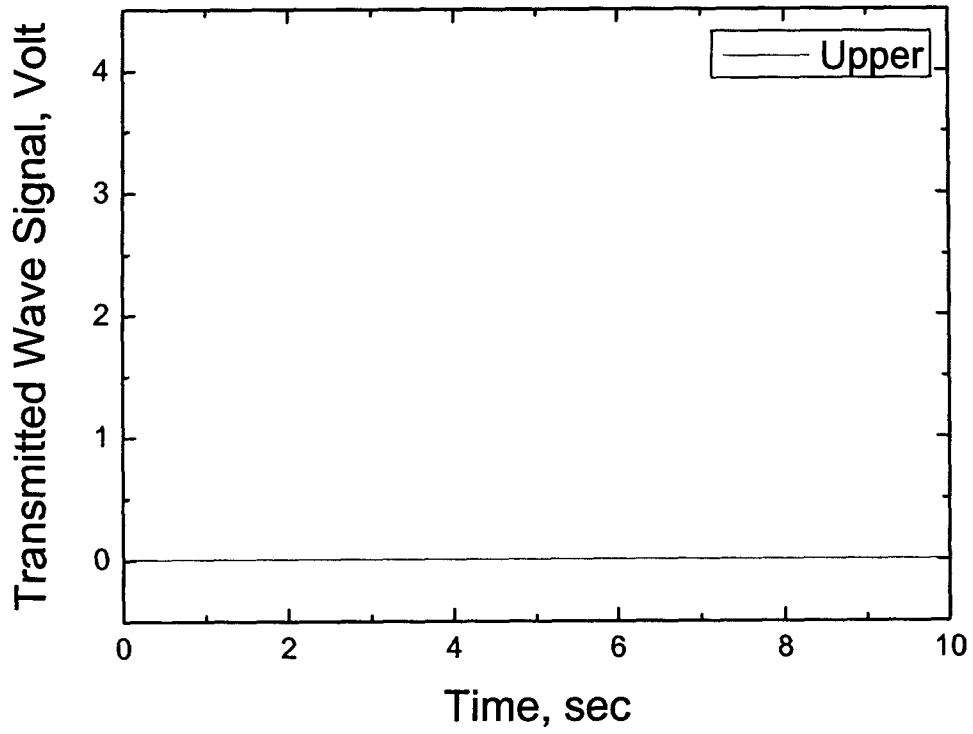


그림 6.2-12 성층 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 0.1 m/s, j_x : 1.24 m/s)

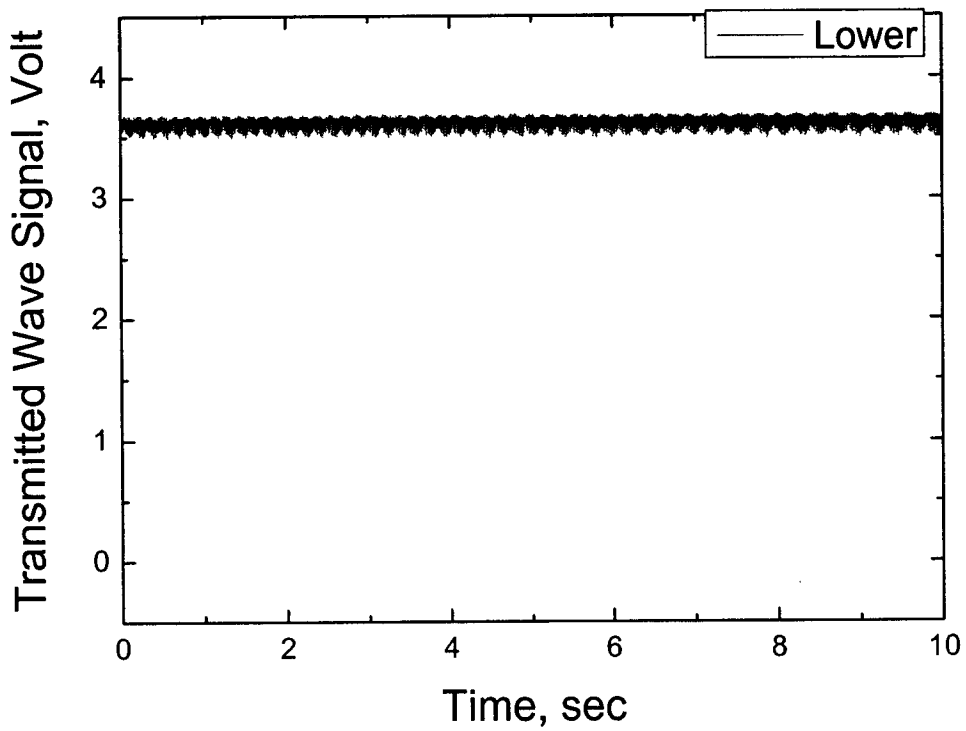
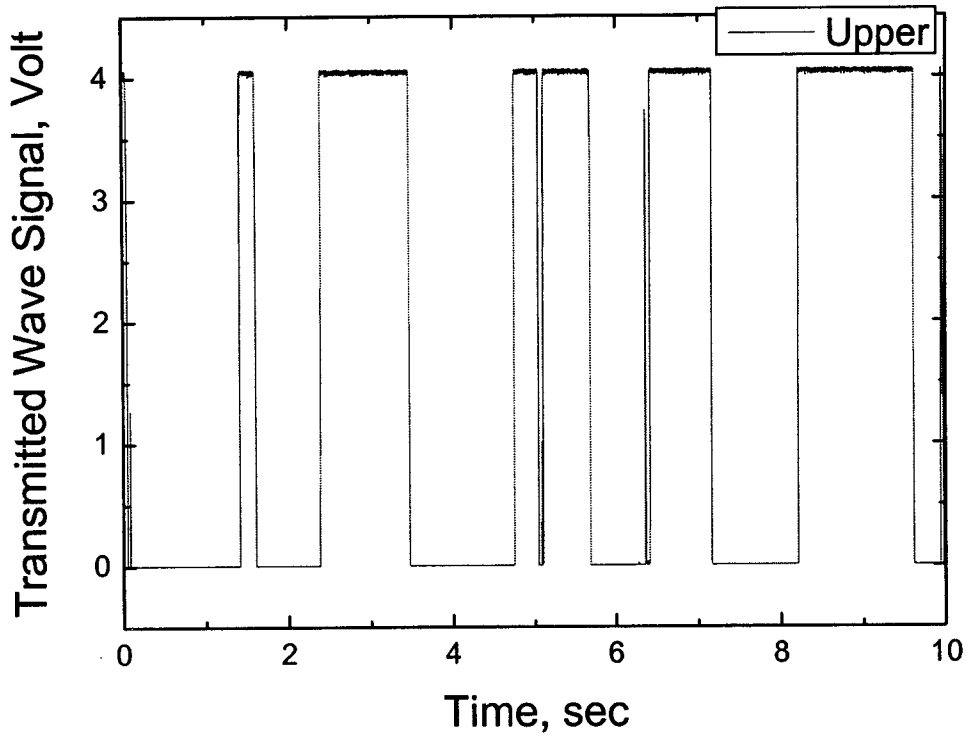


그림 6.2-13 플러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 0.9 m/s, j_g : 0.31 m/s)

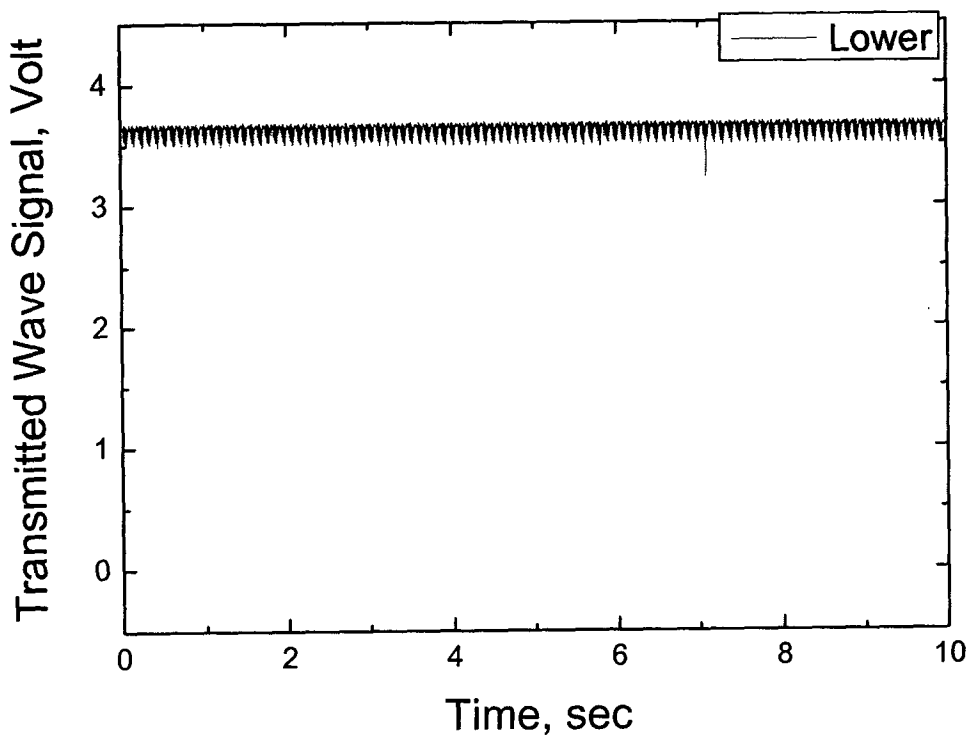
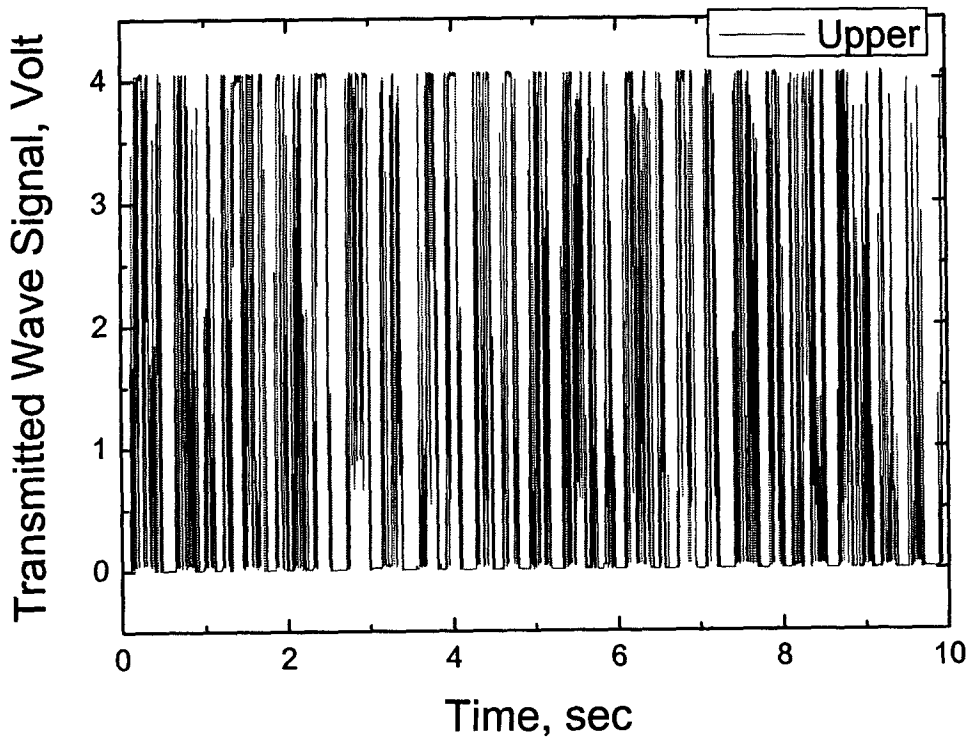


그림 6.2-14 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 2.6 m/s, j_g : 0.95 m/s)

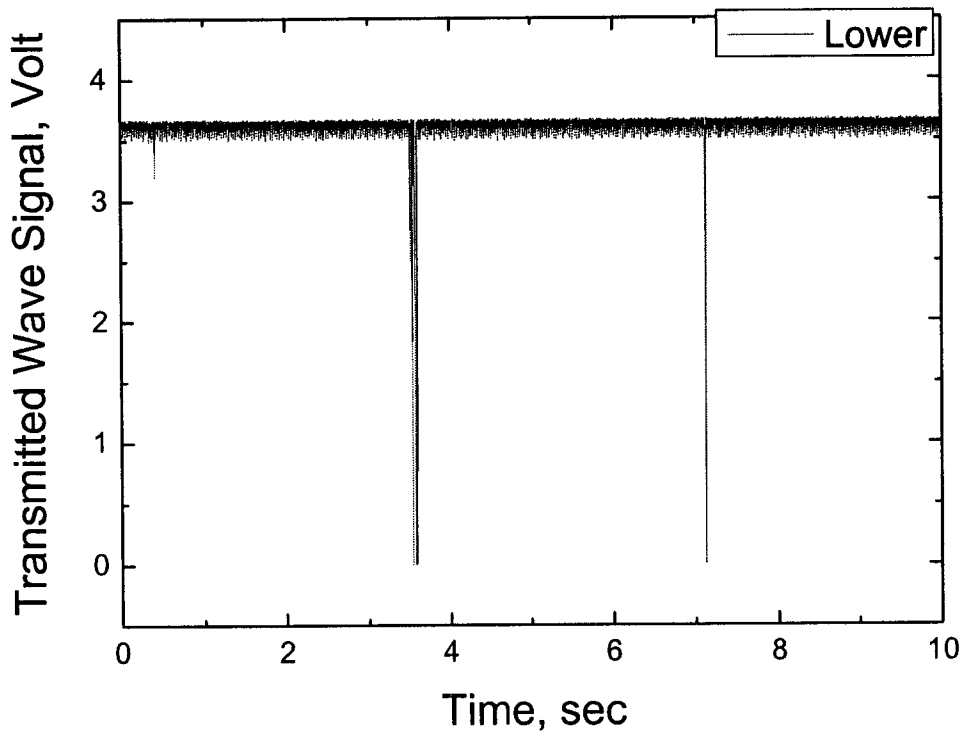
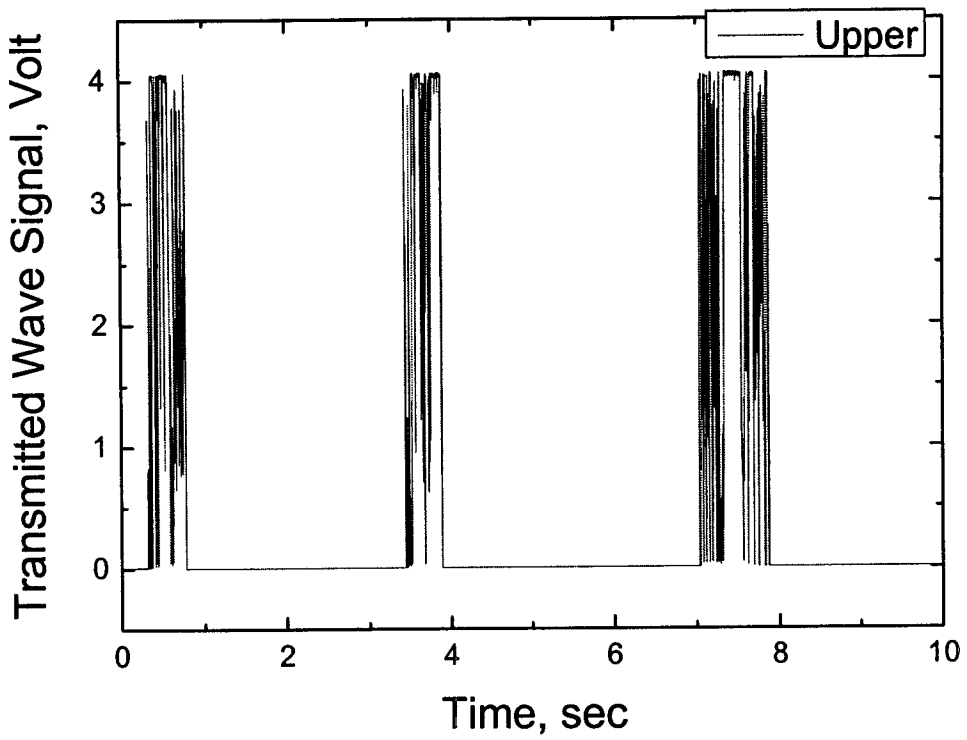


그림 6.2-15 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 0.7 m/s, j_g : 2.2 m/s)

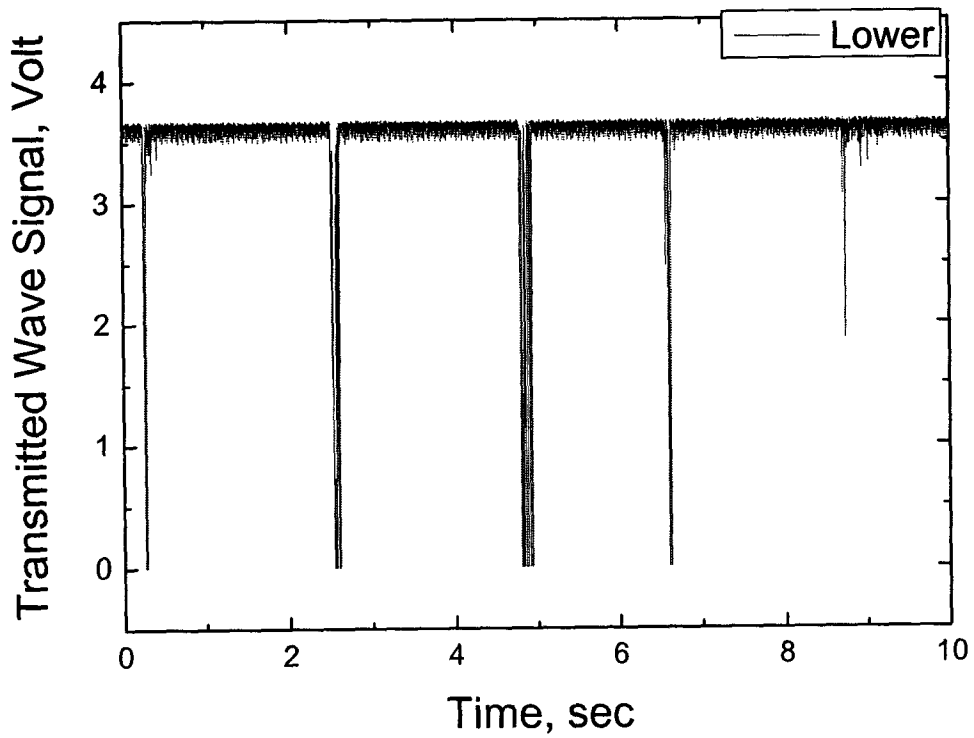
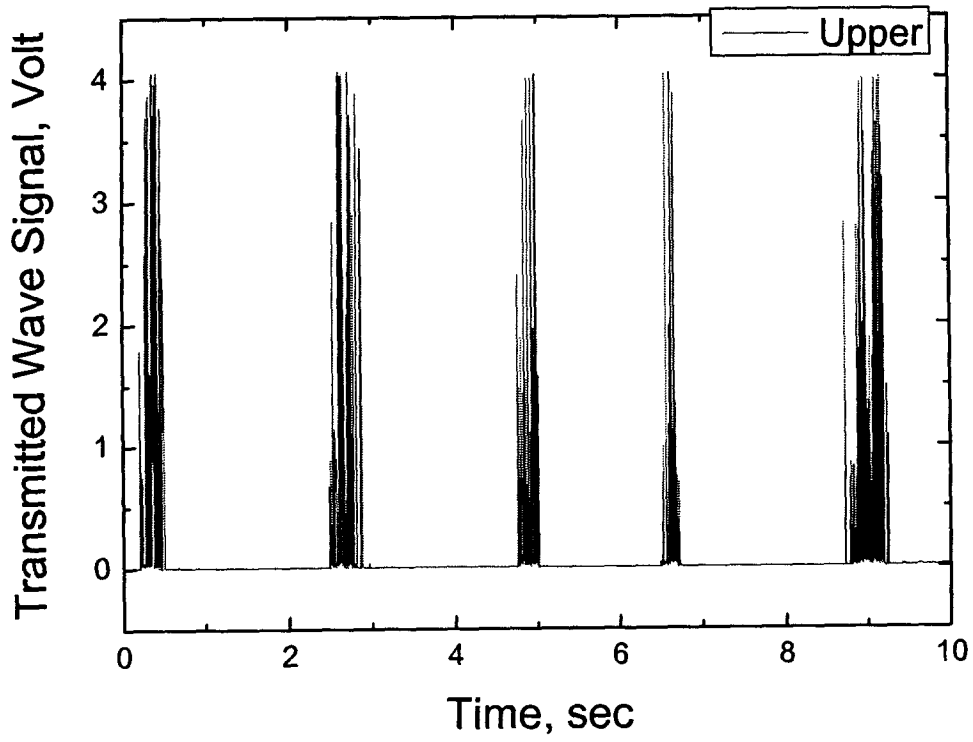


그림 6.2-16 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 1.0 m/s, j_R : 4.3 m/s)

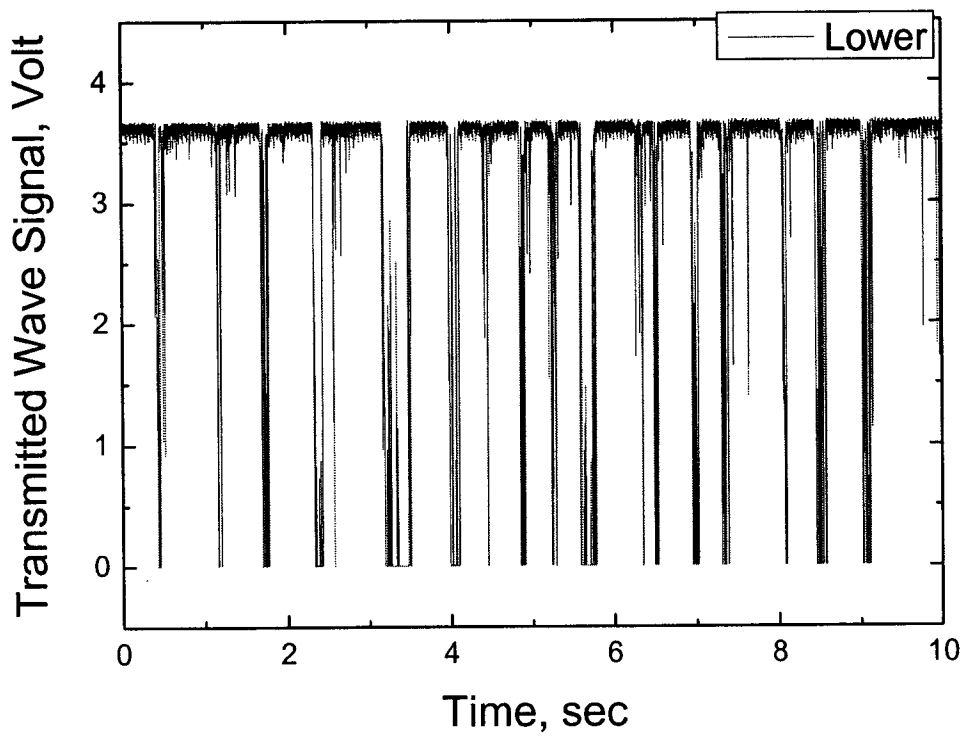
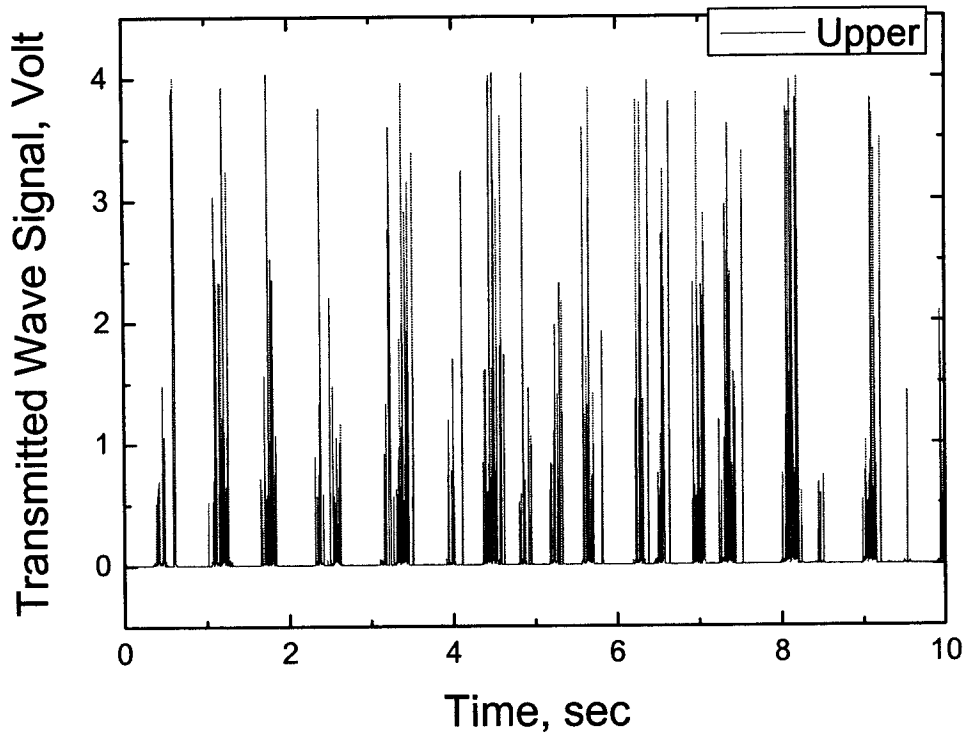


그림 6.2-17 슬러그 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 2.5 m/s, j_g : 4.3 m/s)

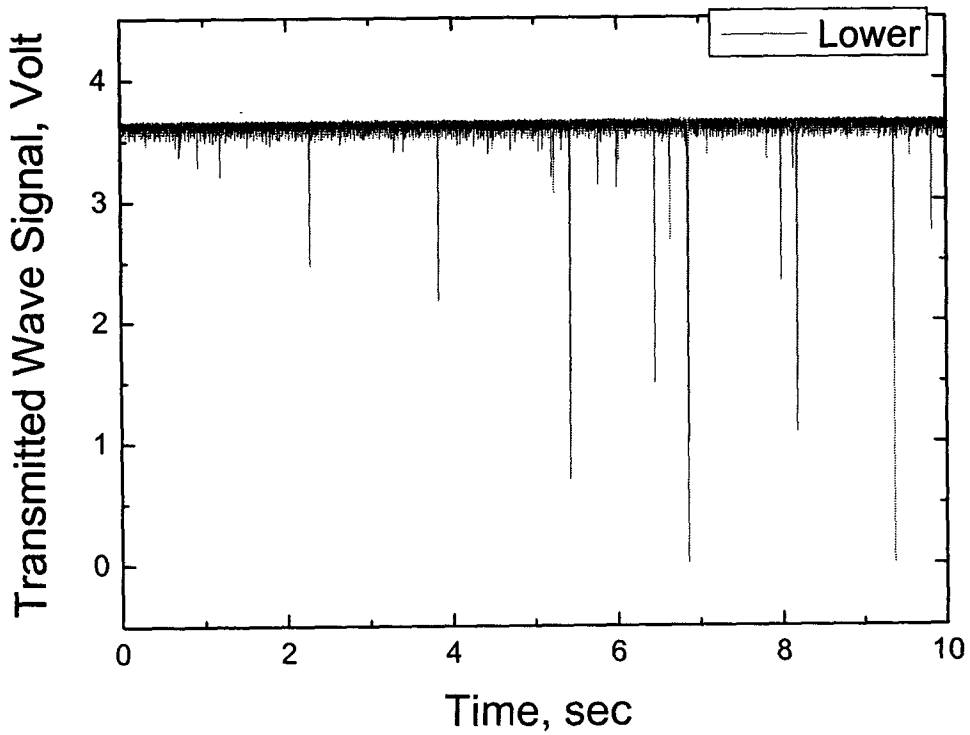
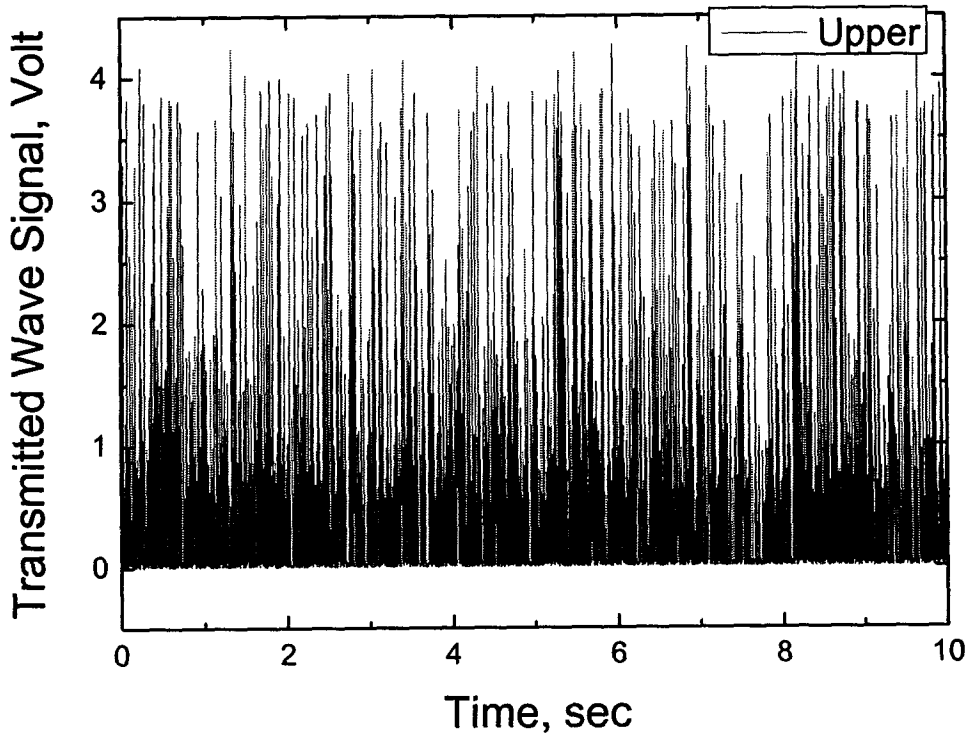


그림 6.2-18 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 5.4 m/s, j_g : 0.85 m/s)

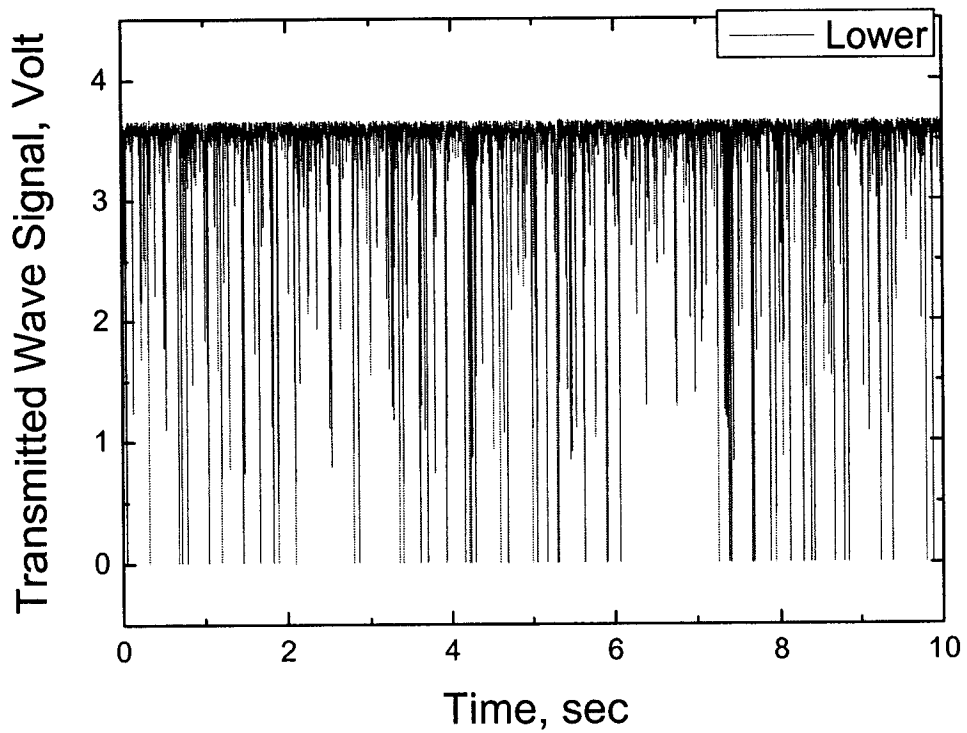
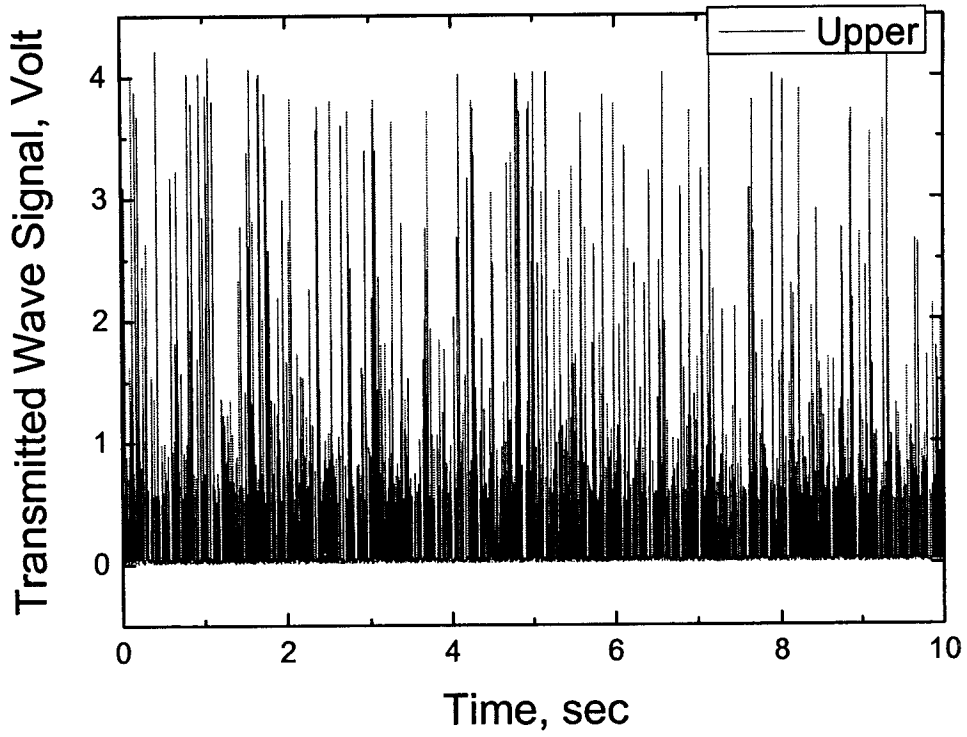


그림 6.2-19 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 7.4 m/s, j_k : 0.85 m/s)

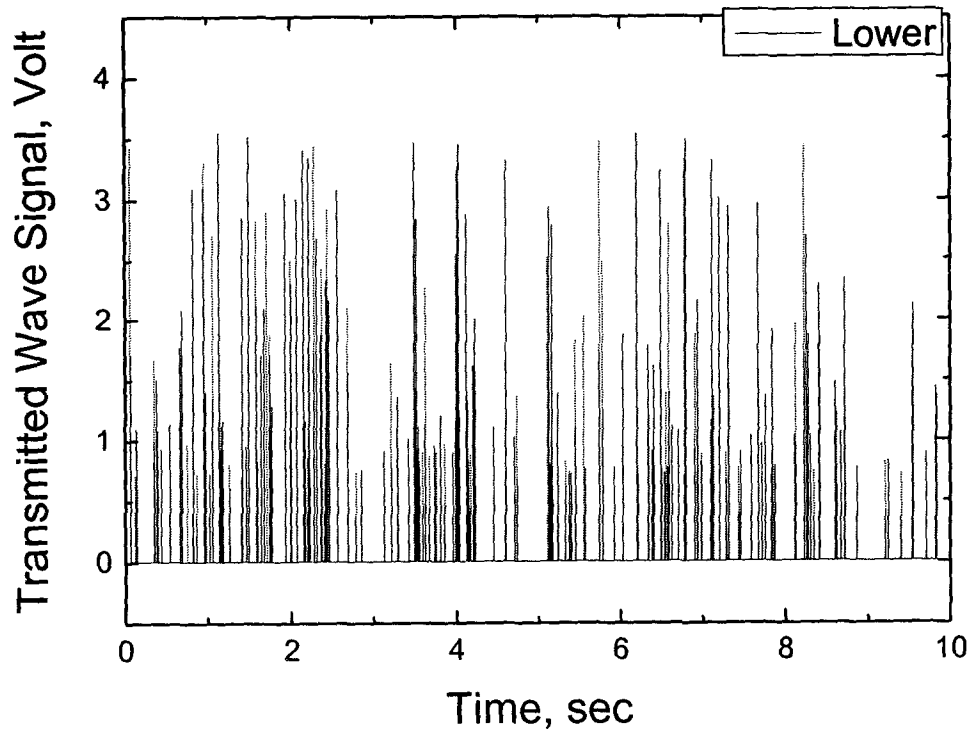
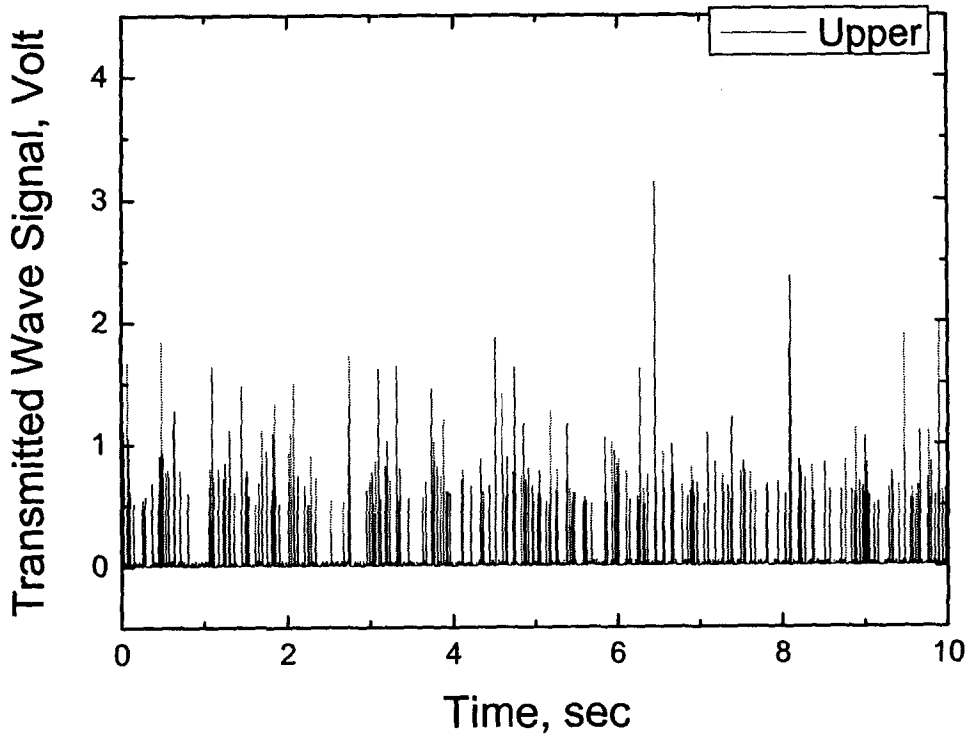


그림 6.2-20 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
 (j_f : 5.4 m/s, j_g : 4.5 m/s)

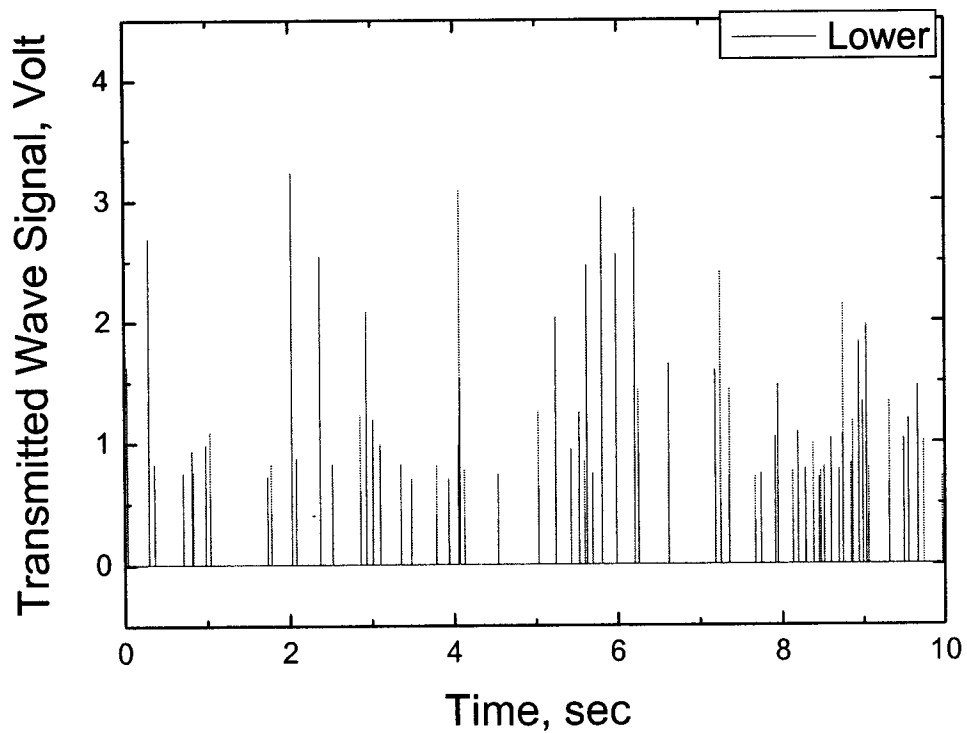
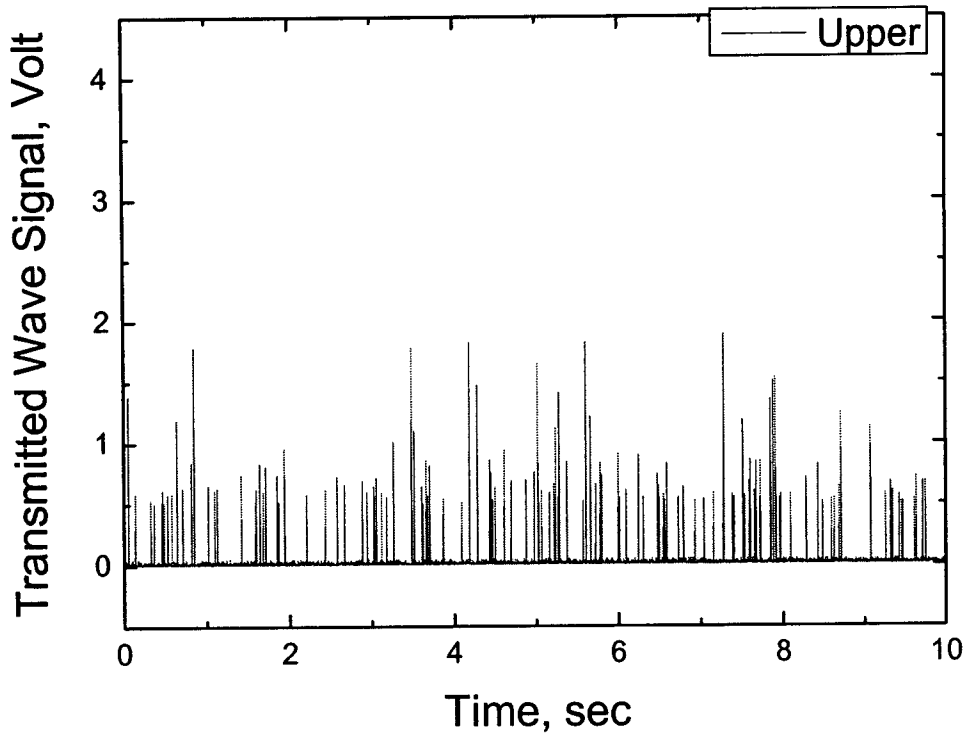


그림 6.2-21 분산 기포 유동 조건에서의 투과 초음파 신호
(j_f : 7.4 m/s, j_k : 4.5 m/s)

제 3 절 국소 기포변수 측정 프로브법

1. 다차원 기포속도 측정기법

가. 개발 배경 및 목적

2상유동의 다차원 거동은 원자로의 안전해석에 중요한 영향을 미친다. 최근에 국내외적으로 기존의 일차원적 해석방법론에 기초한 원자로 안전성 예측 결과의 신뢰도에 대한 문제 제기과 함께 최적 해석을 위한 다차원적 해석 능력을 갖추하고자 노력을 기울이고 있다. LBLOCA 재관수 기간 동안의 강수부 비등현상이 그 대표적인 대상으로서, 강수부에서 발생하는 다차원적인 2상유동 현상에 대해서 기존의 일차원적인 안전해석방법론이 가지는 취약점이 도출되었다. 따라서 다차원적인 2상유동 현상에 대한 해석능력 제고를 위한 노력이 필요하며 이를 뒷받침할 수 있는 신뢰성 있는 다차원 실험 데이터가 제공되어야 한다. 다양한 형태의 다차원적인 실험데이터 생산은 코드 개발의 한 축으로 진행되고 있는 CFD 코드를 안전해석에 활용하기 위한 방법론 개발에도 기여할 것으로 기대된다.

본 연구에서는 다차원적인 유동조건에 대해 계면을 통한 운동량 및 에너지 전달에 대한 적절한 모델개발을 위한 실험데이터를 생산하기 위한 노력의 일환으로서, 다 센서 프로브를 활용하여 다차원적인 기포의 속도벡터를 측정하기 위한 방법론 개발을 그 목적으로 한다.

4센서법은 기준센서로부터 세 개의 후방센서방향으로의 속도를 측정하여 계면면적밀도 및 계면의 구조를 측정할 수 있다.(Kataoka et al., 1986) Shen et al.(2005)은 4센서 방법론으로부터 계면속도의 계면 수직방향성분을 도출하기 위한 수학적인 관계식을 유도하였다. Shen et al.(2006)은 국소 순간 다차원 계면속도 벡터를 도출하기 위해 세 개의 4센서 set를 구성할 수 있는 최대 6개의 센서를 활용한 방법론을 제시하였다. 그러나 이러한 방법론은 적용하기에 매우 복잡한 형태를 가진다. 본 연구에서는 유동을 해석하는데 있어서 순간 계면의 속도에 대한 중요성을 줄이고, 평균 계면의 속도벡터를 합리적으로 도출하는데 중요도를 두었다.

나. 측정원리

국소 기포속도 벡터는 순간적인 계면의 속도 보다는 시간 평균 속도에 기초하여 도출되었다. 특정 국소지점을 기준센서 끝점이 위치한 곳으로 정의하고, 이 지점에서 계면의 순간 수직벡터는 순수한 일차원적인 거동을 보

이는 유동이라 하더라도 임의의 방향을 가진다. 대부분의 2상유동 상황에서 계면의 수직벡터는 기포의 움직이는 방향을 z축으로 하는 좌표계에서 측대칭형으로 분포한다고 가정하였다. 이를 포함한, 다차원 속도벡터 도출기법에서 적용하였던 가정들을 정리하면 아래와 같다.

i) 계면 수직벡터의 시간평균 방향은 계면의 속도벡터가 가지는 방향과 같다.

ii) 센서 배치 간격 내에서 계면의 곡률을 무시한다.

iii) 기포가 센서 끝점을 지나면서 발생할 수 있는 계면움직임 및 모양의 변형은 무시한다.

이러한 가정을 토대로 하여 아래에 4개의 센서를 통해 측정된 속도 데이터를 이용하여 평균 기포속도벡터를 유도하는 과정을 기술하였다. 수식에서 표현되는 각각의 변수들은 시간평균값을 의미한다. 계면의 시간평균 수직벡터의 방향이 기포속도벡터의 그것과 같다는 가정 하에 그림 6.3-1은 평균 기포속도 벡터와 기준센서로부터 각 후방센서방향으로 측정된 속도벡터와의 관계를 보여주고 있다. 그림 6.3-1(a)로부터 아래와 같은 관계식을 유도할 수 있다.

$$(\vec{V}_{p1} - \vec{V}_i) \cdot \vec{V}_i = 0 \quad (6.3-1)$$

그림 6.3-1(b)를 참조하여 기준센서에 대한 다른 두 후방센서에도 동일한 관계식을 적용함으로써 식 6.3-2와 같은 세 개의 방정식 계를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} V_{p1x}V_{ix} + V_{p1y}V_{iy} + V_{p1z}V_{iz} &= |\vec{V}_i|^2 \\ V_{p2x}V_{ix} + V_{p2y}V_{iy} + V_{p2z}V_{iz} &= |\vec{V}_i|^2 \\ V_{p3x}V_{ix} + V_{p3y}V_{iy} + V_{p3z}V_{iz} &= |\vec{V}_i|^2 \end{aligned} \quad (6.3-2)$$

위 방정식계를 연립하여 아래와 같은 평균 속도 및 각 축방향의 속도 성분을 얻는다.

$$\begin{aligned}
 |V_i| &= \frac{|A_0|}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}} \\
 ,V_{ix} &= \frac{A_0 A_1'}{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2} \\
 ,V_{iy} &= \frac{A_0 A_2'}{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2} \\
 ,V_{iz} &= \frac{A_0 A_3'}{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}
 \end{aligned} \tag{6.3-3}$$

여기서 사용된 변수들은 아래와 같이 정의된다.

$$\begin{aligned}
 A_0' &\equiv \begin{vmatrix} V_{p1x} & V_{p1y} & V_{p1x} \\ V_{p2x} & V_{p2y} & V_{p2z} \\ V_{p3x} & V_{p3y} & V_{p3z} \end{vmatrix}, & A_1' &\equiv \begin{vmatrix} 1 & V_{p1y} & V_{p1x} \\ 1 & V_{p2y} & V_{p2z} \\ 1 & V_{p3y} & V_{p3z} \end{vmatrix}, \\
 A_2' &\equiv \begin{vmatrix} V_{p1x} & 1 & V_{p1x} \\ V_{p2x} & 1 & V_{p2z} \\ V_{p3x} & 1 & V_{p3z} \end{vmatrix}, & A_3' &\equiv \begin{vmatrix} V_{p1x} & V_{p1y} & 1 \\ V_{p2x} & V_{p2y} & 1 \\ V_{p3x} & V_{p3y} & 1 \end{vmatrix}
 \end{aligned}$$

위 해는 방향 코사인을 이용하여 아래와 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned}
 |V_i| &= \frac{|A_0|}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}} \\
 \cos\eta_{vx} &= \frac{A_1}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}} \frac{A_0}{|A_0|}, \\
 \cos\eta_{vy} &= \frac{A_2}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}} \frac{A_0}{|A_0|}, \\
 \cos\eta_{vz} &= \frac{A_3}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 + A_3^2}} \frac{A_0}{|A_0|}
 \end{aligned} \tag{6.3-4}$$

여기서

$$A_0 \equiv \begin{vmatrix} \cos\eta_{p1x} & \cos\eta_{p1y} & \cos\eta_{p1z} \\ \cos\eta_{p2x} & \cos\eta_{p2y} & \cos\eta_{p2z} \\ \cos\eta_{p3x} & \cos\eta_{p3y} & \cos\eta_{p3z} \end{vmatrix}, A_1 \equiv \begin{vmatrix} 1/V_{p1} & \cos\eta_{p1y} & \cos\eta_{p1z} \\ 1/V_{p1} & \cos\eta_{p2y} & \cos\eta_{p2z} \\ 1/V_{p1} & \cos\eta_{p3y} & \cos\eta_{p3z} \end{vmatrix},$$

$$A_2 \equiv \begin{vmatrix} \cos\eta_{p1x} & 1/V_{p2} & \cos\eta_{p1z} \\ \cos\eta_{p2x} & 1/V_{p2} & \cos\eta_{p2z} \\ \cos\eta_{p3x} & 1/V_{p2} & \cos\eta_{p3z} \end{vmatrix}, A_3 \equiv \begin{vmatrix} \cos\eta_{p1x} & \cos\eta_{p1y} & 1/V_{p3} \\ \cos\eta_{p2x} & \cos\eta_{p2y} & 1/V_{p3} \\ \cos\eta_{p3x} & \cos\eta_{p3y} & 1/V_{p3} \end{vmatrix}$$

이다. 각도와 관련된 다양한 변수들은 아래와 같이 정의된다.

$\eta_{vx}, \eta_{vy}, \eta_{vz}$: 평균 기포속도벡터와 좌표계사이의 각도 (미지변수)

$\eta_{pkx}, \eta_{pky}, \eta_{pkz}$: 기준위치에 대한 각 후방센서방향과 좌표계 사이의 알고 있는 각도 ($k=1, 2, 3$)

다. 측정센서

상기 방법론을 이용하여 다차원적 기포속도를 측정하기 위하여 그림 6.3-2와 같은 프로브를 제작하였다. 그림 6.3-3은 5센서의 팁 구성을 보여주며, 다양한 방향으로의 계면의 이동속도를 효과적으로 측정할 수 있도록 설계되었다. 본 연구에서는 하부에 위치한 센서 0를 기준센서로 정의하고, 측정지점으로 설정하였다. 센서 2를 제외한 나머지 센서는 동일한 평면상에 구성되며, 센서 2는 나머지 센서가 구성하는 평면에 1mm 전방으로 도출되어 있다. 센서 0와 1은 가열벽면에 평행한 방향으로 2mm 간격을 가진다. 유동이 수직방향으로 흐를 경우 센서 0와 1을 이용하여 속도를 측정할 수 있다. 그러나 다차원 속도를 얻기 위한 방법론 적용을 위해서 본 연구에서는 센서 1을 무시하고, 기준센서인 센서 0와 세 개의 후방센서, 즉 센서 2,3,4를 활용하여 다차원적인 기포 속도벡터를 도출하였다.

라. 적용례

개발된 방법론은 강수부비등현상을 규명하기 위한 DOBO실험에서 시간 평균 국소 다차원 증기속도를 얻기 위해 활용되었다. 그림 6.3-2는 DOBO실험 set중 70kW/m^2 열속조건에서 기포가 존재하는 영역의 다차원 증기속도 측정결과로서 각 단면은 하부에서부터 차례로 가열벽면 바닥으로부터 1.53, 2.53, 3.53, 4.53m 위치에 해당한다. 아래 두 단에서는 벽면에서 생성된 기포가 채널 중앙부로 약간 편향되어 수직상승하는 모습을 보이며, 이는 가시

화를 통해 관측된 결과와 정성적으로 일치한다. 위의 두 단에서는 채널 중앙부에서 큰 값의 수직속도 성분을 가지고, 벽면부에서 작거나 하향 속도가 걸리는 특성을 보여주고 있으며 이러한 속도절대값의 분포는 기포울의 분포 특성과 유사한 경향을 보인다. 중앙수직선상에 있는 후방센서를 제외한 세 개의 후방센서를 활용하였음에도 수직방향의 주 속도성분이 도출되고 있으며 이는 방법론의 건전성을 입증하는 결과라고 할 수 있다.

2. 5센서 프로브를 활용한 수직유동 기포변수 측정기법 검증

가. 배경 및 목적

다양한 기포변수들 중 계면면적밀도는 2상유동 혼합물의 단위체적당 계면의 면적으로 정의되며 길이의 역수의 단위를 가지며, 2상유동해석 모델 결과에 매우 중요한 영향을 미치는 인자이다. 현재 활용이 되고 있는 원자로 안전해석 코드에서는 이 인자를 모델하기 위해 정적 유동 패턴에 기반한 유동장에 따른 모델을 사용하고 있으나 계면면적에 직접적인 영향을 주는 입자간의 동적 상호작용 현상이 반영되지 않음으로 인해 급격한 시간적, 공간적 천이현상을 제대로 예측하지 못하는 단점이 있다. 이를 극복하기 위해 수송방정식을 계면면적밀도 예측에 활용하기 위한 연구가 활발히 이루어지고 있으며, 이러한 미래형 계면면적밀도 모델을 개발하기 위해서는 물리적 모델의 방향을 설정하고, 모델의 적합성을 평가하기 위한 많은 실험 데이터가 요구되고 있다. 그러나 계면의 형태 및 운동의 복잡성으로 인해 효과적인 측정방법론이 정립되어 있지 않으며 그 측정과정도 용이하지 않은 실정이다. 5센서 프로브법은 계면면적밀도를 측정하기 위해 고안된 방법론으로서 지난 단계에서 기본적인 방법론 및 사진법과의 비교평가연구를 수행한 바 있다. [6.3-4] 본 단계 연구에서는 IAC 측정방법론 및 검증을 위한 사진기법상에 보다 개선된 방법론을 도출하였고, IAC 측정데이터의 비교, 검증 및 부수적으로 측정 가능한 다양한 국소 기포변수 측정값에 대한 검증을 수행하였다. 본 보고서에서는 지난단계에서 개선된 부분을 중심으로 기술하여 연구내용의 중복성을 피하기로 한다.

나. 측정원리 및 방법론 수치모의

국부적 시간평균 계면면적밀도를 위한 다중센서 측정원리는 Ishii(1975)에 의해 주어진 수학적인 관계식에 기초하며 아래식과 같다. [6.3-5]

$$\bar{a}_i = \frac{1}{\Omega} \sum_j \left(\frac{1}{v_i \cdot n_i} \right) \quad (6.3-5)$$

여기서 \bar{a}_i 는 시간평균 계면면적밀도를, Ω 는 측정시간을, j 는 계면의 고유번호를, v_i 와 n_i 는 각각 계면의 속도 및 수직벡터를 의미한다.

(1) 프로브 설계 및 계면의 그룹화

그림 6.3-5는 계면면적밀도를 포함한 국소 기포변수를 측정하기 위한 프로브의 설계를 보여주고 있다. 프로브 내에 삽입되는 센서의 끝점(팁)의 구성은 그림 6.3-6과 같다. 프로브 내에 하나의 전방 및 후방센서, 그리고 원주방향으로 대칭적 위치에 세 개의 센서의 끝점이 위치한다.

본 연구에서 제안하는 5센서 프로브법은 계면이 센서를 지나는 형태를 크게 네 가지로 구분하며 각 그룹에 독립적인 방법론을 개발하였다. 각 계면의 군(群, Category)은 그림 6.3-7과 같다. 그림에서 보듯이 I군 계면은 5개의 모든 센서끝점을 지나는 기포이고, II, III군 계면은 전방을 지난 계면 중 각각 하나, 둘의 후방센서를 우회하며, IV군 계면은 중앙의 전-후방 센서만 지나는 작은 기포들로 정의한다. II군과 III군에 속하는 계면은 측정위치에서 급격한 기울기를 가지는 계면의 형태를 예상할 수 있으며, 빈도 수는 작지만 큰 계면면적밀도 값을 야기하는 중요한 우회기포에 해당한다. IV군에 속하는 기포는 중앙의 전 후방센서만 지나는 경우로서 센서의 크기와 관심 기포크기 영역을 고려할 때, 발생 가능성이 적어 무시 가능할 만하다. 그런데, 작은 기포들은 구형의 형태를 가정할 수 있고, 이러한 가정이 적용되는 크기범위에 있는 기포들은 Double-Sensor 프로브법을 활용하여 효과적으로 측정할 수 있다. 따라서 설사 다른 군으로 정의된 계면이라 하더라도 특정 기준치 이하의 크기를 가지는 기포는 IV군으로 편입시켜 Double-Sensor 법을 활용할 수 있도록 하였다. 각 군에 속하는 기포들의 계면면적밀도를 측정하기 위한 기본적인 방법론은 지난 단계보고서에서 기술하였다.[4]

(2) IV군 기포조건 확대 및 난류 보정인자 재정의

각 군에 적용된 측정방법론의 기본적인 골격은 지난단계의 연구내용과

동일하다. 다만 본 연구에서는 중앙의 두개의 전후방 센서와 특정기포크기 이하의 작은 기포를 포함하는 IV군 기포의 영역을 확대하였다. 본 연구의 5 센서 프로브설계에 따르면 중앙의 후방센서가 전방센서에 대해서 0.25mm 횡 방향으로 이탈되어 있기 때문에 작은 기포의 경우 전방센서를 지난 후 후방의 중앙센서를 지나지 않을 확률이 높다. 이러한 기포들은 구형의 형태에서 크게 벗어나지 않을 가능성이 높기 때문에 IV군의 최대 기포크기를 chordal length기준으로 2mm로 확대하였다. 이로 인해 각 군에서 정의된 우회계면들의 난류보정인자들이 아래와 같이 수정되었다.

$$\begin{aligned}
 I_{II} &= 0.63 + 0.37 \exp(-(H' - 0.11)/0.17) & (6.3-6) \\
 I_{III} &= 0.93 + 0.52 \exp(-(H' - 0.11)/0.14) \\
 I_{IV} &= (0.98 + 0.62H')(0.75 + 0.25(D_{av}/D_{av0}))
 \end{aligned}$$

윗 식은 그림 6.3-8의 수치해석 결과를 통해 얻어졌다. 수치해석 방법론은 지난 단계 연구내용에 기술되어있다.

(3) 계면면적 측정방법론 수치평가결과

그림 6.3-9와 10은 수치모의기법을 활용하여 각각 3.0, 7.0mm의 평균 기포크기 조건에 대한 전체 IAC 및 각 군의 IAC 평가결과이다. y축은 모의 IAC와 IAC 이론값과의 비이므로 두 값이 일치하면 1.0의 값을 가진다. 5센서법에 의해 모의된 전체 IAC는 참값과 잘 일치하고 있으며, 각각의 세부 군 모델도 적절한 결과를 내고 있음을 보여주고 있다.

다. 사진분석을 이용한 국소기포변수 비교

(1) 국소기포변수 도출을 위한 사진분석법 개발

5센서 프로브법의 적용성을 검증하기 위한 또 다른 시도로서 가시화 장치를 설계, 제작하여 실제 2상유동 조건에서 프로브의 데이터와 사진촬영법을 이용한 분석결과와 비교 검증 작업을 수행하였다. 가시화 장치는 아크릴로 구성되었으며 가로, 깊이 방향으로 10mm 조건의 사각채널 형태와 1m 높이를 가진다. Five-Sensor 프로브는 주 시험부 상단 중앙부에 고정시켰다. 프로브의 형태는 위에서 삽입하기 용이하도록 "I" 형태로 제작하였다. 장치의 개념도는 그림 6.3-11과 같다. 유동조건은 0.8~2.4 m/s의 유동범위를 가지며 표 6.3-1에 정리되었다. 사진 촬영은 NAC 고속 비디오 카메라를 이용하였고, 촬영속도는 1000 fps이다. 촬영된 아날로그 화상은 "Image

Pro”라는 소프트웨어를 이용하여 디지털 화상으로 변환하였다. 이 소프트웨어를 이용하여 기포의 경계 및 기포중심좌표, 기포의 장축의 각, 그리고 기포를 포함하는 box의 폭과 높이를 도출하였다. 얻어진 데이터를 활용하여 다양한 물리적 변수를 도출할 수 있는데, 우선 속도는 일정시간에 대해 기포중심의 이동거리를 측정하여 얻는다. 그림 6.3-12는 전방과 측방에서 촬영된 사진을 이용하여 기포인자를 분석하기 위한 도식이다. 그림 6.3-13은 실제 촬영된 전-측방 사진을 보여주고 있다. 프로브데이터와 사진분석은 비슷한 시간동안 이루어졌다.

실제 유동속에서 흐르는 계면의 형태는 불규칙한 구조를 가지며, 이러한 형태의 입체적인 계면을 정확히 모의하기가 어렵기 때문에, 본 연구에서는 아래와 같은 회전타원체 형태의 기포모양을 가정하였으며 장축이 그림 6.6-14와 같이 회전되었다고 가정하였다.

$$\left(\frac{x}{a}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2 = 1 \quad (6.3-7)$$

사진분석을 통해 얻어진 기포 장축의 회전각도를 활용하여 회전된 이후의 기포계면 방정식은 아래와 같이 유도할 수 있다.

$$\begin{aligned} & \left(\frac{\cos \alpha \cdot x + \sin \alpha \cdot z}{a}\right)^2 + \left(\frac{-\sin \alpha \sin \beta \cdot x + \cos \beta \cdot y + \cos \alpha \sin \beta \cdot z}{b}\right)^2 \\ & + \left(\frac{-\sin \alpha \cos \beta \cdot x - \sin \beta \cdot y + \cos \alpha \cos \beta \cdot z}{c}\right)^2 = 1 \end{aligned} \quad (6.3-8)$$

이 방정식은 다음과 같이 정리될 수 있다.

$$k_1 \cdot x^2 + k_2 \cdot y^2 + k_3 \cdot z^2 + k_4 \cdot xz + k_5 \cdot xy + k_6 \cdot yz = 1 \quad (6.3-9)$$

여기서

$$\begin{aligned}
k_1 &\equiv \frac{\cos^2 \alpha}{a^2} + \frac{\sin^2 \alpha \sin^2 \beta}{b^2} + \frac{\sin^2 \alpha \cos^2 \beta}{c^2} \\
k_2 &\equiv \frac{\cos^2 \beta}{b^2} + \frac{\sin^2 \beta}{c^2}, \\
k_3 &\equiv \frac{\sin^2 \alpha}{a^2} + \frac{\cos^2 \alpha \sin^2 \beta}{b^2} + \frac{\cos^2 \alpha \cos^2 \beta}{c^2} \\
k_4 &\equiv \frac{2 \sin \alpha \cos \alpha}{a^2} - \frac{2 \sin \alpha \sin^2 \beta \cos \alpha}{b^2} - \frac{2 \sin \alpha \cos \alpha \cos^2 \beta}{c^2} \\
k_5 &\equiv -\frac{2 \sin \alpha \sin \beta \cos \beta}{b^2} + \frac{2 \sin \alpha \cos \beta \sin \beta}{c^2} \\
k_6 &\equiv \frac{2 \cos \alpha \cos \beta \sin \beta}{b^2} - \frac{2 \cos \alpha \cos \beta \sin \beta}{c^2}
\end{aligned} \tag{6.3-10}$$

이다. 이 관계식을 만족하는 x , y , z 의 해의 범위를 각각 구할 수 있으며 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$x_{\max} - x_{\min} = 2 \sqrt{\frac{4k_2(k_6^2 - 4k_2k_3)}{(k_5k_6 - 2k_2k_4)^2 - (k_5^2 - 4k_1k_2) - (k_6^2 - 4k_2k_3)}} \tag{6.3-11}$$

$$y_{\max} - y_{\min} = 2 \sqrt{\frac{4k_1(k_4^2 - 4k_1k_3)}{(k_4k_5 - 2k_1k_6)^2 - (k_4^2 - 4k_1k_3) - (k_5^2 - 4k_1k_2)}} \tag{6.3-12}$$

$$z_{\max} - z_{\min} = 2 \sqrt{\frac{2k_1(k_5^2 - 4k_1k_2)}{(k_4k_5 - 2k_1k_6)^2 - (k_4^2 - 4k_1k_3) - (k_5^2 - 4k_1k_2)}} \tag{6.3-13}$$

각 변수들의 해의 범위는 각 방향으로 기포들을 싸고 있는 box의 폭 및 높이에 해당하며 이 값들은 사진분석을 통해 얻어지는 데이터이다. 따라서 윗 식의 미지수는 a , b , c 이며 세 개의 방정식 (6.3-11,12,13)을 이용하여 구할 수 있다.

순수 상승 기포의 경우 센서 끝점이 위치한 국소위치에서 기포율과 IAC는 아래와 같이 유도될 수 있다.

$$\alpha = \frac{1}{\Omega} \sum_i^N \frac{h_i}{v_{bi}} \tag{6.3-14}$$

$$a_i = \frac{1}{\Omega} \sum_i^N \frac{1}{v_{bi}} \sqrt{1 + \left(\frac{dz}{dx}\right)_i^2 + \left(\frac{dz}{dy}\right)_i^2} \Big|_{i=up\&bottom} \tag{6.3-15}$$

윗 식이 포함하고 있는 코드길이, h_i 와 계면의 경사율은 식 (6.3-9)를 통해 얻을 수 있으며 기포의 Sauter 평균직경은 아래와 같은 식에 의해 산출된다.

$$D_{Sm} = \frac{6\alpha}{a_i} \quad (6.3-16)$$

(2) 프로브데이터와 상호비교

프로브법은 2상유동 속에 센서를 삽입하여 계면을 직접 접촉하여 데이터를 얻는 방식이므로 센서에 의한 계면의 변형효과를 관찰하는 과정이 선행되어야 한다. 계면의 변형을 최소화하기 위해서는 센서는 가급적 가늘고 날카롭게 제작되어야 한다. 그림 6.3-15는 기포가 센서를 지나기 전과 후의 상황을 보여주는 사진이다. 사진을 통해서 보듯이 본 연구에서 사용하는 센서에 의한 계면의 변형효과는 정성적으로 미미한 것으로 평가한다.

프로브에 의한 속도데이터는 잘 알려진 drift flux모델에 의한 계산값과 비교되었다. 실험은 채널 중앙부에 있는 프로브 센서 팁에서만 이루어졌기 때문에 측정된 속도값들이 채널의 평균값을 의미하지는 않는다. 그러나 그림 6.3-16은 비교적 측정값들이 drift flux모델에 의한 값들을 잘 근사하고 있음을 보여주고 있다. 여기서 사용된 drift flux 인자들은 아래와 같다.

$$C_0 = 1.13, \quad u_{gj} = \left[\frac{0g(\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \quad (6.3-17)$$

국소 기포변수들에 대한 프로브 데이터와 사진데이터와의 비교결과는 그림 6.3-17과 18과 같다. 비교대상인자는 기포속도, 기포빈도수, 기포율, IAC, 코드길이, 기포 Sauter평균크기이다. 프로브에 의한 기포속도, 빈도수, 기포율, 코드길이는 사진 분석결과와 비교하여 각각 3.5, 8.3, 7.0, 2.8%의 평균오차를 가지며 잘 일치하고 있다. 위의 네 개의 인자들의 비교를 통해, 센서에 의한 기포계면의 변형의 미미함과 프로브 신호의 상 구분 과정에 대한 적절성을 보여준다고 할 수 있다. IAC와 기포 Sauter평균크기는 각각 9.9와 8.8%의 편차를 보이고 있으며, 이 두 인자들은 IAC측정방법론뿐 아니라 기포속도, 기포빈도수, 기포율, 기포형태에 의해 영향을 받는다. 그 중에서 기포의 빈도수와 기포의 형태가 IAC데이터에 큰 영향을 준

다. 결과그림 6.3-17(b)와 (d)를 보면 각 유동조건에서 사진 분석 데이터에 대한 프로브 데이터의 경향이 기포빈도수와 IAC에 대해 비슷하게 나타나고 있음을 알 수 있다. 따라서 IAC 방법론이 가지는 오차는 상대적으로 적게 포함하고 있음을 예상할 수 있다.

표 6.3-1 가시화 테스트 조건

Case ID	j_f (m/s)	j_g (m/s)	v_b (m/s) *D-F	α_{av} *D-F	**We $\frac{\rho_g (u_g - u_f)^2 D_b}{\sigma}$	**Re _f . $\frac{GD_H}{\mu_f}$	**Eo $\frac{g D_b^2 \Delta \rho}{\sigma}$
1	0.43	0.042	0.81	0.055	0.0092	4.6e3	4.5
2	0.48	0.061	0.90	0.073	0.011	5.1e3	5.8
3	0.52	0.045	1.01	0.052	0.0071	5.4e3	2.3
4	1.17	0.076	1.59	0.047	0.014	1.2e4	3.3
5	1.26	0.12	1.88	0.068	0.015	1.3e4	3.0
6	1.52	0.10	2.19	0.051	0.015	1.6e4	2.4
7	1.58	0.13	2.36	0.062	0.019	1.7e4	3.3

* D-F: Drift Flux Model

** Based on D-F Model

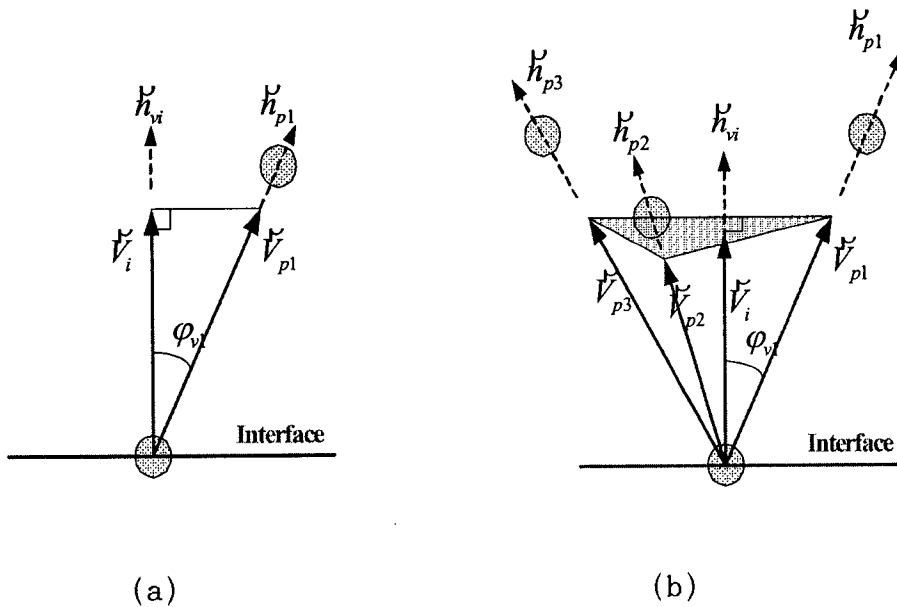


그림 6.3-1 평균 기포속도 도출위한 도식

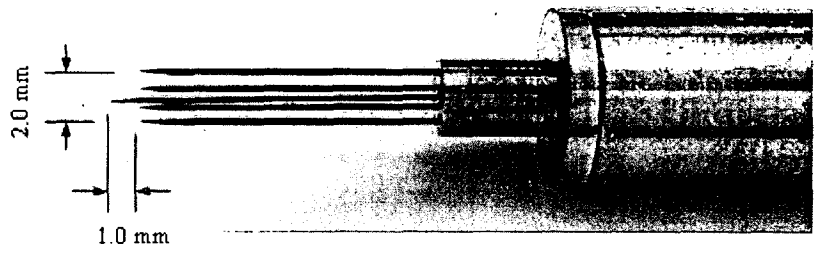
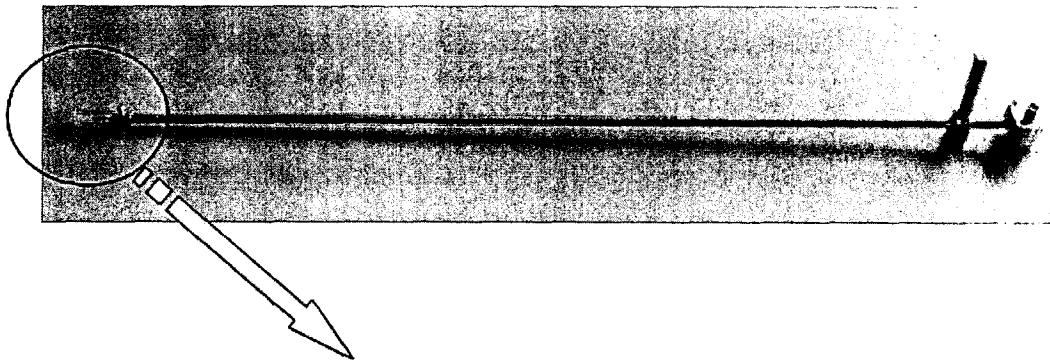


그림 6.3-2 다차원 기포속도 측정용 프로브

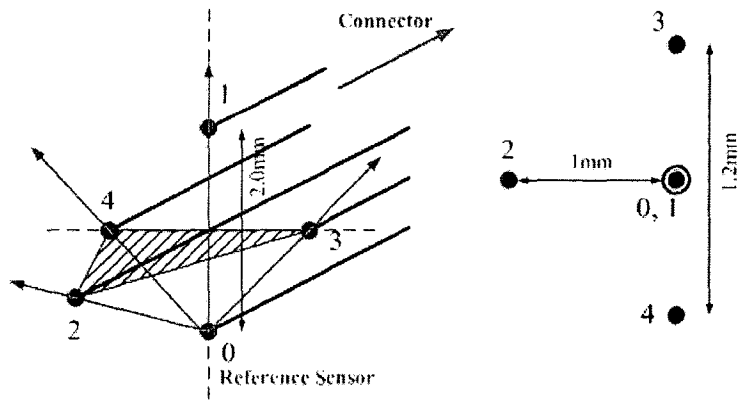


그림 6.3-3 프로브 센서 팁 구성

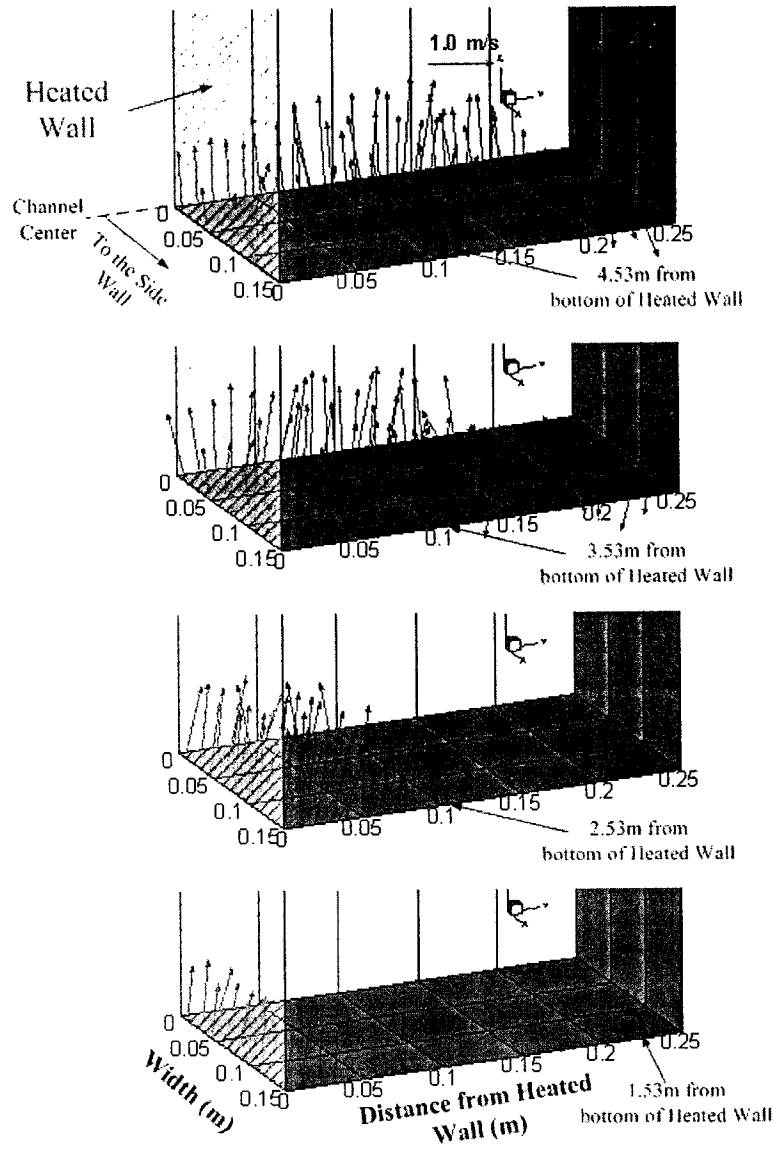


그림 6.3-4 DOBO실험에서의 다차원 증기속도 (70kW/m^2 조건)

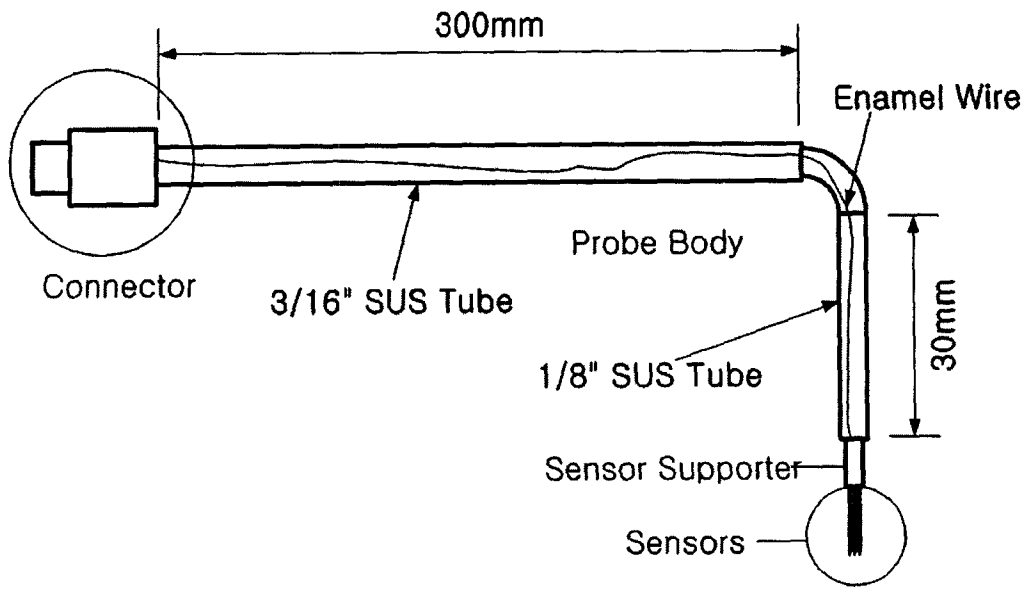


그림 6.3-5 5센서 프로브의 설계

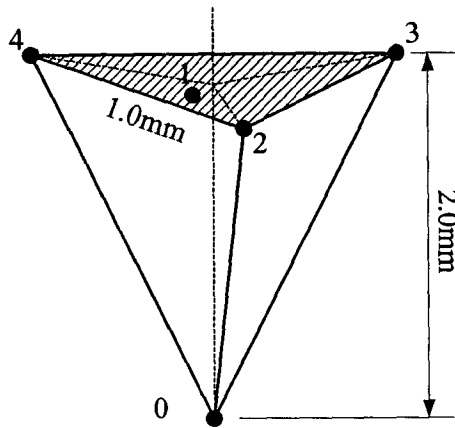


그림 6.3-6 5센서 팁 구성

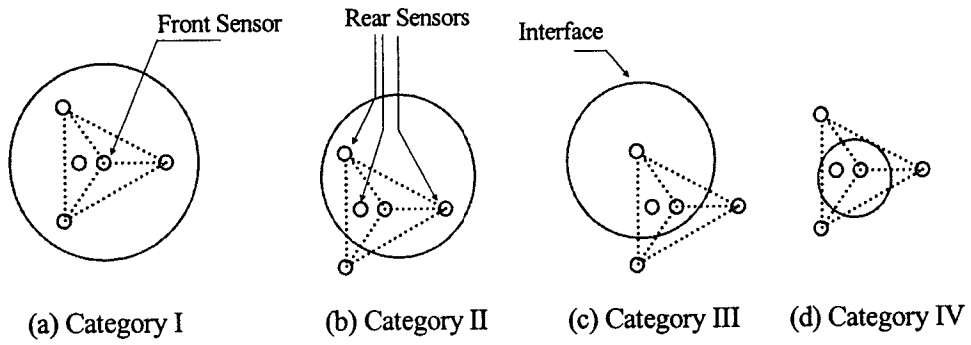


그림 6.3-7 계면이 센서를 지나는 형태에 따른 균 정의

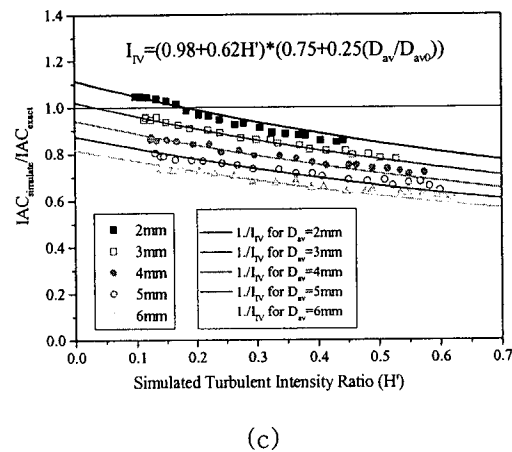
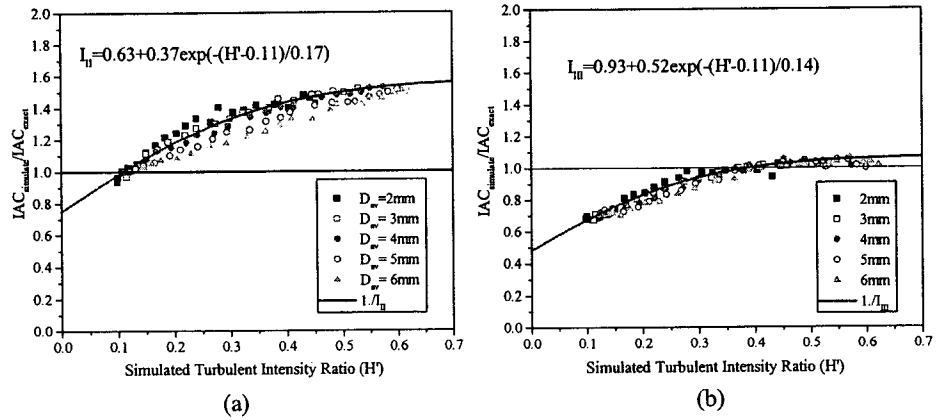


그림 6.3-8 기포요동에 따른 보정인자

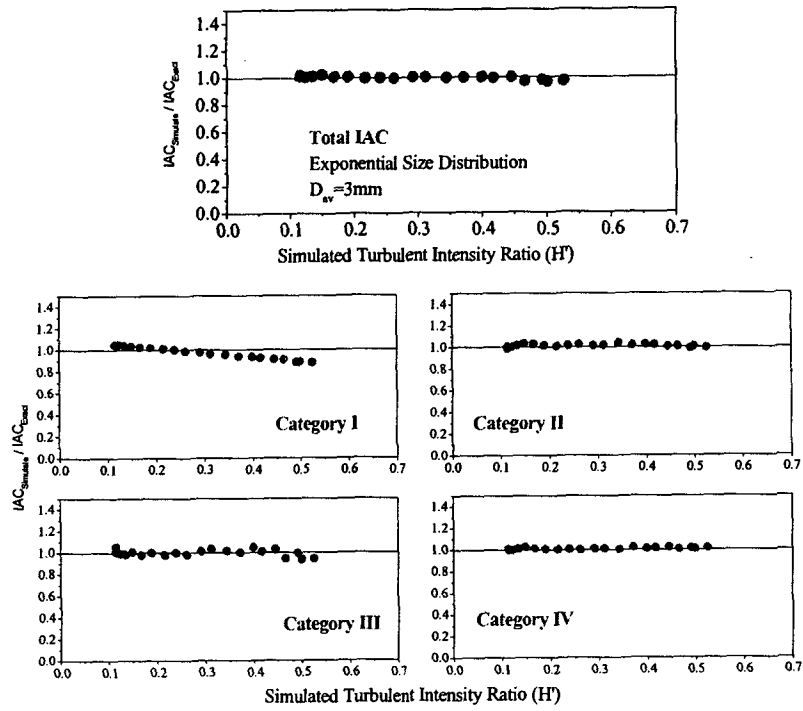


그림 6.3-9 평균기포크기 3.0mm에 대한 IAC 수치모의 결과

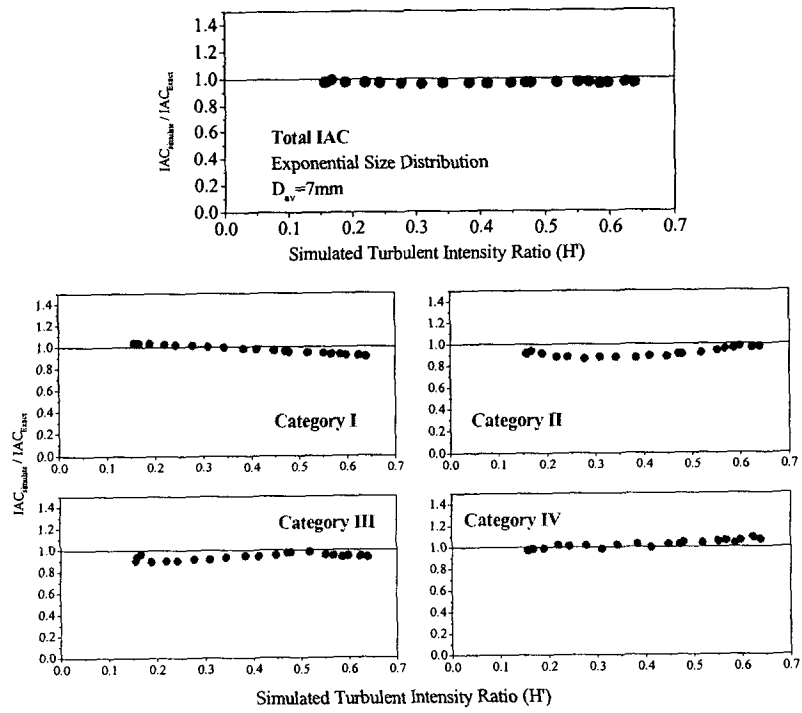


그림 6.3-10 평균기포크기 7.0mm에 대한 IAC 수치모의 결과

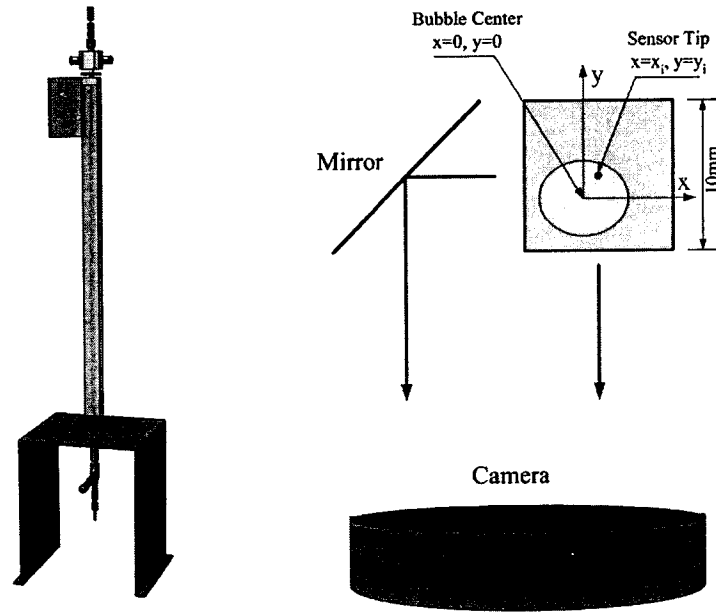


그림 6.3-11 가시화장치

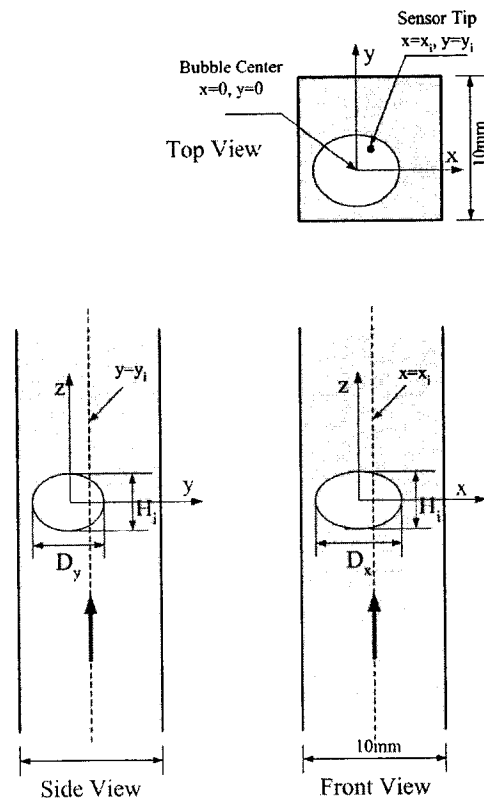


그림 6.3-12 사진분석을 위한 도식

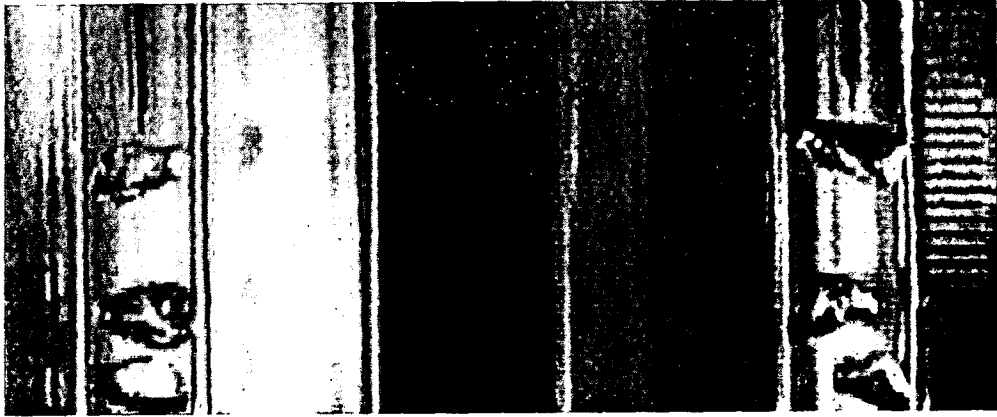


그림 6.3-13 전-측방 사진

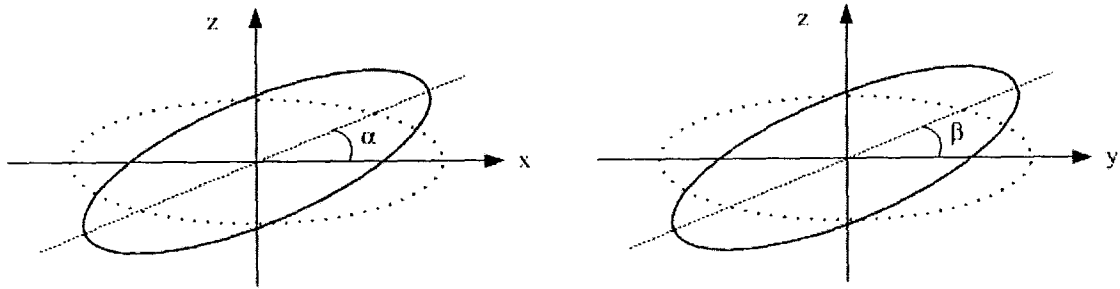


그림 6.3-14 기포의 회전각 정의



그림 6.3-15 기포의 센서관통 사진

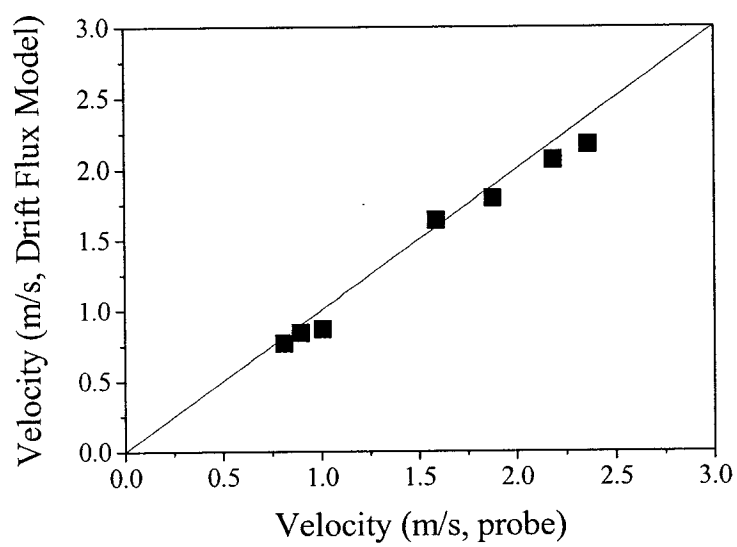


그림 6.3-16 프로브의 속도 측정값과 Drift Flux 모델
계산값 비교

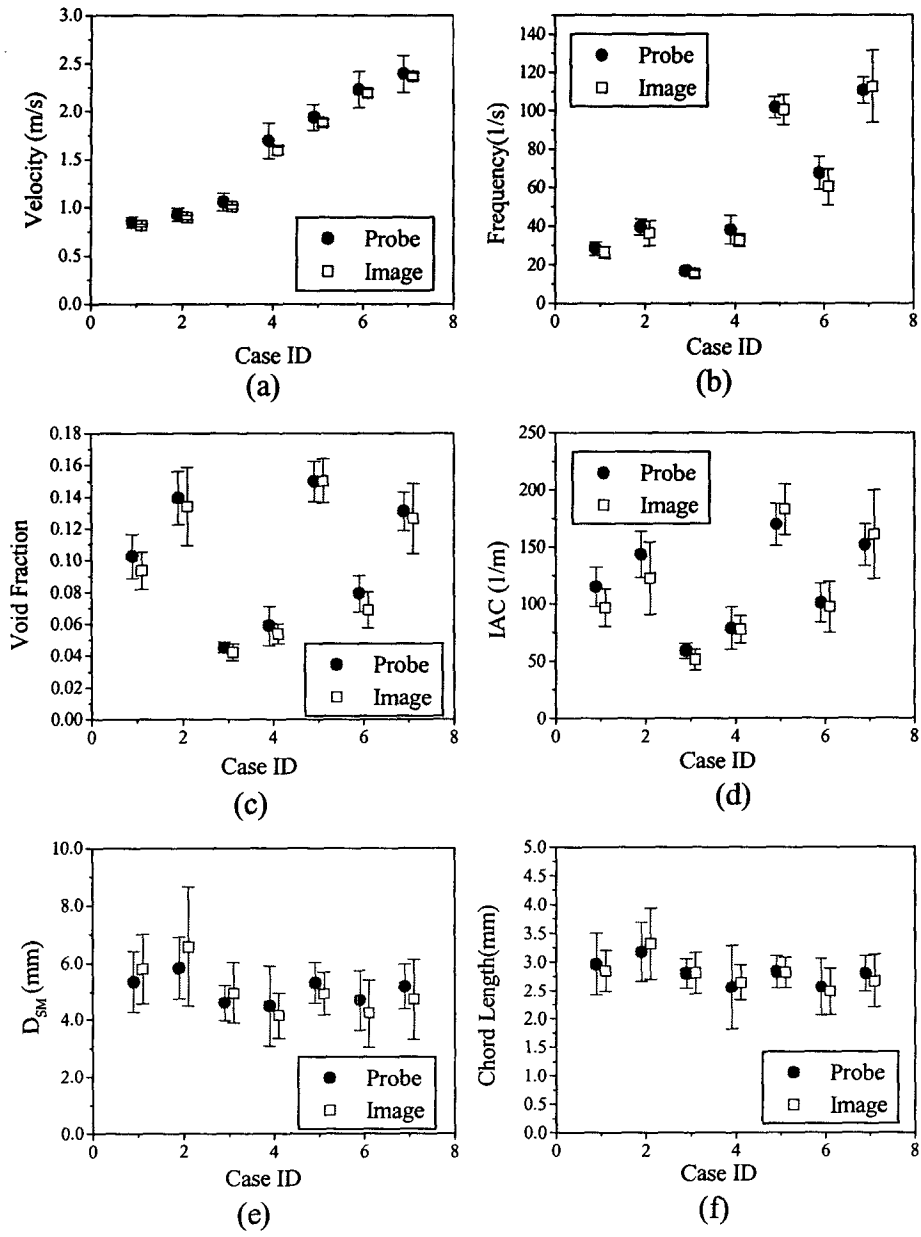


그림 6.3-17 다양한 국소기포인자들의 프로브와 사진데이터 비교(1)

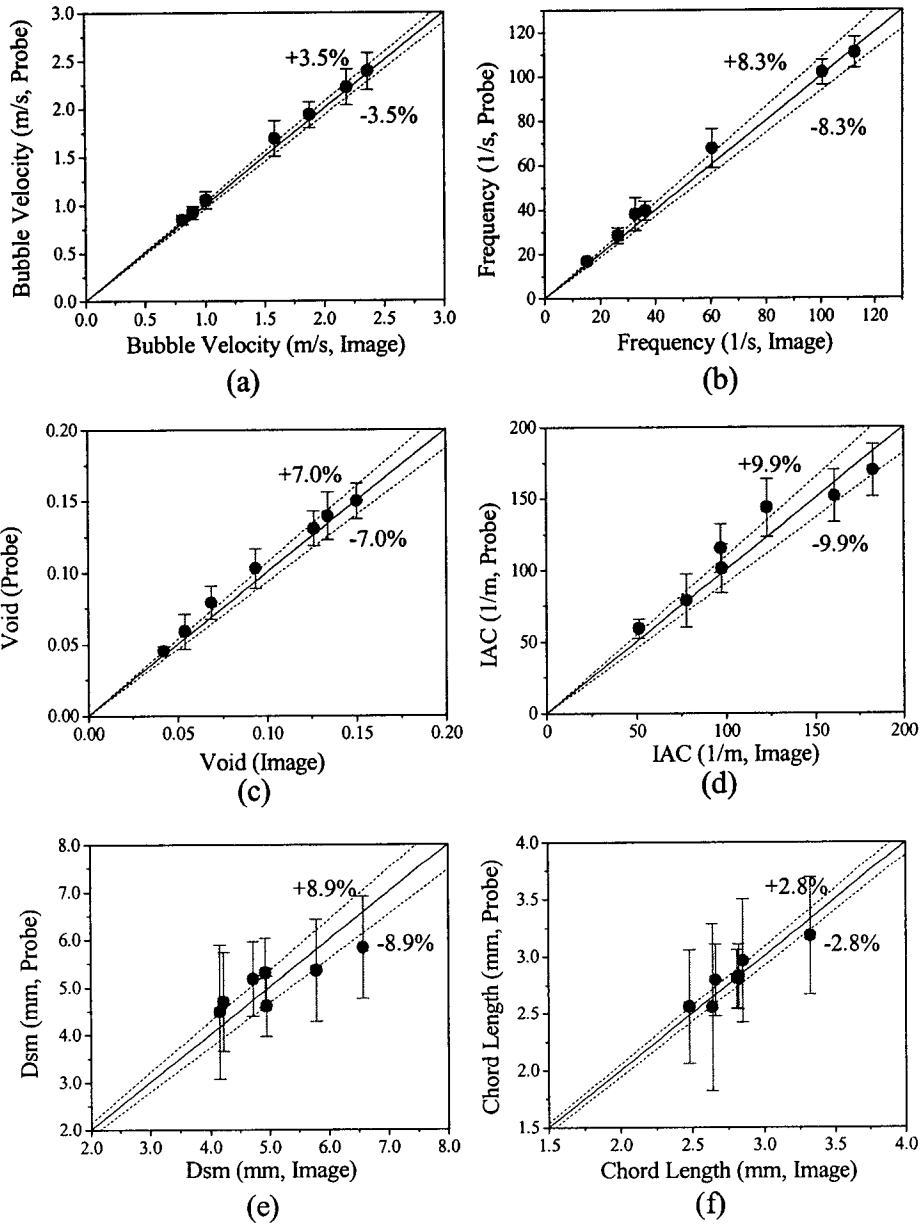


그림 6.3-18 다양한 국소기포인자들의 프로브와 사진데이터 비교(2)

제 4 절 Wire-mesh 이용 단상유동 농도 측정기법

Wire mesh는 구동 전압을 주는 구동 와이어와 수전 와이어의 2개 그룹으로 이루어진 2층 구조 형태로 구성된다. 농도, Bubble 직경 등을 관측하기 위해서는 2-Layer로 구성하며, 속도 등을 계측하기 위해서는 3-Layer등으로 구성한다. 여기서는 2-Layer 구성을 고려하여 제작하였다. Wire mesh의 구동전압 인가 와이어와 수전 와이어의 사이는 약 3~5mm 정도 띄워 놓고, 양단간에 유도되는 전압차를 측정한다. Wire 는 직경 0.2mm 이하의 인장 강도가 높은 와이어를 사용하며, 본 연구에서는 황동 합금 선을 사용하였다. 일반적인 SUS와이어는 인장 강도가 낮아 쉽게 늘어나므로 부적합하고, 탄소강류는 물에 사용 할 경우 녹이 슬어 사용할 수 없다. 바람직하게는 고인장강에 도금한 합금선이 바람직하다.

구동전압은 5~10 DCV를 사용하며 전하의 축적에 따른 성능 저하를 방지하기 위하여 (+) 전압과 (-) 전압을 교대로 인가시켜 준다. 전압인가 시간만큼 동일한 역방전 시간을 줌으로써 방전시켜 전하 축적을 방지하도록 구동 와이어에 인가시키는 직류를 변화시켰다.

그림 6.4.1은 2-Layer Wire의 구성을 나타내고 있다. I열이 수전부 와이어 열이라면 J 열은 전압인가 와이어 열이 된다. I열과 J열의 기능은 상호 교환적으로 역할을 바꾸어도 된다. 각 Grid Point에서의 측정 점은 시간에 대해서 단면에서는 유일하며 고유해야 한다. 여러 Grid Point에서 동시에 전압인가가 이루어지고 측정이 이루어지면 신호를 구분하기 어렵기 때문이다. 따라서, 한 Wire에 전압이 인가될 때 나머지 전압인가열의 Wire는 대기 상태에 놓여야 한다. 32개의 Wire로 구성된 경우, 전압이 인가되는 Wire열은 그림 4.6.2와 같이 순차적인 관계하에서 작동되어야 한다. 2 개 이상의 Wire에서 동시에 전압이 인가되면 측정이 신호의 구분이 어렵다. Wire Mesh 기본 개념은 Prasser 의 개발 개념과 동일하다.[6.4.1, & 2]

그림 6.4.3은 신호의 주기적 배분을 나타내고 있다. 이웃한 Wire 간의 시간차 dt 는 구동전압의 구분을 위하여 주는 시간차이다. Frame switching time은 단면의 측정 사이의 간격을 의미한다. 각 Frame 은 단면 사진과 같은 의미가 있다. 따라서 Game Time은 단면 단위의 측정시간차를 의미한다. H/W 및 신호 처리 속도는 Frame Time을 기준으로 구별할 수 있다. 전압이 인가되면 수전 Wire 부위에서는 그림 6.4.3의 아래 부분에 해당하는 파형으로 계측이 된다. 초기 전압은 시간이 경과함에 따라, 작아지다가 전압의 부호가 바뀌는 시점에서 최소가 된다. 측정 전압은 시간의 경과에 따라 충분히

히 떨어져 수평 구간 범위에 들어오되, 전압의 부호가 바뀌기 직전에서 계측함이 바람직하다.

그림 6.4.4 는 전압인가시 +신호와 -신호를 주기적으로 주기 위한 신호 분배 회로이다. 동일한 전압의 크기를 갖는 신호를 동일한 시간 비율만큼 주기적으로 분배해 주는 기능을 담당하는 등가회로이다. 이러한 분배기는 그림 6.4.5와 같이 32 채널에 대해 각 각 독립 모듈로 구성되어 있다. 그림 6.4.6 은 사각형 Wire Mesh의 예를 보여주고 있다.

그림 2.6.8 은 실시간 측정 이미지이며 (a)는 시간에 따른 Marching을 의미한다. 국소적 단면 분포를 가로축 Wire 여기서는 15번으로 자른 단면의 시간에 따른 진행 과정을 0에서 10 번까지의 Sampling Frame의 진행 단면이다. 그림 2.6.8 의 (a)는 평면단면을 의미한다. 그림 2.6.9는 초기 전압값을 측정하여 평균한 값으로 실시간 이미지의 전압값은 다음의 분포로 나타난다.

무소금 조건에서의 측정값과, 소금조건에서의 값에서 측정한 값으로 무차원화를 시키면, 실시간으로 측정되는 소금조건에서의 각 그리드에서 측정값은 다음과 같이 나타낸다.

$$V_t(i,j) = \frac{V(i,j) - V_i(i,j)}{V_o(i,j) - V_i(i,j)} \quad (2.6.1)$$

여기서, $V_o(i,j)$ 는 초기소금 조건의 평균값,

$V_i(i,j)$ 는 무소금 조건의 값을 의미한다.

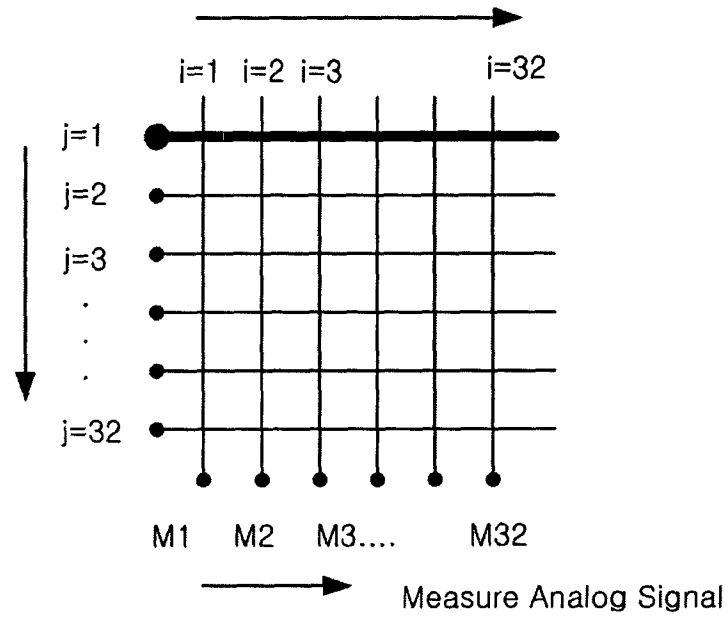


그림 6.4-1 Wire 구성

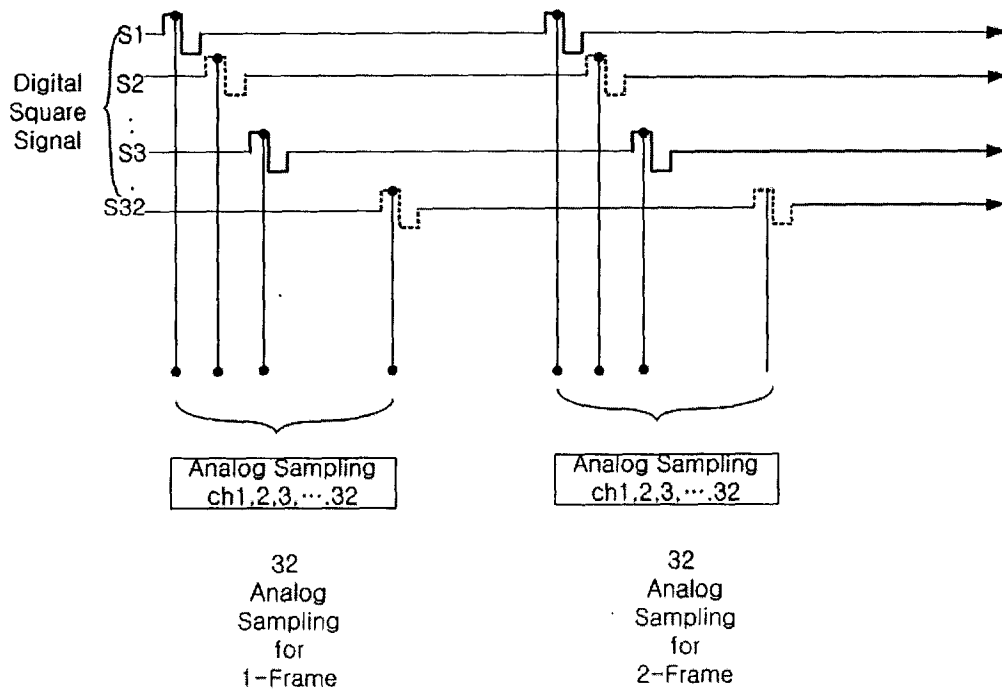


그림 6.4-2 Wiremesh Signal 인가 (1)

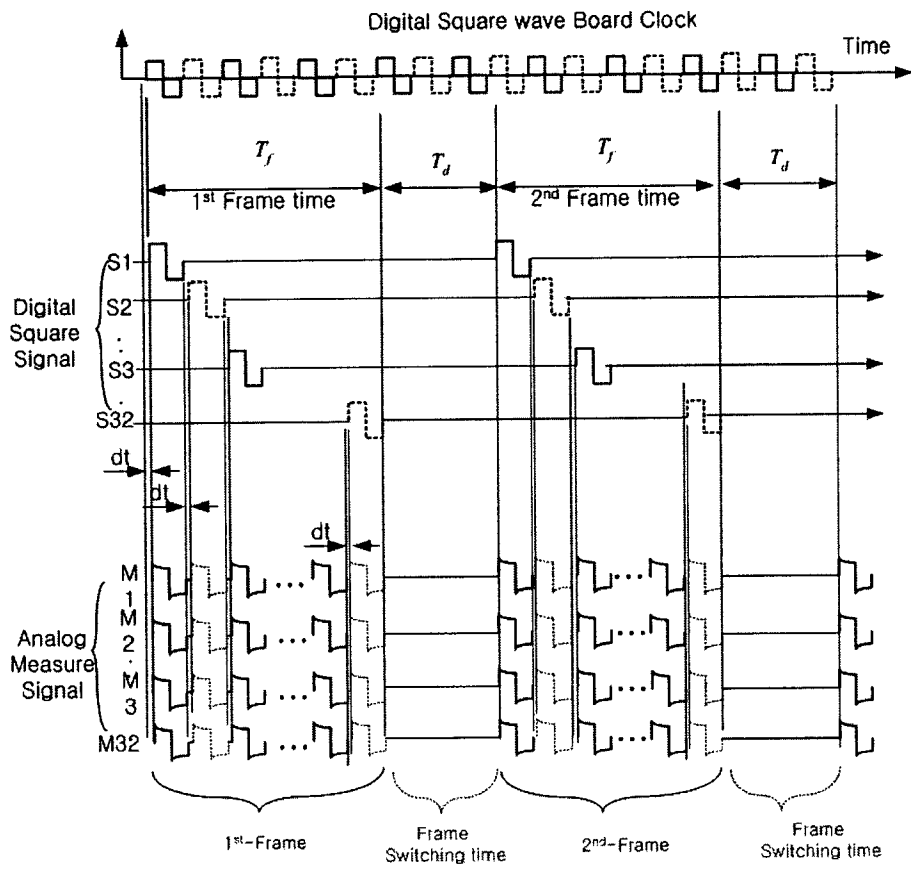


그림 6.4-3 Wiremesh Signal 인가 (2)

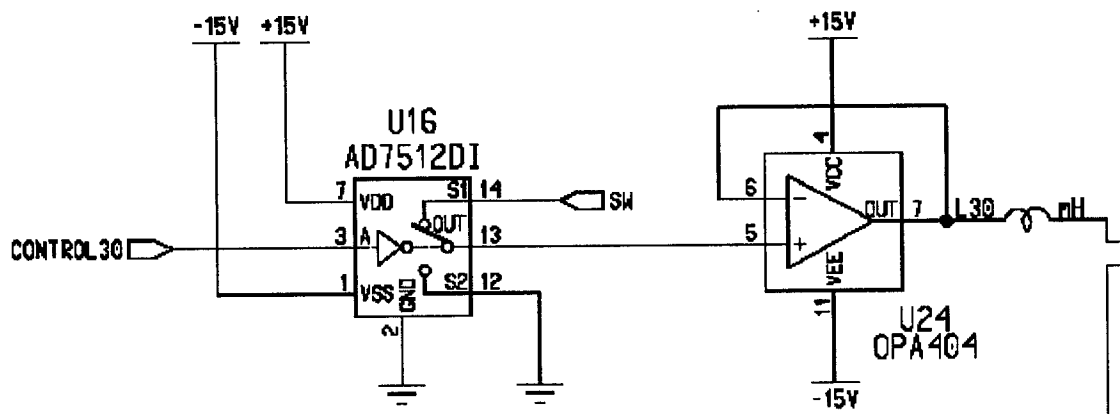


그림 6.4-4 Switching 회로

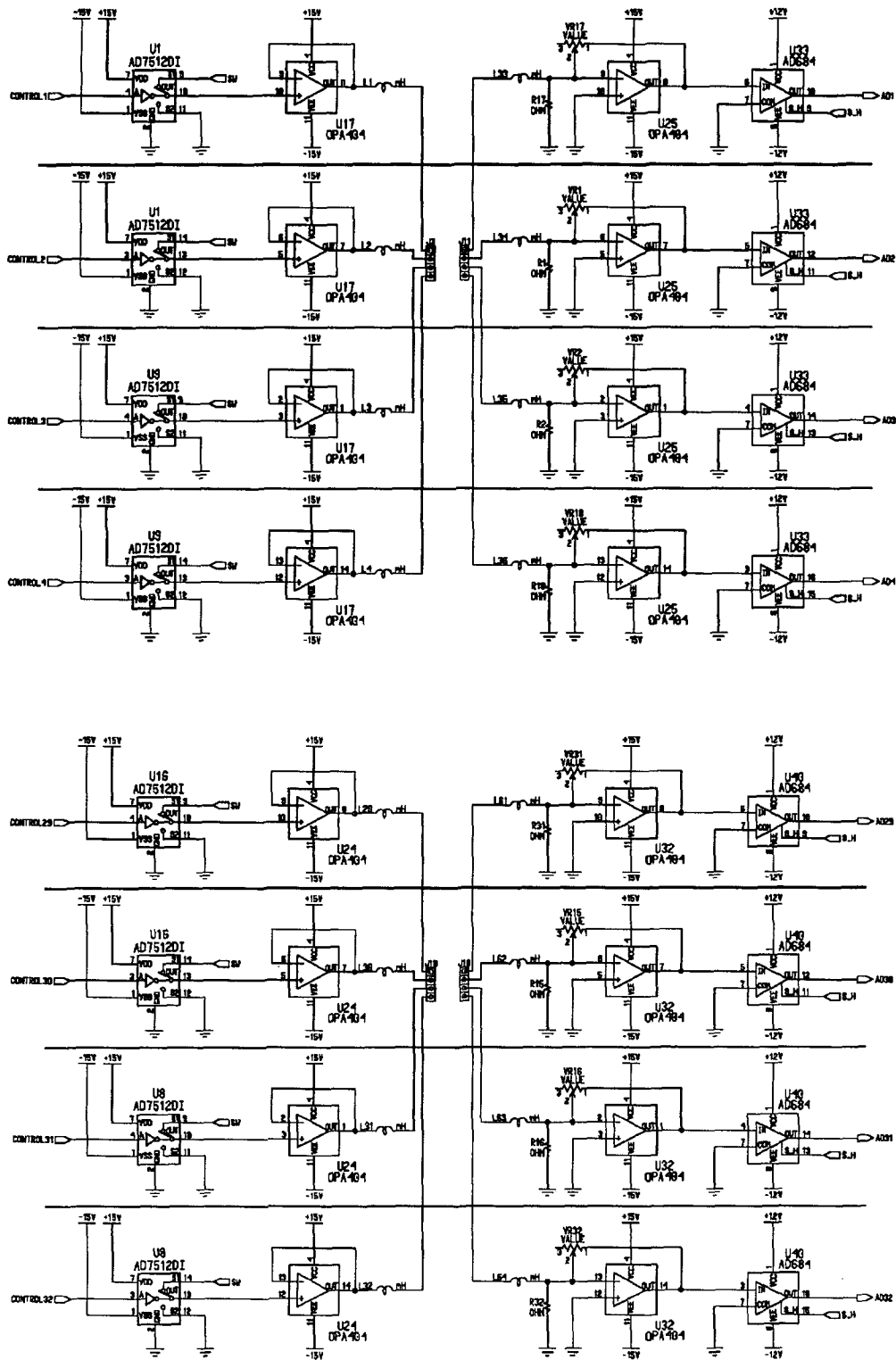
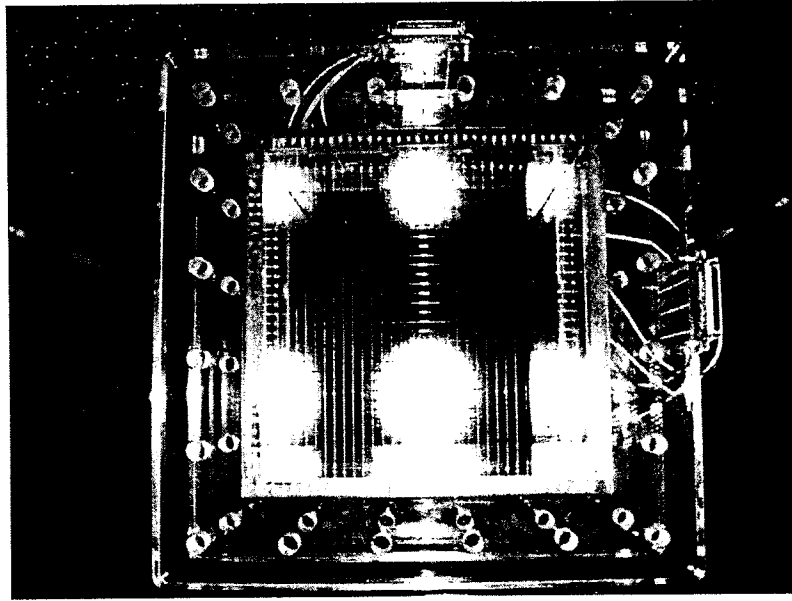
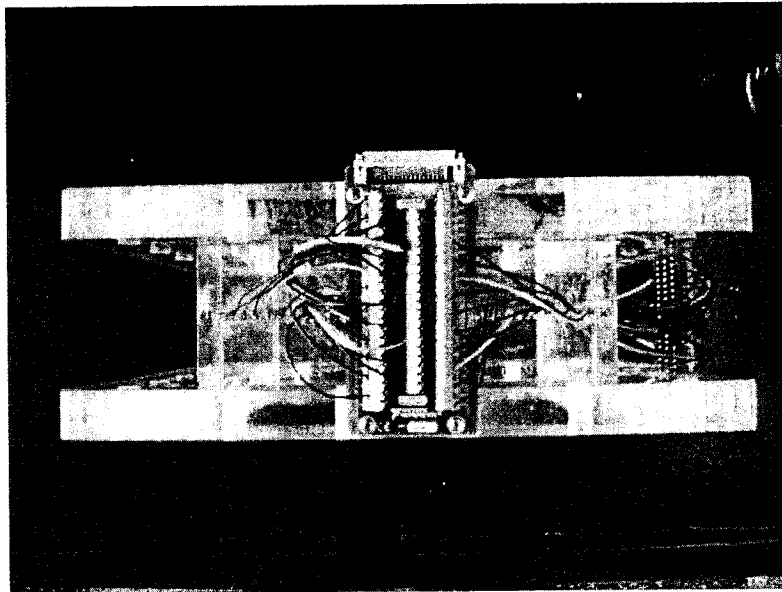


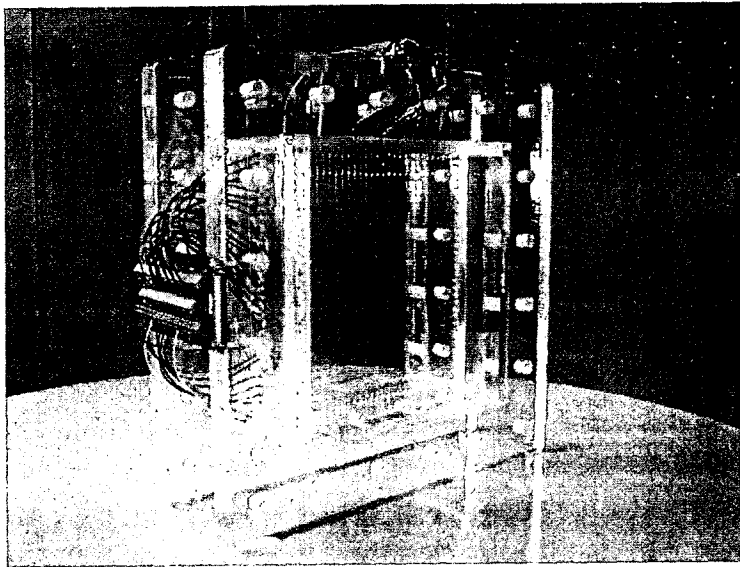
그림 6.4-5 Signal Switching 회로



(a) 평면 사진



(b) 측면사진



(c) 입체 사진

그림 6.4-6 사각형 Wiremesh

Square Wave Generator & Measurement System

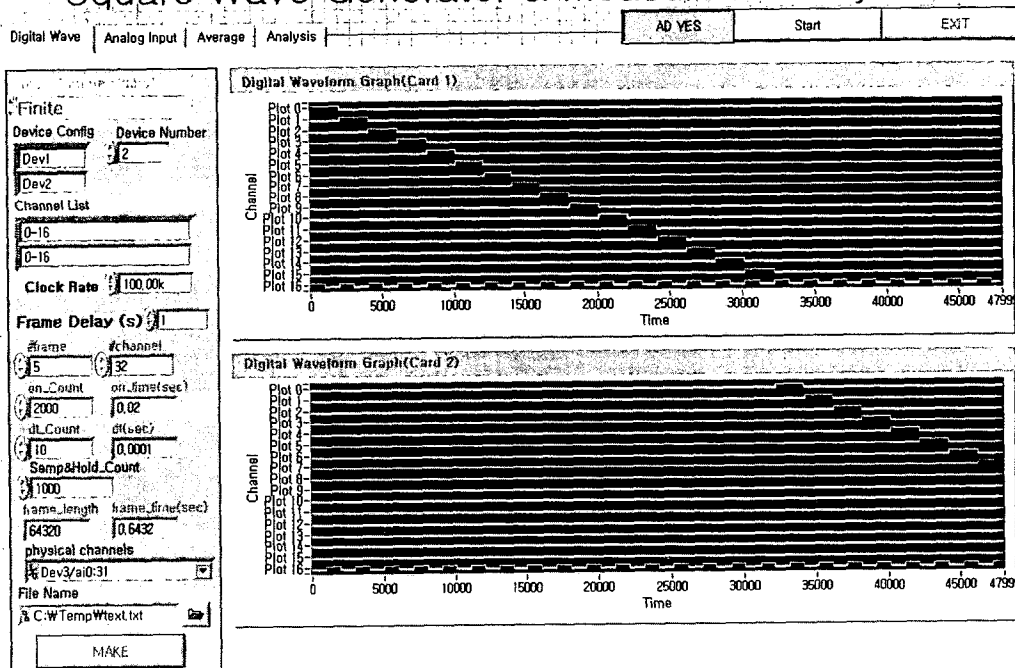
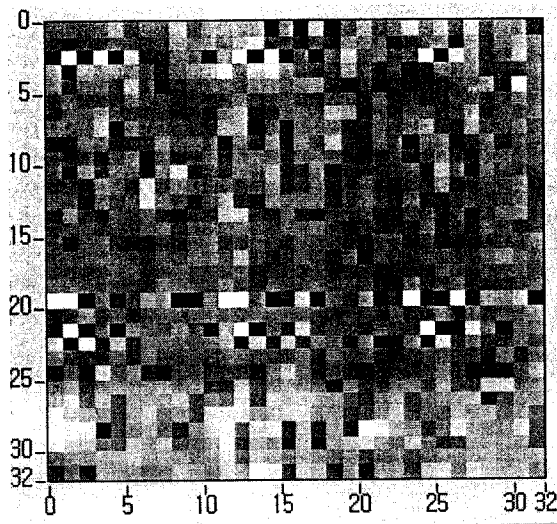


그림 6.4-7 Signal Processing System



(a) Vertical Distribution



(b) 평 단면도

그림 6.4-8 Real Time Sampling Image

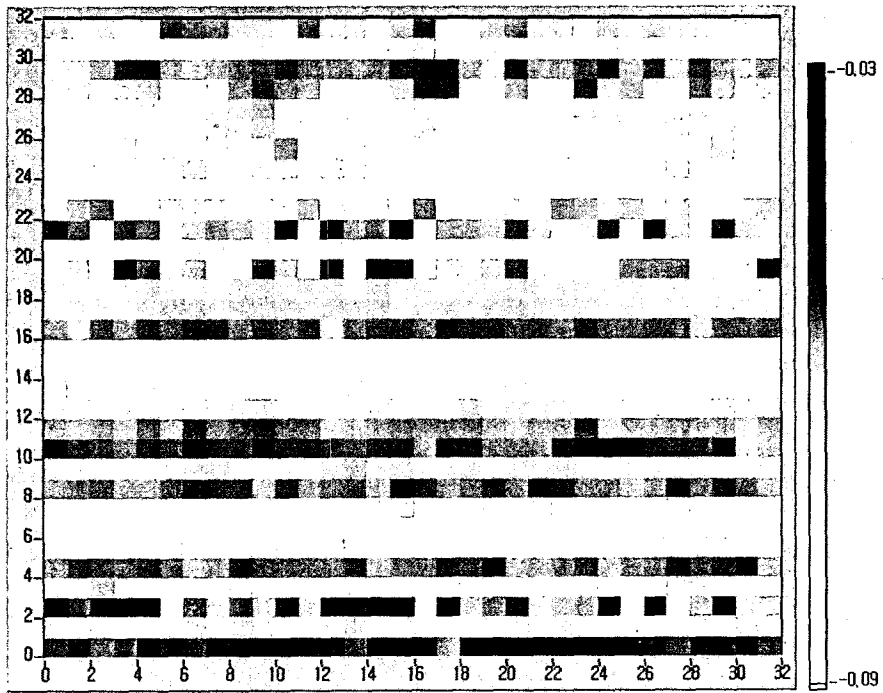


그림 6.4-9 Initial Averaged Image at zero level

제 5 절 HFA 이용 2상유동 특성 측정기법

1. 연구 배경 및 내용

가. 연구 배경

최근 액상 및 기상의 2상유동 현상을 다차원 전산해석 코드를 이용하여 해석하기 위한 많은 노력이 이루어지고 있다. 각 상간의 밀도 차, 속도 차 및 온도 차 등으로 다양한 유동 양식을 갖는 2상유동 현상을 정확히 해석하기 위해서는 경계면에서의 질량, 운동량 그리고 에너지 전달 현상에 대한 적절한 구성 방정식이 요구된다. 또한 개발된 전산코드의 검증에 위해 2상유동의 주요 변수에 대한 국소적인 실험결과가 요구된다. 이러한 구성 방정식의 모델링 및 전산 코드의 검증을 위해 주요 매개변수인 기포율, 각 상의 속도 및 계면면적밀도 등을 국소지점에서 측정하기 위한 다양한 측정 기술이 개발되어 활용되고 있다.

한국원자력연구소에서는 two conductivity probe 및 five conductivity probe를 이용하여 기포 유동 및 슬러그 유동영역에서 기체속도, 기포율, 기포크기 및 계면면적밀도 등을 측정하였다 [6.5-1]. 이러한 실험결과를 바탕으로 계면면적밀도 수송 방정식 및 기포 수밀도 수송방정식을 도출하였으며 자체적으로 개발 중인 전산 해석 코드를 검증하는데 사용하였다 [6.5-2]. 또한 상변화가 존재하는 미포화 비등영역에서의 2상유동 현상을 이해하기 위한 실험연구가 수행 중에 있다 [6.5-3].

2상유동 현상을 이해하고 모델링하기 위해서는 기포에 대한 정보뿐만 아니라 액상의 특성을 이해하는 것 또한 중요하다. 액상 내의 기포는 액상과 기상의 상대속도에 의한 전단력 및 액상과 난류의 상호 작용에 의한 힘 등으로 인해 그 다차원적 분포가 결정되기 때문에 2상유동의 상분포 및 운동량 전달에 있어서 액상의 속도와 난류 특성은 매우 중요한 변수라고 보고되었다 [6.5-4]. 또한 개발된 코드의 검증을 위한 자료로서, 해석 시 발생하는 오차의 원인을 규명하고 구성방정식의 개선을 위해 액상에 대한 정보가 요구된다. 이와 같이 기포 및 슬러그 유동에서의 2상유동 현상을 이해하기 위한 노력의 일환으로 액상의 속도 및 난류 특성을 측정하기 위한 연구를 수행하게 되었다.

나. 연구 내용

본 연구에서는 HFA (hot film anemometry)의 기본 개념 및 2상유동 적용 시 발생할 수 있는 문제점 등을 파악하였으며, 단상 액체유동 및 2상유동의 액체속도를 측정하기 위해 교정 loop를 제작하였다. 제작된 loop을 이용하여 HFA에 대한 교정을 수행하였고 그 결과를 기술하였다. 교정된 HFA를 2상유동에 적용하기 위해서는 HFA를 통해 들어오는 신호 중 액상과 기상을 구별해내는 상분리 방법론이 요구된다. 본 연구에서는 two conductivity probe 출력 신호의 상분리를 위해 사용된 상분리 알고리즘 [6.5-1]을 HFA의 신호특성에 적합하게 수정하여, 액상과 기상의 신호를 구별하는 상분리 방법론을 개발하였다. 개발된 상분리 알고리즘을 이용하여 2상유동의 기포율 및 bubble frequency를 측정하였으며, 그 결과를 conductivity probe를 이용한 측정결과와 상호 비교하여, 상분리 알고리즘을 평가하였다.

2. HFA 개요

Hot wire 및 hot film anemometry는 유체의 흐름 속에 발열체를 놓았을 경우 유체에 의해 발열체가 잃는 열에너지가 유속이 증가함에 따라 증가하는 원리를 이용하여 유체의 속도를 측정하는 계측기이다. Hot wire와 hot film의 측정원리는 동일하나 그 적용 유체 및 유동 조건에 따라 얇은 hot wire으로 이루어진 hot wire 또는 hot wire에 quartz 코팅하여 사용하는 hot film으로 구분하여 사용한다. 물과 같이 전도도가 높은 액체에 적용할 경우, 전극화 문제 및 hot wire의 내구성을 고려하여 hot film을 사용한다.

가. HWA (Hot wire anemometry) 및 HFA의 원리 [6.5-5]

Hot wire 및 hot film은 가열된 계측 부분으로부터 유체로의 대류 열 전달에 기초한 계측기이다. 본 절에서는 가장 널리 사용되는 원통형 hot wire유속계 (cylindrical hot wire)에 기초하여 그 원리를 설명하고자 한다.

그림 6.5-1과 같은 hot wire에서 미소 길이 dx 에서의 에너지 보존식은 다음과 같이 표현된다.

$$d\dot{Q}_e = d\dot{Q}_{fc} + d\dot{Q}_c + d\dot{Q}_r + d\dot{Q}_s \quad (6.5-1)$$

여기서, $d\dot{Q}_e$: 전선에서 발생하는 열에너지

$d\mathcal{Q}_{fc}^i$: 강제 대류에 의해 유체로 전달되는 열에너지

$d\mathcal{Q}_c^i$: 전도에 의해 전달되는 열에너지

$d\mathcal{Q}_r^i$: 복사에 의해 주위로 전달되는 열에너지

$d\mathcal{Q}_s^i$: 저장되는 열에너지

이때, 각 항은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$d\mathcal{Q}_e^i = \frac{I^2 \chi_w}{A_w} dx \quad (6.5-2)$$

여기서, I : 전류 χ_w : 전기 전도도 A_w : hot wire 단면 면적

$$d\mathcal{Q}_{fc}^i = \pi dh(T_w - T_a) dx \quad (6.5-3)$$

여기서, h : 열전달 계수 T_w : hot wire 온도 T_a : 유체 온도

$$d\mathcal{Q}_c^i = -k_w A_w \frac{\partial^2 T_w}{\partial x^2} dx \quad (6.5-4)$$

여기서 k_w : hot wire의 열전도도

$$d\mathcal{Q}_r^i = \pi d \sigma \varepsilon (T_w^4 - T_s^4) dx \quad (6.5-5)$$

σ : Stefan-Boltzmann 상수 ε : hot wire의 emissivity

T_s : 주변의 온도

이때 복사에 의한 열전달의 경우 그 크기가 상대적으로 미미하므로 이후의 논의에서는 생략하였다.

$$d\mathcal{Q}_s^i = \rho_w c_w A_w \frac{\partial T_w}{\partial t} dx \quad (6.5-6)$$

ρ_w : hot wire의 밀도 c_w : hot wire의 비열

위의 식을 식 (6.5-1)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$k_w A_w \frac{\partial^2 T_w}{\partial x^2} + \frac{I^2 \chi_w}{A_w} - \pi dh(T_w - T_a) - \rho_w c_w A_w \frac{\partial T_w}{\partial t} = 0 \quad (6.5-7)$$

이때 hot wire의 열전도도는 hot wire의 저항을 이용하여 다음과 같이 표현된다.

$$R = \frac{\chi l}{A_w}, \quad R_w = \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\chi_w}{A_w} dx \quad (6.5-8)$$

Hot wire 제작사에서는 대개 20°C에서의 저항값을 제공한다.

이때, 열전도도의 온도의존성은 다음과 같다.

$$\chi_w = \chi_0 [1 + \alpha_0 (T_w - T_0)] \quad (6.5-9)$$

이를 식에 대입하여 정리하면, 아래와 같은 식을 얻는다.

$$R_w = \int_{-l/2}^{l/2} \frac{\chi_0 [1 + \alpha_0 (T_w - T_0)]}{A_w} dx = R_0 [1 + \alpha_0 (T_{w,m} - T_0)] \quad (6.5-10)$$

상대적으로 간단한 열전달 관계식을 얻기 위해 무한히 긴 hot wire을 가정한다면, 전도에 의한 열전달은 무시할 수 있다. 따라서 식 (6.5-7)은 다음과 같이 표현된다.

$$I^2 R_{w,\infty} = \pi d h l (T_{w,\infty} - T_a) = \pi l k (T_{w,\infty} - T_a) Nu \quad (6.5-11)$$

식 (6.5-10)으로부터,

$$T_{w,\infty} - T_a = \frac{R_{w,\infty} - R_a}{\alpha_0 R_0} \quad \text{이므로, 이를 무한히 긴 hot wire에 대한 열전달 상}$$

관식 (6.5-12)와 함께 식 (6.5-11)에 대입하면 식 (6.5-13) 및 식 (6.5-14)를 얻는다.

$$Nu = 0.42 Pr^{0.2} + 0.57 Pr^{0.33} Re^{0.50} \quad (6.5-12)$$

$$I^2 R_{w,\infty} = \frac{\pi l k}{\alpha_0} \frac{R_{w,\infty} - R_a}{R_0} (0.42 Pr^{0.2} + 0.57 Pr^{0.33} Re^{0.50}) \quad (6.5-13)$$

$$\frac{I^2 R_{w,\infty}}{R_{w,\infty} - R_a} = A + BU^{0.5} \quad (6.5-14)$$

식(6.5-14)는 무한히 긴 hot wire에서 속도와 저항 및 전류에 관한 관계식으로서, 실제 hot wire anemometry의 hot wire는 유한한 길이이기 때문에 양 끝 단으로의 전도열전달을 고려해야만 한다. 실용적인 측면에서 식 (6.5-14)를 변형하여 다음과 같은 형태로 사용한다.

$$\frac{I^2 R_w}{R_w - R_a} = A + BU^n \quad (6.5-15)$$

이때, R_w 는 hot wire의 실제 저항값을 의미하며 그 정의는 다음과 같다.

$$T_w - T_a = \frac{R_w - R_a}{\alpha_0 R_0} \quad (6.5-16)$$

식 (6.5-15)의 상수 및 계수 A, B 및 n은 적절한 교정을 통해서 얻게 된다.

Hot wire를 거치며 발생하는 전압강하는 $E_w = IR_w$ 이므로 이를 식 (6.5-15)에 대입하면 아래와 같이 전압강하의 형태로 표현된 식을 얻는다.

$$\frac{E_w}{R_w} = \alpha_0 R_0 (A + BU^n)(T_w - T_a) = (A' + B'U^n)(T_w - T_a) \quad (6.5-17)$$

즉, hot wire에서 나타나는 전압강하는 유체 및 hot wire의 온도차이, 그리고 속도의 함수로 표현된다. 앞서 기술한 바와 같이 식의 상수 및 계수는 교정을 통해서 얻게 된다.

한편, hot wire Anemometry를 통해 얻게 되는 출력 전압은 hot wire에서의 전압강하뿐만 아니라 케이블 및 hot wire을 제외한 probe 부분에서 발생하는 전압강하와도 관련 있기 때문에 이를 고려하여 계측기 출력 전압과 유속 및 유체온도의 관계를 이용하는 것이 편리하다. 이를 고려하여 식 (6.5-17)을 출력전압의 형태로 바꾸면 다음과 같다.

$$\frac{E^2 R_w}{(R_l + R_c + R_w)} = (A' + B'U^n)(T_w - T_a) \quad (6.5-18)$$

이때, hot film 또는 wire의 저항 및 cable의 저항은 상수이므로, 아래와 같이 변화시킬 수 있다.

$$E^2 = (A'' + B''U^n)(T_w - T_a) \quad (6.5-19)$$

현재 보유하고 있는 TSI장비에서는 적절한 절차를 통해 cable 및 probe 저항을 보상해 주고 있기 때문에 식 (6.5-19)를 이용하여 계측장비에서 나오는 전압을 속도로 환산하면 된다.

나. Anemometry 출력 전압의 민감도 [6.5-5]

Hot wire anemometry의 작동 방식은 크게 CT mode (정온도 방식, Constant Temperature mode)와 CC mode (정전류 방식, Constant Current mode)로 구분된다. 그러나 현재에는 속도측정 시에는 거의 CT mode가 사용

된다. CT mode에서의 속도 및 온도에 대한 민감도를 분석해보면 다음과 같다.

- CT mode의 민감도

CT mode hot wire의 출력 전압의 온도 요동 및 속도에 대한 민감도는 아래와 같다.

$$S_u = \frac{\partial E_w}{\partial U} = \frac{nBU^{n-1}}{2} \left[\frac{R_w(T_w - T_a)}{A + BU^n} \right]^{1/2} \quad (6.5-20)$$

$$S_\theta = \frac{\partial E_w}{\partial \theta} = -\frac{1}{2} \left[\frac{R_w(A + BU^n)}{(T_w - T_a)} \right]^{1/2} \quad (6.5-21)$$

따라서 출력전압의 오차, e_w 는 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$e_w = S_u u + S_\theta \theta \quad (6.5-22)$$

이를 바탕으로 주어진 속도 U 에서 발생할 수 있는 출력전압의 요동을 고려해보면, 속도요동에 의한 출력전압의 요동은 유체와 hot wire의 온도에 반비례한다. hot wire계측기를 통해 측정하고자 하는 변수는 속도요동이므로 속도 요동에 따른 출력전압의 민감도가 클수록 정확한 속도요동의 계측이 가능하다. 즉 유체와 hot wire의 온도차이가 클수록 속도 요동 측정의 정확도가 증가한다. 또한 유체 온도의 요동은 속도 요동 측정의 오차로 작용하는데 이를 최소화시키기 위해서는 유체와 hot wire의 온도 차이를 크게 하는 것이 유리하다. 따라서 속도 요동의 측정을 위해서는 유체와 hot wire의 온도 차이를 의미하는 변수인 과열 비 (overheat ratio)가 큰 조건에서 hot wire anemometry를 사용해야한다. 과열 비의 정의는 사용온도 및 유체 온도에서의 hot wire 저항 비 (R_w/R_a)로서 hot wire의 저항과 hot wire 온도의 선형적 관계를 고려했을 때, hot wire의 온도 및 유체 온도의 비로서 표현될 수 있다. 대개 hot wire를 공기 중에 사용할 경우 약 1.8 정도의 과열 비에서 사용하며, 액체에 사용할 경우 hot film에서의 기포 생성 등을 막기 위해 약 1.05~1.08의 과열 비에서 사용한다. 따라서 액체에서 hot film 유속계를 사용할 경우 낮은 과열 비로 인해서 온도에 대한 민감도가 커지게 되고 이는 유속 계측의 오차로 작용할 수 있다.

다. Hot film 센서의 이용

대체로 기체 유속의 측정에는 hot wire 센서를 이용하지만 매우 정확한 난류 특성을 측정해야 하는 상황이 아닐 경우, hot film 센서를 이용하는 경우가 많다. 또한 액체에 사용할 경우 센서의 내구성 및 전극화 문제를 고려하여 hot film 센서를 사용한다. 본 절에서는 hot film 유속계를 액체속도 측정에 적용할 경우 발생할 수 있는 문제를 정리하였다.

- Quartz 코팅 파손

Hot film 센서에 의해 생성되는 vortex shedding에 의해 센서가 진동하며 이로 인해 코팅이 파손될 수 있다. TSI에서 제작된 25 μm 원통형 hot film 센서 사용 시, 액체의 속도가 1.5m/s 이상이면 이러한 문제가 발생할 수 있다.

- 기포생성

Hot film 센서는 사용되는 물의 온도보다 높은 온도를 가지며, 이로 인해 물에 녹아있던 용존 산소가 기화되면서 hot film 센서의 표면 위에 기포가 생성될 수 있다. 센서 표면 위에 생성된 기포는 열전달을 크게 저하시킴으로 인해 정확한 속도 측정이 불가능하다. 이를 막기 위해 액체에 사용되는 hot film 센서는 물보다 약 20°C 정도 높은 온도를 가지며 이로 인해 낮은 과열 비 (1.05~1.1)를 갖는다. 또한 사용되는 물의 용존산소를 제거하는 것이 중요하다. 한편, 높은 속도 조건에서 hot film 센서를 사용할 경우 cavitation이 발생하며 이로 인해 열전달 특성이 변화하여 잘못된 속도가 측정될 수 있다. TSI사에서 제작된 25 μm hot film 센서의 경우 9 m/s 이상에서, 50 μm hot film 센서의 경우 4.5~6 m/s에서 cavitation이 발생할 수 있다고 보고되었다.

- 실험 중 유체 온도 상승

장시간에 걸쳐 실험이 진행되면 유체의 온도가 점차적으로 증가하며, 이러한 온도 상승이 hot film 센서를 이용한 온도 측정 시, 오차의 원인이 될 수 있다. Hot wire 센서를 사용할 경우, 센서와 유체간의 온도가 250°C 이상 인 반면, hot film 센서를 사용할 경우 그 차이가 20°C 정도로 상대적으로 매우 작다. 따라서 아래와 같은 식에서 유체의 온도가 1°C 변하게 될

경우, 출력압력에 큰 변화가 나타난다.

$$\frac{E_w}{R_w} = (A + BU^n)(T_w - T_a)$$

비록 위의 식에서 유체 온도의 효과를 고려한다 할지라도 정확한 유체 속도 측정을 위해서는 유체의 온도 상승에 의한 출력전압 변화를 최소화 시키는 것이 좋다. 이를 위해서 실험장치 제작 시, 유체의 재순환이 가능하도록 하며 온도를 일정하게 유지할 수 있도록 냉각기 및 가열기를 설치하는 것이 좋다.

- 센서 오염

실험이 진행됨에 따라 액체에 녹아있는 다양한 이물질들이 hot film 센서에 침전되어 센서와 유체 간의 열전달을 저해할 수 있다. 이로 인해 교정 곡선을 도출했을 때의 센서와 유체 간의 열전달 계수와 실험 중의 열전달 계수 값이 서로 달라진다. 이는 속도 측정의 오차가 되며, hot film 센서 사용 중 가장 빈번히 발생하는 오차의 원인이다. 이온교환 수지와 필터 시스템을 이용하여 물에 함유된 이물질을 최소화 시키면 센서의 오염 진행을 늦출 수 있지만, 원통형 센서를 사용할 경우 센서 오염에 의한 실험 오차를 막기란 현실적으로 불가능하며 잦은 교정을 하는 것이 최선의 방법이라 알려졌다. 오염에 의한 실험 오차를 줄이기 위해서는 원통형 센서에 비해 오염에 의한 효과를 최소화 시킬 수 있는 conical type hot film 센서를 사용하는 것이 바람직하다.

또한 센서가 최초로 액체와 접촉하게 되면 오염이 급속도로 일어나며, 그 후로는 이물질의 침전 속도가 늦어진다. 이러한 특성을 이용하여 센서를 실험 수행 전 장시간 액체와 접촉시켜, 미리 이물질을 침전시킨 뒤 교정을 하는 방법을 사용하면 오염에 의한 교정곡선의 변화를 최소화 시킬 수 있다. 이러한 방법을 'pre-contamination'이라 하며, 80~100시간에 걸친 pre-contamination 이후 약 7시간 정도 일정한 교정곡선이 유지된다고 보고되었다.

- 센서 오염 및 온도 상승의 최소화를 위한 방안

센서 오염 및 유체 온도 상승으로 인한 속도 측정 오차를 최소화시키기 위해서는 bypass line에 냉각기를 설치하고, 일반 수돗물을 순수로 정화시킬 수 있는 이온교환수지의 사용이 권장된다. 냉각기의 사용은 온도를 일정하게 유지시킬 뿐만 아니라 저온을 유지함으로써 물에 함유된 이물질

의 증가를 막을 수 있다. 이온교환수지의 경우, 2 μm 필터 시스템과 함께 사용하며, 필터의 경우 2~3달 간격으로 교체해 주어야 한다. 그림 6.5-2는 냉각기가 가동중단 되었을 때, 유체온도가 증가함에 따라 출력전압이 어떠한 변화를 겪는 지를 나타낸 그림이다. 이와 같이 냉각기의 중단으로 인해 시간 당 0.75°C씩 유체온도가 증가할 경우, 시간 당 약 20~25%의 출력전압이 감소하는 것을 볼 수 있다. 따라서 hot film 유속계를 이용하여 정확한 속도를 측정하기 위해서는 물의 온도를 일정하게 유지하는 것이 중요하다.

3. 액상속도 측정을 위한 HFA 교정

한국원자력연구소 열수력안전연구부가 보유한 TSI사의 IFA-100 시스템과 물 용 boundary layer 측정용 hot film sensor인 1218-20W를 이용하여 액상의 속도를 측정하기 위한 교정을 수행하였다. Hot film sensor의 교정을 위한 교정 loop를 소개하고, 교정 절차 및 주의 사항 그리고 교정 결과를 기술하였다.

가. 실험장치

Hot film 센서의 교정을 위해 센서 교정용 loop를 제작하였다. 그림 6.5-3은 교정 loop의 계통도이며 그림 6.5-4는 실험장치의 사진이다. 교정 loop는 저장탱크, 펌프, 필터, water tunnel, test section 그리고 물 정화 loop으로 구성된다. 펌프에 의해 저장 탱크의 물이 시험대로 이송되며, 이때 물의 유량은 펌프의 회전수를 inverter를 이용, 조절하여 변화시킨다. 물의 유량은 펌프후단에 위치한 coriolis meter를 이용하여 측정한다. 사용된 coriolis meter는 최대 12.1 kg/s까지 측정가능하며, 0.5 %의 측정오차를 갖는다. 유량계를 지난 물은 2 micron 필터를 거쳐 불순물이 제거된 상태로 water tunnel로 유입된다. Water tunnel은 시험대 내부의 속도 분포를 균일하게 유지하기 위해 제작되었다. 팽창과 수축 그리고 water tunnel 내부의 다공판을 거쳐 시험대 단면에 대해 균일한 속도 분포가 만들어진다. Water tunnel을 나온 물은 시험대를 지나 저장탱크로 이동되며 순환한다.

한편 앞서 6.5.2절에서 기술한 바와 같이 hot film 센서는 물에 용해되어 있는 불순물의 영향으로 실험이 진행됨에 따라 오염될 수 있으며, 이로 인해 열전달특성이 변화하여 교정 곡선이 변화하는 문제가 발생할 수 있다. 이를 최소화하기 위해 이온교환수지를 이용하여 물에 함유된 다양한 불순물을 제거하도록 실험장치를 구성하였다. 그림 6.5-3과 같이 저장탱크와

연결된 독립적인 순환 loop을 제작하였으며, 실험도중 pumping work에 의해 물의 온도가 증가하는 것을 막기 위해 열교환기를 이온교환수지 후단에 설치하였다.

이와 같은 물 정화 loop 및 pumping work 제거를 위한 열교환기를 설치함으로써 센서의 오염으로 인한 실험 오차 및 물의 온도 변화에 의한 실험오차를 최소화하도록 실험장치를 구성하였다.

나. 시험대

Hot film 교정 loop의 시험대는 직경 0.06 m, 길이 0.30m 인 파이프로서 입구로부터 0.15m인 지점에 측정기기가 설치되었다. 그림 6.5-5는 시험대의 형상으로 관의 양쪽에서 측정기기가 삽입될 수 있다. 앞서 기술한 바와 같이 hot film은 아주 작은 충격에도 파손될 수 있기 때문에 안정적으로 센서를 삽입 및 제거할 수 있도록 센서 삽입부를 설계하였으며, 그림 6.5-6과 같이 순차적으로 센서를 삽입해야 한다.

다. 교정장치 시험대 내부의 속도분포

교정장치 시험대 내부의 속도분포를 알기 위해 1/16 inch Pitot tube를 사용하였다. Pitot tube를 사용하여 관 직경을 따라 액체 속도를 측정하였고, 그 결과는 그림 6.5-7과 같다. 속도분포를 살펴보면, 벽면에서 약 0.01m 떨어진 지점에서부터는 관내에 거의 일정한속도가 나타남을 알 수 있다. 관 중심 부근에서 각 실험 별 표준 편차 및 최대 오차를 아래 표 6.5-1에 나타내었다.

본 교정의 목적은 시험대 내부의 속도 분포를 얻고, 그 결과로부터 hot film 교정 시 필요한 관 중심 부근의 속도를 알아내는데 있다. 위의 계산 결과로부터 벽면에서 0.01m 떨어진 부근 ($-0.02m < r < 0.02m$)의 일정한 속도를 갖는 구간에서의 국소속도의 평균(U_{center})을 관 전체 평균속도(U_m)와 비교하였으며 그 결과는 그림 6.5-8과 같다.

이와 같은 결과를 바탕으로 추후 hot film 교정 시 사용하기 위한 관 중심 속도(U_{center}) 및 관 전체 평균속도(U_m)의 비율을 아래와 같은 두 개의 이차함수로 표현하였다.

$$\frac{U_{center}}{U_m} = 1.20812 - 0.46306 U_m + 0.26487 U_m^2 \quad 0 < U_m < 0.32 m/s \quad (6.5-23)$$

$$\frac{U_{center}}{U_m} = 1.0677 + 0.01998 U_m - 0.00517 U_m^2 \quad 0.32 \leq U_m < 3.0 m/s \quad (6.5-24)$$

라. HFA 교정 결과

그림 6.5-5와 같은 시험대에 hot film을 삽입한 뒤, 유속을 변화시키며 IFA-100 system의 signal conditioner를 통해 나오는 출력전압을 측정하였다. 실험은 각각 물의 온도가 21°C인 경우와 25°C인 경우에 대해 수행하였다. 측정된 출력전압을 출력 전압, 유체 속도 및 유체온도에 대한 관계식으로 fitting 하였다. 이때 사용된 fitting 식은 Wu and Bose[6.5-6]가 제시한 식으로서 저유속의 데이터를 포함할 경우를 위하여 도출된 식이다.

- 출력전압, 유체속도 및 유체온도에 대한 관계식

$$\frac{E^2}{(T_w - T_a)} = (A + BU^n + CU^{2n}) \quad (6.5-25)$$

위의 교정식을 이용하여 교정을 수행한 결과는 그림 6.5-9와 같다. 그림 6.5-9에서 보는 바와 같이 물의 온도가 25°C일 때와 21°C일 경우에 대해 동일한 곡선으로 표현됨을 알 수 있다. 이때 교정식과 실험결과의 표준편차는 0.592 %이며, 최대 편차는 최대 0.87% 이다.

한편, 이와 같이 도출된 교정식은 hot film 센서의 오염 정도에 따라 변화할 수 있다. 따라서 매번 실험을 수행하기 전 교정을 수행하여 센서 오염으로 인한 오차를 최소화해야 한다.

4. HFA 센서의 2상유동 적용을 위한 알고리즘 개발

6.5.3 절에서 수행된 교정결과를 2상유동에 적용하기 위해서는 2상유동에 HFA를 적용했을 경우 나타나는 신호의 특성을 파악하고, 그 신호에서 액상과 기상의 신호를 구별해내는 상분리 알고리즘이 요구된다. 본 6.5.4 절에서는 기존의 hot film을 이용한 2상유동 적용 연구를 요약하였으며 기존의 연구결과를 바탕으로 hot film 신호 중 액상과 기상의 신호를 분리하는 알고리즘을 소개하고자 한다. 또한 이와 같은 알고리즘을 적용하여 측정

된 기포율 및 bubble frequency를 conductivity probe로 측정된 결과와 비교하였다.

가. 기존의 연구결과

2상유동에서 hot film을 이용한 선구적 연구는 Hsu et al. [6.5-7]과 Delhaye [6.5-8]에 의해 이루어졌다. Hsu et al.은 slug flow에서 hot film을 이용하여 기포율을 측정하고 이를 사진 촬영결과와 비교하여 근사적인 결과를 얻었다. 그러나 slug flow는 bubbly flow와는 달리 상대적으로 기포율이 크고 특성신호를 얻기 쉬운 Taylor bubble을 가지고 있기 때문에 기포류에 대한 일반적인 결과로 볼 수 없다. 이와 달리 Delhaye는 bubbly flow에 hot film을 적용하는 방법론을 개발하였다. 고속카메라와 conical hot film을 이용하여 유동 내에서 국소 기포율, 액상의 평균 속도 및 난류강도를 측정하였으며, 이때 필요한상분리를 위해 확률밀도함수를 이용하였다. Hot film을 이용한 측정결과와 Y-ray densitometer를 이용하여 측정한 평균 기포율을 비교하였으며 그 결과가 근사적으로 일치함을 확인하였다. 그러나 작은 기포의 경우 센서에 의해 deflection되는 기포가 많아져 hot film을 적용할 수 없음을 확인하였다. Delhaye의 측정방법은 추후 Serizawa [6.5-9]의 난류성분 측정에도 사용되었다.

Herringe and Davis [6.5-10]는 국소 기포율을 conductivity probe와 hot film을 이용하여 측정하였으며 그 결과를 비교하였다. 그 결과 hot film의 경우 conductivity probe에 비해 측정부의 크기가 크기 때문에 상대적으로 작은 기포율이 나온다고 보고하였다.

이외의 연구결과에서도 hot film을 이용하여 기포율을 측정할 경우 다른 측정방법에 비해 낮은 기포율이 나오며, Jones [6.5-11] 및 Wang [6.5-6] 등은 이를 적절히 보정하여 사용하였다. 이와 같이 hot film을 이용하여 기포율 측정 시, 낮은 기포율이 측정되는 것은 피할 수 없으며 따라서 정확한 기포율 측정을 위해서는 conductance probe등과 함께 사용하는 것이 바람직하다 [Liu, 6.5-12].

한편, Iskandrani and Kojasoy [6.5-13]은 수평 bubbly flow에서 hot film을 이용하여 기포율, 액체속도 및 난류강도를 측정하였다. 관 상단에 maximum packing이 발생함을 기포율 측정을 통해확인하였으며 난류강도가 기포율에 따라 변화함을 확인하였다. Rensen et al. [6.5-14]는 수직 하향 액체 속에서 상승하는 기포의 특성을 hot film을 통해 분석하였으며, 이때 기포와 센서 간의 상호작용에 대해 분석하였다.

이와 같이 수직 및 수평관에서 기포유동에 대해 hot film 센서를 이용하여 액체 속도, 난류 강도 및 기포율을 측정하는 다양한 연구가 이루어졌다. 본 연구에서는 이러한 연구결과를 바탕으로 hot film 신호 중 액상에 대한 정보만을 추출하는 상분리 알고리즘을 개발하였다. 또한 이러한 상분리 알고리즘을 검증하기 위한 검증 실험을 수행하였다. 6.5.2절에서는 개발된 상분리 알고리즘을 정리하였고 6.5.3절에서는 알고리즘 검증을 위해 수행된 실험결과 및 검증결과를 소개하였다.

나. 상분리 알고리즘

(1) Hot film 신호 특성

그림 6.5-10은 cylindrical hot film을 2상유동 기포유동에 적용했을 경우 나타나는 전형적인 신호이다.

- (A)-(B): 기포 주위의 물이기포에 의해 가속되어 출력전압이 증가하기 시작한다.
- (B)-(C): 기포가 hot film에 닿는 순간 출력전압이 급속히 감소한다.
- (C)-(G): 기포가 센서를 둘러싸며, 센서 주위에 얇은 액막이 형성된다. 센서를 둘러싼 액막이 증발되며 기울기가 (B)-(C) 영역보다 감소한다.
- (F): 센서를 둘러싼 액막이 깨지는 경우 순간적으로 출력신호의 peak이 만들어 질수 있으나 대부분의 경우는 액막이 유지되며 (G)까지 출력신호가 감소한다.
- (G)-(H): 기포의 끝이 센서에 닿는 순간 센서가 물과 닿게 되며 따라서 출력 전압은 증가한다. 하지만 센서의 일부는 계속 기포와 접하고 있기 때문에 출력신호가 증가하는 기울기가 완만하다.

이와 같이 전체 신호 중 기포가 센서와 접하기 시작하여 떨어질 때까지의 영역은 ①~② 영역이며, 이 영역이 기포율 계산에 사용되어야 한다. 한편, ②~③의 영역은 기포가 센서와 접촉함으로써 발생하는 영역으로, 기포율 계산에서 배제되어야 하는 영역이다. 이 영역은 'detachment tail'이라 부르는 영역으로 액체의 속도 계산 시에도 배제되어야만 한다. 즉 detachment tail 영역은 기체의 신호도 아니며 액체의 신호도 아닌 영역이다. 이와 같이 기포영역 및 detachment tail 영역을 모두 제거하고 남은 영

역이액상의 신호이며, 이에 대한 통계처리를 통해 액상의 평균 속도 및 난류 강도를 계산한다.

(2) 상분리 알고리즘

기존 문헌에서 보고된 상분리 알고리즘을 바탕으로 hot film 신호에서 액상에 대한 정보만을 추출하기 위한 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램은 어동진 등 [6.5-15]이 개발한 conductivity probe에 대한 신호처리 알고리즘을 hot film 센서에 맞게 수정한 것으로서, 본 절에서는 상분리 프로그램 중 conductivity probe의 신호처리 알고리즘과 중복되는 부분은 생략하고 hot film 고유의 신호특성인 detachment tail을 추출하는 알고리즘만을 소개하였다.

어동진 등 [6.5-15]이 개발한 상분이 알고리즘을 거치면 그림 6.5-11과 같이 사각화된 신호를 얻는다. 이 사각화 신호는 전체 신호 중 기체의 신호만을 추출한 결과이다. 기체 신호를 제외한 나머지 신호 중 detachment tail의 신호를 제거해야만 정확한 액체 신호를 얻을 수 있다. detachment의 제거를 위해 다음과 같은 변수를 정의하였다.

ary1: 기상신호를 제외한 나머지 데이터의 배열
avg_height: 각 기상 신호의 최대값을 평균
slope_r1: i번째 data와 i+2번째 data 사이의 기울기
slope_r2: i+1번째 data와 i+3번째 data 사이의 기울기
cutoff_ratio: detachment tail의 크기에 대한 cut off value
i_tail_width: detachment tail의 너비
width_cut_number: detachment tail 너비의 cut off value

아래의 조건을 만족할 경우, detachment tail로 판단한다.

```
조건문 1: ary1[ number_of_array + i ]==0 &&  
(ary1[ number_of_array + i-1 ] == 1500 ||  
ary1[ number_of_array + i-1 ] ==750) )
```

사각화 작업에 의해 액체로 판별된 신호 중 이전 데이터가 기체이거나 detachment tail인 경우를 추출한다.

```
조건문 2: (ary1[i]>cutoff_buff2[i]+avg_height*cutoff_ratio)
```

조건문 1을 만족시키는 data 중, 그 준위가 cut off value보다 큰 경우, detachment tail로 판별하며, 사각화되어 0이 저장되어있던 값을 750으로 수정한다.

조건문 3: (slope_rl<-10)

조건문 1을 만족시키는 data 중, 그 준위가 cut off value보다는 작더라도 데이터가 감소하는 추세가 매우 크다면 detachment tail로 간주한다.

조건문 4: i_tail_width < width_cut_number

조건문 1~3을 통해 detachment tail로 판별되었다 하더라도, 그 폭이 cut off width (=3)보다 작다면, detachment tail에서 제외한다.

이과 같은 4개의 조건문을 통해 그림 6.5-11에 의해 사각화된 신호는 그림 6.5.12와 같이 detachment tail을 추출한 신호로 변화된다.

(3) 사각파형의 통계처리

Hot film에서 나온 출력신호는 상분리알고리즘을 통해 사각파형으로 변환되며, 이때 분리된 결과를 이용하여 기포율 및 기포의 개수, 액체속도 그리고 액체의 난류 강도를 계산할 수 있다. 이중 액체속도 및 액체의 난류 강도는 각각 아래와 같은 식을 통해 얻을 수 있다.

- 평균속도

$$\bar{U} = \frac{1}{N_c} \sum_{n=1}^N f(E_n) \xi_n \quad (6.5-26)$$

여기서, \bar{U} : 평균 액체 속도

N_c : 액체 데이터의 개수 (사각파형 변화 후 0의 값을 갖는 데이터의 개수)

E_n : n 번째 data의 출력전압

$f(E)$: 출력전압을 속도로 변환시키는 교정곡선

$$\xi_n = \begin{cases} 0 & \text{if } E' \neq 0 \\ 1 & \text{if } E' = 0 \end{cases}$$

E' : 사각파형 변환 후의 신호

- 난류강도

$$\overline{u^2} = \frac{1}{N_c - 1} \sum_{n=1}^N (f(E_n) - \bar{U})^2 \xi_n \quad (6.5-27)$$

5. Hot film을 이용한 2상유동 변수 측정

6.5.4절에서 도출한 상분리 알고리즘을 적용하여 기포율 및 bubble frequency를 측정하는 실험을 수행하였다. 측정된 기포율이 적절한지를 평가하기 위해 conductivity probe 및 hot film을 동시에 적용하여 기포율을 측정 후, 상호 비교하였다. 본 6.5.5절에서는 기포율 측정 실험을 위한 실험장치를 소개하고 실험결과 및 그에 대한 분석결과를 기술하였다.

가. 기포율 측정 실험장치

Hot film을 이용하여 기포유동 내의 기포율을 측정하기 위한 실험장치를 제작하였다. 실험장치 계통도는 그림 6.5-13과 같다. 6.5.4절에서 기술한 hot film 교정 loop과 동일한 계통을 사용하며, test section 만을 추가로 제작하였다. Test section은 20mm 내경의 아크릴 파이프로서 측정지점에서 L/D가 약 60으로 유동이 완전 발달되도록 설계하였다. 관의 입구에는 기포를 주입시킬 수 있는 기포주입구가 위치하며, 원자력 연구소 중앙 compressor를 이용하여 공기를 주입한다. 그림 6.5-14는 시험대 중 hot film이 설치되는 지점의 구체적인 형상을 나타내었다. Conductivity probe는 hot film 센서 팁보다 약 10mm 아래 설치되며 hot film 센서 및 conductivity probe 모두 관의 정 중앙에 위치한다. 앞서 기술한 바와 같이 hot film 센서는 작은 충격에도 파손될 수 있기 때문에 설치 및 해체 시 파손이 발생하지 않도록 특수한 설계가 요구된다. 실험에 사용된 hot film은 앞선 4장에서 사용한 hot film 센서와 동일한 TSI 1218-20W를 사용하였다. IFA-100 시스템의 signal conditioner를 거쳐 나오는 전압신호와 conductance probe의 signal conditioner를 통해 나오는 전압신호를 data acquisition system을 이용하여 저장한다. 이때 두 센서 모두 20kHz로 데이터를 저장하였다. 그림 6.5-15는 vee 프로그램을 통해 계산된 hot film 및 conductivity probe의 신호처리 결과를 보여준다.

나. 기포율 측정 실험결과

그림 6.5-16 및 6.5-17s은 hot film에서 측정된 bubble frequency 및 기포율을 conductance probe와 비교한 결과이다. 실험 시 액체 유량 및 온도는 표 6.5-2에 표시하였다. 그림 6.5-16의 bubble frequency에 대한 비교결과에 의하면 기포율이 작은 경우, hot film이 bubble frequency를 다소 낮게 예측하지만 상대적으로 기포율이 큰 경우 hot film과 conductivity probe에 의해 측정된 bubble frequency가 유사한 값을 갖는 것을 볼 수 있다. 반면 그림 6.5-17의 기포율에 대한 실험결과에 의하면 hot film에 의해 측정된 void fraction이 conductivity probe에 의해 측정된 값보다 약 3~5% 정도 작은 값을 갖는다. 이렇게 기포율을 낮게 측정하는 결과는 기존의 hot film을 이용한 기포율 측정결과에서도 나타난 바 있다.

6.5.4절에 기술된 바와 같이 Herringe and Davis [6.5-10]의 실험결과에 의하면 hot film에서 측정된 기포율이 conductivity probe에 의한 결과보다 작은 기포율이 나타난다고 보고된 바 있다. 그림 6.5-18은 Wang [6.5-6]의 실험결과로서 hot film으로 측정한 관 평균 기포율과 γ -ray densitometer를 이용하여 측정한 관 평균 기포율을 비교한 결과이다. 본 실험결과와 마찬가지로 약 3~5% 기포율을 낮게 예측하는 것을 볼 수 있다. Liu [6.5-12]는 conductivity probe와 hot film 센서를 이용한 실험결과 hot film에서 측정된 기포율이 실제 기포율보다 작게 측정된다고 보고하였으며, 기체유동에 대한 정보를 얻기 위해 conductivity probe의 실험결과를 분석에 사용하였다. Iskandrani and Kojasoy [6.5-13] 및 Rensen et al. [6.5-14]의 실험결과에서도 이와 동일한 결과가 보고되었다. 그림 6.5-19는 Rensen et al.의 실험결과로서 high speed camera에 의해 측정된 bubble residence time(t_{model}), 즉 기포가 센서와 접촉하고 있는 시간과 hot film 출력신호를 분석하여 얻은 bubble residence time (t_{HF})을 비교한 결과로서, hot film 출력신호에 의한 bubble residence time이 실제보다 작게 나타나는 것을 볼 수 있다. Hot film 센서에 의해 측정되는 기포율이 시간 평균된 기포율인 것을 고려하면, 이는 기포율이 작게 측정되고 있음을 의미한다.

이와 같이 대부분의 연구결과에서 hot film을 이용한 기포율 측정 결과가 실제 기포율보다 작게 측정된다고 보고되었으며, 그 이유는 센서의 크기가 conductance probe에 비해 상대적으로 크기 때문에 기포의 변형에 의한 왜곡이 커지기 때문으로 보고되었다 [Wang, 6.5-6]. 따라서 기포의 변형에 대

한 적절한 보정이 이뤄져야만 정확한 기포율을 얻을 수 있다. 한편, 기포율과 무관하게 전체 신호 중 기포의 신호 및 detachment tail의 신호를 제거할 경우 액상의 신호만을 얻을 수 있으며 이를 이용하여 정확한 액상의 속도를 얻을 수 있다.

6. 요약

본 연구에서는 유체의 속도를 측정하기 위해 개발된 hot film 센서를 이용하여 기포유동 내의 액체의 속도를 측정하는 방법론을 적용 및 개발하였다.

Hot film 시스템에서 나오는 출력전압을 속도로 변환하기 위해서는 출력전압과 속도의 관계식을 도출하는 교정이 필요하며, 이를 위한 교정 loop이 제작되었다. 본 보고서에서는 교정 loop과 교정을 수행하기 위한 절차 및 교정결과를 소개하였다.

Hot film 센서를 기포유동에 적용할 경우, 기체와 액체의 열전달 성능 차이로 인해 기체가 센서에 접촉할 경우 출력신호가 크게 감소하며, 이러한 신호의 변화를 분석하여 전체 신호 중 기포가 차지하는 부분을 추출할 수 있다. 본 보고서에서는 기존의 연구결과를 바탕으로 2상유동 신호 중 액상과 기상을 분리하는 상분리 알고리즘을 개발하였다. 개발된 알고리즘은 conductivity probe의 신호처리 알고리즘을 hot film에 적합하도록 수정한 것으로, hot film 신호에서만 나타나는 detachment tail을 추출하는 방법론을 추가하였다. 신호처리 결과 개발된 알고리즘이 hot film 신호에서 나타나는 기상 및 detachment tail 그리고 액상을 적절히 구별할 수 있음을 확인하였다. 단, 기상 신호의 추출을 통해 얻을 수 있는 기포율의 경우, conductivity probe에 비해 상대적으로 큰 센서의 크기로 인해 기포의 변형이 발생하며 그로 인해 실제 기포율보다 작은 값이 계측되었다. 이러한 문제는 추후 기포 변형의 효과를 보정해야만 해결될 수 있다.

한편, 상분리에 의해 추출된 액체신호를 통계 처리하여 기포유동 내 액상의 평균속도 및 난류강도를 측정할 수 있다. 이는 단상유동 액체의 속도 측정 및 난류강도 측정을 위한 통계처리와 동일하다.

Hot film 센서는 물리적 충격에 취약하며, 기포의 변형으로 기포율 측정에 오차가 생기는 문제가 있지만, 2상유동 내의 액상의 특징, 평균 속도 및 난류강도를 알 수 있는 매우 유용한 도구로서 향후 다차원 2상유동 CFD 코드의 검증을 위한 국소 실험결과가 필요할 경우 적절히 사용될 수 있을

것이라 판단된다.

표 6.5-1 관 중심 부근 평균 속도 및 편차

관 중심 부근 평균 속도 (m/s)	표준 편차 (m/s)	최대 편차 (m/s)	최대 편차 (%)
0.0751	0.000179	0.000505	0.67
0.1180	0.000286	0.000809	0.69
0.1621	0.000162	0.000458	0.28
0.2080	0.000491	0.001390	0.67
0.2738	0.000636	0.001799	0.66
0.3092	0.000304	0.000859	0.28
0.3395	0.000592	0.001674	0.49
0.3503	0.001908	0.005397	1.54
0.4540	0.000979	0.002769	0.61
0.5636	0.001153	0.003261	0.58
0.7403	0.003263	0.009230	1.25
1.5306	0.005002	0.014147	0.92
2.3366	0.005299	0.014988	0.64
3.1302	0.007932	0.022434	0.72

표 6.5-2 Hot film 실험 조건

	\dot{m}_f (kg/s)	v_f (m/s)	T_f ($^{\circ}$ C)
1	0.222	0.642	21.2
2	0.209	0.605	21.0
3	0.327	0.945	21.1
4	0.315	0.912	20.9
5	0.304	0.878	20.9
6	0.294	0.852	20.9
7	0.281	0.814	20.9
8	0.282	0.816	21.1
9	0.325	0.940	21.0
10	0.322	0.932	21.0

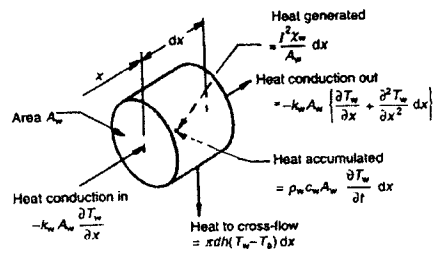
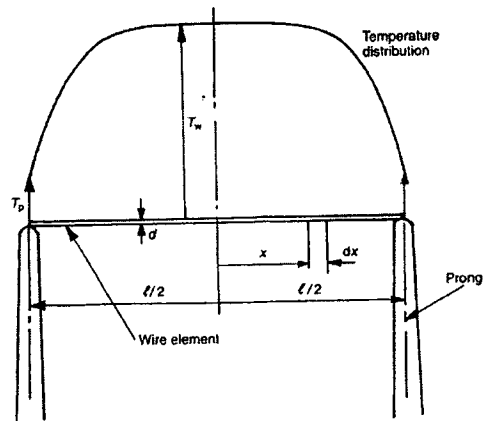


그림 6.5-1 Hot wire 센서에서의 에너지 보존 방정식

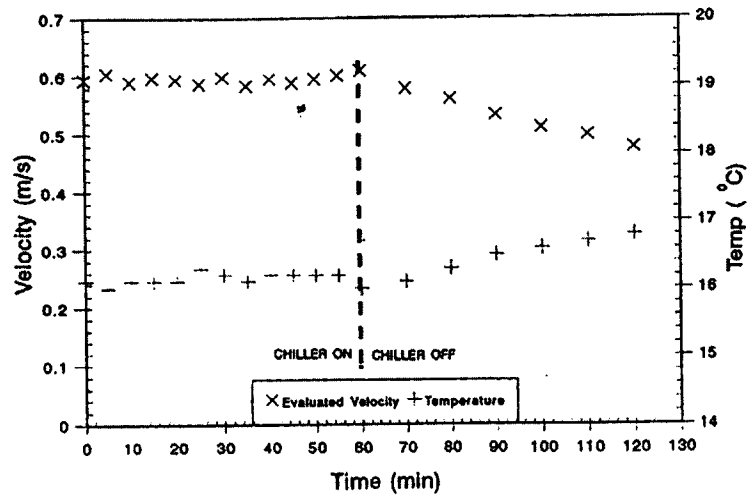


그림 6.5-2 온도에 따른 측정 속도의 변화

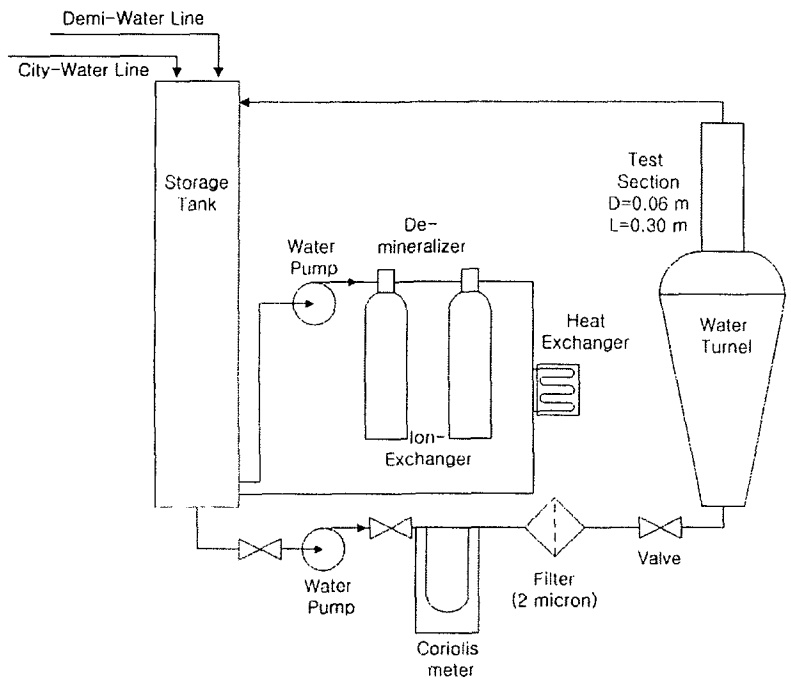


그림 6.5-3 Hot film 교정 loop 계통도

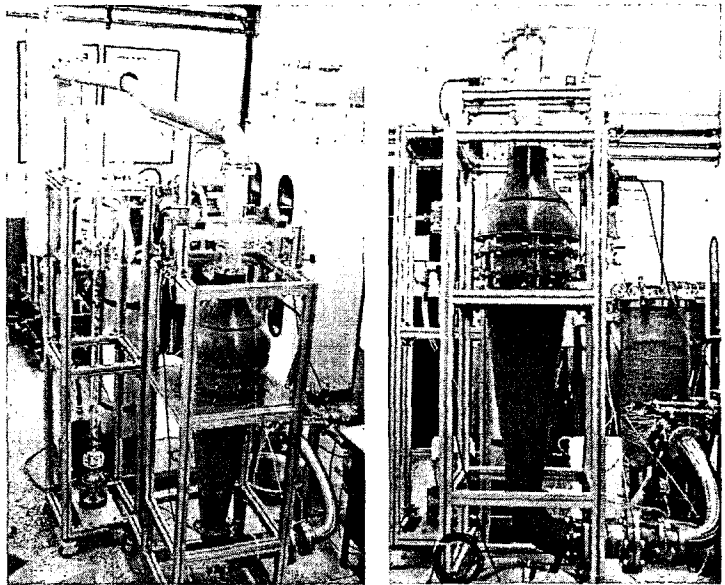


그림 6.5-4 Hot film 교정 loop

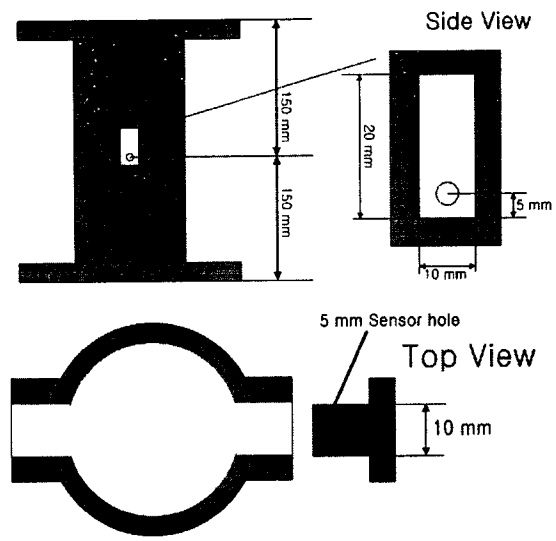


그림 6.5-5 시험대 형상

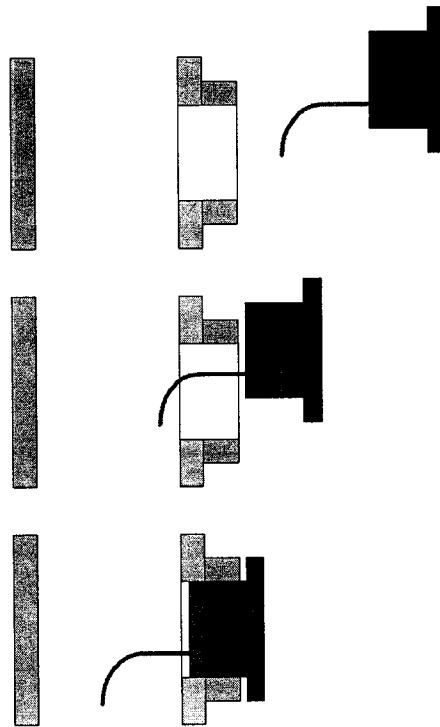


그림 6.5-6 Hot film 센서 삽입 과정

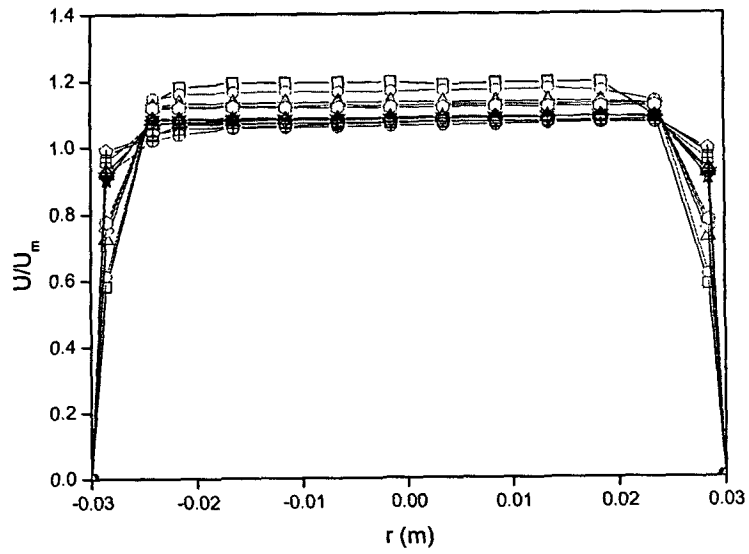


그림 6.5-7 Pitot tube 측정 차압 및 k값을 이용한 속도 측정 결과

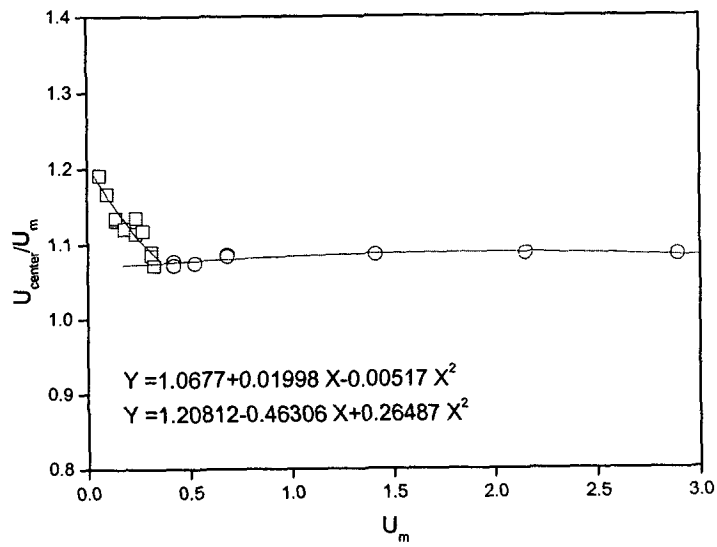


그림 6.5-8 관 중심 속도와 관 평균 속도의 비율

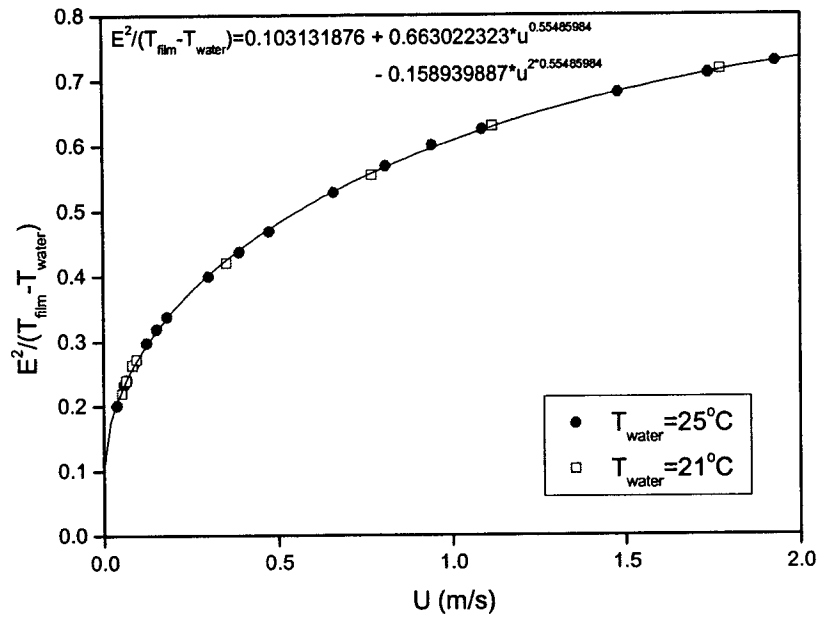


그림 6.5-9 Hot film 교정 결과

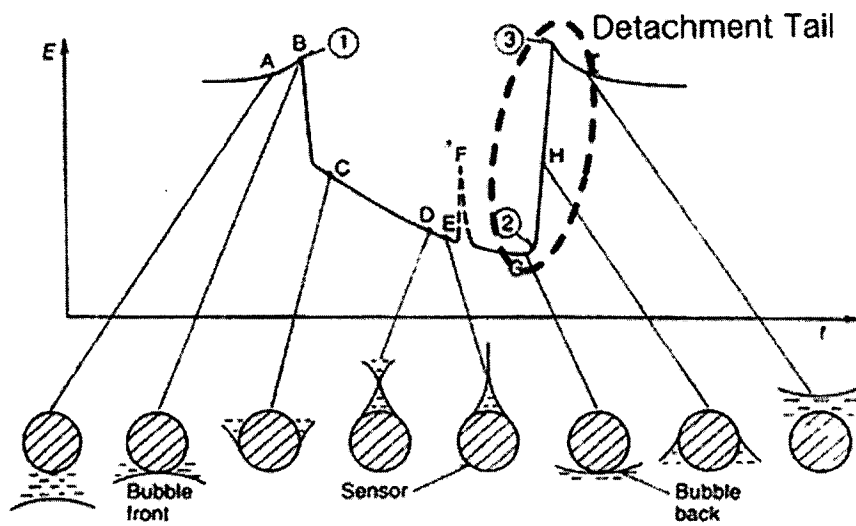


그림 6.5-10 Cylindrical hot film 특성 신호

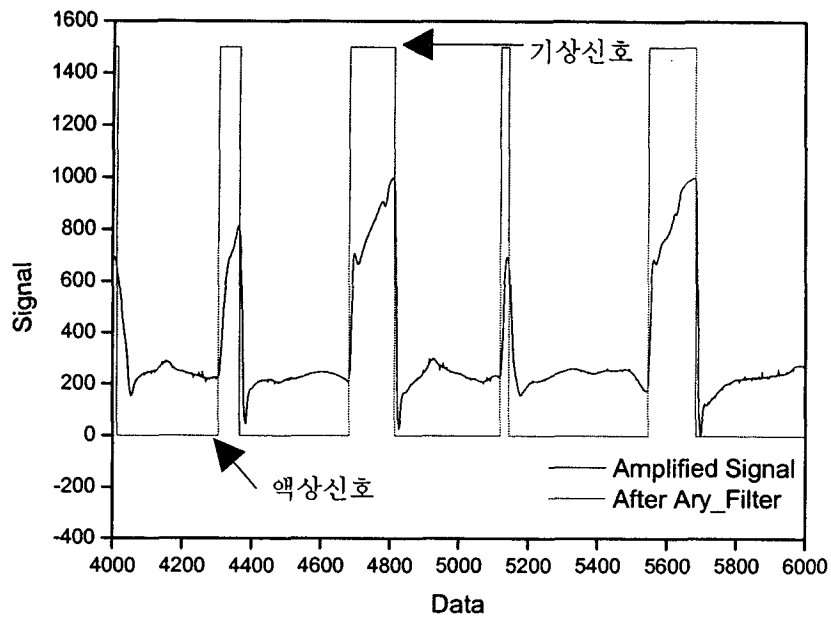


그림 6.5-11 Conductivity Probe 상분리 알고리즘 통과 후의 신호

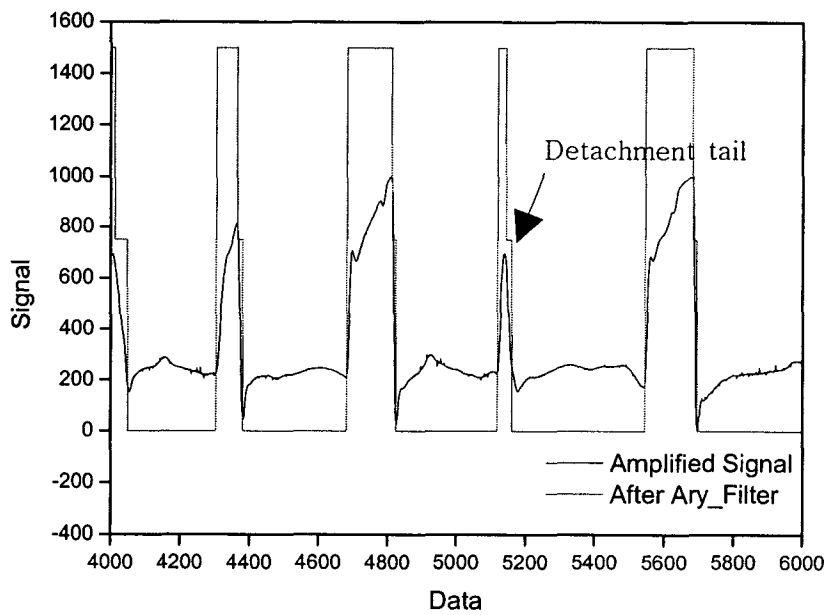


그림 6.5-12 Detachment_Tail 추출 후의 신호

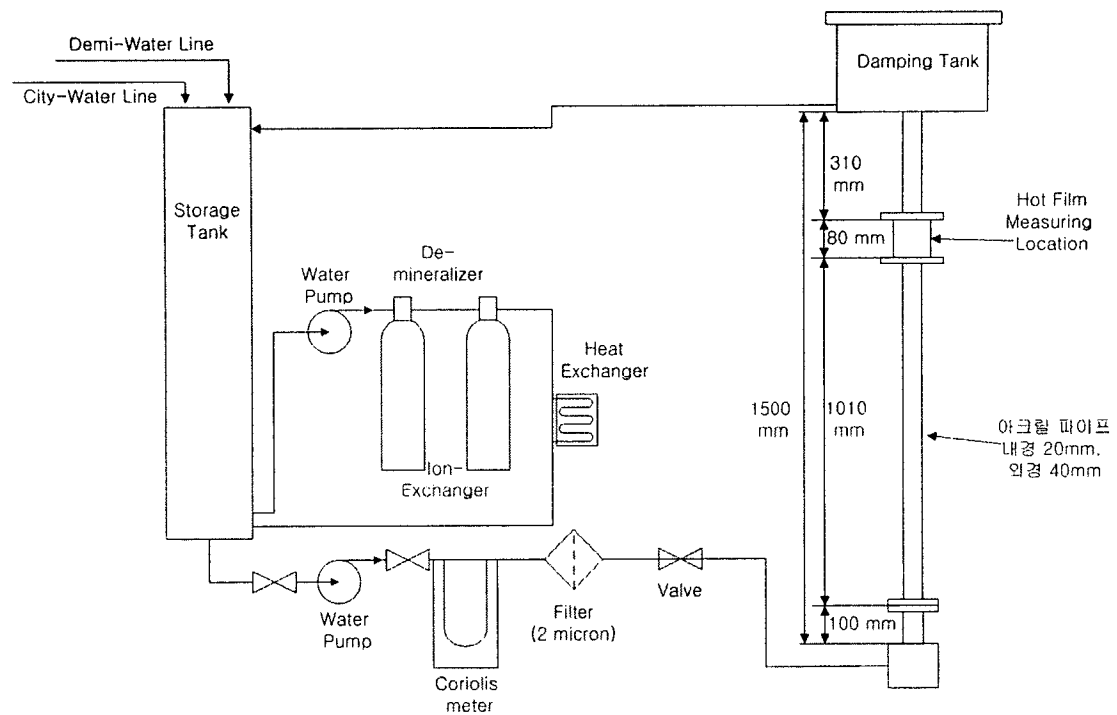


그림 6.5-13 Hot film을 이용한 기포측정 실험장치 계통도

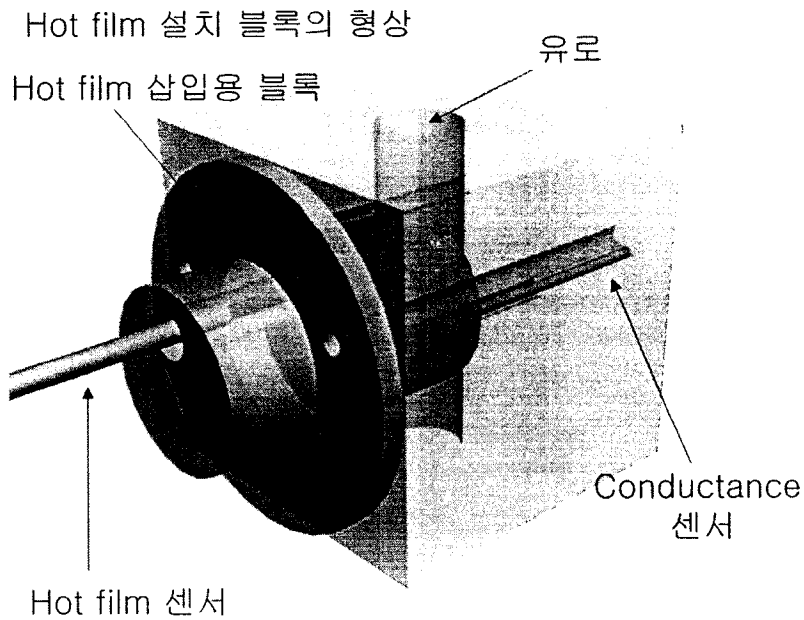


그림 6.5-14 Hot film 설치 블록의 형상

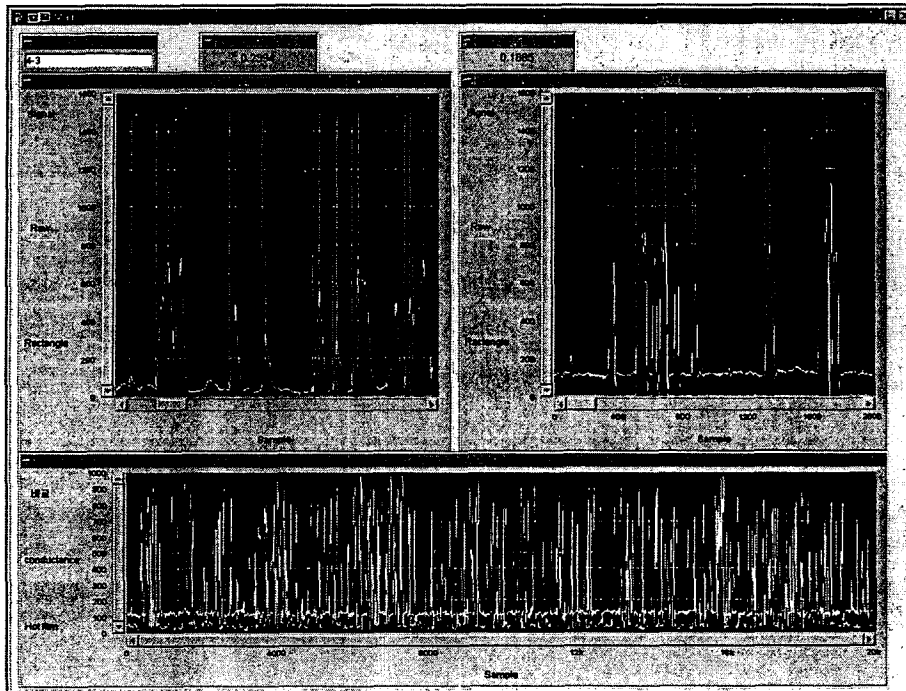


그림 6.5-15 Vee 프로그램을 이용한 신호처리 결과

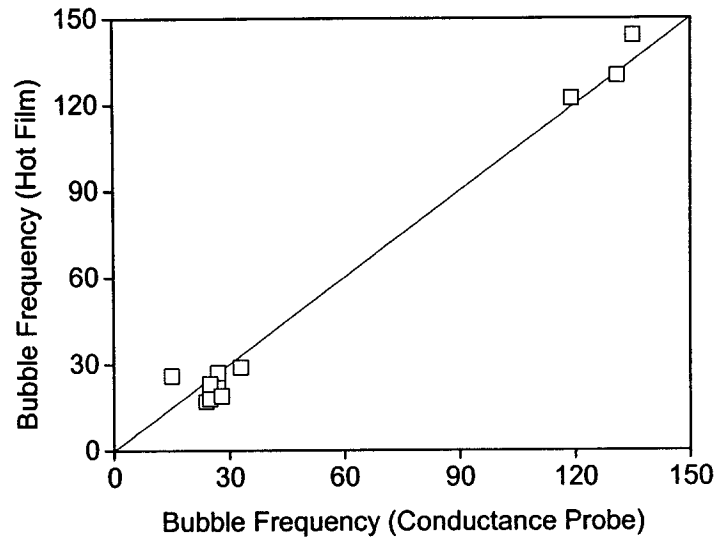


그림 6.5-16 Hot film 및 conductivity probe 측정결과 비교: bubble frequency

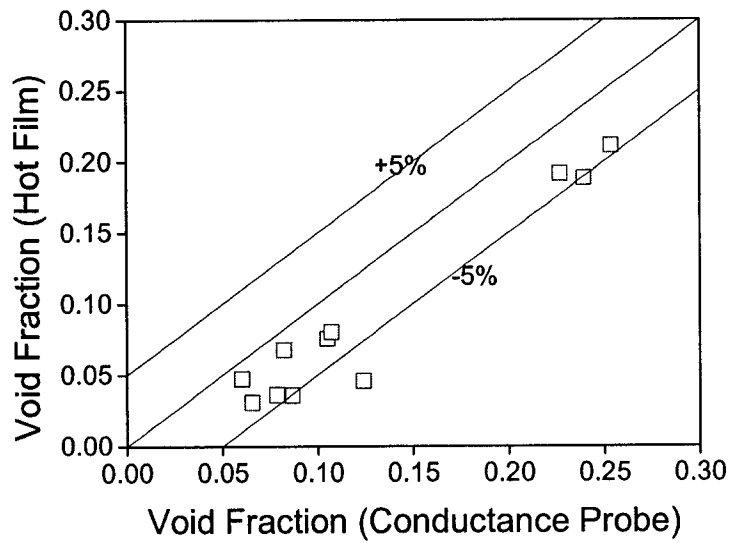


그림 6.5-17 Hot film 및 conductivity probe 측정결과 비교: 기포율

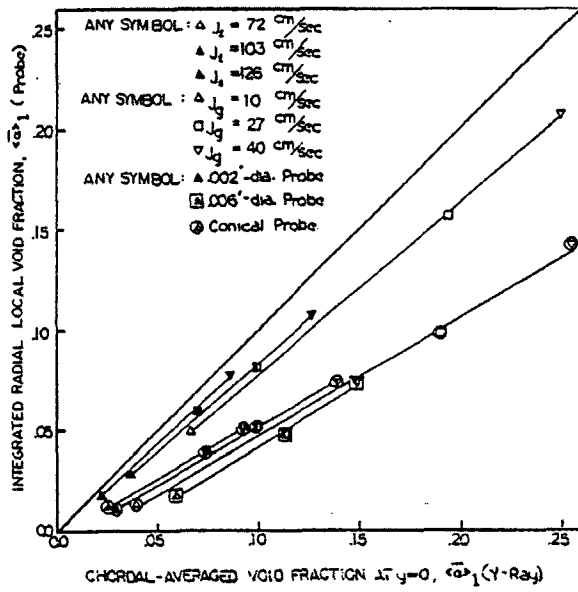


그림 6.5-18 Hot film을 이용한 기포율 측정 결과 (Wang [6.5-6])

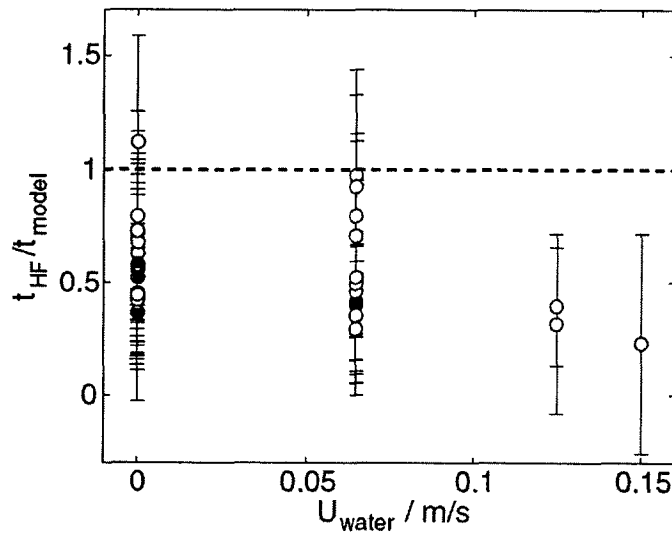


그림 6.5-19 Hot film을 이용한 기포율 측정 결과 (Rensen et al. [6.5-14])

제 6 절 국소 양방향 유동튜브를 이용한 유속 측정기법

1. 국소 양방향 유동튜브

물 속도는 단상(single phase) 및 이상(two phase) 유동이 발생하는 계통에서 유체의 운동량 및 에너지의 전달량을 분석하는데 필수적으로 요구되는 기본 변수중 하나이다. 일반적으로 이러한 유체 유동에서 국소 물 속도를 측정하는 측정기기로 유체 유동에 의한 동압 측정 방식을 이용한 Pitot관, 열전달을 이용한 Hot-wire, 레이저를 이용한 LDV(Laser Doppler Velocimeter)등 몇 가지 상용화된 유량계가 이용된다. 그러나 이러한 대부분의 상용 유량계는 실제 실험 연구에 적용할 경우 그 적용에 제한이 따른다. 예를 들어 Pitot관은 구조적 단순함과 견고함으로 널리 이용되나 대부분의 응용이 기체의 유속 측정에 사용되고 양방향의 유동이 발생하는 유로에 적용이 어렵다. Hot-wire는 빠른 응답속도로 인해 기체의 속도 및 난류 유동 측정에 널리 사용되나, 물 속도 측정에 적용한 경우 센서 감지부의 오염에 의해 신호의 drift가 발생되어 정확한 물 속도를 얻기가 대단히 어렵다. LDV는 유로 내의 다차원 속도 분포를 정교하게 측정할 수 있으나, 레이저 빔의 통과가 가능한 투명창이 요구되어 고온 고압에의 적용이 어렵다. 또한, 물-공기 또는 물-증기와 같이 2상유동이 발생하는 유체 유동에 적용할 경우 공기 또는 증기의 굴절률의 차이로 레이저 빔의 투과량이 감소되어 낮은 기포율 영역에서 제한적으로 사용이 가능하다. 따라서, 2상유동 조건에서 물 속도를 국소적으로 측정하기 위해서는 연구자에 의해 측정하고자 하는 유동조건에 적합한 측정방법론을 개발하는 것이 요구하다.

본 연구에서는 강수부 비등, 물-공기 수직 수평관 2상유동 실험장치와 같이 고 기포율의 물-공기 또는 물-증기 2상유동에 적용 가능한 국소 양방향 유동튜브(BLFT-Local Bidirectional flow Tube)를 개발하고자 하였다.

국소 양방향 유동튜브는 Heskestad(1973)에 의해 최초로 제시되어 국소적 화염속도 계측에 사용되었다(그림 6.6-1). BDFT는 작동 원리가 Pitot tube와 유사하나, 정압이 유동 튜브 후방에 위치한 정압용 튜브에서 계측되어 후류 유동에 의해 발생한 흡입 효과로 측정된 정압이 유로 내의 정압보다 낮아져 유동 튜브 전, 후단에서 계측된 차압 값이 유동 장내 유체의 유동에 의해 발생된 동압 보다 크게 측정되는 특성을 갖는다. 이러한 차압 측정값의 특성은 저속에서의 유속 계측을 보다 용이하게 해 준다. 또한, 양방향 유동튜브의 기하학적 형상이 전후도 대칭이어서 유동의 방향이 바뀌는 유로에서 양방향 유속의 측정이 가능한 특성을 갖는다.

McCaffery등(1976)은 이를 저속의 공기 유동 조건에서 적용하여 낮은 공기 속도를 측정하는데 성공하였다. McCaffery는 그의 연구에서 국소 BDFT를 이용하여 튜브 직경 12.7mm-25.4mm에서 직경에 무관하게 동일한 속도 교정 커브가 얻어짐을 보였다[2.2-2].

Liu(1990)는 보다 작은 크기의 국소 튜브를 개발하고자 공기 유동조건에서 4.7-8.8mm의 튜브 직경을 갖는 국소 프로브를 개발하였다[2.2-3]. 연구 결과에 의하면 국소 BDFT의 교정커브는 튜브 직경에 의해 정의된 Re에 무관함을 보였다. 그러나 저속에서 BDFT에서 발생하는 압력 강하 값은 McCaffery의 연구결과의 압력강하 값보다 작다.

본 연구에서는 양방향 유동속도의 측정, 저속의 유속 측정 가능성 등 국소 양방향 유동튜브가 보여주는 몇 가지 장점들에 주목하여 2상유동에서의 국소 물 속도 측정을 위한 초소형 국소 양방향 유동튜브 및 관련 방법론을 정립하였다.

2. 국소 양방향 유동튜브 측정원리

국소 양방향 유동 튜브의 유량 계측 원리는 기존의 피토관과 유사하다. 유동이 있는 배관 내에 양방향 유동 튜브가 설치되는 경우 유동 튜브 전단에서 측정되는 압력은 유체 유동에 의한 동압이 포함된 총 압력과 동일하다. 반면 튜브 후단에서 측정되는 배압(back pressure)은 튜브 후방에서 유동에 의해 발생한 흡입 효과로(suction effect) 유동장 내에서 형성되는 정압(static pressure)보다 작아진다. 따라서 양방향 유동 튜브의 전, 후단에서 측정된 압력의 차이는 유동의 동압(dynamic pressure)보다 약간 커지게 되며 이를 압력 증배 계수(amplification factor), K로 정의하여 속도와 의 관계식을 구하면 다음 식 (6.6-1)과 같다.

$$K = \frac{\sqrt{2\Delta p/\rho}}{V} \quad (6.6-1)$$

여기에서

Δp : 유동튜브에서 계측된 차압 값

ρ : 유체의 밀도

V : 유체의 속도

식 (6.6-1)에서와 같이 양방향 유동 튜브의 전, 후단에서의 차압을 측정함으로써 배관 내 유동의 속도를 얻을 수 있다. 이때, 식(6.6-1)의 압력

증배 계수 K 는 유체 유속에 영향을 받는 교정 상수로 사전에 교정 실험등을 통해 얻어야 한다. 교정 상수 K 가 알려지고, 유동 튜브 양단에서 발생하는 차압이 측정되면 식(6.6-1)을 이용하여 배관에서의 국소 물 속도를 역으로 계산할 수 있다.

3. 물 유동 적용성 및 설계인자 평가

공기-물 또는 증기-물 2상유동 조건에서 물 속도 측정을 위해 BDFT의 적용성을 평가하고 설계 인자를 도출하기 위해 상용 CFD 코드인 FLUENT 5.4 코드를 활용하여 단상 물 유동 계산을 수행하였다[6.6-4]. 코드의 사용에 앞서 동 코드의 예측능력을 평가하기 위해 McCaffery와 Liu의 실험 결과에 대한 평가 계산을 수행하였다. 계산은 실험이 이루어진 유동 조건에서 수행하여 실험 결과와 비교하였고, 또한 단상의 물 유동에 적용하여 수치 실험을 수행하였다. 계산에서는 2차원 평면을 가정하여 계산용 격자를 만들었으며, 2차 up-wind scheme을 적용하여 계산하였다. 계산에서 층류와 난류의 경계점은 배관의 직경에 의해 정의된 Re수 2300에서 결정되었으며, 사용된 난류 모델은 $k-\epsilon$ 모델이다.

그림 6.6-2(a)는 Liu의 실험 결과와 Fluent계산결과 그리고 BDFT 튜브에서 정의된 Re수에 따른 압력 변화 값 변화를 보여준다. 그림에서와 같이 FLUENT계산 결과는 Liu의 실험 결과를 잘 예측한다. 그림 6.6-2(b)는 계산 결과를 BDFT 튜브 Re수의 변화에 따라 그린 그림이다. 여기에서 Re수에 사용된 수력학적 직경은 국소 양방향 유동 튜브의 직경을 사용하였다. 그림에서와 같이 Re수는 튜브 지경에 의해 비례하여 달라지며, Re 수에 따른 교정 커브의 경향은 튜브 직경에 무관하다. 이러한 비교 계산 결과는 FLUENT 전산 코드가 단상유동에 적용될 BDFT의 개발에 적용될 수 있음을 보여준다.

그림 6.6-3은 McCaffery의 실험결과와 계산 결과를 BDFT 튜브 Re수에 따라 비교한 그림이다. 그림에서와 같이 McCaffery의 실험 결과는 코드 계산결과와 차이를 보여준다. 이는 Liu의 논의에서와 같이 BDFT 튜브의 L/D 효과가 아닌 계측상의 오차로 보여진다.

BDFT의 단상 물 유동 적용성 및 tube 직경에 따른 K 값의 변화를 고찰하고자 tube 직경을 변화시키며 FLUENT계산을 수행하였다. 그림 6.6-4에서와 물 유동에서도 공기 유동에서와 동일한 계측 특성을 보여준다. 그러나 tube의 직경이 0.5mm이하인 경우 낮은 속도 범위에서 K 값의 선형성이 나빠져 압력 강하에 따른 정교한 속도 보정식이 필요하다. 그림에서와 같이 국소 양방향 유동 튜브의 직경이 1mm 이상인 경우 비교적 저속의 유동 영역을

제외하고 직진성이 보장됨을 알 수 있다.

4. 2상유동 조건에서 물 속도 측정

기포가 존재하는 2상유동 조건에서 국소 양방향 유동 튜브 양단에서 발생한 차압으로부터 물 속도를 계산하기 위해서는 측정된 차압을 물 속도로 환산하는 계산식이 필요하다. 유체 유동에 의해 발생하는 양방향 유동 튜브의 동압은 물 및 기포의 유동에 의해 발생한 모멘텀 성분이 모두 포함된다. 이때, 차압과 유체 속도와의 관계식은 다음과 같아진다.

$$\Delta p = \frac{1}{2} [k_g^2 \alpha \rho_g v_g^2 + k_f^2 \cdot J (1 - \alpha)^2 \rho_f v_f^2] \quad (6.6-2)$$

여기에서 k_g, k_f 는 단상유동 교정 실험에서 얻어지는 증배계수이고, J 는 양방향 유동튜브를 통과하는 기상과 액상간에 발생하는 상간의 모멘텀 전달을 고려하는 인자이다. 이때, 증기 또는 개스의 밀도가 낮은 저압의 영역에서는 기상에 의한 모멘텀 전달은 무시할 수 있을 정도로 작아 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\Delta p = \frac{1}{2} [k_f^2 \cdot J (1 - \alpha)^2 \rho_f v_f^2] \quad (6.6-3)$$

이때, 널리 사용되는 모멘텀 교환 상수 J 는 기존 Pitot관에서 널리 사용되는 모델로 표 6.6-1 에 정리되었다.

상기 식(6.6-3)을 이용하면 반복계산을 통하여 양방향 유동 튜브 전후단에서 발생한 차압으로부터 물 속도를 계산할 수 있다.

5. 국소 양방향 유동 튜브 개발

물-공기 수직 수평 실험 장치 및 강수부 비등 실험 장치 등에 적용할 수 있는 양방향 유동 튜브를 개발하였다. 개발된 양방향 유동 튜브는 유동장 교란을 최소화하기 위해 크기가 최소화 되어야 한다. 본 연구에서는 직경 1.55mm의 국소 양방향 유동 튜브를 개발하였다. 그림 6.6-5는 개발된 국소 양방향 유동튜브를 보여준다. 그림에서와 같이 유동튜브의 전 후단 모양을 기존의 국소 양방향 유동 튜브모양인 평면 형태와 달리 반원의 유선형 형태로 가공하여 유동장 교란을 최소화 하고자 하였다. 개발된 양방향 유동 튜브의 길이는 6mm로 L/D가 4 정도이다. 유동 튜브 중앙에는 직경 0.25mm의 K-type 열전대가 설치되어 물의 온도 분포 측정이 가능하다. 제작된 국소 양방향 유동튜브는 그림 6.6-6의 수동(water tunnel)에서 교정 되었다. 수

동은 풍동과 마찬가지로 측정 단면에서의 물의 속도 분포가 균일하게 형성되게 설계된 교정 장치이다. 교정에 사용된 수동의 측정 단면 내경은 60mm이다. 그림 6.6-6은 수동 측정 단면에서 물의 속도장 분포를 보여준다. 그림에서와 같이 사용된 수동의 속도장 편평도(flatness)는 벽면 10mm를 제외한 영역에서 평균 속도의 1% 이내이다. 수동의 평균 유속은 코리올리스 유량계에 의해 측정되었다. 그림 6.6-7은 제작된 국소 양방향 유동튜브의 교정 곡선을 보여준다. 교정은 0.05-3m/sec의 물속도 범위에서 이루어졌다. 그림에서와 같이 평균 유속 0.3m/sec 이하에서는 k 값의 급격한 변화가 발생하나 그 이상에서는 상수 값을 갖는다. 상온 상압에서 이루어진 교정 커브를 고온의 강수부 비등에 적용하기 위해 교정이 이루어진 물의 속도는 그림 6.6-7(b)에서와 같이 국소 양방향 유동튜브의 직경에 의해 정의된 Re 수로 변환되어 국소 물 속도 측정에 사용된다.

표 6.6-1 2상유동시 Momentum Exchange Factor [6.6-5]

Authors	J	"vu"- vertical upward wlow "hor"-forizontal flow
Adorni et al.(1961)	$1 + \alpha$	vu, argon-weater, annular flow
Neal & Bankoff(1965)	2.0	vu,mercury-nitrogen,bubble,slug
Malnes(1966)	1	vu,air-water,bubble
Bosio & Malnes(1968)	$(1 - 0.5\alpha^2)/(1 - \alpha)$	vu,air-water
Walmet & Staub(1969)	$1 + \alpha/2$	vu,steam-water,bubble
Fincke(1978)	$\alpha < 0.7 : J=1$ $\alpha > 0.7 : J=2$	vu,hor,steam-water,disp.bubble or droplet flow
Fincke & Deason(1978)	$\alpha < 0.9 : J=1$ $\alpha > 0.9 : J=2$	
Davis(1979)	$1 < J = f(\alpha) < 1.75$	vu,air-water,bubble froth
Reimann et al.(1981)	$1.5 + 0.5 \tanh(6(\alpha - 0.5))$	hor,air-water:dispersed,bubble ,annular,slug steam-water:slug

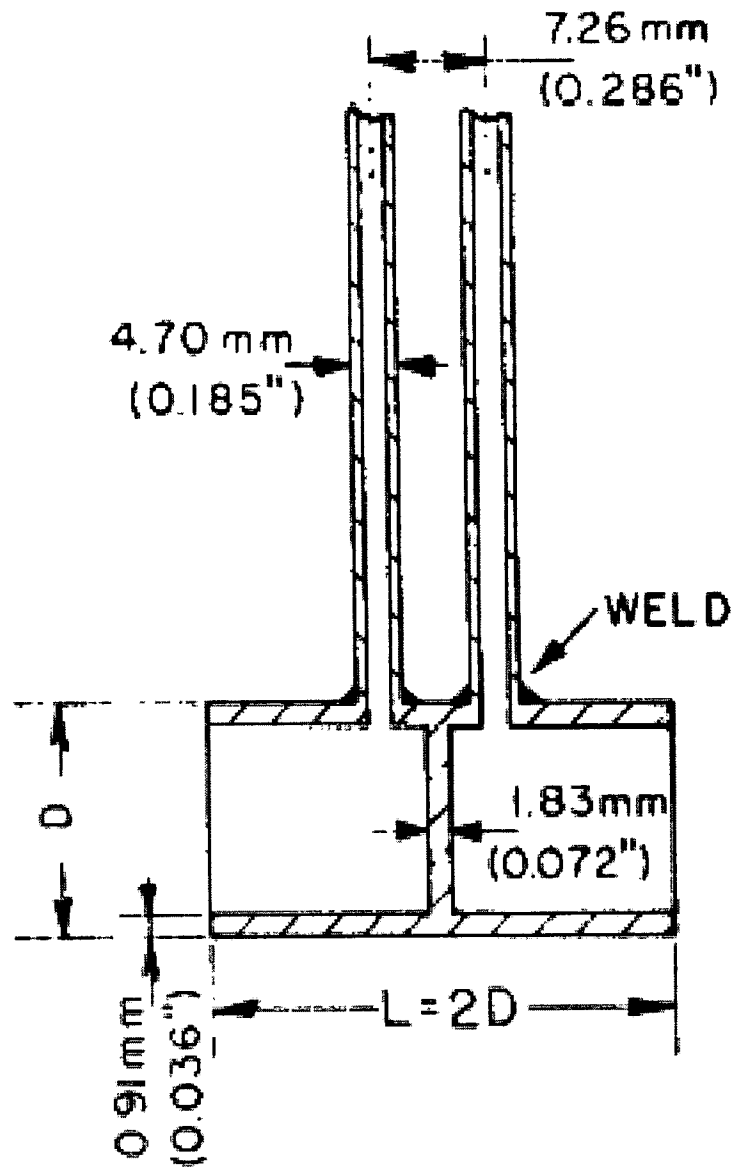


그림 6.6-1 Local Bi-directional Flow Tube 개념도[6.6-1]

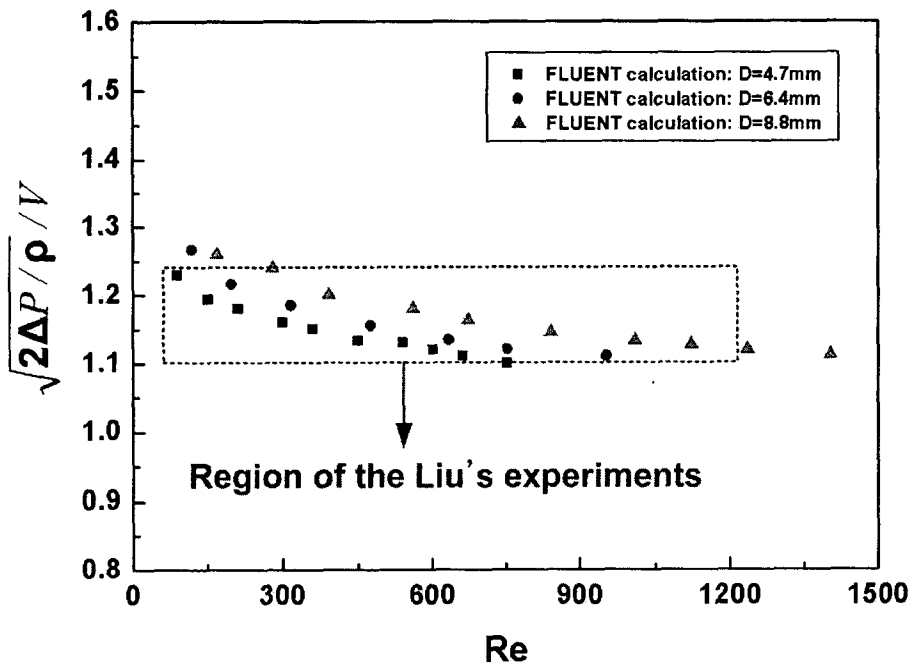
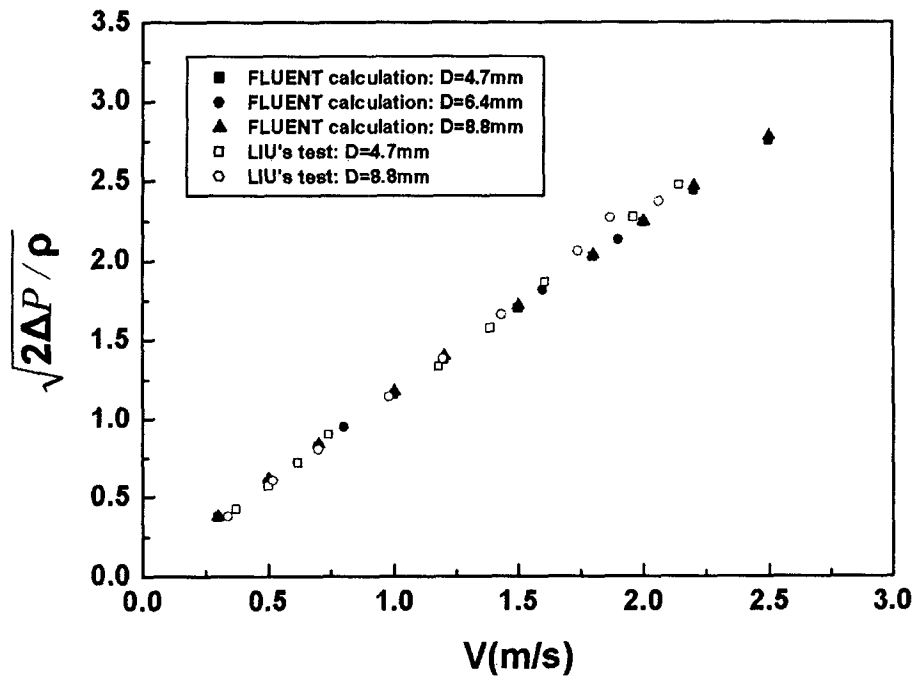


그림 6.6-2 Liu 실험과 계산 결과 비교

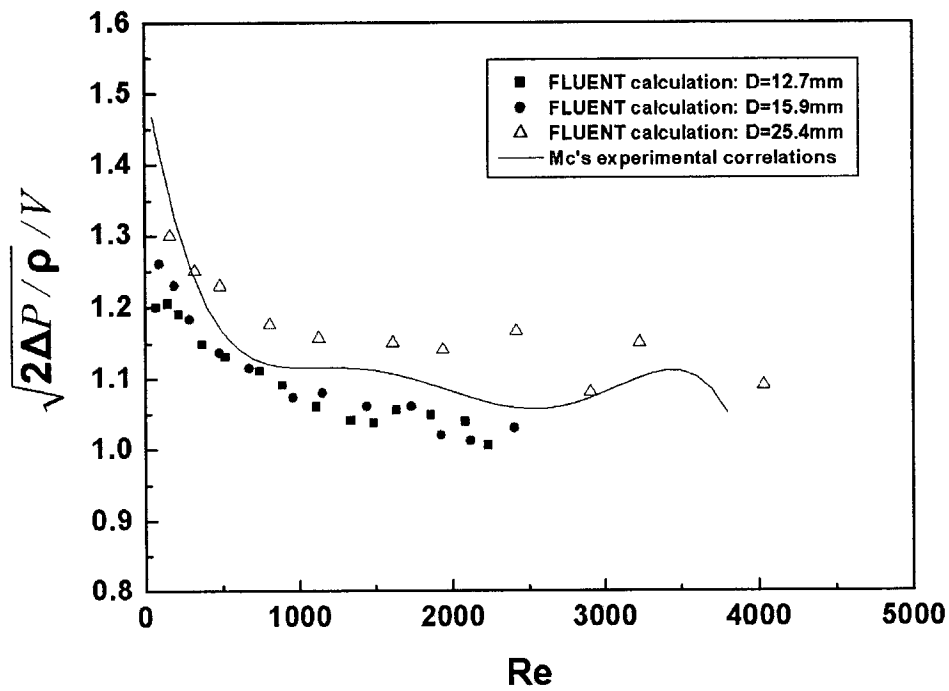
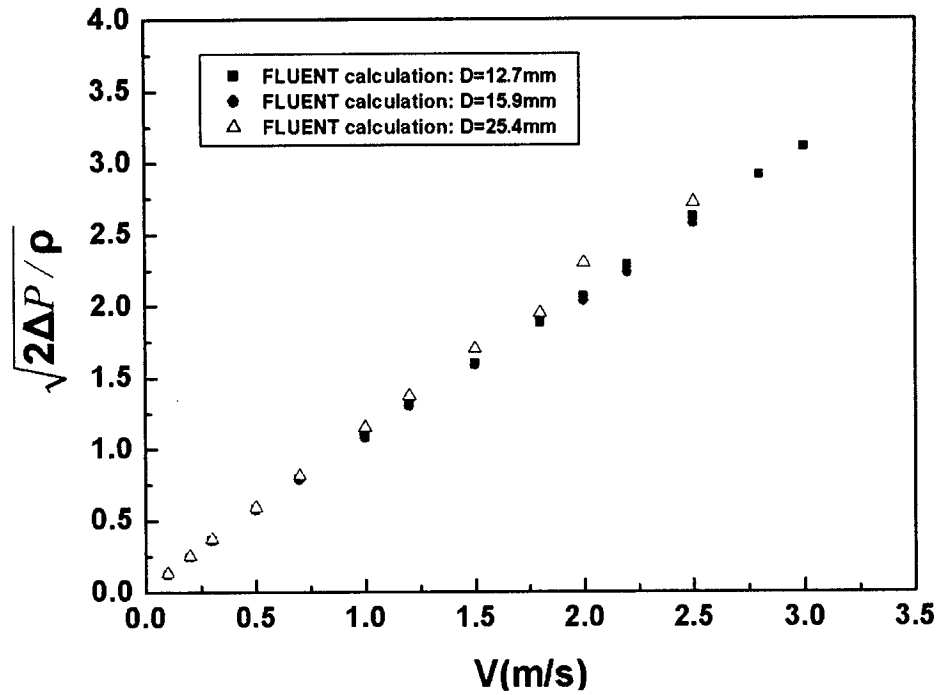


그림 6.6-3 McCaffery실험과 계산 결과 비교

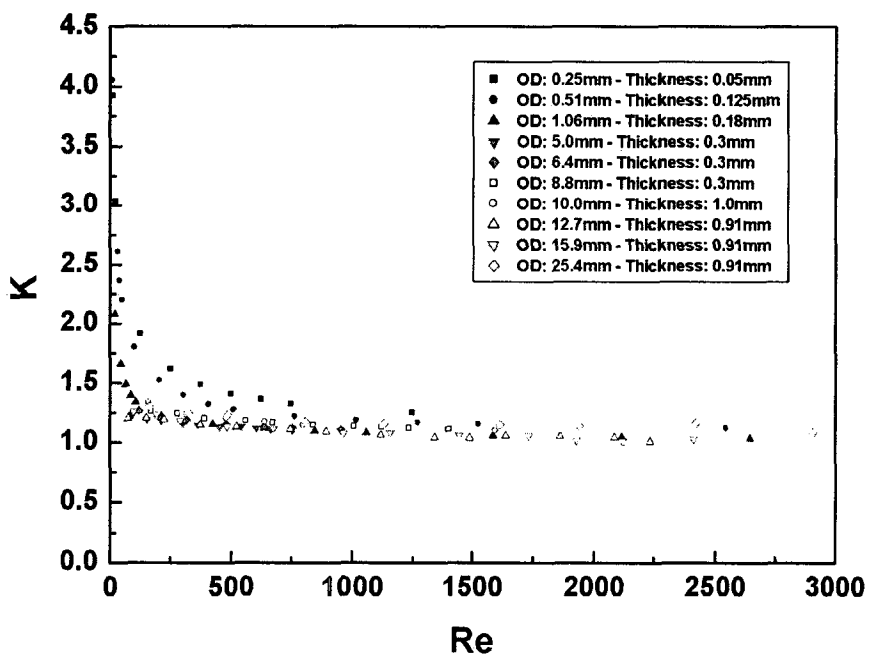
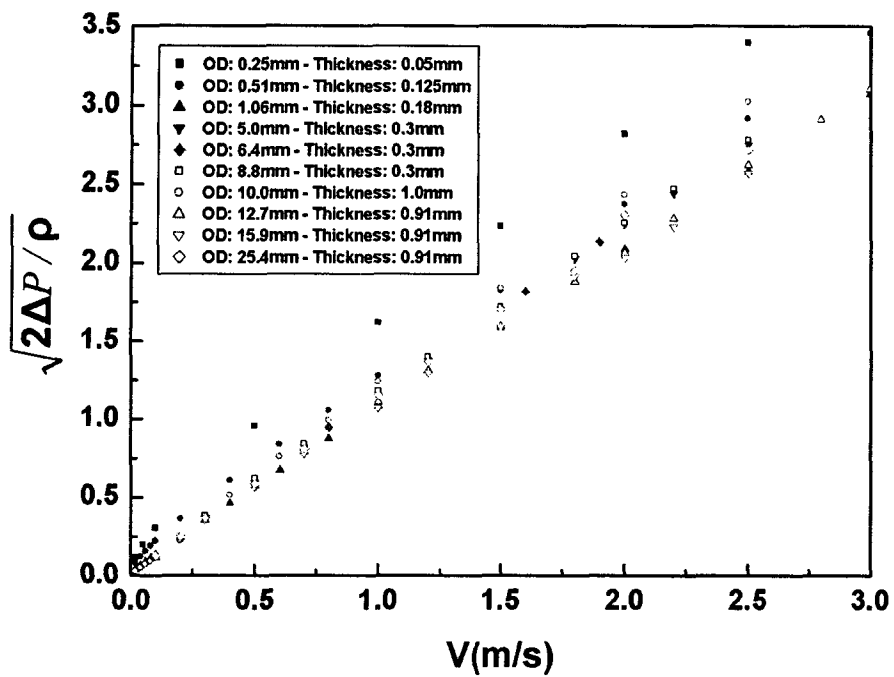


그림 6.6-4 물 유동에서 tube 직경에 따른 계산 결과

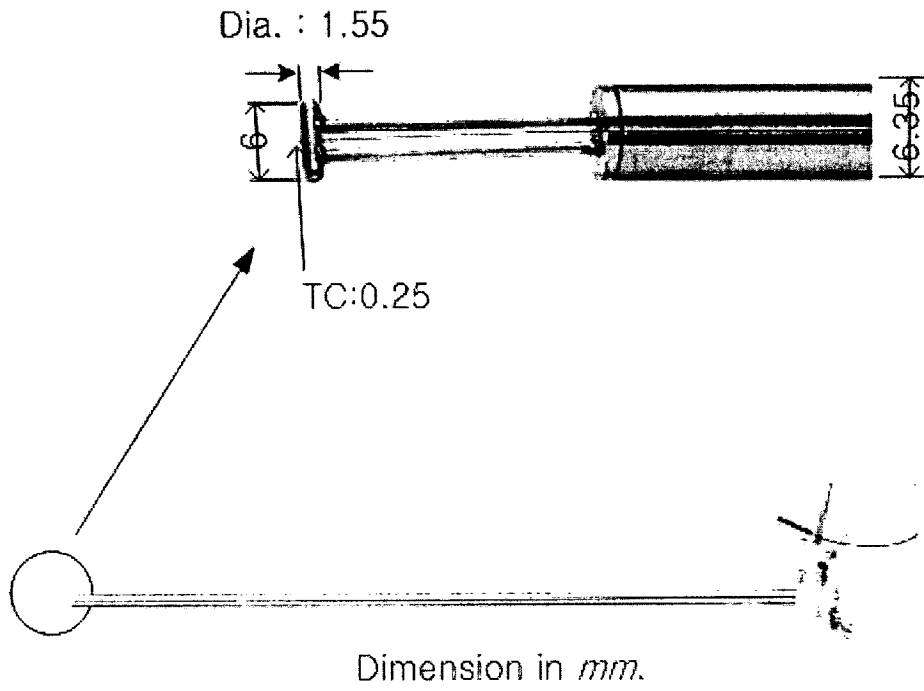


그림 6.6-5 개발된 국소 양방향 유동튜브

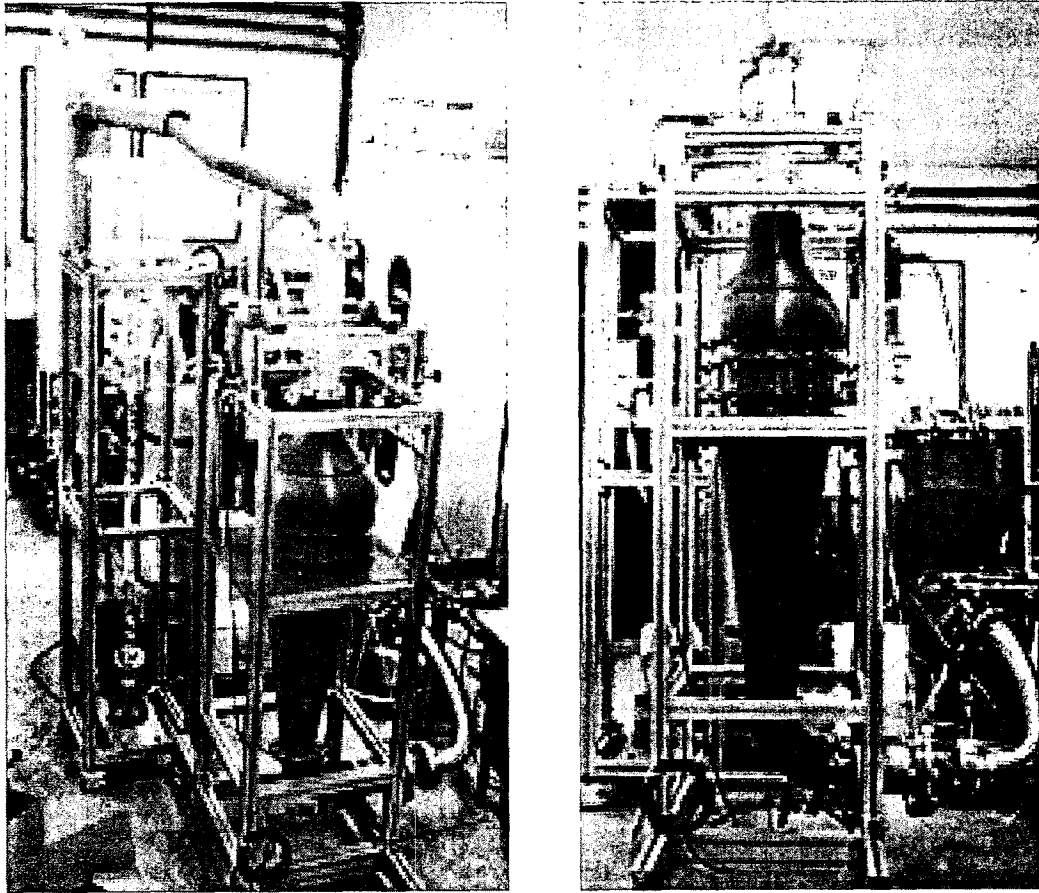


그림 6.6-6 수동(water tunnel) 사진

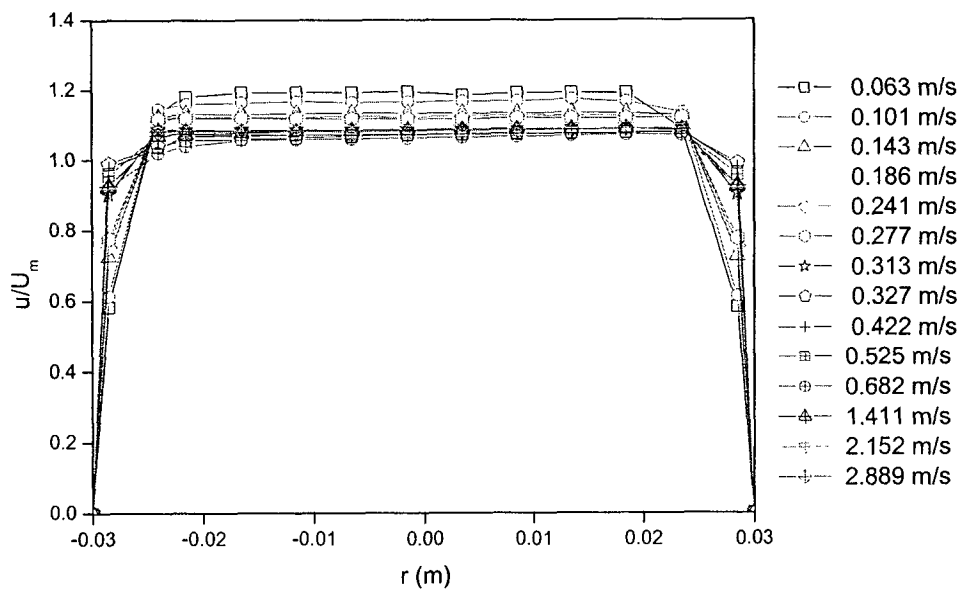
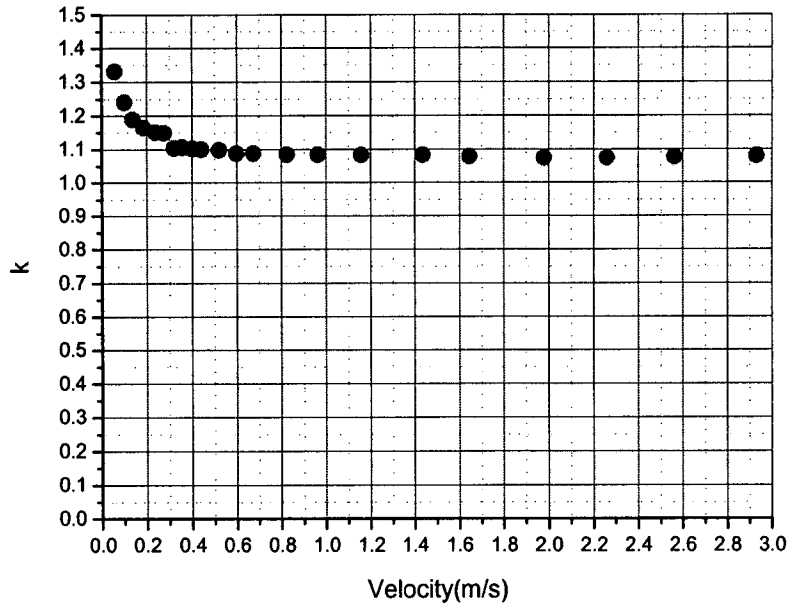
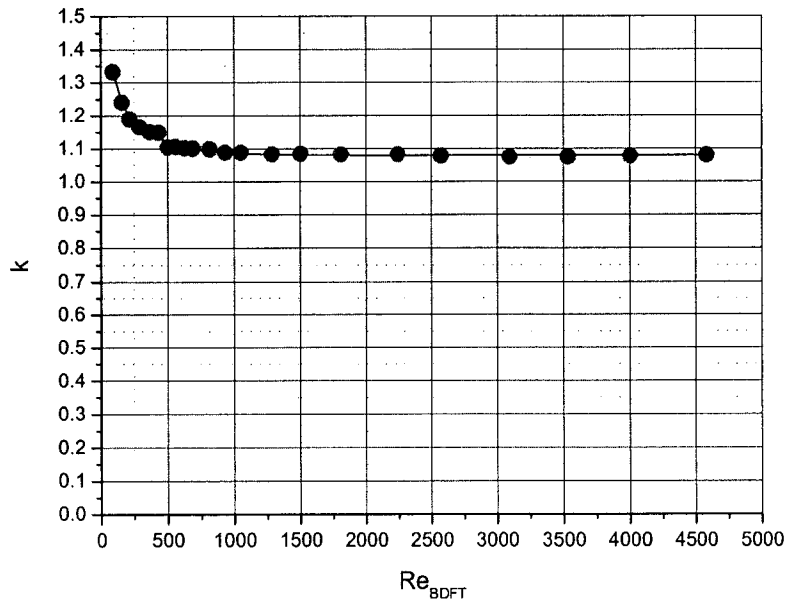


그림 6.6-7 수동 측정 단면에서의 속도 분포



(a) 국소 물 속도에 따른 교정 곡선 변화



(b) Re수에 따른 교정 곡선 변화

그림 6.6-8 국소 양방향 유동 튜브의 교정 곡선

제 7 절 결론 및 향후 연구방향

본 연구를 통해 수행된 다양한 계측기술 개발의 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 수평 2상 유동양식 판별을 위한 초음파 계측기술 개발
 - 초음파 wave guide의 설계 개선을 통해 2상 유동내 초음파 전파 경로를 단축함으로써, 높은 기포 수 밀도를 갖는 유동 조건에 적용 가능하도록 하였다.
 - 수평 2상 플러그 유동, 슬러그 유동, 분산기포 유동, 성층 유동에 대하여 효과적인 유동양식 판별이 가능하였고, 정성적인 상분포 특성 등의 유동정보도 획득할 수 있었다.
- 국소 기포변수 측정 프로브법 개발
 - 기존의 5 센서 전도 탐침 프로브의 탐침 배열 방법을 개선함으로써, 다양한 방향으로의 계면의 이동속도를 보다 효과적으로 측정할 수 있는 측정 방법론을 개발하였다.
 - 보다 개선된 사진 측정기법을 개발하였고, 이를 바탕으로 본 연구를 통해 개발된 5 센서 전도 탐침 프로브의 계면면적밀도 측정결과와의 비교/검증을 수행함으로써, 개선된 5 센서 프로브 측정방법론의 건전성을 확인하였다.
- 단상유동 농도 측정기법
 - 다차원 단상유동 농도 분포 측정을 위한 wire-mesh 시스템의 각 구성요소의 설계/제작 요건을 도출하였고, 이에 부합하는 wire-mesh 시스템의 하드웨어 및 소프트웨어를 구축하였다.
 - 또한 소금물 농도의 변화에 따른 본 wire-mesh system의 실시간 응답 특성을 분석하였다.
- Hot Film Anemometry를 이용한 2상유동 특성 측정기법
 - 2상 유동에 대한 Hot Film의 전체 측정 신호 중 액체상 및 기체상 각각에 대한 측정 신호를 분리/추출하는 상분리 알고리즘 및 이를 바탕으로 한 기포율 및 기포유동 내의 액체 속도를 측정하기 위한 방법론을 개발하였다.
 - 기체상에 대해 추출된 측정 신호로부터 계산된 기포율은 전도 탐침법에 의해 측정된 기포율에 비해 낮은 값을 나타내었다. 이는 기포 변형을 일으킬 만큼 Hot Film 센서가 크기 때문인 것으로 판단되었다.

- 국소양방향 유동튜브를 이용한 유속 측정기법
 - 전산유체해석을 통하여 단상 유동에 대한 양방향 유동튜브의 적용성을 평가하고 설계 인자를 도출하였다. 또한 2상 유동시 액체 속도 측정을 위한 방법론을 정립하였다.
 - 유동장 교란을 최소화하는 직경 1.55mm의 국소 양방향 유동 튜브를 개발하였다. 평균 유속 0.05~3.0 m/s의 속도 범위에 대하여 교정 실험을 수행하였으며, 본 실험 범위에 대하여 일정한 k 값을 얻었다.

또한, 각 계측기법의 적용 영역을 확장하기 위하여 다음과 같은 추가 연구가 필요할 것으로 예상된다.

- 수평 2상 유동양식 판별을 위한 초음파 계측기술 개발
 - 초음파 전파 효율 증진 연구 및 고온/고압 적용성 평가 연구
- 국소 기포변수 측정 프로브법 개발
 - 고 유속의 2상유동 조건에서의 적용성 평가 연구
- 단상유동 농도 측정기법
 - 원자로 용기 노심입구에서의 실증 실험 연구
- Hot Film Anemometry를 이용한 2상유동 특성 측정기법
 - 초소형 Hot Film 센서 개발 연구 및 기포 변형 효과 보정 연구
- 국소양방향 유동튜브를 이용한 유속 측정기법
 - HFA 등과의 비교/평가를 통한 2상유동 액상속도 측정 검증 연구

참고문헌

- [6.2-1] O. C. Jones and N. Zuber, "The Interrelation between Void Fraction Fluctuations and Flow Pattern in Two-Phase Flow," Int. J. Multiphase Flow, Vol. 2, pp. 272-306 (1975).
- [6.2-2] J. V. Solomon, Construction of a Two-Phase Flow Regime Transition Detector, MS Thesis, Mech. Eng. Dept., MIT (1962).
- [6.2-3] R. E. Haberstrah and P. Griffith, "The Slug-Annular Two-Phase Flow Regime Transition," ASME Paper No. 65-HT-52 (1965).
- [6.2-4] C.-H. Song, and M. K. Chung, "Development of the Impedance Void Meter," KAERI/TR-446/94, KAERI (1994).
- [6.2-5] J. S. Chang and E. C. Morala, "Determination of Two-Phase Interfacial Areas by an Ultrasonic Technique," Nucl. Eng. & Des., Vol. 122, pp. 143-156 (1990).
- [6.2-6] I.-C. Chu, C.-H. Song, and W. P. Baek, "Application of the Through-Transmitted Ultrasonic Signal for the Identification of Two-Phase Flow Patterns in a Simulated High Temperature Vertical Channel," J. KNS, Vol. 36, pp. 12-23 (2004).
- [6.2-7] N. H. Choi, I.-C. Chu, and C.-H. Song, "Application of Ultrasonic Trough Transmission Technique for the Identification of Horizontal Two-Phase Flow Pattern," Proc. 3rd National Congress on Fluids Engineering, Aug. 26-28, 2004, Jeju, Korea (2004).
- [6.3-1] I. Kataoka, M. Ishii, and A. Serizawa, "Local Formulation of Interfacial Area Concentration", Int. J. Multiphase Flow, Vol. 12, pp. 505-529 (1986).
- [6.3-2] X. Shen, Y. Saito, K. Mishima, H. Nakamura, "Methodological Improvement of an Intrusive Four-Sensor Probe for the Multi-Dimensional Two-Phase Flow Measurement", Int. J. Multiphase Flow, Vol. 31, pp591-617 (2005).
- [6.3-3] X. Shen, K. Mishima, H. Nakamura, "Methodology of Local Instantaneous Interfacial Velocity Measurement in

- Multi-Dimensional Two-Phase Flow”, ICONE14-89502, Miami (2006).
- [6.3-4] C.-H.Song et al., 원자로계통 핵심 열수력 특성 실험, KAERI/RR-2535/2004, 한국원자력연구소 (2005).
- [6.3-5] M.Ishii, Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow, Eyrolles, Paris, Scientific and Medical Publication of France, New York (1975).
- [6.3-6] D.J.Euh, B.J.Yun, C.-H.Song, "Benchmarking of the Five-Sensor Probe Method for a Measurement of an Interfacial Area Concentration, Exp. in Fluids, pp. 463-478 (2006).
- [6.4-1] U. Rohde, "FLOMIX-R Final Summary Report", FIKS-CT-2001-00197, (2001).
- [6.4-2] Thomas Hohne and Soren Kliem, "Experimental and Numerical Modelling of a Buoyancy-Driven Flow in a Reactor Pressure Vessel", NURETH-11, Avignon, France, October 2-6, (2005).
- [6.5-1] D.J. Euh et al., "Experimental study on Interfacial Area Concentration Transport in Air-water Test Loop," 12th International Heat Transfer Conference, Grenoble, France (2002).
- [6.5-2] 허병길 외, "수직 이상유동에서의 계면면적 전파특성에 관한 실험 및 해석," KAERI/TR-2955/2005 (2005).
- [6.5-3] B. J. Yun et al., "Downcomer Boiling Phenomena During Reflood Phase In The Postulated Lbloca Of The Apr1400", NTHAS4, Hokkaido, Japan (2004)
- [6.5-4] S. L. Wang, "Three-dimensional Turbulence Structure Measurements in Air/water Two-Phase Flow", Ph.D Thesis, R.P.I., Troy, New York (1985).
- [6.5-5] H. H. Bruun, "Hot-Wire Anemometry: Principles and Signal Analysis", Oxford University Press (1995).
- [6.5-6] S. Wu and N. Bose, "Calibration of a Wedge-Shaped Vee Hot Film Probe in a Towing Tank," Meas. Sci. Technol, vol. 4, pp. 101-108 (1993).
- [6.5-7] Y. Y. Hsu et al., "Application of Hot-wire Anemometry for Two-phase Flow Measurements Such as Void Fraction and Slip

- Velocity," ASME, Multiphase Flow Symp., Philadelphia, pp. 26-34 (1963)
- [6.5-8] J. M. Delhaye, "Hot Film Anemometry in Two-Phase Flow," Proc. 11th Nat. ASME/AICHE Heat Transfer Conf. on Two-Phase Flow Instrumentation," Minnesota, pp. 58-69 (1969).
- [6.5-9] A. Serizawa et al, "Turbulence Structure of Air Water Bubbly Flow: Part I. Measuring Techniques," Int. J. Multiphase Flow, vol. 2, pp. 221-233 (1975).
- [6.5-10] R. A. Herringe and M. R. Davis, "Detection of Instantaneous Phase Changes in Gas-liquid Mixtures," J. Phys. E.: Sci. Instr., vol. 7, pp. 807-812 (1974).
- [6.5-11] O.C. Jones and N. Zuber, "Use of a Cylindrical Hot Film Anemometer for Measurement of Two-Phase Void and Volume Flux Profiles in a Narrow Rectangular Channel," AIChE Symp. Series, vol. 74, No. 174, pp. 191-204 (1978).
- [6.5-12] T. J. Liu, "Experimental Investigation of Turbulence Structure in Two-Phase Bubbly Flow," Ph.D. Thesis, Northwestern University (1989).
- [6.5-13] A. Iskandrani and G. Kojasoy, "Local void fraction and velocity field description in horizontal bubbly flow," Nuclear Engineering and Design, vol. 204, pp. 117-128 ((2001)
- [6.5-14] Judith Rensen, "Hot-film anemometry in bubbly flow I: bubble - probe interaction," International Journal of Multiphase Flow, vol. 31, pp. 285 - 301 (2005).
- [6.5-15] 어동진 외, "국소 기포센서에 의한 2상유동 측정신호의 상 판별 기법," KAERI/TR-2667 (2004).
- [6.6-1] HesKestad, G., "Bidirectional Flow Tube for fire induced vent flows," Appendix K in P. A. Croce and H. W. Emmons, The Large-Scale Bed Room Fire Tests, (1973).
- [6.6-2] Liu, C. Y. , Wong, Y. W., Chan, W. K., and Gan T. C., "Note on the robust bidirectional low velocity probe," Experiments in Fluids, 9, 354-356, (1990).
- [6.6-3] Mccaffrey, B. J., and HesKestad, G., "A Robust Bidirectional

Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application,"
Combustion and Flame, 26. 125-127, (1976).

- [6.6-4] Kang, K. H., Yun B. J., and Baik, W. P., "Flow analyses using FLUENT 5.4 code for the bidirectional flow tube," KSME '03 Autumn Meeting, Korea, (2003).
- [6.6-5] Reimann, J., Kusterer, H., and John, H., "Two phase mass flow rate measurements with Pitot tube and density measurements," Measuring Techniques in gas-Liquid TwoPhase Flows, Symposium, Nancy, France, (1963).

제 7 장 종합 결론 및 향후 계획

제 1 절 주요 연구개발 결과의 요약

- 원자로용기 강수부에서 다차원 유동특성 연구

원자로용기 강수부에서의 다차원 유동특성 연구는 물-증기 축소모의 실험, 물-공기 및 물-단상 축소모의 실험, CFD 전산해석 등을 통해 강수부 다차원 열수력 거동의 실제적 현상을 보여주는 실험을 수행하였다.

먼저 붕산희석 거동 실험을 위하여 실험장치(BOMIX-II)를 신규로 구축하였는데, 레이저 기법에 의한 속도측정이 가능하도록 환상형 시험대를 특수하게 설계하였으며, 강수부(downcomer) 하부와 노심 입구에서의 농도분포 측정이 가능하도록 하였다. 다수의 Wire-mesh 기법을 이용한 농도분포 특성 평가 기술 및 레이저 기법에 의한 환상형 공간에서의 유동특성 평가가 가능하도록 하였다. 이로부터 DVI 주입방식에 의한 붕산희석 거동 평가 및 난류 특성이 혼합에 미치는 영향 평가, 실험결과 분석, 해석 및 적용 타당성/한계의 평가 등으로부터 CFD 해석기술의 적용 가능성을 파악하였다. :

두 번째로는 APRI400 안전관심사인 재관수 과정에서 강수부 내부의 과포화 비등(subcooled boiling) 발생시 국소 기포거동을 파악하기 위한 과포화 비등 거동 모의실험을 사각채널 비등실험장치(DOBO)을 이용하여 수행하였다. 다차원 기포유동에 적용 가능한 '개량형 5-센서 전기전도 probe'를 개발하여 적용함으로써 다차원 유동상태의 기포속도 벡터를 도출할 수 있었으며, 실험결과의 분석 및 MARS코드 해석결과와의 비교 평가를 통하여 최적 안전해석 코드의 예측능력 및 관련 모델링 효과를 평가함으로써 유관기관의 안전관심사 해소에 직접 기여하도록 하였다.

- IRWST에서의 응축진동 및 열혼합 특성 연구

APRI400 설계에서 채택된 안전감압계통과 격납용기내재장전수조의 설계와 관련한 열수력적인 측면 즉, 증기응축 하중과 열혼합 현상에 관련하여 수조내 I-Sparger를 통한 증기분사에 의해 발생하는 증기응축 하중과 열혼합 현상에 초점을 맞추어 실험 및 해석 연구가 수행되었다.

먼저 대형수조 증기응축 기인 진동 및 열혼합 특성 실험에서는 APRI400 안전관심사 해소를 위한 기술적 근거자료를 제시하기 위하여 수조

내부에서의 증기응축 기인 하중 특성 평가 연구를 수행하였으며, 수조 내부에서의 증기응축 ‘열혼합 특성’ 천이거동을 평가하기 위한 실험 및 CFD 해석기술을 적용한 실험결과 분석 업무를 수행하였다. 또한 CFD 코드에 적용 가능한 증기제트 ‘국소 응축모델’을 개발하였는데, 이는 수조 내부에서의 응축 ‘열혼합 특성’을 CFD 해석하는데 직접 활용되었다. 그리고 IRWST 열혼합 현상에 대한 ‘PIRT’를 개발하여 APR1400 표준설계 및 신고리3&4의 인허가 관련 IRWST 설계특성 관련 안전관심사 해소에 활용되도록 하였다.

- 2상유동 열수력 모델 개발

본 과제에서 선정한 연구항목에 대한 연구결과는 아래와 같이 정리할 수 있다.

가) 증기응축 관련 모델:

다중 hole 방출 증기응축영역 선도 (condensation regime map)를 개발하여 APR1400용 다중구멍 sparger에 적용 가능한 응축영역 모델을 제시하였는데, 이는 기존의 단일 증기제트 응축영역모델의 적용 제한성을 해소할 수 있는 장점이 있다. 또한 증기 국소응축 영역의 특성을 파악하기 위하여 증기제트의 국소 거동 모델을 분석하여 CFD 해석시 활용토록 하였으며, 증기제트 응축영역 모델 (condensation region model)을 개발하여 증기응축 현상이 동반되는 수조 내부 열혼합 현상의 CFD 해석이 가능하도록 하였다. 개발된 모델들은 APR1400원자로 IRWST 설계특성 관련 안전관심사 해소에 활용되고 있다.

나) 계면면적(IAT) 수송이론의 개발기반 확보:

IAT 이론의 기본틀(frame) 원시형태를 설정하였는데, 이를 위해 수밀도 분포의 수송개념과 계면면적밀도의 수송개념을 유도하였으며, 분산기포유동을 대상으로 물-공기 실험을 통하여 수송모델 구성관계식 기초모델을 개발하였다. 이를 위하여 5-센서를 이용한 계면면적 측정방법론을 개선하였다.

다) 2상유동 계면마찰계수 모델 개발

재관수 과정에서의 안전관심사특서의 원자로용기 강수부 거동의 최적 평가용 모델을 제시하고자 사각채널 비등실험 장치를 이용한 실험을 통하여 2상유동 계면마찰계수 모델을 개발, 제시하였다. 개발된 모델은 APR1400 Reflood 과정에서의 안전관심사 (원자로용기 강수부 거동 해석) 평가에 활용되고 있다.

라) 수평관 액적 거동 모델 (위탁연구):

액적 크기 모델 개발을 위한 수평관 물-공기 실험을 통하여 LBLOCA 사고 재관수 과정에서의 수평관 액적 크기 모델을 개발하였다. 이를 위하여 독창적인 액경 측정기법을 개발, 적용함으로써 연구결과의 고유성 및 독창성을 확보하였으며, 개발된 모델은 최적코드 3-field 모듈 개발시 활용이 가능하다.

- 열수력 실험DB 구축

새로운 열수력 현상에 대한 열수력 실험 DB를 구축하였는데, 주요 항목은 다음과 같다:

- DVI 안전주입 방식 관련 현상 및 DB
- IRWST 관련 현상 및 DB
- 새로운 기기의 개발 관련 DB
- 고유 모델 개발 및 모델 선진화를 위한 열수력 현상 실험 DB
- 2상유동 측정기술 성능평가 관련 DB

제2절 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도

원자로의 안전성 확인 및 평가를 위한 핵심 계통열수력 현상의 특성 규명과 안전성 향상을 위한 새로운 안전개념의 기술적 타당성 평가를 연구개발의 목표로 하고 있는 본 연구에서는 원자로계통에서의 핵심 열수력 특성에 대한 실험을 수행하였고 관련 열수력 모델을 개발하였다. 최근 국내에서 표준설계 인가를 획득한 APR1400 원자로에서 새롭게 대두되는 열수력적 현상을 평가하고, 또한 안전 관심사의 해소에 필요한 실증적 평가자료를 생산하였다.

동 연구결과는 신안전개념의 기술적 타당성에 대한 평가를 위해 유관 기관 (원자로 개발 산업체 및 규제기관, 학계 등)에 제공될 예정이다. 또한 본 과제의 수행을 통해 확보되는 실증적 평가기술 및 실험 database는 향후 예상되는 신형원자로의 개발 및 안전성 평가를 위한 연구기반으로 활용될 것이다. 그리고 본 과제에서 개발되는 고유 열수력 모델은 현재 국내에서 개발 중에 있는 최적 안전해석 전산코드 및 설계코드에 대한 예측성능 향상 및 적용성 확대에 크게 이바지하게 될 것이다.

결론적으로 본 연구의 수행을 통하여, 신안전개념의 채택에 따라 새롭게 나타나는 열수력안전 관련 관심사에 대한 실증적 평가자료를 생산하

고, 또한 관련 열수력 모델을 개발하여 제시함으로써 열수력 안전성 향상에 이바지하였다.

제3절 연구개발 결과의 활용 및 향후 연구계획

본 과제 수행을 통하여 생산되는 열수력 실험결과 및 관련 해석결과는 원자력 유관기관에 제공되어 신형경수로(APR1400)의 안전성 평가 및 향상에 직접 활용되고 있다 :

- 새로운 열수력 실험결과를 바탕으로 설계코드 및 안전해석 코드의 해석능력을 평가·검증
- 새로운 다차원적 현상에 대한 안전해석 전산코드의 해석능력 확보를 통해 적절한 안전규제 요건을 설정하고 이로부터 주요 열수력·안전 관심사를 실증적 평가할 수 있게 됨.
 - 원자로용기 강수부에서의 다차원적 열수력 현상 실험결과는 유관기관 (학계, 산업체 및 규제기관)에 제공: 다차원 최적코드의 검증 및 개선, 관련 계통의 최적 설계방안 수립에 활용하도록 함.
 - 대형 수조에서의 다차원적 열수력 현상 실험결과는 유관기관 (산업체 및 규제기관)에 제공되어, 안전감압계통(SDVS) 및 재장전수조(IRWST)의 도입에 따라 새롭게 나타나는 열수력 관심사의 해결에 기여하도록 함.

또한 동 연구를 통하여 확보된 핵심기술은 다음과 같이 활용되도록 추진되고 있다:

- 현재 진행중이거나 또는 조만간 착수될 다음과 같은 연구개발에 직접 활용되도록 함:
 - 과기부 주도 '기술자립형 안전규제검증 체계 개발',
 - 산업체 주도 설계코드 국산화 개발
 - 산자부 주관 '핵심 설계코드 개발' 사업 및 신형경수로(APR+) 개발 사업
- 국내 원자력안전연구의 질적 수준 제고에 기여:
 - 안전성 평가 및 향상을 위한 핵심 원천기술의 독자적 확보
 - 연구대상의 고유성 및 연구결과의 독창성: 연구수준의 선진화
 - 고유 열수력 모델의 개발 및 적용: 최적 계통분석 코드의 개선

- 고유의 Data Bank의 구축 및 활용
- 국제적인 수준의 연구결과 생산을 통해 상호 대등한 입장에서의 교류 가능성 확보에 기여함
- 국내 원자력 기술의 위상 제고 및 선진화에 기여: 활발한 국제협력 진행중

동 연구를 통하여 확보된 핵심기술은 실용화를 추진함으로써 고유 열수력 모델 개발을 통해 최적 계통분석 코드(MARS)의 개선, 산업체 주도 설계코드 국산화 개발 및 원전기술 선진화 사업에서 원전 설계/안전해석 코드 개발 추진시 열수력 모델을 개발에 활용될 것이다. 또한 신안전개념의 기본 모델 개발을 통해 제3+세대 원전의 안전성 향상방안을 도출하고, 또한 제4세대 원전의 설계개념 도출에 이바지하게 된다. 독자적인 안전성 평가/검증 기술의 확보는 원전 수출을 위한 전제조건을 확보, 제적인 수준의 연구결과 생산을 통해 국제적인 열수력 Data Base의 취약점을 보완하고, 또한 상호 대등한 입장에서의 교류 가능성 확보에 기여하게 될 것으로 예상된다.

서 지 정 보 양 식					
수행기관보고서번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드		
KAERI/RR-2815/2006					
제 목 / 부 제	원자력 열수력 실증실험 및 평가기술 개발 / 원자로계통 핵심 열수력 특성 실험				
연구책임자 및 부서명 (AR, IR등의 경우 주저자)	송철화 (열수력안전연구부)				
연구자 및 부서명	백원필(신형원자로개발단), 정문기, 박춘경, 정장환, 김연식, 권태순, 전형길, 이성재, 윤병조, 어동진, 강형석, 주인철, 최남현, 윤영중, 민경호, 정법동, 김희동, 박현식, 조형규 (열수력안전연구부), 박원만(계측제어연구부), 박종균(수소사업추진반), 윤한영 (유체공학연구부)				
출 판 지	대전	발행기관	한국원자력연구원	발행년	2007. 6
페 이 지	430 p.	도 표	있음(0), 없음()	크 기	27 cm.
참고사항					
비밀여부	공개(0), 대외비(), _급비밀	보고서종류	일반간행물		
연구위탁기관		계약 번호			
초록 (15-20줄내외)	<p>본 연구의 목표는 원자로의 안전성 확인 및 평가를 위한 핵심 계통열수력 현상의 특성 규명과 열수력 안전관심사의 실증적 타당성 평가에 있다.</p> <p>주요 연구내용은 연구 목표에 부합하도록 원자로계통에서의 핵심 열수력 특성에 대한 실험 수행 및 관련 열수력 모델 개발, 그리고 실험 DB 구축 등으로서, 다음과 같다:</p> <ul style="list-style-type: none"> - 원자로용기 강수부에서 다차원 유동특성 연구 - IRWST에서의 응축진동 및 열혼합 - 2상유동 열수력 모델 개발 및 DB 구축 <p>본 연구의 수행을 통하여, 새롭게 대두되는 열수력·안전 관련 관심사에 대한 실증적 평가자료를 생산하고, 또한 관련 열수력 모델을 개발하여 제시함으로써 열수력 안전성 향상에 이바지하였다.</p>				
주제명키워드 (10단어내외)	가압경수로, 핵심 열수력 특성, 개별효과 실험, 열수력 모델				

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	
KAERI/RR-2815/2006					
Title / Subtitle					
Development of Nuclear Thermal Hydraulic Verification Tests and Evaluation Technology / Thermal-Hydraulic Experiments and Modelling for Advanced Nuclear Reactor Systems					
Project Manager and Department (or Main Author)		C.H. Song (Thermal Hydraulic Safety Research Division)			
Researcher and Department		W.P. Baek, M.K. Chung, C.K. Park, C.H. Chung, Y.S. Kim, T.S. Kwon, H.G. Jun, S.J. Lee, B.J. Yun, D.J. Euh, H.S. Kang, I.C. Chu, N.H. Choi, Y.J. Youn, K.H. Min, H.D. Kim, H.K. Cho, H.S. Park (Thermal Hydraulic Safety Research Div.), J.K. Park, W.P. Baek (Advanced Reactor Technology Development), W.M. Park (MMIS Div.), H.Y. Yoon (Fluid Dynamics Research Div.)			
Publication Place	Daejeon	Publisher	KAERI	Publication Date	2007. 6
Page	430 p.	Ill. & Tab.	Yes(O), No ()	Size	27 cm.
Note					
Classified	Open(O), Restricted(), ___ Class Document		Report Type	General Publication	
Sponsoring Org.				Contract No.	
Abstract (15-20 Lines)					
<p>The objectives of the project are to study thermal hydraulic characteristics of advanced nuclear reactor system for evaluating key thermal-hydraulic phenomena relevant to new safety concepts.</p> <p>To meet the research goal, several thermal hydraulic experiments were performed and related thermal hydraulic models were developed with the experimental data which were produced through the thermal hydraulic experiments.</p> <p>The Followings are main research topics;</p> <ul style="list-style-type: none"> - Multi-dimensional Phenomena in a Reactor Vessel Downcomer - Condensation-induced Thermal Mixing in a Pool - Development of Thermal-Hydraulic Models for Two-Phase Flow - Construction of T-H Data Base 					
Subject Keywords (About 10 words)		Pressurized water reactor, Key thermal-hydraulic phenomena, Separate effect test, Multi-dimensional flow, Thermal hydraulic models			