

KAERI/RR-2229/2001

최종보고서

# 중대사고 실증실험 및 평가 기술 개발

## Experimental and Analytical Research on Severe Accident Phenomena

노내 노심용융물 냉각 실증실험

Experimental Study on In-vessel Debris Coolability  
during Severe Accident

주관연구기관

한국원자력연구소

과 학 기 술 부

# 제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀하

본 보고서를 “노내 노심용융물 냉각 실증실험” 과제의 최종보고서로 제출합니다.

2002. 5. 15

연 구 기 관 명 : 한국원자력연구소

연 구 책 임 자 : 김 상 백

연 구 원 : 박 래 준    안 광 일  
             김 희 동    함 영 수  
             류 건 중    심 석 구  
             구 길 모    홍 준 화  
             조 영 로    변 택 상  
             김 종 태    장 영 조  
             하 광 순    박 종 국  
             강 경 호    송 진 호  
             김 종 환    심 철 무

# 요 약 문

## I. 제 목

노내 노심용융물 냉각 실증 실험

## II. 연구개발의 목적 및 필요성

노내 노심용융물의 냉각은 중대사고에 따른 손상 노심을 노내에서 냉각시켜 원자로용기 건전성을 유지하는 개념으로 원자로용기 파손에 의해 발생할 수 있는 격납건물 파손 요인을 제거할 수 있다. TMI-2 노심 손상에 대한 대부분의 초기 중대사고 해석 코드의 주요 결과들은 용융물의 노내 냉각을 모의하지 못함으로써 원자로 용기의 파손이 일어난다고 예측하였다. 그러나 실제 사고에서는 냉각을 유지함으로써 노내 냉각의 유용성을 인정받게 되었으며 노심 손상 후기 용융물의 냉각 평가의 중요성이 크게 대두되었다. 일반적으로 노심손상 후기에도 원자로 하부는 냉각수가 항상 차 있으므로 용융물의 재배치 시 초기 냉각이 이루어져 안정된 냉각상태를 이루면 냉각수가 존재하는 한 원자로 건전성을 지속적으로 유지할 수 있다. 반면 안정된 냉각 상태를 이루지 못하거나 냉각수가 고갈된 경우 원자로 용기는 가열되어 파손된다. 따라서 본 연구에서는 고온 용융물을 이용한 원자로 용기내 냉각 현상을 규명하며 냉각 특성을 정량화하여 실제 원전의 노내 노심 용융물 냉각 쟁점 해결을 통해 사고관리 및 설계 개선에 기여하고자 하였다.

## III. 연구개발의 내용 및 범위

1단계 “노내 노심용융물 냉각 현상” 연구는 2단계의 실제 원전의 노내 냉각 개념의 적용을 위한 실증 실험의 준비단계로 노내 간극 냉각 현상에 대한 원리 검증 실험과 실제 원전에 적용하기 위한 가능성에 초점을 맞추었다. 따라서 1단계 연구는 TMI-2 원자로 노심의 냉각 현상을 규명하기 위한 노내 간극냉각 현상 연구에서 출발하여 노내 간극 냉각의 “원리검증실험 (Proof of Principle)”으로 LAVA(Lower Plenum Arrested Vessel Attack)와 CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험장치를 이용하여 각각 간극의 형성 및 냉각과 간극에서의 열전달 실험을 수행하였다. 원자로 내에 냉각수가 존재하면 용융물이 재배치되었을 때 용융물과 용기 내벽 사이에 간극이 형성

되고 간극을 통한 냉각이 이루어짐을 고온 용융물 실험을 통해 입증하고자 하였으며 반구 하부의 일정한 미세 간극을 통한 비등 실험으로 간극의 냉각 기구를 확인하였다. 아울러 LILAC(Lower Head Integral Analysis Code) 코드의 개발로 실제 원전의 노심 손상 후기 원자로 하부의 노심 용융물의 냉각을 평가함으로써 중대사고 쟁점 해결 및 사고관리 전략 수립에 기여할 수 있도록 하였다. 그러나 실험 결과 노내 간극 냉각은 원전의 모든 사고 경위에 적용하기에는 냉각 능력이 제한될 수 있으므로 노내 노심용융물의 냉각 (Invessel Corium Retention: IVR) 쟁점 해결을 위해서는 보다 종합적인 접근을 시도하였다. 특히 출력이 큰 대형 원전의 경우에는 노심 용융물 냉각을 보장하기 위하여 노내 간극 냉각 뿐 아니라 원자로 캐비티의 냉각수 주입에 따른 노외 외벽 냉각 및 인위적 간극을 통한 냉각 성능 개선을 고려하였다. 다음은 연구 개발 목표에 따른 본 연구의 주요 항목 및 범위를 정리하였다.

- 노내 노심용융물 냉각 현상의 규명
  - 원자로하부 냉각에서 간극의 존재 및 간극을 통한 냉각 특성의 확인
  - 원자로 노내·외에 형성된 간극내의 냉각 기구 및 상관식 개발
  - 간극 냉각을 포함한 원자로 하부 용융물 냉각 모델 및 코드 개발
  - 실험 선형비 및 재료에 따른 노내 냉각 실험연구의 상사성
  - 중대사고 고온 고압의 용융물 실험 기술 및 계측 기술의 확보
- 실제 원전의 중대사고 대처 능력의 향상
  - 노내 사고관리 전략 및 원자로 하부 노심용융물의 노내 냉각 가능성 평가를 위한 냉각선도 (Coolability Map) 개발
  - 기존 중대사고 해석 코드의 노심 손상 후기 사고 경위 해석 및 노심 용융물 냉각 해석 능력의 평가
  - 중대사고 대처 능력 향상을 위한 노내 냉각 방안의 개선 방안 및 가능성 실험 연구

#### IV. 연구개발 결과

1단계 “노내 노심용융물 냉각 실증 실험” 연구는 1단계 연구 목표로 제시한 노내 간극 냉각 현상의 규명을 위한 실험 연구와 노내 노심용융물냉각



을 위한 사고관리와 설계개선 관점에서 간극 냉각 실험 결과의 적용 방안을 모색하는 연구로 나누어 수행하였으며, 1단계 연구의 주요 결과는 다음과 같다.

- LAVA 간극냉각 실험 연구는 원자로의 1/8 선형 축소 모형에 대해  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물을 노심 상사물로 사용하여 중요 실험인자로 용융물의 재료 및 질량, 냉각수의 온도 및 높이, 계통의 압력 등을 고려한 실험을 13차례 수행하였다. 산화 용융물의 경우 용기와외의 경계면에서 1~5mm 간극을 형성하였으며, 간극을 통한 냉각 효과가 두드러지게 나타났다. 용기 하부에 냉각수가 차있는 경우 고온 용융물에 의한 직접적인 원자로 용기의 파손은 일어나지 않았으나 용융물 파편층의 형성 및 냉각수의 유무 등에 따라 냉각 특성에 상당한 차이를 보였다.

- 대형 용융물 실험은 용융물의 질량 및 용기(두께 및 직경)를 1/5 선형비로 증가시킨 실험으로 간극 냉각 현상의 상사성을 실험하였다. LAVA 실험결과와 반구의 최대 상승 온도 및 시간, 간극 형성에 따른 냉각 시작점(timing), 간극의 냉각 특성을 비교하였다. 용융물의 질량이 증가함에 따라 간극내 냉각수 침투 깊이가 제한되어 냉각 효과가 감소함을 알 수 있었다.  $UO_2$  용융물을 이용한 노내 노심 용융물 재료의 상사성 실험은 노심 용융물의 재료적 특성에 따라 간극의 형성 및 냉각에 미치는 영향을 고온 산화용융물 실험과 비교하기 위해 1단계에서는 한 차례 제한적으로 수행하였다.

- 원자로 반구 내벽의 간극 모형에 대한 임계 열유속 및 비등 열전달 기구에 대해 CHF 실험과 일련의 개별효과 실험을 수행하였다. 반구 모형의 소형 간극(1~5mm)의 임계열유속은 국부적인 비등에 의해서 보다는 간극 입구의 냉각수의 유입이 제한되는 CCFL(Counter Current Flow Limitation)현상에 의해 지배되므로 이를 임계 열속이라고 정의하였으며, 실험결과를 토대로 상관식을 개발하였다. 간극의 크기를 증가시켜 5 mm 이상이 되는 경우에는 풀 비등의 특성을 보였으며, 간극내의 유동의 영향이 중요하게 작용함을 알 수 있었다. 간극내의 상세한 비등 및 열전달 기구에 대해서는 앞으로 지속적 연구가 요망된다.

- 노내 간극 냉각 능력은 간극을 통한 냉각수의 통과 깊이(water penetration length)에 의해 좌우되며 따라서 재배치된 용융물의 전체 질량에 의한 용융물 층의 기하학적 구조에 의해 결정된다. 질량이 적은 실험(약  $Al_2O_3$  30 kg)에서는 용융물의 하부까지 냉각수 침투에 의한 급격한 냉각이 이루어졌으나 질량이 증가한 실험에서 하부까지 냉각수 침투가 잘 이루어지

지 않았다. 간극에서의 CHF 상관식을 토대로 냉각선도(Coolability Map)에 대한 모델을 작성하여 실제 원전 사고경위에서의 냉각 가능성을 평가하도록 하였다.

- 원자로 하부 반구내의 노심 용융물의 거동 뿐 아니라 경계조건에 따라 원자로 내부 및 내외벽의 냉각을 해석할 수 있도록 LILAC 코드를 개발하였다. LILAC 코드의 특징은 용융물 풀의 자연 대류 유동을 해석하기 위한 열유체 보존 방정식을 기반으로 최신의 수치해석 기법을 적용하였다. 노내 간극 냉각 실험 결과를 반영한 모델의 개발, 해석 모델의 검증, 코드의 적용 단계를 거쳐 차세대 원전 및 가동 원전의 IVR 쟁점 해결을 위한 평가 도구로 활용이 가능하다. 노심 용융물의 증상화, 용융물의 고화, Rayleigh 수가 높은 난류 유동 등 복잡한 유동 특성을 고려하였으며, RASPLAV 실험 해석 등을 통하여 실제 원전의 사고 조건에 대한 적용성을 검증 계산하였다.

- 노내 노심용융물의 냉각은 원자로 용기의 파손을 방지하여 격납건물 파손을 방지하는 가장 중요한 중대사고 대처 방안으로 고려되고 있다. SCDAP/RELAP5 전산코드를 사용하여 실제 원전의 노내 사고경위 해석을 수행하였으며, 사고관리 전략 차원에서 운전원의 조치 등 사고 경위 및 진행에 따른 노심용융물의 냉각 가능성을 평가 하였다.

- 노내 노심용융물 냉각 쟁점 해결을 위해서는 본 연구의 간극 냉각 뿐 아니라 보다 광범위한 노내 냉각에 대한 접근이 필요하다. 대형 원전의 경우 충분한 열적 여유도를 가질 수 있도록 사고관리 전략으로 원자로의 내부와 외부의 동시 냉각을 고려한 실험을 수행하였다. 아울러 원자로 내벽 간극냉각을 확대시킨 개념으로 인위적인 내부 간극 구조물을 통해 충분한 냉각을 확보하는 방안들을 검토하였다. 원자로 내외벽 동시 냉각 실험 및 인위적 내부 간극 실험 결과 원자로 용기의 효율적인 냉각이 이루어졌다.

## V. 연구개발 결과의 활용 계획

노내 간극 냉각 실험은 원래 중장기 계획에 의하면 1단계의 원리 검증을 거쳐 후속 단계로 UO<sub>2</sub>를 이용한 대형 용융물 실험이 계획되어 실제 원전의 사고 조건을 시험하고자 하였다. 그러나 2 단계 연구 계획에서는 연구 방향을 수정하여 실제 사고 조건에 대한 노내 간극 냉각의 검증보다는 사고관리 관점에서 전체적인 노내 냉각을 위한 사고관리 전략 개발에 역점을 두었다. 따라서 노내 노심 용융물 냉각 실험 연구는 현 1단계 연구 결과를 토

대로 일차적인 활용결과를 모색하며, 중장기 2 단계의 가동 원전의 노내 노심용융물 냉각 사고관리전략 개발과 연계한 후속적인 연구에 적용될 전망이다.

본 연구의 주요 결과로 제시한 고온 용융물과 간극 냉각에 대한 실험 데이터베이스와 해석 모델은 원자로 하부 고온용융물의 냉각 현상을 이해하고 노내 냉각 현상을 평가하는데 활용될 수 있다. 즉, 노내 노심용융물의 간극 냉각 실험은 원자로 내에 냉각수가 존재하고 일정 수준의 노심 용융물이 재배치되었을 때 노내 냉각이 가능함을 본 1 단계 “원리검증실험”을 통해 보였으며 모델 개발을 통하여 간극의 존재 및 냉각을 정량화 하였다. 또한 LILAC 코드의 개발로 실제 원전의 노심 손상 후기 원자로 하부의 노심 용융물의 냉각을 평가함으로써 중대사고 쟁점 해결 및 사고관리 전략 수립에 기여할 수 있도록 하였다. 실험 연구 결과의 활용측면으로 LAVA 실험을 통한 냉각선도(coolability map) 모델을 개발하여 간극 냉각에 의한 노내 냉각 가능성을 평가할 수 있도록 하였다. 노내 냉각 효과를 극대화하기 위한 인위적인 내부 간극의 냉각 및 노내외 동시 냉각 효과를 실험하여 추후 개선 방향에 대한 타당성을 검토하고 개발 방향을 제시하였다. 노내 간극 냉각 개념을 확장한 노내·외 동시 냉각은 기존의 노내 냉각 및 노외 냉각이 갖는 각각의 제한점을 극복함으로써 가동중 원전의 사고관리 전략으로 폭 넓게 활용할 수 있다. GEN-IV 등 미래 원전의 설계요건으로 중대사고의 진행을 원자로 노내에서 종결하는 노내 노심용융물 냉각 개념이 활발히 논의됨에 따라 인위적 내부 간극에 대한 연구도 활성화 될 전망이다.

# 여 백

# S U M M A R Y

## (영 문 요약 문)

### I. Title

**Experimntal Study on In-vessel Debris Coolability during Severe Accident**

### II. Objectives and necessity of development of the study

In-vessel debris coolability and retention(: IVR) is a key issue in severe accident as an accident mitigation measure adopted by some operating nuclear power plants and proposed for some advanced light water reactors. If there were inadequate cooling during an accident, a significant amount of core material could become melted and relocate to the lower plenum of the reactor vessel, as happened in the Three Mile Island Unit (TMI-2) accident. If it is possible to ensure that the vessel head remains intact so that relocated core materials are retained within the vessel, this enhanced safety associated with the in-vessel corium retention can reduce concern about containment failure and the associated risk. Through the fact that the reactor vessel in the TMI-2 did not fail, in-vessel cooling mechanism was investigated widely in order to explain the safe cool-down of relocated corium. The gap cooling mechanism inside the reactor vessel suggested in the TMI-2 VIP(Vessel Investigation Program) is considered to be the most plausible one that played a major role in corium cooling. The objectives of this study are to investigate the inherent nature of the degraded core coolability inside the lower head vessel and to develop an accident management measure to protect the vessel integrity in the late phase of the core degradation.

### III. Contents and the scope of research development

An experimental program in this study, called SONATA-IV(Simulation

of Naturally Arrested Thermal Attack In Vessel), has been launched as a long range experimental program verifying the gap cooling mechanism and implementing the results to real plants. In the first stage of the SONATA-IV, the LAVA(Lower Plenum Arrested Vessel Attack) and CHFG(Critical Heat Flux in Gap) experiments, as the proof-of-principle tests, have been performed to prove gap formation between the debris and the lower head vessel wall and quantify the enhanced cooling in the gap, respectively. The LAVA is the high temperature melt experiment for the scaled down reactor vessel lower head using  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Fe}$  thermite melt as a corium simulant. The CHFG experiment was to measure the critical power and to investigate the inherent cooling mechanism in the hemispherical narrow gap inside the reactor vessel. In addition to the experiments, the LILAC(Lower Head Integral Analysis Code) code was developed to analyze the thermo-hydraulic phenomena of the core melt relocated in the lower vessel. The ultrasonic techniques have been also developed to measure gap formation and high temperature, especially for the LAVA experiment. As the gap cooling capability was revealed to have a limitation for large relocated melt mass in real situation based on the LAVA experiments, some extended studies for the external vessel cooling and an engineered gap device have been performed for the enhancement of the in-vessel corium cooling.

#### **IV. Research of research development**

The main results for the working items in this work were summarized as follows:

- Experiment on in-vessel gap cooling using melt simulant

: The LAVA experiment using  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Fe}$  melt validated that a consequent gap was formed between the debris and the lower head vessel when the hot molten material was poured into the steel vessel filled with water and also that the vessel was effectively cooled down via heat removal through the vigorous boiling in the gap. The

post-examination showed the gap formation between the solidified debris and the vessel wall, and also the thermal behaviors of the melt and the vessel could give critical clues on in-vessel debris cooling characteristics. Among previous experiments performed for the evaluations of the in-vessel corium cooling, the LAVA experiment was unique in that a series of tests were performed under the various conditions of melt composition, melt mass, and coolant conditions. The LAVA results could be implemented to evaluate the possibility of the gap cooling in real accident conditions in the accident management point of view. However, the large material tests with the scaled-up test facility showed the limitation of the gap cooling by preventing the water penetration through the gap.

- Experimental study on critical heat flux in hemisphere narrow gap

: Experimental study of CHF in gap has been performed to measure critical power and to investigate the inherent cooling mechanism in a hemispherical narrow gap. The measured data on critical power in hemispherical narrow gaps have been correlated using non-dimensional parameters with an uncertainty of approximately  $\pm 20\%$ . And the VISU experiment has been also performed to get a visual observation of the two-phase flow behaviour inside a hemispherical gap and to understand the mechanisms inducing global dryout. Counter Current Flow Limitation (CCFL) at the top end of the gap was observed as a dominant mechanism to produce the dryout in the gap by preventing water to penetrate the gap. These results were utilized for analyses of cooling capacities in the LAVA experiments and development of the gap cooling model in the LILAC code.

- LILAC code development

: The main purpose of LILAC code is the analysis of thermo-hydraulic phenomena of molten corium relocated in the lower head vessel. It solves Navier-Stokes equations with turbulence and heat transfer models. The solution domain can be 2-dimensional, axisymmetric, and 3-dimensional.

Currently LILAC has a capability of multi-layered conjugate heat transfer with melt solidification. Gap-cooling module based on CCFL was implemented and validated with data from LAVA experiments. The analysis of melt stratification of the molten pool showed the influence on natural convection and the reduction of the thermal load to the upper part of the layer in the reactor vessel wall. Simulation of the LAVA experiments using the gap-cooling model confirmed the cooling characteristics of the vessel in the experimental results.

- Developments of the measurement system

: The temperature measurements of high temperature melt have many limitations when a traditional method such as a direct contact method is used. The high temperature (about 3000° C) measurement system using the ultrasonic technique and a variety of ultrasonic temperature sensors were developed. The characteristic analysis of the sensor at a high temperature furnace was performed to obtain a calibration curve according to temperature variation. And also the three dimension ultrasonic gap measurement system has been developed applying to the post examination test of the LAVA experiment to measure the gap size between the melt crust and the vessel wall. As a subsidiary system for the gap measurement, the position control system with an immersion type as well as a contact type was equipped, combined the ultrasonic image signal processing.

- Improvement of severe accident mitigation measure with IVR

: Feasibility experiments were performed for the assessment of improved In-Vessel Corium Retention(IVR) concepts using an internal engineered gap device and also a dual strategy of in- and ex-vessel cooling. It could be found from the experimental results that the internal engineered gap device was intact and so the vessel experienced almost no thermal and mechanical attacks in the internal engineered gap device experiment. And also in the dual strategy experiment, the vessel was effectively cooled down via mutual boiling heat removal in- and



ex-vessel. Compared with the previous LAVA experiments performed for the investigation of the inherent in-vessel gap cooling, it could be confirmed that cooling capacity was significantly improved via heat removal through the large and uniform gap combined with the inherent in-vessel cooling. It is preliminarily concluded that the improved cooling measures using an internal engineered gap device and a dual strategy promote the cooling characteristics of the lower head vessel and so enhance the integrity of the vessel in the end.

## **V. Application plan of results from the research development**

This study is the results of the first phase of mid- and long term project and it provides a basic understandings for the efficient progress of the second phase research. Especially, SONATA-IV experiment program was prepared as a gradual long term plan and in the first phase of SONATA-IV the principles of gap formation and cooling phenomena and of heat transfer mechanism in gap were proved by performing LAVA and CHFG experiments. In the second and third phases of SONATA-IV program, verification experiments based on a scaling of melt and size was planed to resolve severe accident issues in nuclear power plants. The resolution of in-vessel corium cooling issue provides the lowering possibility of containment failure and then the minimization of release of fission products by preventing ex-vessel severe accident phenomena by means of in-vessel retention. The severe accident sequence analysis using SCDAP/RELAP5 could be utilized to determine and evaluate the operator actions in the accident management strategy. And the LILAC code could be used as an analytical tool for evaluation of in-vessel melt cooling issues in real plants. For the concretization of the improved cooling concepts of the internal engineered gap device and the dual strategy, however, additional studies should be performed, especially on the dimension and material of the internal engineered gap device and external guide vessel to implement to real situation. As the new generation reactor such as GEN-IV is required to ensure the

in-vessel corium retention in design, the engineered gap device for the enhancement of the in-vessel corium cooling could be one of candidates, especially for high power reactor.

# CONTENTS

## (영 문 목 차)

|  |     |
|--|-----|
| Chapter 1. Introduction .....                                | 1   |
| Chapter 2. Current Status of the Technical Basis .....       | 5   |
| Section 1. Trend of the Severe Accident Research .....       | 5   |
| 1. Research Trend in Foreign Countries .....                 | 6   |
| 2. Research Trend in Domestic .....                          | 17  |
| Section 2. Technical Status of In-vessel Corium              |     |
| Cooling Issues .....   | 20  |
| Chapter 3. Contents and Results of Present Study .....       | 25  |
| Section 1. Experimental Study on High Temperature Melt ..... | 25  |
| 1. LAVA Experiment .....                                     | 25  |
| 2. Large Scale Melt Simulant Experiment .....                | 53  |
| 3. Small Scale UO <sub>2</sub> Melt Experiment .....         | 71  |
| 4. Analysis of In-vessel Gap Cooling Experimental            |     |
| Results .....  | 80  |
| Section 2. Experimental Study of Gap Cooling on              |     |
| Hemisphere .....   | 95  |
| 1. CHFG Experiment .....                                     | 97  |
| 2. Separate Effect Test for Gap Cooling .....                | 114 |
| 3. Gap Cooling Mechanism and Model Development .....         | 155 |
| Section 3. LILAC Code Development .....                      | 173 |
| 1. MELT-POOL Model .....                                     | 173 |
| 2. MELT-PROG Model .....                                     | 206 |
| 3. Evaluation of In-vessel Debris Cooling .....              | 236 |
| Section 4. Development of Measurement System for             |     |
| Severe Accident .....  | 265 |
| 1. Gap Thickness Measurement using Ultra-sonic               |     |
| Technique .....  | 265 |

|  |     |
|--|-----|
| 2. High Temperature Measurement using Ultra-sonic<br>Technique .....                         | 298 |
| 3. Displacement Measurement of Vessel and So Forth .....                                     | 318 |
| 4. Application of Utra-sonic Technique to<br>Industrial Use .....                            | 333 |
| Section 5. Analysis of In-vessel Accident Sequence<br>and Accident Management Strategy ..... | 337 |
| 1. In-vessel Accident Management Strategy .....  | 337 |
| 2. Evaluation of the Accident Management Sequence<br>and Coolability .....                   | 352 |
| 3. Coolability Map of In-vessel Corium during<br>Accident Sequence .....                     | 382 |
| Section 6. Improvement of Accident Measure for<br>In-vessel Cooling .....                    | 394 |
| 1. External Vessel Cooling Experiment using<br>Melt Simulant .....                           | 395 |
| 2. Feasibility Experiment on In/Ex-vessel Cooling .....                                      | 405 |
| 3. Effectiveness Experiment on Internal Engineering<br>Gap Device .....                      | 412 |
| 4. Improvement of In-vessel Corium Cooling .....   | 417 |
| Section 7. Cooperative Program of OECD RASPLAV/MASCA<br>on Corium Pool Behavior .....        | 420 |
| 1. Background .....  | 420 |
| 2. Main Research Content and Results on RASPLAV .....  | 421 |
| 3. Main Research Content and Results on MASCA .....  | 438 |
| 4. Discussion of Integrated Results and Application<br>Plan .....                            | 440 |
| Chapter 4. Achievements and Contributions of the Present<br>Work .....                       | 445 |
| Chapter 5. Proposal for Applications .....   | 457 |

|   |     |
|---|-----|
| Chapter 6. References .....                 | 461 |
| Appendix A : List of the Publications ..... | 481 |

# 여 백

# 목 차

|   |     |
|---|-----|
| 제 1 장 서론 .....                              | 1   |
| 제 2 장 국내·외 기술 개발 현황 .....                   | 5   |
| 제 1 절 국내외 중대사고 연구 동향 및 여건의 변화 .....         | 5   |
| 1. 외국의 중대사고 연구 동향 .....                     | 6   |
| 2. 국내의 중대사고 연구 동향 .....                     | 17  |
| 제 2 절 원자로 노내 노심용융물 냉각 연구 현황 .....           | 20  |
| 제 3 장 연구 개발 수행 내용 및 결과 .....                | 25  |
| 제 1 절 고온 노심 용융물 실험 연구 .....                 | 25  |
| 1. LAVA 실험 .....                            | 25  |
| 2. LAVA 대형 용융물 실험 .....                     | 53  |
| 3. 소형 UO <sub>2</sub> 용융물 실험 .....          | 71  |
| 4. 노내 내부 간극 냉각 실험의 분석 .....                 | 80  |
| 제 2 절 원자로 반구 간극을 통한 냉각 기구 실험<br>연구 .....    | 95  |
| 1. CHFG 간극 냉각 기구 실험 .....                   | 97  |
| 2. 간극 냉각 개별 효과 실험 .....                     | 114 |
| 3. 간극을 통한 냉각 기구 및 모델 개발 .....               | 155 |
| 제 3 절 노내 노심용융물 냉각 해석 코드 (LILAC)<br>개발 ..... | 173 |
| 1. 노심 용융물 해석 모델(MELTPOOL Model) .....       | 173 |
| 2. 노심 파편층 해석 모델(MELTPROG Model) .....       | 206 |
| 3. 노내 노심용융물의 냉각 특성 해석 .....                 | 236 |
| 제 4 절 중대사고 실험 계측 기술 개발 .....                | 265 |
| 1. 초음파를 이용한 간극 측정 기술 개발 .....               | 265 |
| 2. 초음파를 이용한 고온 계측 기술 .....                  | 298 |
| 3. 용기의 변형 및 기타 계측 기술 .....                  | 318 |
| 4. 초음파 계측 기술의 산업체 활용 .....                  | 333 |
| 제 5 절 노내 중대사고 경위 해석 및 노내 사고관리<br>전략 .....   | 337 |

|  |     |
|--|-----|
| 1. 중대사고 노내 사고관리 전략 .....                     | 337 |
| 2. SCDAP/RELPA5를 이용한 노내냉각 사고관리<br>전략평가 ..... | 352 |
| 3. 대표적인 원전 사고에 대한 간극 냉각 가능성<br>평가 .....      | 382 |
| 제 6 절 노내 노심용융물 냉각 향상을 대처 방안 .....            | 394 |
| 1. 고온 용융물 원자로 외벽 냉각 실험 .....                 | 395 |
| 2. 노내 냉각을 위한 노내외 동시 냉각 실험 .....              | 405 |
| 3. 원자로 용기 하부 반구 내부의 인위적 간극 실험 .....          | 412 |
| 4. 노내 노심용융물 냉각 개선 방안에 관한 연구 결과 종합 .....      | 417 |
| 제 7 절 RASPLAV/MASCA 국제 공동 연구 .....           | 420 |
| 1. 연구 배경 .....                               | 420 |
| 2. RASPLAV 주요 연구 내용 및 결과 .....               | 421 |
| 3. MASCA 주요 연구 내용 및 결과 .....                 | 438 |
| 4. 종합결과 고찰 및 활용 방안 .....                     | 440 |
| <br>   |     |
| 제 4 장 연구 개발 목표 달성도 및 대외 기여도 .....            | 445 |
| <br>   |     |
| 제 5 장 연구 개발 결과의 활용 계획 .....                  | 457 |
| <br>   |     |
| 제 6 장 참고 문헌 .....                            | 461 |
| <br>   |     |
| 부록 : 발표 논문 및 기술보고서 목록 .....                  | 481 |



## 표 목 차

|  |     |
|--|-----|
| 표 3.1.1 LAVA 실험 조건 .....   | 31  |
| 표 3.1.2 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는<br>열 에너지의 비율 .....                              | 36  |
| 표 3.1.3 용융물 파편층 입자의 질량과 입자 직경의<br>분포 .....                                     | 38  |
| 표 3.1.4 LMP200 실험 조건 .....   | 58  |
| 표 3.2.1 CHF <sub>3</sub> 용 봉히터의 설치위치에 따른 사양 및<br>개수 .....                      | 98  |
| 표 3.2.2 CCFL 실험조건 .....  | 125 |
| 표 3.2.3 2차원 CHF <sub>3</sub> 실험인자 .....  | 149 |
| 표 3.2.4 2차원 CHF <sub>3</sub> 실험 절차에 따른 실험 목록표 .....                            | 149 |
| 표 3.2.5 임계출력에 대한 CHF <sub>3</sub> 실험결과 .....                                   | 159 |
| 표 3.3.1 MELTPROG-DRY 계산에 사용된 UO <sub>2</sub> -ZrO <sub>2</sub> 열적<br>물성치 ..... | 216 |
| 표 3.3.2 Water-steel and-Glass bead 에 대한 열적<br>물성치 .....                        | 233 |
| 표 3.3.3 단일층과 2층 풀의 열전달 특성 비교 .....   | 240 |
| 표 3.3.4 Corium의 물성치 .....  | 257 |
| 표 3.4.1 C-Scan 영상처리 장치의 위치제어 장치의<br>기능 및 사양 .....                              | 274 |
| 표 3.4.2 C-Scan 영상처리 장치의 데이터 획득 장치의<br>특성 .....                                 | 281 |
| 표 3.4.3 자왜 센서와 덮개의 가공 치수 및 제작 치수 .....   | 302 |
| 표 3.4.4 UTS 의 덮개 및 센서의 제원 .....  | 304 |
| 표 3.4.5 온도 변화에 따른 3종류 UTS 지연시간 .....   | 314 |
| 표 3.4.6 LVDT 센서를 이용한 변위 측정기술의 결과<br>및 비교 .....                                 | 327 |
| 표 3.4.7 중성자 검사 조건 결정테이블 .....  | 332 |
| 표 3.5.1 다양한 사고관리 전략과 관련 계통 및 영향 .....  | 341 |
| 표 3.5.2 OECD/NEA 회원국들의 주요 사고관리 전략과   |     |

|   |     |
|---|-----|
| 사고관리에 대한 규제 정책 .....  | 343 |
| 표 3.5.3 안전주입이 되지 않은 냉각재 상실사고시 주요<br>사고경위에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 ..... | 358 |
| 표 3.5.4 2 inch 파단 냉각재 상실사고시 원자로용기<br>내외에 냉각수 주입에 따른 영향 .....                | 373 |
| 표 3.5.5 노심용융물의 기하학적 구조와 물성치 .....   | 385 |
| 표 3.5.6 노심용융물 및 간극의 기하학적 구조에 대한<br>계산 결과 .....                              | 388 |
| 표 3.5.7 간극 냉각에 의한 최대 열 제거량에 대한<br>계산 결과 .....                               | 389 |
| 표 3.5.8 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지에 대한<br>계산 결과 .....                              | 390 |
| 표 3.6.1 LAVA 외벽 냉각 실험의 조건 .....   | 397 |
| 표 3.7.1 RASPLAV와 MASCA 국제공동연구 주요 내용 .....                                   | 421 |
| 표 3.7.2 RSAPLAV-AW-200 대형 용융물 실험의 주요<br>연구내용 및 연구결과 비교 .....                | 422 |
| 표 3.7.3 RASPLAV-AW-200 대형 용융물 실험에서 사용한<br>핵연료 구성 성분 비교 .....                | 423 |
| 표 4.1 세부 연구 개발 목표에 따른 연구 개발 실적<br>및 달성도 .....                               | 454 |

## 그 립 목 차

|           |  |    |
|-----------|--|----|
| 그림 3.1.1  | LAVA 실험 장치의 개략도 .....  | 27 |
| 그림 3.1.2  | LAVA 실험 장치의 사진 .....   | 28 |
| 그림 3.1.3  | 반구에 설치한 K 형 열전대의 위치도 .....   | 30 |
| 그림 3.1.4  | 반구 내부에 주입된 용융물 풀의 형상에<br>대한 개념도 .....  | 33 |
| 그림 3.1.5  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 용융물 실험에서 냉각수 아냉도와<br>용융물 파편층 입자 질량의 관계 .....              | 37 |
| 그림 3.1.6  | 대표적인 용융물 파편층 입자의 사진 .....  | 39 |
| 그림 3.1.7  | 반구의 변형 곡선 .....  | 40 |
| 그림 3.1.8  | LAVA-4 실험에서 반구의 변형과 외벽<br>온도 변화의 비교 .....  | 41 |
| 그림 3.1.9  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe 용융물 실험에서 시험 후 반구<br>중앙 절단 단면의 사진 .....                | 42 |
| 그림 3.1.10 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 용융물을 주입한 LAVA-9 실험에서 반응<br>후 반구와 분리한 고화 용융물 덩어리의 사진 ..... | 43 |
| 그림 3.1.11 | LAVA-6 실험에서 측정된 간극의 분포와 크기 .....   | 44 |
| 그림 3.1.12 | LAVA-10 실험에서 측정된 간극의 분포와 크기 .....  | 45 |
| 그림 3.1.13 | LAVA-1 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 47 |
| 그림 3.1.14 | LAVA-2 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 47 |
| 그림 3.1.15 | LAVA-6 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 48 |
| 그림 3.1.16 | LAVA-4 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 49 |
| 그림 3.1.17 | LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 50 |
| 그림 3.1.18 | LAVA-8 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 51 |
| 그림 3.1.19 | LAVA-11 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도<br>변화 .....   | 52 |
| 그림 3.1.20 | LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험) 장치의<br>개략도 .....   | 54 |
| 그림 3.1.21 | LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험) 장치의<br>사진 .....  | 55 |
| 그림 3.1.22 | LMP200 실험에서 반구에 설치한 K 형 열전대의   |    |

|  |    |
|--|----|
| 위치 .....   | 57 |
| 그림 3.1.23 용융 상태에서 반구 내부에 있는 200kg의<br>Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 용융물 풀의 형상 ..... | 60 |
| 그림 3.1.24 LMP200 실험에서 반구 내부에 있는 용융물<br>풀의 형상 .....                                   | 61 |
| 그림 3.1.25 LMP200 실험에서 압력 용기 내부의 압력<br>변화 .....                                       | 63 |
| 그림 3.1.26 LMP200-1 실험에서 측정된 간극의 크기<br>및 분포 .....                                     | 64 |
| 그림 3.1.27 LMP200-2 실험에서 측정된 간극의 크기<br>및 분포 .....                                     | 64 |
| 그림 3.1.28 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 T1<br>지점의 반구 외벽 온도 비교 .....                     | 66 |
| 그림 3.1.29 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 15°<br>동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교 .....                | 67 |
| 그림 3.1.30 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 30°<br>동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교 .....                | 68 |
| 그림 3.1.31 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 45°<br>동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교 .....                | 69 |
| 그림 3.1.32 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 60°<br>동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교 .....                | 70 |
| 그림 3.1.33 LAVA-UO <sub>2</sub> -1 실험의 개념도 .....                                      | 72 |
| 그림 3.1.34 반구 내부 및 원통 용기에 장착한 K 형<br>열전대의 위치도 .....                                   | 73 |
| 그림 3.1.35 반구 내부에 고화되어 있는 용융물의 사진 .....   | 74 |
| 그림 3.1.36 0° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화 .....   | 75 |
| 그림 3.1.37 15° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화 .....  | 76 |
| 그림 3.1.38 30° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화 .....  | 76 |
| 그림 3.1.39 Pyrometer로 측정된 용융 단계에서 용융물의<br>온도 변화 .....                                 | 77 |
| 그림 3.1.40 W/Re 열전대로 측정된 반응 중 용융물의<br>온도 변화 .....                                     | 78 |
| 그림 3.1.41 TROI 용기 내부에서 측정된 정압 곡선 .....   | 79 |

|  |     |
|--|-----|
| 그림 3.1.42 LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도와<br>반구 내부에서 전도에 의한 열속의 비교 .....              | 82  |
| 그림 3.1.43 70kg의 $Al_2O_3$ 용융물이 주입된 경우에 간극을<br>통한 열 제거 능력 .....                   | 86  |
| 그림 3.1.44 30kg의 $Al_2O_3$ 용융물이 주입된 경우에 간극을<br>통한 열 제거 능력 .....                   | 87  |
| 그림 3.1.45 LAVA 실험과 LMP200 실험에서 CCFL 상관식을<br>이용하여 구한 최대 열 제거량의 비교 .....           | 90  |
| 그림 3.1.46 200kg의 $Al_2O_3$ 용융물이 주입된 경우에 간극을<br>통한 최대 열 제거 능력 .....               | 91  |
| 그림 3.1.47 대표적인 $Al_2O_3$ 용융물 파편층과 $UO_2$ 용융물<br>파편층의 사진 .....                    | 93  |
| 그림 3.2.1 CHFEG 실험장치 .....  | 97  |
| 그림 3.2.2 CHFEG 열전대 위치도 .....   | 100 |
| 그림 3.2.3 출력증가에 따른 CHFEG 반구표면의 온도분포<br>(1기압, 간극 2mm) .....                        | 102 |
| 그림 3.2.4 시간에 따른 CHFEG 반구표면의 온도분포<br>(1기압, 간극 2mm, 열속 $68 \text{ kW/m}^2$ ) ..... | 104 |
| 그림 3.2.5 반구형 간극에서의 임계출력(CHFEG)<br>측정결과 .....                                     | 106 |
| 그림 3.2.6 간극냉각실험에서의 등온선 분포<br>(간극 1mm) .....                                      | 108 |
| 그림 3.2.7 간극냉각실험에서의 등온선 분포<br>(간극 2mm) .....                                      | 108 |
| 그림 3.2.8 간극냉각실험의 시간에 따른 온도변화<br>(간극 1mm) .....                                   | 110 |
| 그림 3.2.9 간극냉각실험의 시간에 따른 온도변화<br>(간극 2mm) .....                                   | 110 |
| 그림 3.2.10 간극냉각실험의 시간에 따른 열속변화<br>(간극 1mm) .....                                  | 112 |
| 그림 3.2.11 간극냉각실험의 시간에 따른 열속변화<br>(간극 2mm) .....                                  | 112 |
| 그림 3.2.12 VISU 실험장치 .....  | 114 |

|  |     |
|--|-----|
| 그림 3.2.13 VISU 내부히터 구조도 .....  | 115 |
| 그림 3.2.14 VISU 열전대 배치도 .....   | 115 |
| 그림 3.2.15 열속의 증가에 따른 반구형 간극내<br>비등현상 (VISU) .....                                      | 116 |
| 그림 3.2.16 VISU 실험장치의 간극상부에서의 유동 .....  | 116 |
| 그림 3.2.17 건조된 VISU 히터반구(5.5kW) .....   | 116 |
| 그림 3.2.18 VISU 실험에서 히터반구의 온도변화 .....   | 119 |
| 그림 3.2.19 VISU 실험에서 히터반구의 열속변화 .....   | 119 |
| 그림 3.2.20 CCFL 실험장치 .....  | 123 |
| 그림 3.2.21 공기의 유동이 없을 때의 CCFL 실험 사진<br>(간극 : 1mm, $j_i^{*1/2} = 1.152$ ) .....          | 127 |
| 그림 3.2.22 공기를 CCFL 유량까지 증가시켰을 때의 CCFL<br>실험 사진 (간극 : 1mm, $j_i^{*1/2} = 1.152$ ) ..... | 127 |
| 그림 3.2.23 CCFL 실험에서의 차압경향 (간극 : 1mm,<br>$j_i^{*1/2} = 1.152$ ) .....                   | 128 |
| 그림 3.2.24 CCFL 측정결과와 실험식(I)의 비교 .....  | 132 |
| 그림 3.2.25 CCFL 측정결과와 실험식(II)의 비교 .....   | 133 |
| 그림 3.2.26 1, 2, 3 mm CCFL data로 개발된 실험식과<br>Osakabe & Kawasaki의 실험식 비교 .....           | 134 |
| 그림 3.2.27 1, 3, 5 mm CCFL data와 실험식에 의한<br>예측 비교 .....                                 | 136 |
| 그림 3.2.28 평판에서의 임계열유속 측정 실험장치 .....  | 139 |
| 그림 3.2.29 평판에서의 임계열유속 측정장치의 히터<br>구조 및 열전대 위치도 .....                                   | 139 |
| 그림 3.2.30 평판실험에서의 입력전력에 따른 열손실<br>정도 .....   | 141 |
| 그림 3.2.31 평판 실험에서의 표면과열도에 따른<br>열속분포 .....   | 142 |
| 그림 3.2.32 Rohsenow 관계식을 이용한 평판실험 결과의<br>분석 .....                                       | 143 |
| 그림 3.2.33 CHF 근처에서의 기울기에 따른 평판의 수조<br>비등거동 .....                                       | 144 |

|  |     |
|--|-----|
| 그림 3.2.34 가열평판에서의 기울기에 따른 냉각거동 .....   | 145 |
| 그림 3.2.35 2차원 CHF <sub>G</sub> 실험장치 배관도 .....  | 147 |
| 그림 3.2.36 2차원 CHF <sub>G</sub> 실험장치내 히터블럭 단면도<br>및 열전대 위치도 .....                                 | 147 |
| 그림 3.2.37 2차원 CHF <sub>G</sub> 실험절차서 .....   | 148 |
| 그림 3.2.38 2차원 CHF <sub>G</sub> 실험에서의 온도분포<br>(간극 1mm, 1기압) .....                                 | 151 |
| 그림 3.2.39 2차원 CHF <sub>G</sub> 실험의 압력증가에 따른<br>비대칭성 .....  | 152 |
| 그림 3.2.40 2차원과 3차원 CHF <sub>G</sub> 실험결과의 비교<br>(간극 1mm) .....                                   | 153 |
| 그림 3.2.41 CHF에서의 온도분포 변화 (냉각재: 증류수,<br>간극: 1mm, 히터직경: 498mm, 1기압, 60.3kW/m <sup>2</sup> ) .....  | 155 |
| 그림 3.2.42 CHF에서의 온도분포 변화 (냉각재 : 증류수,<br>간극: 1mm, 히터직경: 238mm, 1기압, 73.4kW/m <sup>2</sup> ) ..... | 156 |
| 그림 3.2.43 CHF에서의 온도분포 변화 (냉각재: 프레온,<br>간극: 10mm, 히터직경: 498mm, 2기압, 196kW/m <sup>2</sup> ) .....  | 158 |
| 그림 3.2.44 CHF <sub>G</sub> 실험결과와 기존 상관식들의 비교<br>(간극 2mm) .....                                   | 164 |
| 그림 3.2.45 CHF <sub>G</sub> 상관식을 만들기 위한 무차원수의<br>일차원 식 .....                                      | 166 |
| 그림 3.2.46 CHF <sub>G</sub> 실험결과와 상관식의 비교 .....   | 166 |
| 그림 3.2.47 CHF <sub>G</sub> 실험결과에 대한 개발된 상관식의<br>정확도 .....  | 167 |
| 그림 3.2.48 CHF <sub>G</sub> 상관식과 Siemens/KWU 상관식의 비교 .....  | 167 |
| 그림 3.2.49 용융물이 구형좌표에서 차지하는 각도 .....  | 168 |
| 그림 3.2.50 용융물이 차지하는 각도가 임계출력에<br>미치는 영향 .....  | 170 |
| 그림 3.2.51 각도에 따라 보정된 CHF <sub>G</sub> 상관식과<br>Siemens/KWU 상관식의 비교 .....                          | 171 |
| 그림 3.2.52 간극냉각과정 모델 .....  | 172 |
| 그림 3.3.1 검사체적(CV)과 이산화에 필요한 기하<br>벡터 .....   | 180 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| 그림 3.3.2  | SIMPLE 알고리즘의 정상 및 비정상 상태<br>유동해석 흐름도 .....   | 188 |
| 그림 3.3.3  | 벽면에 이웃한 검사체적 .....   | 189 |
| 그림 3.3.4  | 인터페이스에 이웃한 검사체적 .....  | 191 |
| 그림 3.3.5  | 간극냉각에 대한 도식적 그림 .....  | 194 |
| 그림 3.3.6  | 간극 입구에서의 CCFL 현상에 의해 제한된<br>간극냉각 .....   | 196 |
| 그림 3.3.7  | 간극냉각의 냉각수 침투 깊이 .....  | 197 |
| 그림 3.3.8  | 간극에서 에너지 보존법칙을 적용하기 위한<br>검사체적 .....   | 198 |
| 그림 3.3.9  | 간극에서 비등에 의해 열제거가 일어나는 경우<br>에너지 보존 법칙을 적용하기 위한 검사체적 .....  | 199 |
| 그림 3.3.10 | 원자로 하반구에 재배치된 용융 풀의 도식적<br>그림 .....  | 201 |
| 그림 3.3.11 | 피막층을 통한 열전달 .....  | 202 |
| 그림 3.3.12 | 외벽의 기울기에 따른 임계열속의 영향 .....   | 205 |
| 그림 3.3.13 | 3800 초에서의 파편층 온도장 (MELTPROG-DRY) .....   | 217 |
| 그림 3.3.14 | (a) 액체 속도 벡터와 액체 분을 등고선,<br>(b) 증기 속도 벡터와 온도 등고선 .....   | 234 |
| 그림 3.3.15 | (a) 액체 속도 벡터와 액체 분을 등고선,<br>(b) 증기 속도 벡터와 온도 등고선 .....   | 235 |
| 그림 3.3.16 | (a) 2차원 반원 모양의 성층 풀의 구조,<br>(b) 수치해석 격자 ( $L_1:L_2 = 8:18$ ),<br>upper layer:2250 cells, lower<br>layer:2696 cells ..... | 237 |
| 그림 3.3.17 | 열원에 의한 풀의 온도 분포<br>(a) 단일층 풀, (b) 2층 풀, $Ra=1.3 \times 10^8$ ,<br>$Ra_d=2 \times 10^7$ .....                             | 238 |
| 그림 3.3.18 | 하부 벽면을 통해 전달되는 열속 분포<br>$Ra=1.3 \times 10^8$ , $Ra_d=2 \times 10^7$ .....  | 239 |
| 그림 3.3.19 | (a) 2차원 반원의 성층 풀에서 온도분포,<br>(b) 속도장, $Ra=1.3 \times 10^{10}$ , $Ra_d=2 \times 10^9$ .....                                | 241 |
| 그림 3.3.20 | 하부벽의 각도에 따른 Nusselt수 분포,   |     |



|           |   |     |
|-----------|---|-----|
|           | $Ra=1.3 \times 10^{10}$ , $Ra_d=2 \times 10^9$ .....  | 241 |
| 그림 3.3.21 | 직사각형 cavity 내의 자연대류를 위한<br>기학적 형상 및 경계조건 .....  | 242 |
| 그림 3.3.22 | 평균 Nusselt수의 비교 (a)상부벽, (b)수직벽,<br>(c)하부벽 .....   | 243 |
| 그림 3.3.23 | 반원형 cavity 내의 자연대류를 위한 기하학적<br>형상 및 경계조건 .....  | 244 |
| 그림 3.3.24 | 평균 Nusselt수의 비교, (a)상부벽, (b)하부벽 .....   | 244 |
| 그림 3.3.25 | 속도장과 온도장, $Ra'=10^{10}$ .....   | 245 |
| 그림 3.3.26 | 반원형 3차원 풀 내의 자연대류에 의한<br>온도분포, $Ra'=10^{10}$ .....  | 245 |
| 그림 3.3.27 | 평균 Nusselt수의 비교, (a)상부벽, (b)하부벽 .....   | 245 |
| 그림 3.3.28 | LILAC-meltpool로 계산된 mini-ACOPO B3 실험의<br>온도분포, (a)T=300s, (b)T=420s .....   | 247 |
| 그림 3.3.29 | 수정 Ra수에 따른 반구 벽의 평균 Nusselt수 .....  | 248 |
| 그림 3.3.30 | 반구 벽을 따른 국소 Nusselt수의 분포 .....  | 248 |
| 그림 3.3.31 | $Al_2O_3/Fe$ 용융물 실험 해석을 위한 해석영역과<br>격자 .....  | 250 |
| 그림 3.3.32 | 30초 후의 온도 분포 .....  | 250 |
| 그림 3.3.33 | 30초 후의 용융물의 고화 및 vessel의 용발 .....   | 251 |
| 그림 3.3.34 | 30초 후 Vessel 외벽의 온도 분포 .....  | 251 |
| 그림 3.3.35 | Vessel의 하부 정점에서 $15^\circ$ 동심원상의<br>외벽에서 2mm 안에서 시간에 따른 온도 변화 .....   | 252 |
| 그림 3.3.36 | LAVA-4 실험 해석을 위한 격자와 경계조건,<br>BC1:대칭축, BC2,BC3:냉각수에 의한 비등<br>경계조건, BC4,BC5:복사와 대류에 의한<br>냉각 조건, BC6:간극냉각 조건 ..... | 253 |
| 그림 3.3.37 | Vessel의 하부 정점, 외벽에서 2mm 안쪽 지점에서<br>시간에 따른 온도 변화 .....   | 253 |
| 그림 3.3.38 | Vessel의 하부 정점에 $15^\circ$ 동심원, 외벽에서<br>2mm 안쪽 지점에서 시간에 따른 온도 변화 .....   | 254 |
| 그림 3.3.39 | Vessel의 하부 정점에 $30^\circ$ 동심원, 외벽에서<br>2mm 안쪽 지점에서 시간에 따른 온도 변화 .....   | 254 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| 그림 3.3.40 | 간극을 통한 냉각수 침투 깊이 .....   | 255 |
| 그림 3.3.41 | 300초 후의 온도 분포(우), 피막층의<br>두께(좌) .....  | 256 |
| 그림 3.3.42 | 600초 후의 온도 분포(우), 피막층의<br>두께(좌) .....  | 256 |
| 그림 3.3.43 | Mayinger 상관식을 이용한 반구형 풀의<br>열전달 계수 .....   | 258 |
| 그림 3.3.44 | 반구형 풀의 열속 분포 .....   | 258 |
| 그림 3.3.45 | 피막층에서 반구의 내벽으로 전달되는 열속 .....   | 259 |
| 그림 3.3.46 | 반구 내벽에 형성된 피막층의 두께 .....   | 259 |
| 그림 3.3.47 | 반구 내벽의 온도 분포 .....   | 260 |
| 그림 3.3.48 | 반구의 온도 분포와 용발 .....  | 260 |
| 그림 3.3.49 | 반구 외벽의 온도 분포 .....   | 261 |
| 그림 3.4.1  | 반사형 초음파현미경의 기본 동작 .....  | 266 |
| 그림 3.4.2  | 음향렌즈의 기하학적인 파라미터 .....   | 271 |
| 그림 3.4.3  | 피사체에 대한 음향렌즈 포커싱 .....   | 271 |
| 그림 3.4.4  | 피사체에 대한 음향렌즈 디포커싱 .....  | 271 |
| 그림 3.4.5  | 쿼드러춰 검출기의 블록선도 .....   | 273 |
| 그림 3.4.6  | X, Y축 Linear Motion System .....   | 275 |
| 그림 3.4.7  | Z축 Linear Motion System .....  | 275 |
| 그림 3.4.8  | Linear Motion System의 LM Guard .....   | 275 |
| 그림 3.4.9  | Linear Motion System, LM Guard, Immersion<br>Tank로 구성된 반구 수중 비접촉식 스캐너<br>시스템 ..... | 276 |
| 그림 3.4.10 | 반구 접촉식 스캐너 시스템 .....   | 276 |
| 그림 3.4.11 | 보정 시험편의 접촉형 B-scan 간극 신호 .....   | 277 |
| 그림 3.4.12 | 간극 수중 비접촉형 B 스캔 영상처리 신호 .....  | 278 |
| 그림 3.4.13 | B-Scan Pro S/W의 초기화면 .....   | 278 |
| 그림 3.4.14 | B-Scan 이미지 처리 초기화면 .....   | 279 |
| 그림 3.4.15 | B-Scan 시스템 이미지 구성 .....  | 279 |
| 그림 3.4.16 | B-Scan 전체 이미지 구성 .....   | 279 |
| 그림 3.4.17 | B-Scan 이미지 확대 .....  | 280 |
| 그림 3.4.18 | B-Scan 비트맵 이미지 구성 .....  | 280 |

|              |   |     |
|--------------|---|-----|
| 그림 3.4.19    | 데이터 획득 및 영상처리 흐름도 .....                     | 283 |
| 그림 3.4.20    | 초음파현미경 시스템의 블록선도 .....                      | 284 |
| 그림 3.4.21    | 보정 시험편의 두께 A-Scan 반사신호 .....                | 284 |
| 그림 3.4.22    | E지점에서 A-Scan 반사신호 .....                     | 285 |
| 그림 3.4.23    | D지점에서 A-Scan 반사신호 .....                     | 285 |
| 그림 3.4.24    | C지점에서 A-Scan 반사신호 .....                     | 285 |
| 그림 3.4.25    | B지점에서 A-Scan 반사신호 .....                     | 286 |
| 그림 3.4.26    | A지점에서 A-Scan 반사신호 .....                     | 286 |
| 그림 3.4.27    | 보정 시험편의 라인스캔 반사신호 .....                     | 287 |
| 그림 3.4.28    | 보정 시험편의 개선된 영상 3차원그래프 .....                 | 287 |
| 그림 3.4.29(a) | 보정 시험편 간극 영상처리 및 RF 신호 .....                | 288 |
| 그림 3.4.29(b) | 보정 시험편 간극 영상처리 신호 .....                     | 288 |
| 그림 3.4.29(c) | 보정 시험편 간극 영상처리신호 .....                      | 288 |
| 그림 3.4.30(a) | 반구 시험편 간극 영상처리 및 RF 신호 .....                | 289 |
| 그림 3.4.30(b) | 반구 시험편 간극신호 영상처리 .....                      | 289 |
| 그림 3.4.30(c) | 반구 시험편 간극신호 영상처리 .....                      | 289 |
| 그림 3.4.31    | 다층 구조에서 음향의 반사 및 전송 방향 .....                | 290 |
| 그림 3.4.32    | (a),(b),(c) 간극측정용 보정도면, IIW<br>시험편 사진 ..... | 293 |
| 그림 3.4.33(a) | 한 개의 반향자 간극신호 패턴 .....                      | 295 |
| 그림 3.4.34(a) | 두 개의 반향자 간극신호 패턴 .....                      | 295 |
| 그림 3.4.33(b) | ID-001 반구의 한 개의 간극신호 .....                  | 295 |
| 그림 3.4.34(b) | ID-001 반구의 두 개의 간극신호 .....                  | 295 |
| 그림 3.4.35(a) | 세 개의 반향자 간극신호 패턴 .....                      | 295 |
| 그림 3.4.36(a) | 네 개의 반향자 간극신호 패턴 .....                      | 295 |
| 그림 3.4.35(b) | ID-002 반구의 세 개의 간극신호 .....                  | 296 |
| 그림 3.4.36(b) | ID-002 반구의 네 개의 간극신호 .....                  | 296 |
| 그림 3.4.37(a) | 부정합 무간극 신호 패턴 .....                         | 296 |
| 그림 3.4.38(a) | 정합 무간극 신호 패턴 .....                          | 296 |
| 그림 3.4.37(b) | ID-001 반구의 부정합 무간극 신호 .....                 | 296 |
| 그림 3.4.38(b) | ID-001 반구의 정합 무간극 신호 .....                  | 296 |
| 그림 3.4.39(a) | 복합성 간극 신호패턴 .....                           | 297 |
| 그림 3.4.39(b) | ID-002 반구의 복합성 간극신호 .....                   | 297 |

|              |   |     |
|--------------|---|-----|
| 그림 3.4.40    | 초음파 온도센서의 동작원리 및 반향위치 .....                       | 299 |
| 그림 3.4.41    | 다중 노치에서 반사 지연신호의 패턴 및 경로 .....                    | 300 |
| 그림 3.4.42    | 고온 실험용 전기로 전면 .....                               | 301 |
| 그림 3.4.43    | 텅스텐 센서 및 보호용 덮개 제작 .....                          | 302 |
| 그림 3.4.44    | UTS 센서선의 분해도면 .....                               | 303 |
| 그림 3.4.45    | UTS의 조립된 센서선의 도면 .....                            | 303 |
| 그림 3.4.46    | UTS 센서 반향자 Notch에 Stand-off 설계도 .....             | 303 |
| 그림 3.4.47    | 텅스텐으로 제작한 온도측정용 UTS 온도 센서 .....                   | 305 |
| 그림 3.4.48    | 온도 측정을 위한 PC 베이스 UTS 시스템<br>브릭선도 .....            | 307 |
| 그림 3.4.49    | 온도변화에 따른 지연 신호패턴<br>(센서 선 길이가 1000mm 일 때) .....   | 308 |
| 그림 3.4.50    | 온도변화에 따른 지연 신호패턴<br>(센서 선 길이가 500mm 일 때) .....    | 309 |
| 그림 3.4.51(a) | 정상온도에서 UTS를 이용한 초음파<br>신호 .....                   | 311 |
| 그림 3.4.51(b) | 고온에서 UTS를 이용한 지연 초음파<br>신호 .....                  | 312 |
| 그림 3.4.52    | 2% 토름 텅스텐 센서의 온도-지연시간<br>보정곡선 .....               | 313 |
| 그림 3.4.53    | Temperature Image Pro S/W의 화면구성 .....             | 315 |
| 그림 3.4.54    | Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프<br>이미지 처리 ..... | 316 |
| 그림 3.4.55    | Temperature Image Pro S/W의 게이트 구간을<br>설정 .....    | 316 |
| 그림 3.4.56    | Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프<br>이미지 표현 ..... | 316 |
| 그림 3.4.57    | Temperature Image Pro S/W의 비트 맵 저장<br>화면 .....    | 317 |
| 그림 3.4.58    | MTI Capacitive 센서 도면 .....                        | 318 |
| 그림 3.4.59    | 실제 MTI Capacitive 센서 .....                        | 319 |
| 그림 3.4.60    | Capacitance 현장 센서 설치도 .....                       | 319 |
| 그림 3.4.61    | LVDT 및 Capacitance 세서 설치도 .....                   | 319 |

|  |     |
|--|-----|
| 그림 3.4.62 MTI Capacitive 센서 .....                                    | 320 |
| 그림 3.4.63 압력 경계 신호선 연장 케이블 .....                                     | 320 |
| 그림 3.4.64 변위 측정을 위한 센서 설치도 .....                                     | 320 |
| 그림 3.4.65(a) 실험로 하부위치의 변위 .....                                      | 321 |
| 그림 3.4.65(b) 실험로 하부 위치의 변위 .....                                     | 321 |
| 그림 3.4.66(a) LVDT 신호 conditioner .....                               | 322 |
| 그림 3.4.66(b) 수중, 고온측정용 LVDT Holder .....                             | 323 |
| 그림 3.4.67(a),(b) 수중, 고온측정용 LVDT 지지대<br>분해도 .....                     | 323 |
| 그림 3.4.68 수중, 고온측정용 LVDT 도면 .....                                    | 324 |
| 그림 3.4.69 LVDT Core 설치도 및 Bottom View .....                          | 324 |
| 그림 3.4.70 변위 측정용 접지단자 도면 .....                                       | 325 |
| 그림 3.4.71 수중, 고온측정용 LVDT센서 지지대 도면 .....                              | 325 |
| 그림 3.4.72 압력 경계 LVDT 리드선 연결도 .....                                   | 326 |
| 그림 3.4.73 고온 측정용 LVDT Guide 설치도면 .....                               | 326 |
| 그림 3.4.74 소형 LVDT 지지대 .....  | 327 |
| 그림 3.4.75 외부 반구 표면 온도 영상의 시차적 변화<br>모습 .....                         | 329 |
| 그림 3.4.76 Neutron Radiography의 반구 간극 조사<br>결과 .....                  | 330 |
| 그림 3.4.77 Neutron radiography 실험 일지 .....                            | 330 |
| 그림 3.4.78 Beam Purity Indication 및 Sensitivity<br>Indicator 조건 ..... | 331 |
| 그림 3.5.1 가압기 압력 변화에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3<br>계산결과 .....             | 360 |
| 그림 3.5.2 파단부위를 통한 냉각재 상실량에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....      | 361 |
| 그림 3.5.3 원자로용기 내 냉각수의 수위에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....       | 363 |
| 그림 3.5.4 핵연료 피복재 최고 온도에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....         | 364 |
| 그림 3.5.5 원자로용기 내에 주입된 냉각수의 총량에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....  | 365 |

|           |   |     |
|-----------|---|-----|
| 그림 3.5.6  | 방출된 핵분열 생성물 양에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                                       | 366 |
| 그림 3.5.7  | 수소 생성량에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3<br>계산결과 .....  | 368 |
| 그림 3.5.8  | 원자로용기 하반구에 재배치된 노심용융물의<br>높이 변화에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                        | 369 |
| 그림 3.5.9  | 원자로용기 하반구 내에 재배치된 노심용융물의<br>최대온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                       | 370 |
| 그림 3.5.10 | 원자로용기 내벽온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3<br>계산결과 .....  | 371 |
| 그림 3.5.11 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 내<br>수위에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                       | 375 |
| 그림 3.5.12 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 핵연료 피복재<br>최대 온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                    | 376 |
| 그림 3.5.13 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 내<br>압력에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....                       | 377 |
| 그림 3.5.14 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기<br>하반구 내에 재배치된 노심용융물의 높이에 대한<br>SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 .....   | 378 |
| 그림 3.5.15 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기<br>하반구 내에 재배치된 노심용융물의 최대온도에<br>대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과 ..... | 379 |
| 그림 3.5.16 | 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기<br>내벽의 최대온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3<br>계산결과 .....                | 380 |
| 그림 3.5.17 | 중대사고 시 반구 내부에 형성되는 용융물 풀의<br>구조에 대한 개념도 .....   | 385 |
| 그림 3.5.18 | APR1400 원전 사고에 대한 간극 냉각 선도 .....  | 391 |
| 그림 3.6.1  | LAVA 외벽 냉각 실험의 개념도 .....  | 396 |
| 그림 3.6.2  | 반구 내부에 장착한 열전대의 위치와 번호 .....  | 398 |
| 그림 3.6.3  | LAVA-DRY 실험에서 반구 파손 모습의 사진과<br>파손 위치에 대한 개략도 .....  | 399 |
| 그림 3.6.4  | LAVA-EVC3 실험에서 파손된 반구의 사진 .....   | 400 |

|           |  |     |
|-----------|--|-----|
| 그림 3.6.5  | LAVA-EVC1 실험에서 측정된 반구와 냉각수의 온도 변화 .....                            | 402 |
| 그림 3.6.6  | LAVA-EVC1 실험과 LAVA-EVC2 실험에서 실험 후 반구의 중앙 절단 단면의 사진 .....           | 403 |
| 그림 3.6.7  | LAVA-EVC2 실험에서 측정된 반구의 온도 변화 .....                                 | 404 |
| 그림 3.6.8  | 반구 내, 외부 동시 냉각 실험(LAVA-DUAL 실험)의 개념도 .....                         | 406 |
| 그림 3.6.9  | 시험 후 반구 내부에 존재하는 고화 용융물의 사진과 반구를 분리해낸 외부 간극 구조물 내부의 사진 .....       | 408 |
| 그림 3.6.10 | LAVA-DUAL 실험의 0° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화 .....                          | 409 |
| 그림 3.6.11 | LAVA-DUAL 실험의 15° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화 .....                         | 409 |
| 그림 3.6.12 | LAVA-DUAL 실험의 30° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화 .....                         | 410 |
| 그림 3.6.13 | LAVA-DUAL 실험의 45° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화 .....                         | 410 |
| 그림 3.6.14 | LAVA 반구와 외부 간극 구조물 사이의 간극에서 측정된 냉각수의 온도 변화 .....                   | 411 |
| 그림 3.6.15 | 노내 간극 구조물을 설치한 LAVA-GAP 실험의 개념도 .....                              | 413 |
| 그림 3.6.16 | LAVA-GAP 실험에서 반응이 종결된 후 LAVA 반구에서 분리한 간극 구조물과 반구 내부의 사진 .....      | 414 |
| 그림 3.6.17 | 15° 동심원 위치의 간극 구조물 외벽에서 4 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화 .....       | 415 |
| 그림 3.6.18 | 15° 동심원 위치의 반구 외벽에서 3 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화 .....           | 416 |
| 그림 3.6.19 | LAVA-11 실험과 LAVA-GAP 실험 및 LAVA-DUAL 실험에서 측정된 반구 외벽 온도 변화의 비교 ..... | 418 |

## 제 1 장 서 론

중대사고(severe accident)는 원자력 발전소의 최악의 가상적인 사고로 원자로 내 냉각수의 상실에 의해 노심이 가열 손상되어 다량의 핵분열 생성물이 발전소 외부로 누출될 수 있는 사고를 가리킨다. 원전은 엄격한 규제 지침에 따라 사고 시 원자로 운전을 정지시키고 냉각수가 상실되는 사고가 발생한 경우에도 원자로 안전계통이 구비되어 노심에 즉각 냉각수를 공급하여 항상 냉각을 보장할 수 있도록 설계되어 있다. 그러나 계통의 고장 및 운전원의 오작동이 중첩되어 적기에 냉각수의 공급이 이루어지지 않은 경우 원자로 노심은 핵물질의 잔열(decay heat)에 의한 지속적인 가열로 인해 노심 용융사고로 발전하게 된다. 원자로 노심 손상 사고는 원전의 확률론적 안전성 평가 결과들을 통해 발생 가능성이 매우 희박하다고 밝혀져 있지만 1979년 미국에서 발생한 TMI-2 원전 사고[1.1]의 아픈 경험을 갖고 있다. TMI-2 사고 이후 본격화된 중대사고 연구는 미국을 중심으로 TMI-2 사고의 규명 및 가동중 원전의 안전 점검을 위한 중대사고 전반에 걸친 많은 실험과 해석이 이루어졌으며, 차세대 원전 및 미래 원전 개발과 관련하여 매우 활발한 연구가 수행되었다. 국내도 TMI-2 사고 이후 미국 원자력 규제 위원회(U.S. NRC)의 중대사고 국제 공동 연구[1.2]에 참여하면서부터 중대사고 연구가 시작되어 원자력 중장기 연구 개발 프로그램으로 발전하여 본격적인 연구가 이루어졌다.

중대사고시 노심의 손상 과정은 원자로 노심내에 냉각수가 고갈된 이후 잔열과 피복재의 산화 반응에 의해 핵연료의 온도가 급격히 올라가며 용융되어 하부로 흘러내리게 된다. 용융 노심 물질은 노심 하부의 냉각수 면에서 응고되면서 팬(pan) 모양의 용융 풀(pool)을 형성한다. 노심 손상이 더 진행됨에 따라 용융 풀이 성장하면 팬의 피막층이 불안정하여 깨지면서 노심용융물은 원자로 하부로 재배치된다. 재배치 과정중 용융물은 원자로 하부의 물과 접촉에 의해 일부 파편층을 만들며 입자화 되지 않은 용융물은 원자로 하부에 용융 풀을 형성하게 된다. 노심용융물 풀은  $UO_2$ 와 Zr의 핵연료물질 이외에 Zr의 산화물, 제어봉, 내부 구조물 등 복잡한 구성 성분으로 이루어져 있으며 구성비 및 열전달 특성에 따라 층상화 및 상변화에 의한 복잡한 형상을 갖는다.

TMI-2 사고는 초기 노심 손상 과정을 거쳐 후기 용융물의 재배치 단계



에서 2500 K 이상의 약 19톤 용융물이 1800 K의 용점이 낮은 탄소강 용기로 주입되었다. TMI-2 원전 사고 분석 결과에 의하면 노심 용융물이 원자로용기 하부 반구로 재배치되면서 하부 반구 온도가 부분적으로 약 1100 °C 까지 가열되었으며 그 이후 10 ~ 100 °C/min의 냉각율로 급속한 냉각이 이루어졌다[1.3]. TMI-2 사고는 다행히 원자로 하부 노심 용융물의 초기 냉각과 후속적인 냉각수 주입으로 원자로 용기의 파손은 일어나지 않았으며 사고가 종료될 수 있었다. 이는 기존 중대사고 해석 코드 계산과 상반되는 결과로서 TMI-2 원전 사고에서 나타난 원자로 용기의 냉각 현상에 많은 관심이 집중되었다. TMI-2 VIP(Vessel Investigation Program)[1.3]에서는 원자로 용기의 건전성을 유지시킨 주요한 노내 노심용융물 자연 냉각 기구로 노심용융물과 원자로 용기 내벽 사이의 간극을 통한 냉각(Gap Cooling)을 포함한 세 가지 모델을 제시하였으며, 그중 간극냉각을 가장 유력한 냉각 기구로 보았다. 고온의 노심용융물이 냉각수가 존재하는 원자로 용기 하부 반구 내부로 주입되면 냉각수가 순간적으로 수증기로 변하여 용융물을 원자로 용기 내벽으로부터 밀어내게 된다. 또한, 노심용융물과 원자로 용기 사이의 물성 차이로 인하여 노심용융물은 수축하고 반면에 원자로 용기는 압력 부하와 열적 부하 및 노심용융물의 무게에 의해 팽창하게 된다. 이러한 과정에서 노심용융물과 원자로용기 사이에 좁은 간극이 형성되며, 이 틈새로 냉각수가 침투하여 노심용융물과 원자로 용기 내벽을 냉각시키게 된다. 이와 같이 원자로내에서 냉각수에 의한 자연적인 냉각은 TMI-2의 현상 규명 차원 뿐 아니라 중대사고 시에도 원자로 건전성을 유지할 수 있는 대처 방안으로서 노내 사고 관리 전략으로 폭 넓게 활용될 수 있다. 원자로내에서 용융물의 냉각이 이루어지면 원자로용기 파손 이후의 일련의 중대사고 진행 과정을 배제할 수 있으며, 이에 따른 격납건물의 파손 가능성을 줄일 수 있으므로 안전성 향상에 크게 기여하게 된다.

노내 노심 용융물의 냉각은 일차적으로 냉각수가 존재해야 하며 냉각수의 위치에 따라 원자로 외벽의 냉각(External Vessel Cooling)과 원자로 내부의 냉각(Internal Vessel Cooling)으로 나누어 생각할 수 있다. 원자로 외벽의 냉각을 위해서는 격납건물내 캐비티의 원자로 주위 공간에 충분한 높이까지 냉각수가 존재해야 하며, 원자로 내부 냉각을 위해서는 노심 손상 이후 원자로 내 냉각이 가능하도록 일부 냉각수 비상 주입 계통이 복구되어 있어야 한다. 그러나 이와 같이 원자로 내부 혹은 외부에 냉각수가 존재하여도 노심용융물의 고온 현열(sensible heat)과 잔열을 제거할 수 있는 냉각기

구가 존재하지 않으면 용융물의 지속적인 가열이 일어나 원자로 용기의 손상을 초래하게 된다. 용융물의 원자로 내부 냉각에 관한 연구는 일차적으로 TMI-2 용융물의 냉각 기구를 중심으로 용융물의 간극 냉각 열전달을 규명하기 위한 노력이 주를 이루었으며 원자로 외벽을 통한 냉각도 사고 관리 및 신규 원전 설계와 관련하여 그 동안 많은 연구가 이루어졌다. 원자로 내 노심용융물을 모의하기 위하여 초기에는 thermite 반응으로 생성되는  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 이용한 상사물 실험이 수행되었으며, RASPLAV/MASCA 국제 공동연구[1.4]가 시작되면서 실제 핵연료 물질을 이용한 본격적인 실험연구가 수행되었다. 지금까지 노심 용융물에 대한 실험자료가 거의 전무한 관계로 용융물의 거동 등 아직도 많은 불확실성이 있다. 반구 내부 간극에서의 열전달 및 반구 외벽에서의 열전달도 그 동안 일부 실험 연구가 이루어졌으나 실험 규모 및 적용 원전의 설계 특성에 따라 적용하는데 한계가 있다. 기존 중대사고 해석 코드에서 원자로 내부 냉각과 외벽 냉각을 일부 모의하고 있지만 현상에 대한 이해 및 실험 자료의 부족으로 충분한 모의가 어렵다.

1단계의 “노내 노심용융물의 냉각 실험”은 TMI-2 원자로 노심의 냉각 현상을 규명하기 위한 노내 간극냉각 현상 연구에서 출발하여 그 결과를 노내 노심용융물의 역류 및 냉각(In-vessel Corium Retention: IVR) 측면에 활용하는 방안을 모색하고자 하였다. 1 단계에서는 노내 간극 냉각의 “원리검증실험(Proof of Principle)”으로 LAVA(Lower Plenum Arrested Vessel Attack)와 CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험장치를 이용하여 각각 간극의 형성 및 냉각과 간극에서의 열전달 실험을 수행하였다. 원자로 내에 냉각수가 존재하면 용융물이 재배치되었을 때 용융물과 용기 내벽 사이에 간극이 형성되고 간극을 통한 냉각이 이루어짐을 입증하고자 하였다. LILAC(Lower Head Integral Analysis Code) 코드의 개발로 실제 원전의 노심 손상 후기 원자로 하부의 노심 용융물의 냉각을 평가함으로써 중대사고 쟁점 해결 및 사고관리 전략 수립에 기여할 수 있도록 하였다. 그러나 노내 간극 냉각은 현상의 불확실성이 상존하고 냉각 능력이 제한되므로 모든 사고 경위에 적용하여 IVR 쟁점 해결을 위해서는 보다 종합적인 접근이 필요하다. 특히 출력이 큰 대형 원전의 경우에는 노심 용융물 냉각을 위한 사고관리 측면에서 노내 간극 냉각 뿐 아니라 원자로 캐비티의 냉각수 주입에 따른 노외 외벽 냉각을 같이 고려할 필요성이 있다.

본 연구의 주요 결과는 일차적으로 고온 용융물과 간극 냉각에 대한 실

협 데이터베이스와 해석 모델의 개발로 정리되어 원자로 하부 고온용융물의 냉각 현상을 이해하고 평가하는데 활용될 수 있다. 실험 연구 결과의 활용 측면으로 중대사고 해석 코드를 이용한 국내 원전의 노심손상 후기 과정을 모의하여 간극 냉각에 의한 노내 냉각 가능성을 평가할 수 있도록 하였다. 노내 냉각 효과를 극대화시키는 측면에서 내부 인위적인 간극의 냉각 효과 및 외벽 냉각 효과를 실험하여 추후 개선 방향에 대한 타당성을 검토하고 개발 방향을 제시하였다. 노내 간극 냉각 개념을 더 확장한 개념으로 노내·외 동시 냉각은 기존의 노내 냉각 및 노외 냉각이 갖는 각각의 제한점을 극복함으로써 가동중 원전의 사고관리 전략으로 폭 넓게 활용할 수 있다. IVR 쟁점 해결을 통하여 중대사고의 진행을 원자로 노내에서 종결하는 개념은 사고관리 전략의 일차적인 목표이기도 하지만 새로운 원전의 설계 요건으로 고려되고 있다.

본 보고서의 제 2장에서는 중대사고 연구의 전반적인 동향과 함께 노내 노심용융물 냉각의 기술 현황을 기술하였으며, 제 3 장에서는 본 과제의 주요 실험 및 해석적 연구의 내용 및 결과를 요약 정리하였다. 이들 주요 실험 및 해석의 상세한 결과들은 대부분 기술보고서와 논문 발표 및 게재를 통해 소개되었으며 부록에 주요 목록을 수록하였다. 제 4장과 제 5장은 연구 개발 목표 달성도 및 활용계획을 간단히 정리하였다.

## 제 2 장 국내외 기술 개발 현황

### 제 1 절 국내외 중대사고 연구 동향 및 여건의 변화

원자력 발전소의 안전은 사고의 방지와 완화를 통하여 어떠한 사고 조건에서도 공공의 안전성을 보장하는 것을 목표로 국가적인 가장 큰 책임 사항중의 하나이다. TMI-2 사고 이후 미국과 유럽의 주요 국가들에서 중대사고에 대한 집중적인 연구가 이루어졌던 것도 기존의 다중방호(defence-in-depth) 개념을 더 확장하여 중대사고 조건에 대해서도 공공의 안전성을 보장하기 위한 노력으로 볼 수 있다. 아직까지 국내에서 대형 사고가 발생하지 않았지만 최근 경미한 월성 중수 누출 사고에서 볼 수 있듯이 조그만 원자력 사고에 대해서도 사회적 반응이 매우 민감하게 나타남을 알 수 있었다. 안전관리를 세계적으로 제일 잘 한다는 일본에서 일어난 최근의 도카이 핵연료공장 사고 및 쓰루가 원전 사고 등에 대해 여러 가지 사고 원인이 있겠지만 일본의 원자력 발전 기수와 연수를 생각할 때 사고의 개연성이 존재함을 보여주었다고 할 수 있다. 국내의 원자력 발전도 이제 총 16기가 가동되고 세계 7위의 원자력 전력 생산국으로 원자력 산업 규모가 커짐에 따라 원자력 발전 초기의 안전 개념에서 탈피해서 안전 기술의 자립화가 필요하다. 즉, 초기의 외국의 규제, 연구결과, 평가를 답습하는 관습을 깨고, 국내 원전에 대해서도 독자적인 안전성을 확보하는 노력이 더 강화되어야 하겠다. 중대사고는 안전성 연구의 가장 중요한 분야 중의 하나로 원자력 선진국의 경우 규제기관, 사업자, 연구기관의 다각적인 노력이 이루어져 왔다. 규제기관은 안전목표와 정책 안을 제시하여 중대사고 평가의 틀을 제공하였으며, 연구기관은 현상에 대한 규명 및 해석적 방법을 개발해 줌으로써 사업자는 가동중 원전의 중대사고 평가(IPE)를 수행하고 이를 토대로 중대사고 대처 방안을 실제 원전에 적용할 수 있는 발판을 제공하였다.

중대사고 연구의 역사는 TMI-2 사고 이후 미국을 중심으로 시작되었으며, Chernobyl-2 원전 사고를 계기로 중대사고의 중요성에 대한 보다 높은 각성과 함께 유럽을 중심으로 중대사고 연구가 가속화되었다. TMI-2 사고에서 사고 초기 계통 부품의 결함이 사고의 원인이 되었지만 사고진행에 대한 이해가 없이 사고에 접한 운전원의 상황 판단 부족은 인적 오류라기 보다는 그 당시 안전연구의 한계였다고 볼 수 있다. TMI-2 사고는 원자로 노

심의 약 70 %가 손상된 매우 심각한 사고이었지만 외부로 방사능의 누출 및 피해는 미미하였던 점에 비하여 1986년 일어난 또 하나의 중대사고인 체르노빌 사고의 심각성은 원자로 안전 개념 설계의 중요성을 입증한 사고였다. 서방 원전과의 가장 큰 설계 차이점으로 지적된 격납건물은 사고 결과 (consequence)에 엄청난 차이를 입증해 주었다.

중대사고 연구에 대한 세계적인 동향은 TMI-2 이후 80년대에 걸쳐 중대사고 현상에 대한 연구와 해석코드의 개발이 중점적으로 이루어졌으며, 80년대 후반 들어 중대사고 정책 성명[2.1.1], 중대사고 종결 계획[2.1.2] 등을 통한 제도화와 함께 실제 원전에 대한 NUREG-1150[2.1.3] 등 중대사고 평가 연구가 본격화되었다. 그동안 다각적인 연구 노력을 통하여 현상규명과 해석 tool의 개발, 실제 원전의 중대사고 평가 등 많은 연구 결실을 보았으나 노심의 손상 과정에서부터 격납건물 파손 및 핵분열 생성물 방출에 이르는 광범위한 영역과 열수력, 재료의 물성, 화학 반응 등 다양한 현상 때문에 현재 알고 있는 지식에는 아직도 상당한 한계가 있으며 여전히 많은 불확실성이 상존하고 있다. 실제 원전에 대한 중대사고 평가가 본격적으로 이루어지면서 최근에는 중대사고 현상에 관한 일반적인 연구보다는 사고 관리 및 설계개선에 직접적인 영향을 미치는 일부 주요 쟁점에 대한 연구가 주로 이루어지고 있다. 미국은 중대사고 쟁점의 종결 계획에 따라 중대사고 연구는 위해도에 큰 영향을 미치는 불확실 현상에 대한 부분적인 연구와 함께 기존 중대사고 해석코드의 개선 및 적용을 위한 지원으로 현재는 매우 한정적인 연구만을 수행하고 있다. 반면 유럽은 각 국가마다 사정은 다르지만 EPR(European Pressurized Reactor) 개발과 관련하여 가장 활발한 중대사고 연구가 최근까지 이루어졌다. EPR은 설계개념으로 어떠한 사고 경우에도 격납건물의 건전성을 유지하도록 함으로써 중대사고에 대한 철저한 대비책을 마련하도록 하고 있다. 다음은 세계의 주요 원자력 선진국 및 국제 기구를 통한 중대사고에 대한 세계적인 연구 동향을 소개하였다.

## 1. 외국의 중대사고 연구 동향

### 가. 미국

미국은 TMI-2 사고의 당사국으로 규제기관인 NRC를 중심으로 가장 활발한 중대사고 연구를 수행해 왔다. TMI-2 직후 일련의 후속 조치와 함께 SARP(Severe Accident Research Plan)[2.1.4]을 발표하여 본격적인 연구

에 착수하였으며 국제적인 프로그램으로 발전시켜 세계적인 중대사고 연구를 선도해 나갔다. 지난 20년 동안의 중대사고 연구를 주요 연구 내용을 중심으로 시기별로 단락지으면 다음과 같다.

- 중대사고 현상 규명 연구 및 중대사고 해석 코드 개발
- 중대사고 해석 능력의 평가 및 중대사고 불확실 현상의 연구
- 가동중 원전의 중대사고 평가 (NUREG-1150 Study)
- 개별 원전 평가 (Individual Plant Examination: IPE)와 사고관리

중대사고 현상은 설계기준 사고 이상의 사고에 의한 노심의 손상과정에서부터 격납건물의 파손 단계까지의 사고의 진행 및 핵분열 생성물의 거동을 포함하는 광범위한 영역으로 초기의 중대사고 연구에서는 이들 각 영역의 중요 현상을 이해하기 위한 다양한 연구가 수행되었다. 특히 초기 노심의 손상과정 및 핵분열 생성물의 방출을 연구하기 위하여 PBF, ACRR 등 연구로에서 실제 핵연료를 대상으로 한 실험이 진행되었다. 이들 실험결과는 SCDAP 코드의 노심 손상 모델 개발 및 검증에 활용되었으며, SCDAP코드는 그 뒤 RELAP코드와 결합하여 SCDAP/RELAP5 코드로 완성되어 원자로 내에서의 중대사고 진행을 모의하는 대표적인 역학적 해석 도구로 자리잡았다. 중대사고 현상연구는 일차적인 연구가 마무리된 80년대 중 후반시점에서 연구결과들을 정리 검토하는 과정을 거쳐 불확실성이 큰 주요 쟁점현상에 대한 중점연구로 전환하여 지속적인 연구를 수행하였다. 대표적인 연구로 격납건물 직접가열 현상(Direct Containment Heating), 용융물과 콘크리트 반응(Molten Core Concrete Interaction: MCCI), 용융물과 냉각수의 반응(Fuel Coolant Interaction:FCI), 수소 연소 등을 들 수 있다.

중대사고 현상 연구의 궁극적인 목표중의 하나는 실제 원전의 사고해석을 위한 모델 및 코드 개발로 NRC는 중대사고 연구 계획 초기부터 중대사고 코드 개발에 많은 노력을 기울여 왔다. NRC의 중대사고 해석 코드의 주요 개발 전략은 초기에는 역학적 해석코드와 확률론 해석코드로 양분하여 역학적 해석코드는 현상규명 및 실험해석에 주로 사용하고 확률론적 코드는 확률론적 안전성평가의 사고 분석을 위한 빠른 계산을 위해 개발하였다. 그러나 최근에는 해석 및 전산 기술의 발달로 그 경계가 뚜렷해지지 않고 있다. 확률론적 코드의 대표 주자로 초기에는 STCP(Source Term Code Package)가 개발 활용되었으며, 그 뒤 종합해석코드로 개발된 MELCOR로

대체되면서 역학적 해석 모델을 많이 반영하였다. 역학적 해석 코드는 많은 코드가 개발 사용되었지만 최근까지도 개발 유지가 이루어지고 있는 대표적인 코드로는 영역별로 원자로 용기의 파손시점 까지 노심의 손상 진행을 모의하는 SCDAP/RELAP5 코드, 격납건물내 중대사고 현상의 진행 및 격납건물 압력 하중과 핵분열생성물 거동을 모의하는 CONTAIN 코드, 일차계통내 핵분열 생성물의 거동을 모의하는 VICTORIA코드가 있다.

80년대 중반부터는 중대사고 연구 초기의 현상연구 및 코드개발을 토대로 TMI-2 및 실제 원전의 중대사고 사고경위 해석을 수행하며 원전의 중대사고 평가를 위한 방법론을 정립하고 안전목표(Safety Goal) 및 중대사고 정책 성명(Severe Accident Policy)을 통해 중대사고를 위한 법제화를 추진하였다. 가동중 원전에 대한 중대사고 평가 연구로 NUREG -1150 연구는 대표적인 5개 원전을 대상으로 호기별로 노심손상 확률, 격납건물의 파손 및 선원항을 평가하였다. 이 연구를 토대로 중대사고 정책에 따라 모든 가동중 원전에 대한 개별원전 평가 (Individual Plant Examination: IPE)를 수행하게 되었으며, 사고관리 계획까지 수립하도록 하였다.

가동중 원전의 중대사고의 평가는 확률론적 안전성 평가 방법에 의하여 노심손상 확률 혹은 대량 핵분열 생성물 방출 확률로 평가된다. 즉 안전목표에 나타난 노심 손상확률 및 격납건물 조기 파손 혹은 조기 대형 방사선 누출 확률 기준을 만족시켜야 한다. 그러나 차세대 원전과 같은 신규 원전의 경우 확률론적 평가와 아울러 정량적으로 신규 원전 설계의 중대사고 대처능력을 평가하고자 하는 노력이 산업체 주관으로 EPRI URD(Utility Requirement Document)[2.1.5]로 작성되었으며, 이전까지 선원항을 제외하고 원전 설계에 거의 반영되지 않던 중대사고 개념이 URD를 통하여 설계에 반영하도록 하였다. 예로써 격납건물 직접가열 쟁점에 대해서는 이를 일어나지 않게 하기 위하여 일차 계통 감압계통을 설치하고 일어난 경우에는 영향을 최소화하기 위하여 원자로 하부 캐비티 설계에 반영하며 훨씬 견고한 격납건물을 설계하도록 하고 있다. 원자로 캐비티내 용융물과 콘크리트 반응에 대해서는 용융물의 냉각을 유도하고 냉각이 이루어지지 않은 경우 일정기준 이상 콘크리트가 압력 경계를 견딜 수 있도록 명시하고 있다. NRC는 90년대 들어 URD의 검토와 함께 신규 원전의 인허가를 위해 SECY 93-087 [2.1.6]을 발표하여 ABWR, System 80+, AP-600 에 대한 인허가 검토에 반영하였다.

중대사고는 NRC가 지난 20년 동안 가장 중점적인 연구 노력을 투자한

결과로 중대사고 종결 계획에 의해 연구 뿐만아니라 가동중 및 신규 원전에 대한 평가를 거의 마무리한 단계이며, 규제적인 측면에서 중대사고 연구의 최종적인 결과를 제도화하는 일련의 노력이 추진되었다. TMI-2 직후 제정된 Degraded Core Rule Making 이후 정책 성명 등을 통해 NRC는 중대사고의 법제화를 추진해 왔으나 최근 NRC의 입장은 법제화하기보다는 포괄적인 측면에서 중대사고를 규제할 계획이다. 이는 중대사고가 연구 초기에 우려했던 바와 달리 가동중 원전의 중대사고 위험은 생각보다 크지 않다는 인식 하에 사고 관리를 통해 중대사고 대처 능력의 확보가 가능하고 신규원전에서는 설계 단계에서 충분히 반영하여 안전성을 월등히 향상시킬 수 있다고 보기 때문이다. 중대사고 연구 결과를 거의 마무리하는 입장에서 중대사고 주요 쟁점에 대한 NRC의 규제 입장을 정리하면 다음과 같다.

- 노심용융물의 고압분출 사고가 발생하여도 격납건물 직접가열(DCH) 현상에 의한 격납건물의 파손 가능성은 크지 않으며 일차계동 배관의 파손에 의한 감압으로 용융물 분출 가능성도 크지 않다고 본다.
- 노내 증기폭발에 의한 alpha-mode 파손 가능성은 희박하며 발전소의 전체 위해도에 미치는 영향이 적다. 연구결과 원자로 노심물질은 폭발 경향이 적고 노내 증기폭발에 의해 원자로 및 격납건물 건전성에 미치는 영향이 초기 예측보다는 훨씬 미미하다.
- 따라서 DCH와 alpha-mode 파손에 대해 사업자에게 규제적인 요구와 짐을 지울 필요는 없다.
- 수소연소 연구는 중대사고시 다양한 수소 연소 유형에 따라 격납건물 건전성에 미치는 위협 요인들을 조사하였으며, 수소연소 해결을 위한 기술 자료를 제공함으로써 수소연소에 대한 조치가 가능하도록 한다.
- 경수로에서 방사선원항의 개정은 몇몇 안전설비 계통의 작동시간을 증가시켰으며 피폭완화 계통의 요구 사항을 경감시킨다.
- 선원항의 개정은 사업자에게 현행의 규제 요건을 경감시켜 줄 수 있으며 수소제어 방법의 간략화 및 안전성을 희생시키지 않으면서 사업자의 부담을 덜어줄 수 있다.
- 용융물과 콘크리트 반응은 BWR Mark 1 격납건물에 대해서만 격납건물 바닥에 물이 차있는 경우 격납건물 liner의 파손 가능성은 적다는 연구 결과에 따라 이를 중대사고관리 절차에 반영하도록 조치하였다. 다른 유형의 격납건물에 대해서는 특별한 조치는 없다.



- 중대사고 연구 결과 기존 원전의 설계 변경 (backfit category)을 요하는 사항은 두 건으로 MARK 1 격납건물의 대기방출(venting)과 수소 제어시스템의 보완이 이에 속한다.
- 중대사고 연구를 통한 현상에 대한 충분한 이해를 가짐으로써 가동중 원전에 대한 사고관리 전략의 적용과 함께 새로운 원전에 대해서는 IVR(In-vessel Retention) 개념과 같은 사고 방지 완화를 위한 설계 개선을 도모하도록 하였다.

미국 NRC는 규제 방향을 최근 Risk Informed Regulation으로 전환해 나가면서 현재 미해결 중대사고 쟁점들이 초기에 우려했던 만큼 원전 위해도에 큰 영향을 미치지 않는다고 보고 있다. 그러나 중대사고 쟁점 해결을 위해서는 현상학적 불확실성을 더 감소 시켜야되며 보다 정교한 해석 모델의 개발을 필요로 한다. 최근에는 MOX와 고 연소 핵연료에 대한 노심 손상 거동과 새로운 원전 설계 관련 쟁점들이 중대사고 연구의 새로운 영역으로 발전할 가능성은 있으나 NRC의 중대사고 연구는 국제공동연구의 지원과 일부 코드 개발 지원을 제외하면 거의 종료된 상태이다.

#### 나. 일본

일본은 1992년 일본 원자력 안전위원회의 결정으로 모든 원전에 중대사고 대비책 마련, 즉 사고관리 절차 개발을 요청하였으며 1997년 말 안전 위원회에서 산업체의 대책안에 대한 검토를 완료, 적절하다는 평가를 내렸다. 일본의 중대사고 관리 정책은 2003년까지 모든 가동중 원전에 적용 완료할 예정으로 산업체의 사고 관리 절차가 마무리되어감에 따라 규제 지침(Regulatory Guide)의 개정과 산업체의 자체 규제안(Self-Regulatory Document)의 마련을 통해 중대사고 쟁점의 종결을 계획하고 있으며, 아울러 중대사고 연구를 통해 불확실한 현상을 규명함으로써 미래 원전 설계에 응용을 모색하고 있다. 일본은 NSRA(Nuclear Safety Research Association) 산하에 위원회를 조직하여 중대사고 지침을 마련하였다. 주요 골자는 PSA 방법을 통해 격납건물 안전목표(Containment Safety Objectives)의 확인 평가와 중대사고 현상에 대한 격납건물 건전성을 결정론적으로 평가하도록 하였다[2.1.7]. 격납건물을 위협하는 중대사고 현상으로는 확률은 낮으나 폭발적 하중으로 작용하는 격납건물 직접가열(DCH), 핵연료와 냉각수의 반응

(FCI), 수소폭발(Detonation)을 포함하며, 발생 가능성은 크나 서서히 압력 하중으로 작용하는 용융물과 콘크리트 반응(MCCI), 고온 고압 사고 경위 등이 포함된다. 일본에서 중대사고는 규제 요건은 아니지만 중대사고에 대한 대비는 가동중 원전과 미래 원전의 필수 불가결한 요소로 작용함으로써 중대사고의 발생 확률을 최대한 줄이고 격납건물이 중대사고 하중에 충분히 견디도록 사업자의 자발적인 노력이 강조되고 있다. 미래 LWR 원전에 대해서는 설계 단계에서 중대사고에 대한 고려와 계통적인 접근으로 중대사고에 대한 충분한 여유도를 갖도록 하기 위하여 EPRI URD(Utility Requirement Document), EUR(European Utility Requirement), IAEA TECDOC-801 등 국제적인 기준에 준하여 중대사고 개념을 원전 설계에 적용함으로써 경제성을 유지하며 높은 수준의 안전 기준을 만족시키도록 하고 있다.

일본의 중대사고 연구는 초기에는 국가 주도로 일본 원자력 연구소(JAERI)에서 주로 수행하였으나 최근 NUPEC을 중심으로 한 산업체의 참여가 활발해지면서 JAERI의 연구 활동은 다소 줄어드는 경향을 보이고 있다[2.1.8, 2.1.9]. JAERI의 중대사고 연구는 미국 NRC의 CSARP 등 국제 공동연구에 활발히 참여하여 실험 결과 및 중대사고 코드를 활용하는 한편 독자적인 연구 프로그램을 80년대 후반부터 활발히 추진하였다. 대표적인 연구로 ALPHA (Assessment of Loads and Performance of Containment in a Hypothetical Accident) 실험은 증기폭발을 포함한 고온용융물을 이용한 용융물과 냉각재 반응 (Fuel Coolant Interaction: FCI)과 용융물의 냉각을 실험하고 있으며, 핵분열 생성물 방출을 위한 VEGA (Verification Experiment of Radionuclide Gas/Aerosol Release) 실험, 핵분열 생성물 이송 및 배관의 건전성을 위한 WIND (Wide Range Piping Integrity Demonstration) 실험이 있다. 중대사고 해석 평가를 위하여 NRC의 중대사고 코드를 활용하며, 종합평가를 위한 THALES/ART, FCI 해석을 위한 JASMINE, 노내 용융물 냉각을 위한 CAMP 코드를 개발 활용하고 있다. 일본 JAERI의 중대사고 연구는 5년 주기로 발간되는 안전연구 계획(5-Year safety Research Plan)에 의해 추진되는데 2001년부터 다음 5년 동안의 중대사고 연구 계획으로 FCI의 물리적 현상 규명을 위한 실험 및 해석코드 개발을 계속 추진하며, THALES와 같은 기존 해석코드와 FCI 코드와의 재구성, 격납건물 파손 평가 방법의 개선 등을 제안한 상태이다.

NUPEC의 중대사고 연구는 IMPACT(Integrated Modular Plant Analysis and Computing Technology) Project에 의한 SAMPSON (Severe

Accident Analysis Code with Mechanistic, Parallelized Simulation Oriented towards Nuclear Field) 코드의 개발과, 격납건물 건전성 실험 연구로 대변된다. 격납건물 건전성 실험은 건전성에 위협 요인으로 작용하는 주요 현상, 격납건물 구조 건전성 및 핵분열 생성물의 생성 이송 분야로 세분화되어 다양한 과제로 구성되어 있다. 대표적으로 격납건물 건전성에 위협을 줄이기 위하여 용융물의 냉각에 관한 실험과 수소 연소 실험이 진행되고 있으며, 설계 압력 이상에서의 격납건물의 파손 요인 및 견고성을 입증하는 대규모 실험이 추진되고 있다. 핵분열 생성물은 방사 선원항 (Source Term)의 실제적인 평가를 위하여 핵분열 생성물의 제거 및 에어로졸의 이송 연구에 역점을 두고 있다. 일본 산업계는 사고 관리 전략을 완결하기 위하여 기존의 불확실 현상 및 쟁점에 대한 중점적인 연구를 수행하고 있으며, 대표적인 항목 및 관련 연구는 다음과 같다.

- 노외 증기 폭발의 가능성 : 낮은 압력과 과냉각 조건에서 증기 폭발 가능성은 큼. 실험자료가 충분치 않은 상태로 COTELS 실험이 수행 중.
- 냉각수 주입에 의한 MCCI 완화 : 기존의 MACE에서 MCCI 냉각 가능성에 대해 부정적인 결과를 주었으나 최근 COTELS 실험에서는 긍정적.
- 수소 생성량 : 수소 농도 기준을 13 %로 유지하느냐 않느냐에 의문. MCCI의 불확실성 때문에 전체 수소생성량에도 불확실성이 존재함.
- 중대사고 조건하에서 격납건물 살수계통에 의한 핵분열생성물의 제거 : NUREG-1465 선원항이 설계기준사고 조건을 기준으로 하였으며, 유용한 데이터가 별로 없음.
- 원자로 용기의 외부 냉각 사고관리 전략의 개발 : 원자로 내부 용융물의 거동(층상화 등)에 대한 이해가 부족하며 대형 원자로에 적용 가능 여부가 미지수.
- 원자로하부내 용융물의 냉각 기구의 규명 : 노내 노심 용융물 냉각의 실험 연구와 해석적 연구. RASPLAV/MASCA 국제공동 연구의 참여.

다. 유럽 공동체(European Union: EU)

EU로 대표되는 유럽국가들의 중대사고 연구는 독일, 불란서, 영국 등

원자력 선진국들의 독자적인 연구와 EU 전체적인 연구로 구별할 수 있으나 각 국가별 연구는 매우 방대하고 다양하여 여기서는 EU 연구만을 주로 소개하였다. EU의 1994-1998년 Nuclear Fission Safety 프로그램[2.1.10]은 EU 내 200여 연구팀이 참여하는 67개의 연구 과제로 구성되었으며, 예산은 EU와 주체국이 반반씩 부담하는 방식으로 수행되었다. EU의 원자력 안전 연구의 목표는 단기적으로는 원자력 시설의 위험도를 감소시키는 기술의 개발과 장기적으로 원자력 안전에 관한 높은 수준의 전문성을 유지하는 것에 두고 있다. EU 연구는 핵심 구성원(규제기관, 원자력 산업체, 연구 기관)의 협에 의해 제기된 기술적 문제의 사회적 경제적 관점(socio-economic factor: social acceptance and economic attractiveness)에서 해결책을 제시하고자 하였다.

중대사고 연구('94-'98년)의 주안점은 사고 현상(: 중대사고의 시작과 진행에 대한 이해)과 사고 관리(: defence-in-depth 개념에 의한 기존의 사고 방지 수단의 다음 단계의 사고 완화 수단의 개발)에 두고 있으며 궁극적으로는 중대사고에 대한 MTO(Man, Technology, Organization)의 최적화의 실현을 목표로 삼고 있다. 유럽은 안전의 최후 수단으로 사용되는 주민 대피(evacuation)를 안전성 다중방호 개념에서 배제하고 안전 설비를 강화하는, 즉 중대사고에 충분히 대응할 수 있는 전략으로 나가고 있다. EU의 '94-'98년 중대사고 연구는 목적에 따라 3개의 연구 단계로 구별되며 전체 7개의 연구 군으로 나뉘어 있다. 3개의 연구 단계는 다음과 같다:

- A - understand aging effects and evaluate safety margins,
- B - understand the most risk-relevant phenomena of severe accident
- C - development severe accident management measures and evaluate their effectiveness

단계 A는 사고의 방지 차원으로 재료의 건전성과 노화, 특히 방사선 취하와 안전 여유도의 예측에 초점을 맞추고 있다. B 단계의 연구는 중대사고 현상의 이해를 통해 중대사고 진행을 완화함으로써 또 하나의 안전 방벽을 구축하는데 역점을 두었다. 중대사고 완화의 핵심 요소는 중대사고시 원자로 용기의 건전성의 유지와 격납건물 건전성 유지로, 첫 번째 요소에 대해서는 원자로 내부 혹은 외부에 냉각수 주입을 통한 노심 용융물의 냉각의 실현, 두 번째 요소는 수소 폭발과 콘크리트 용발에 의한 격납건물 파손과 대처

설비의 개발이 주 연구 과제이다. C 단계는 사고관리 전략 (운전원의 지원, 계측 기기 및 신호의 신뢰성) 및 PSA-level 2 기법의 개선에 역점을 두며 이와 더불어 잔열 제거 계통 등 혁신적인 안전계통의 개선을 포함하고 있다. 이들 단계 별 연구에서 A 단계는 7개의 연구 군 중 AGE 연구 군, B 단계는 IVR, EXV, ST, CONT 연구 군, C 단계는 AMM, INNO 연구 군을 포함하는데 각 연구 군의 상세한 연구 내용은 FISA-97, 99에 소개되어 있다.

EU의 다음 단계, 1998-2002년의 연구[2.1.11]는 문제 해결 (지식 축적 차원보다는 사용자를 위한) 위주로 원자력의 경제성(competitiveness)과 사회적 공공성( social acceptance)을 강화하는 방향으로 4개의 분야로 추진된다.

- (i) Operational Safety of Existing Installation
- (ii) Safety of the Fuel Cycle
- (iii) Safety and Efficiency of Future Systems
- (iv) Radiation Protection

첫 번째 가동 원전의 운전 안전성은 원자로의 수명 연장, 중대사고의 기술적 측면, 사고관리 전략 개발을 포함하고 있다. 두 번째와 세 번째는 새로운 원자력 시설과 핵연료 주기의 개발로 다른 에너지원에 대한 경쟁력을 확보하는 것을 목표로 안전해석, 사회와 환경에 미치는 영향, 개발 전망에 대한 기술적 경제적 측면을 포함하고 있다.

EC 공동연구와는 별도로 유럽 국가들의 중대사고 연구의 가장 큰 주류 중의 하나는 불란서와 독일 공동의 EPR(European Pressurized Reactor) 개발과 관련 연구를 들 수 있다[2.1.12, 2.1.13]. EPR은 기존의 설계기준에 추가적인 안전목표로 중대사고 방지 완화를 포함하고 있다. 즉 중대사고 경우에도 사고결과가 발전소 구역에 한정되어 주민 비상대피와 같은 비상수단이 필요 없도록 하는 것이다. 이를 위해서는 격납건물의 건전성이 언제나 유지될 수 있도록 하여야 하며 이를 입증하기 위한 연구가 독일의 FZK 나 불란서의 CEA에서 집중적으로 수행되고 있다. 독일 FZK의 연구로는 노내 노심 손상과 관련하여 QUENCH 실험, 노내 증기폭발과 관련한 QUEOS, PREMIX, BERDA 실험과 MATTINA코드 개발, 수소 연소 완화와 관련한 GASFLOW 코드개발과 RUT 실험(KI와 공동연구), 노외 용융물 거동 및 냉각과 관련해서 DISCO, KAJET, KAPOOL, KATS, COMET 실험과

CORFLOW코드 개발 등을 들 수 있다. 불란서 측의 연구는 CEA 및 산업체가 참여한 GAREC Working Group을 결성하여 가동중 원전과 미래 원전에 대한 In-vessel retention (IVR)과 Ex-vessel retention(EVR) 개념에 관한 독립적인 연구가 진행되고 있다. IVR은 대형 원자로에 대한 원자로 외벽을 통한 냉각 가능성을 평가하기 위하여 RASPLAV 국제공동연구의 참여 및 BALI, SULTAN, ANASIS 등 독자적인 연구를 수행하고 있다. EVR은 캐비티내 용융물의 냉각에 초점을 맞추어 용융물과 콘크리트의 반응(MCCI), 용융물의 퍼짐과 냉각에 대하여 MACE 국제공동연구, PERCOLA, VULCANO, CORINE 실험 등이 있으며 TOLBIAC, THERMA 코드 개발이 이루어지고 있다. 불란서의 IPSN은 규제기관 입장에서 독일의 GRS와 함께 EPR 설계 검증에 참여하고 있으며 이외에도 핵분열 생성물에 관한 많은 연구 (PHEBUS-FP)를 수행하고 있다.

#### 라. 국제 원자력 기구 (IAEA, OECD/NEA)

국제 원자력 기구는 독자적인 중대사고 연구를 수행하지 않으며 연구 프로그램도 가지고 있지 않으므로 자체적인 연구 동향은 없으나 안전성 및 중대사고 현안에 대한 각 국가의 전문가 의견을 수렴하는 국제적인 장으로 큰 역할을 하고 있으며 전체적인 동향을 파악하고 연구 방향을 설정하는 데 중요하게 작용한다.

IAEA의 Division of Nuclear Safety는 중대사고와 관련하여 90년대 초부터 새로운 원전의 안전성을 획기적으로 향상시키는 방안에 많은 관심을 가져왔다[2.1.14]. INSAG(International Nuclear Safety Advisory Group)은 1988년 INSAG-3를 통하여 원전에 대한 전반적인 안전 원칙(safety principles)을 제시하였는데 이를 실현시키기 위해서는 가동중 원전은 운전 절차 및 사고관리 등에 반영하여야 하지만 새로운 원전은 이를 설계에 반영함으로써 간단히 해결할 수 있다. 따라서 INSAG은 새로운 원전의 안전성 향상에 대한 일련의 노력의 결실로 '95년 TECDOC-801("Development of Safety Principles for the Design of Future Nuclear Power Plants)을 발표하였다. 주요 내용은 안전목표와 기본 원칙 및 세부 원칙(설계, 사고관리, 비상대응)에 대한 사항으로 중대사고에 대한 방지와 완화가 골자를 이루고 있다. IAEA는 새로운 원전 설계에 관련하여 최근 TECDOC-1020("Design measures for prevention and mitigation of severe accidents at advanced

water cooled reactors", June 1998)을 발간한 바 있으며, IAEA 주관으로 98년 11월 서울에서 개최된 "International Symposium on Evolutionary Water Cooled Reactors"에서도 System 80+, EPR 등 새로운 원전의 중대사고 대처 전략이 소개된 바 있다.

한편 OECD는 그 동안 CSNI의 PWG(Principle Working Group) 2 (on Coolant System Behavior)와 4 (on Containment of Accident Radioactive Release)를 통하여 중대사고 관련 현안 및 각국 전문가들을 통한 각국의 입장을 정리하였다[2.1.15]. 특히 PWG-2 산하에는 TG-DCC(Task Group-Degraded Core Coolability), PWG-4에는 TG-SAC(Severe Accident Phenomena in the Containment)와 TG-CAM (Containment Aspects of Severe Accident management)와 같은 TG를 두어 중대사고 현안에 대해서는 별도의 정기적인 회의가 열린다. PWG의 주요 활동으로는 주요 현안에 대해 SOAR (State-of-the-Art Report)의 발간, ISP(International Standard Problem)을 선정하여 주요 현상 실험과 해석 코드의 검증 비교 노력, 주요 쟁점 현안에 관한 CSNI Workshop의 주관, 국제공동연구의 구성 등을 들 수 있다. OECD의 SOAR과 Workshop은 굉장히 유용한 정보를 제공하고 있으며 ISP도 대부분 국가들이 참여하여 활발한 토론의 장으로 활용된다. OECD 주관의 대표적인 중대사고 국제공동연구로는 90년대 초반의 TMI-2 VIP(Vessel Investigation Program), 현재 진행중인 러시아의 RASPLAV/MASCA 실험과 미국의 LHF(Lower Head Failure) 실험을 들 수 있다.

OECD PWG 2의 활동은 열수력, 설계기준사고, 노심손상 등 원자로 및 일차계통의 전반적인 현상에 대해서 관련 TG에서 다루어진 내용을 종합하는 기능을 가진다. 노심 손상 현상의 쟁점으로 중대사고 해석코드의 적용성, 손상 노심의 급냉, 핵연료와 냉각재 반응의 기술적 입장, 노내 노심 용융물의 냉각, 노내 노심손상 코드의 검증을 위한 실험 matrix, 후기 노심 손상의 기술현황, 등이 활발히 논의되었다. 최근 CSNI의 ISP로는 독일의 QUENCH 실험, 불란서의 PHEBUS-FPT1 실험 등을 들 수 있다. PWG-2 주관으로 진행되고 있는 국제 공동연구는 미국 SNL의 LHF(Lower Head Failure)와 러시아의 RASPLAV/MASCA 실험으로 2000년대 중반까지 이어질 전망이다. 회원국 중 개별적으로 관심을 가지고 있는 주제 중의 하나는 TMI-2 사고의 재해석으로 독일의 제안으로 미국 불란서가 참여하고 있다.

PWG-4는 핵분열 생성물의 이송 및 격납건물의 건전성 유지를 위한 중대사고 현상을 주제로 다양한 활동을 수행하여 왔다. 최근 주요 활동은 다음

과 같다:

- (i) 격납건물 중대사고 관리 분야 : 중대사고 사고관리를 위한 격납건물 역할에 관한 기술 보고서, Iodine Chemistry에 관한 워크샵, 핵분열 생성물(Iodine, Cesium, Strontium, 등)의 관리 제어에 관한 기술보고서, 등
- (ii) 격납건물 중대사고 현상 분야 : 격납건물 열수력 해석 및 수소 분포 분석에 관한 SOAR, 수소연소 및 DDT(Deflagration to Detonation)에 관한 SOAR, 노외 수소 발생원의 검토, 핵연료와 냉각재 반응 (FCI)의 Technical opinion paper, 노외 노심 냉각 워크샵, 등
- (iii) 핵분열 생성물 현상 분야 : 에어로졸에 관한 전문가 회의, ISP-40 (STORM 실험)와 ISP-41(Radioiodine Test facility 실험)의 개최, 중대사고 선원향 관리에 관한 기술보고서, 등

최근 OECD/NEA는 기구를 개편하여 PWG 2와 4를 통합한 GAMA (Working Group on the Analysis and Management of Accident)를 발족시켜 지속적인 연구 및 연구 방향을 선도하고 있다. 세계적인 연구 추세에 맞추어 GAMA에서는 기존의 중대사고 불확실 현상에 대한 연구에서 사고관리 및 연구 결과 활용에 더 치중하고 있다.

## 2. 국내의 중대사고 연구 동향

국내의 중대사고 연구는 80년대 중반 한국원자력연구소를 중심으로 미국의 중대사고 국제공동연구에 참여하면서 시작되었으며, 90년대 초 중장기 계획의 수립으로 중대사고 연구 평가 기술의 자립화를 위하여 실험 연구와 코드 개발이 적극적으로 추진되었다. 산업체도 세계적인 추세에 따라 국내 표준 원전 설계 부터 중대사고 개념을 일부 점진적으로 반영하여 왔으며, 인허가를 위한 확률론적 안정성 분석의 일환으로 중대사고 분석을 수행하여 왔다. 최근 차세대 원전 설계를 통해 중대사고 쟁점들을 종합적으로 설계에 반영하였으며 가동중 원전에 대해서는 사고관리 수립을 통해 국내 원전에 대한 종합적인 중대사고 대처가 시행되고 있는 단계이다.

우선, 규제 측면에서 국내 원전에 대한 중대사고 대처는 '94년 원자력



안전 정책을 통해 규제의지를 천명함에 따라 제도적인 틀을 갖추기 시작했다. 표준 원전의 인허가 단계에서는 중대사고 평가에 대한 지침이 없어 영광 3&4, 울진 3&4, 표준 원전의 경우 중대사고에 대해 수소 연소, 일차계통 감압 등 단계적으로 부분적인 사안을 고려하였다. '99년 원자력 안전기술원(KINS)은 중대사고 대처(안)을 마련하며 최근('01년 9월) 정부가 원자력 발전소 중대사고 정책[2.1.16]을 발표함에 따라 중대사고에 대한 규제가 본격화되었다. 중대사고 대처안은 가동중 원전에 대해서도 개별원전 평가(Individual Plant Examination :IPE)를 통해 중대사고 대처능력을 평가하고 차세대와 같은 신규 원전에 대해서는 중대사고 대처를 의무화하는 방안을 골자로 하고 있다. 정부의 “원자력발전소 중대사고 정책”은 원전의 정량적인 안전 목표를 제시하고 중대사고 대처 능력의 확보 및 중대사고 관리계획 수립에 대한 규제 정책을 뒷받침해주고 있다. 산업체도 규제기관의 중대사고 정책에 적극 호응하여 99년 말부터 고리 1호기 IPE를 수행하기 위한 계약을 체결하였으며, 다른 호기들에 대해서도 단계적으로 수행하여 가동중 원전의 사고관리 전략을 호기별로 수립할 계획으로 추진중이다. 따라서 2000년대 초 중반에 걸쳐 국내 가동중 및 신규 원전에 대한 중대사고 대처 능력 평가 작업이 사업자 및 규제 기관의 측면에서 개별원전 평가 및 사고관리에 의해 완료될 전망이다. 차세대 원전과 관련해서는 미국의 System 80+ 중대사고 인허가 기준으로 적용된 USNRC의 SECY-93-087의 중대사고 요건을 대부분 만족시키고 있다. 차세대 원전 개발 2 단계 계획의 결과로 SAR(Safety Analysis Report)[2.1.17]가 작성되어 규제기관이 검토 중으로 차세대 원전의 중대사고 대처 방안에 대한 규제기관의 본격적인 평가를 기다리고 있다.

한국원자력연구소의 중대사고 연구는 중장기 과제 이전 80년대 후반과 90년대 초반에는 과기처 특정 연구 과제로 수행하여 왔다. 초기 연구는 미국 NRC와 국제공동연구에 의해 중대사고 해석 코드의 도입과 이를 이용한 중대사고 실험 해석 및 국내 원전의 중대사고 해석이 주를 이루었다[2.1.18]. 그 당시 및 그 이후 지속적인 코드 개발의 결과로 들여온 주요 코드는 SCDAP/RELAP5, STCP, MELCOR, CONTAIN 코드가 있다. 92년 원자력 중장기 연구가 시작할 당시 국내의 중대사고 연구에 대한 요구는 크지 않은 편이었으나 그 이후 건설 원전의 인허가를 위한 Level 2 PSA의 수행과 차세대 원전의 설계가 본격화되면서 중대사고 해석 코드를 이용한 사고 경위 해석 및 중대사고 쟁점해결의 필요성이 크게 대두되었다. 중장기 초기 단계('92-'96)에서는 중대사고 연구의 기반을 확립하는 단계로 국제 공동 연구를

통한 중대사고 해석 코드의 도입 및 해석코드 체계 확립에 힘썼으며 중대사고 기본 현상에 대한 개별효과 실험을 수행하여 현상에 대한 이해 및 실험 기술 확보에 중점을 두었다[2.1.19]. 특히 중대사고 연구의 기반 구축을 위하여 격납건물 직접가열(DCH), 용융물과 콘크리트 반응(MCCI), 핵연료와 냉각재 반응(FCI)에 대한 개별효과 실험장치들을 개발하여 현상학적 연구를 시작하였으며 주요 현상별로 모델 및 코드를 개발하였다. 초기 단계의 중대사고 코드 체계의 확립 및 현상에 대한 연구는 규제 기관에 관련 코드를 제공하고 수소 연소 등 중대사고 쟁점 평가에 기여하였으며, KOPEC과 연계하여 독자적으로 차세대 원전의 중대사고 쟁점 평가를 가능하도록 하였다.

현 중장기 1단계 ('97-'01) 시작 당시 국제적으로 중대사고 연구는 전반적인 중대사고 현상에 대한 이해를 바탕으로 중대사고 불확실성 현상 및 쟁점을 해결하는 노력이 기초를 이루었으며, 국내도 차세대 원전 개발이 본격화되는 시점이었다. 따라서 국내 중대사고 연구도 중대사고 쟁점 위주의 본격적인 실험 연구에 초점을 맞추며 독자적인 중대사고 코드 개발을 추진하였다. 현재 1 단계 실험연구는 중대사고 사고진행의 완화 억제를 위하여 원자로용기와 격납건물의 건전성 확보에 역점을 두고 있다. 즉, 원자로 용기의 건전성은 노심이 용융되어 원자로 하부에 재배치된 경우에도 원자로 외벽이나 내벽의 냉각에 의해 노심용융물의 냉각을 유지하도록 하는 방안으로 In-Vessel corium Retention (IVR)을 구현하기 위한 노내 냉각 현상을 연구하고 있으며 앞으로의 설계 개선 방안을 모색하고자 하였다. 격납건물 건전성은 중대사고시 초기 격납건물 파손의 주요 요인인 증기폭발 현상에 초점을 맞추고 있다. 증기폭발 현상은 아직까지 불확실성이 큰 현상으로 특히, 실제 고온의 노심물질(UO<sub>2</sub>)의 증기폭발 가능성에 대한 연구는 아직 초보적인 단계이다. 중대사고 현상 실험 연구와 더불어 수행되고 있는 중대사고 종합 전산 코드의 개발은 기존의 MELCOR/MAAP 전산 체계를 근간으로 국내 신규 원전의 새로운 설계 특성에 따른 중대사고 해석을 위해 MIDAS 코드 개발에 주력하고 있다. 기존 코드를 개선하여 국내 원전 고유의 설계 특성을 반영한 해석이 가능하도록 하며, 개발과정에서 국내원전에 대한 중대사고 해석을 병행함으로써 사업자의 IPE와 사고관리 및 규제기관의 평가를 지원 할 수 있다.

그 동안의 중대사고 연구는 TMI-2 사고 이후 활발히 이루어진 원자력 선진국의 중대사고 연구결과를 국내에 최초로 도입하고 건설 원전을 중심으로 설계 및 안전 평가에 적용하는데 큰 역할을 하였다. 특히 현 중장기 1단

계 연구는 중소형 중대사고 실험 연구를 통하여 중요 결과를 국제 사회에 소개하여 인정을 받고 있으며 관련 현상 및 쟁점에 대한 기술적인 기여를 하여 왔다. 아울러 중대사고 해석 코드는 사업자 및 규제기관의 중대사고 평가의 주요 도구로 활용될 수 있도록 하였으며 현상연구를 통하여 차세대 원전의 중대사고 쟁점해결에 기여하였다. 앞으로의 중대사고 연구에서는 사업자와 규제기관 측면에서 효율적인 중대사고 관리 방안 수립을 위한 기술 지원과 국내 원전의 설계 특성을 고려한 불확실 현상에 대한 연구가 이루어질 전망이다. 아울러 정부에서 추진중인 미래 원전의 개발에도 안전성 향상을 위한 중대사고 대처 설계가 반영되어야 하므로 설계 특성을 반영한 지속적인 연구를 필요로 한다. 다음은 추후 중대사고 안전성 향상을 위한 연구 전망을 정리하였다:

○ 단기적 전망

- 사업자 및 규제기관의 가동 원전의 중대사고 평가 및 사고관리 이행
- 차세대 원전의 중대사고 인허가 쟁점의 종결
- 국내 원전의 설계 특성을 고려한 중대사고 쟁점 현상의 연구

○ 장기적 전망

- RIR을 위한 Risk Uncertainty의 감소
- 미래 원전의 중대사고 대처 설비의 개발

## 제 2 절 원자로 노내 노심용융물 냉각 연구 현황

원자로 노심 손상 후기과정으로 원자로 노심 손상이 계속 진행되면 원자로 용융 노심이 원자로 하부에 재배치 되어 용융 풀을 형성하게 된다. 노내 노심용융물 냉각(In-vessel Corium Retention : IVR) 쟁점은 원자로 하부의 노심 용융물을 냉각시켜 원자로용기의 건전성을 확보하는 방안으로 새로운 원전의 설계 및 기존 원전의 사고관리에 반영되고 있다[2.2.1]. 노심 용융물이 재배치되기 이전 단계에는 노심 용융물과 원자로용기와 직접적인 접촉이 없어 원자로 용기의 건전성을 직접적으로 위협하지 않으며, 용융물의 재배치가 이루어짐에 따라 원자로 용기와 접촉에 의해 원자로용기의 파손 모드 및 시간이 결정된다. 일반적으로 노심 노출(core uncover)에 의해 노심 손상이 진행되는 과정 중에도 원자로 용기 하부는 냉각수가 존재하므로 용

용물의 재배치 시 물과 직접적인 접촉에 의해 냉각이 가능해지며 아울러 원자로 캐비티가 냉각수에 잠기게 되면 원자로용기의 외벽을 통한 노심용융물의 냉각도 가능해진다. 따라서 원자로 하부 용융물의 냉각은 원자로 건전성을 유지하기 위한 최종 단계로 사고 진행을 모의하는데 보수성을 가지며 실제 냉각 가능성도 높다고 볼 수 있다.

원자로 노심 후기 손상 과정은 사고 초기 노심 내에 냉각수가 고갈되면 핵연료의 온도가 올라가 용융되고 흘러내려 노심 하부에 팬(pan) 모양의 풀(pool)을 형성하였다가 팬의 피막층이 깨지면서 원자로 하부로 재배치된다. 노심영역의 냉각수가 고갈된 경우도 원자로 하부에 남아있는 일정량의 냉각수에 의해 재배치 과정에서 물과 접촉하게 되며 이때 용융물의 급격한 열전달에 의한 파편층을 만들며 파편화 되지 않은 용융물은 하부에 용융 풀을 형성하게 된다. 이때 경우에 따라 증기폭발도 가능하다. 노심용융물 풀은  $UO_2$ 와 Zr의 핵연료물질 이외에 Zr의 산화물, 제어봉, 내부 구조물 등 복잡한 구성 성분으로 이루어져 있으며 구성비 및 열전달 특성에 따라 층상화 및 상변화에 의한 복잡한 형상을 갖는다. 이에 대한 상세한 현상은 실제 규모의 핵물질을 대상으로 한 실험이 거의 불가능하므로 TMI-2 노심을 통해 주요 과정을 추론하고 있으며 후기 노심 손상의 대표적 실험 연구로 PHEBUS-FP 실험을 들 수 있다[2.2.2].

원자로 내부 반구에 형성된 용융 풀은 핵연료의 잔열에 의한 내부 발열 유체 유동으로 경계면에서는 열전달에 의해 고화가 진행될 수 있다. 내부 발열 유체의 열전달에 대해서는 지금까지 일반 유체 열전달 문제에서 많은 연구가 이루어졌고 열전달 상관식이 개발되어 활용되고 있으나 원자로의 경우 직경 4 m의 고온 발열 물질로 Rayleigh 수가  $10^{17}$  영역으로 실험자료가 전무하다시피 하다. 최근 UCSB의 ACOPO 실험에서  $10^{16}$  영역까지 실험을 수행한 바 있다[2.2.3]. 또한 밀도차와 용융온도 차가 큰 산화물과 금속의 혼합 용융물로 유동의 층상화와 부분적인 고화층의 형성이 유동 및 열전달 특성을 규명하는 데 어려움으로 작용하고 있다. 특히 산화물 상부에 형성되는 금속물의 고화층은 열전도도가 좋아 하부 산화물의 열을 상부 금속층과 접한 원자로 용기에 집중적으로 전달하는 “focusing effect”로 원자로 용기의 건전성을 위협하는 큰 요인으로 작용한다. 고화과정에 있어서도 순수 물질인 경우 용융온도가 정해져 있지만 합금과 같은 혼합물의 경우 일정 온도 영역을 갖는 “mushy zone”이 존재하므로 고화에 따른 유동 영역의 해석이 복잡해진다. 산화 우라늄이 용융되어 다른 물질들과 섞일 때 우라늄의 화학적인 반

응은 거의 알려져 있지 않은 영역으로 이들 현상을 규명하기 위하여 실제 핵연료 물질을 이용한 용융물 실험이 최근 OECD NEA(Nuclear Energy Agency)의 RASPLAV 국제공동연구로 수행되고 있다 [2.2.4].

노내 노심용융물의 냉각은 일차적으로 냉각수가 존재해야 하며 냉각수의 위치에 따라 원자로 외벽의 냉각(External Vessel Cooling) 과 원자로 내부의 냉각(Internal Vessel Cooling)으로 나누어 용융 노심의 냉각 가능성을 평가한다. 원자로 외벽의 냉각을 위해서는 격납건물내 캐비티의 원자로 주위 공간에 충분한 높이까지 냉각수가 존재해야 하며 원자로 내부 냉각을 위해서는 노심 손상 이후 원자로내 냉각이 가능하도록 일부 냉각수 비상 주입 계통이 복구되어 있어야 한다. 그러나 이와 같이 원자로 내부 혹은 외부에 냉각수가 존재하여도 노심용융물의 고온의 현열과 잔열을 제거할 수 있는 냉각기구가 존재하지 않으면 용융물의 지속적인 가열이 일어나 원자로 용기의 손상을 초래하게 된다.

원자로 외부 냉각은 원자로 내부에 냉각수가 공급될 수 없을 때나 내부 냉각만으로 충분치 않을 때 원자로 외부로 냉각수에 잠기게 하여 추가적인 냉각을 실현하는 것이다. 기존 가동중 원전은 원자로 외벽 냉각을 위해 원자로가 냉각수에 잠기는 캐비티의 충수 (cavity flooding)가 설계에 반영되어 있지 않으나 격납건물 살수 계통의 작동 등에 의해 일부 원전에서 캐비티의 구조에 따라 부분적으로 채워질 수 있도록 되어 있다. 반면 최근 개발된 웨스팅하우스의 AP-600 원전의 경우 설계 단계에서부터 캐비티를 충수 할 수 있도록 냉각수 공급 계통이 구비되어 있으며 국내에서 개발중인 차세대 원전 (Korea Next Generation Reactor : APR 1400)에서도 이 개념을 설계에 도입하여 중대사고 관리 방안으로 활용하고 있다. 원자로 외부 냉각의 실현은 냉각수의 공급과 더불어 원자로내 용융물 내부에서 피막층을 통해 용기로 전달되는 열이 원자로 반구 용기 외벽을 통해 충분히 제거 될 수 있음을 입증하여야 한다[2.2.1]. 원자로 외벽 냉각 시 용기 반구 외벽의 임계 열유속 (Critical Heat Flux: CHF)은 원자로가 물속에 잠겨있을 때 제거할 수 있는 최대 열유속을 의미하며 임계 열유속이 용융물 풀에서 원자로 용기로 전달되는 열량보다 적으면 원자로 용기는 가열되어 파열된다. 지금까지 임계열유속은 수직 채널이나 상부 평판 구조에 대해 많은 연구가 이루어졌으나 반구 구조에서 나타난 하부면에 대한 연구는 거의 이루어지지 않았다. 상부면의 경우 생성된 기포가 부력에 의해 표면을 쉽게 이탈할 수 있지만 하부면의 경우는 기포의 이탈이 방해되어 막(film)을 형성하므로 임계열유속 값이 현

격히 감소한다. 최근 AP-600 개발과 관련하여 반구 하부면에 대한 ULPU, SBLB 등 열전달 실험이 일부 이루어져 실험 상관식들이 활용되고 있는 단계이다. 그러나 원자로 하부는 원전 설계에 따라 원자로로 통하는 계측관 및 단열재로 둘러 쌓인 복잡한 구조를 가지고 있어 각 원전에 대해 기하학적 차이를 고려한 평가를 필요로 한다. 특히 하부 단열재가 적절한 구조를 가질 경우 풀 내부의 부력효과에 의한 반구 주위에 유동 통로를 제공함으로써 강제대류 효과를 가질 수 있어 냉각을 촉진시킬 수 있다. 이에 대해서는 노내 노심용융물 냉각 향상을 위한 설계 개선 측면에서 국내 차세대 원전 모형에 대한 후속 연구들이 추진되고 있다.

원자로 노심 용융물의 노내 냉각은 용융물의 열전달 측면 뿐 아니라 원자로 용기의 구조적인 면에서도 평가가 필요하다. 원자로 용기는 정상상태에서는 약 2250 psi의 내압을 받으며, 사고시에는 고온 상태에서 사고 경위에 따라 안전밸브가 작동되는 2500 psi 고압에서부터 원자로 계통의 압력경계가 깨어진 저압 조건까지 다양한 압력 하중을 받게 된다. 정상상태에는 원자로용기의 온도는 냉각수의 포화온도 이하로 유지되나 노심 용융에 의해 하부에 용융풀을 형성한 경우 용기의 온도가 상승하므로 고온 상태이거나 부분적인 용융 등에 의해 손상된 상태에서 사고 압력을 견딜 수 있어야 한다. 탄소강의 경우 800 K 이상에서 인장강도가 급격히 감소하며 creep에 의한 파손이 현저히 증가하므로 주어진 사고 온도 조건에서 압력 하중을 견딜 수 있는지 검토되어야 한다. TMI-2 사고에서 외벽의 최고온도가 국부적으로 약 1100 °C까지 올라간 상태에서 30 분 정도 지속되었다가 급격한 냉각이 이루어졌다. 이때 계통의 압력이 저압 상태로 큰 변형은 나타나지 않았지만 고압 상황이었다면 상당한 손상을 예상할 수 있다. 최근 SNL의 LHF 실험에서는 1/6 선형비로 축소된 원자로 용기를 10 MPa의 내압을 유지한 상태에서 냉각 없이 지속적으로 가열한 결과 약 두 시간 후 표면온도 약 1000 K에서 용기의 파손이 일어남을 보였다[2.2.5]. 원자로 용기의 손상 및 파손은 노심의 냉각 평가 뿐 아니라 원자로의 파손 모드 및 시간에 따라 후속적인 중대사고 진행에 막대한 영향을 미치므로 중대사고 평가 측면에서 지속적인 연구가 이루어지고 있다.

용융물의 원자로 내부 냉각에 관한 연구는 일차적으로 TMI-2 용융물의 냉각 기구로 알려진 간극냉각을 토대로 간극의 형성과 간극에서의 열전달을 규명하기 위한 노력이 계속되고 있다. TMI-2 사고 현상 규명의 가장 큰 숙제중의 하나는 용융물의 재배치 단계에서 2500 K 이상의 19 톤의 다량의

용융물이 용점이 훨씬 낮은 탄소강 용기로 주입되었는데도 구조물의 건전성을 유지했다는 점이다. 물론 TMI-2의 손상 핵연료 및 원자로 용기의 조사를 통해 그 원인을 규명하려 했지만 그 원인을 충분히 밝히지는 못하고 있다. TMI-2 원자로 용기 검사 연구(VIP)에서 제안된 간극냉각 기구는 일차적으로 고온의 핵연료 용융물이 원자로 바닥에 흘러 내려와 바닥에 닿게 되면 접촉면의 냉각수가 순간적으로 수증기로 변하며 용융물을 원자로 용기 바닥으로부터 밀어내면서 표면을 고화시켜 미세한 간극을 형성한다고 보고 있다. 또한 산화물이 주 구성원인 핵연료 용융물과 원자로 용기간의 물성 차이로 인하여 핵연료 용융물은 수축하고 반면에 용기는 가열되며 내압과 용융물 무게에 의해 팽창하게 된다. 이러한 과정에 의해 핵연료 용융물과 원자로 사이에 간극은 성장하며, 틈새로 냉각수의 침투가 가능해짐에 따라 원자로의 냉각이 이루어진다. 이와 같이 원자로내의 냉각수만에 의한 자연적인 냉각은 TMI-2의 현상 규명 차원 뿐 아니라 원자로 내부 냉각 개념의 요체로 이에 대한 입증은 충분히 이루어지지 않는 것이다. 미국 FAI의  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 이용한 상사물 실험[2.2.6]에서 간극의 형성 및 용기의 급격한 냉각 가능성은 알려져 있으나 아직 냉각기구를 규명할 정교한 계측 및 실험 값은 부족한 형편이다. 또한 상사물 실험은 실제 노심용융물의 잔열을 모의하지 않으므로 내부 발열이 있는 경우에 대한 충분한 답을 주지 못하고 있다. 또한 반구 간극에서의 열전달은 수직 벽면이나 원통형에 대한 실험은 일부 이루어졌지만 반구 외벽에 대한 실험 연구는 거의 이루어지지 않았다. 일부 중대사고 해석 코드에서 기존의 수직 평판에 대한 상관식을 사용하고 있으나 실제 상황과 실험 조건과는 상당한 차이가 있다.

본 연구의 SONATA-IV(Simulation of Naturally Arrested Thermal Attack in Vessel) 실험은 1 단계로 LAVA(Lower Plenum Arrested Vessel Attack)와 CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험장치를 이용하여 각각 간극의 형성 및 냉각과 간극에서의 열전달 실험을 수행하였다. 그러나 실제 원전에서의 문제 해결을 위해서는 위에서 언급된 상사물을 이용할 때의 재료적인 문제, 내부 발열의 모의, 용융물의 양 및 용기의 축소 모형 실험 등 많은 한계점이 있다. 이들 한계점들은 단계적으로 실험 규모의 확대 및 실제 노심용융물에 대한 실험으로 보완해 나갈 예정이나 실제 노심 용융물을 이용한 실험은 핵물질 규제 등 안전상에도 많은 제한이 따르며 시설 투자를 필요로 하므로 이에 대한 충분한 검토가 이루어져야 한다.

## 제 3 장 연구 개발 수행 내용 및 결과

### 제 1 절 고온 노심 용융물 실험 연구

#### 1. LAVA 실험

##### 가. 실험 개요

중대사고 시 노심 용융물을 원자로 용기 내에 억류하여 냉각시킴으로써 원자로 용기의 건전성을 확보하고 사고의 진행을 노내에서 종결하는 사고 관리 방안인 노심 용융물의 노내 냉각 방안(IVR: In-Vessel Corium Retention)이 중대사고 관리 전략으로 고려되고 있다. 노심 용융물의 노내 냉각 방안은 냉각 기구에 따라 원자로 용기 내벽 냉각과 외벽 냉각으로 구분할 수 있다. 원자로 용기 내벽 냉각은 원전 사고 시 원자로 용기 내부에 냉각수가 존재할 때 노심 용융물과 원자로 용기 내벽 사이에 형성되는 미세 간극에서 냉각수의 비등 열 제거에 의한 노심 용융물의 냉각 기구이다. 원자로 용기 외벽 냉각은 사고 시 원자로 용기 하부의 공동(cavity)을 침수하여 원자로 용기 외벽에서 비등 열 제거에 의해 노심 용융물을 냉각시키는 방안이다.

원자로 용기 반구 내부에서 간극 냉각에 의한 노심 용융물의 냉각 기구를 규명하기 위하여 LAVA(Lower-plenum Arrested Vessel Attack) 실험을 수행하였다[3.1.1 ~ 3.1.17]. LAVA 실험에서는 노심 용융물의 상사물로  $Al_2O_3/Fe$  용융물과  $Al_2O_3$  용융물을 사용하였고 원자로 용기 하부 반구를 1/8 선형 축소한 반구형 반응 용기를 이용하였다. 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극의 형성 여부와 크기를 측정하였고 간극 형성이 용융물과 반구의 냉각에 미치는 영향을 분석하였다. 고온 용융물이 냉각수가 존재하는 반구 내부로 주입되는 경우에 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극 형성과 반구의 열적 거동에 영향을 미치는 실험 인자인 원자로 용기 내, 외부의 압력 부하, 용융물의 성분과 질량 그리고 냉각수 아냉도(subcooling) 및 수위에 대한 영향평가 실험을 수행하였다. 총 13회의 실험을 통해 용융물의 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열량의 정량화와 파편 층의 형성 그리고 간극 크기의 측정 및 용융물과 반구의 열적 거동에 대한 분석을 수행하였다.

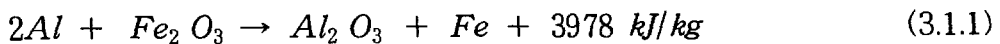


## 나. 실험 장치

LAVA 실험 장치는 원자로 용기 하부 반구를 1/8 선형 축소한 반구형 반응 용기, 용융물 생성 도가니 그리고 보호 용기로 구분할 수 있다. 그림 3.1.1과 3.1.2는 LAVA 실험 장치의 개략도와 사진을 각각 보여준다.

반응 용기는 원자로 용기 하부 반구를 1/8로 선형 축소한 반구형 모양이며 내부 직경 50cm, 두께 2.5 cm 규격의 강철(SA516 Gr. 70)로 제작하였다. 반구의 내부 직경과 두께는 미국 샌디아 국립 연구소(SNL)의 반구 파손 실험(LHF 실험[3.1.18])에서 척도 분석 인자(scaling parameter)로 고려하였던 hoop stress를 실제 원자로 용기 하부 반구와 반응 용기를 일치시켜서 결정한 것이다. 반구 내부 표면은 표면 조도 1.5 s 이하로 정밀 가공하여 용융물과 반구의 접촉 반응에 영향을 줄 수 있는 반구 내부 표면의 거칠기를 최소화하였다. 반구에 주입되는 냉각수를 실험 초기 조건으로 가열하기 위하여 반응 용기 원통 부분에 28 kW 전기 출력을 갖는 밴드 히터를 설치하였다.

노심 용융물의 상사물로  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물을 사용하였다. 알루미늄과 산화철 분말을 고르게 혼합한 분말 내부에 pyrofuse를 장착한 후 점화시켜서 용융물을 생성시켰다. 식 (3.1.1)은 LAVA 실험에서 사용한 thermite 용융물의 화학 반응식이다[3.1.19]. 도가니에서 생성된 thermite 용융물은 반구 내부로 직접 주입되지 않고 반응 용기의 원통 부분 상단에 설치한 용융물 분리 용기를 거쳐서 내부 직경 8 cm의 용융물 주입 관을 통하여 반구 내부로 주입된다.



고온 용융물이 냉각수와 반응하면 두 물질 사이의 급격한 열 전달에 의해 강력한 폭발력을 지닌 증기 폭발 현상(steam explosion)이 발생할 수 있다. 증기 폭발의 가능성을 억제하고 실제 중대사고 시 저압 사고 경위를 모의하기 위하여 실험 초기 압력을 약 17기압으로 설정하였다. 실험 초기 압력과 고온의 용융물과 냉각수가 접촉하여 생성되는 수증기에 의한 압력 상승에 견딜 수 있도록 보호 용기의 설계 압력은 30기압으로 제작하였다. 보호 용기는 강철로 제작하였고 내부 직경 2.4 m, 높이 4.8 m의 원통 형태의 용기이다.

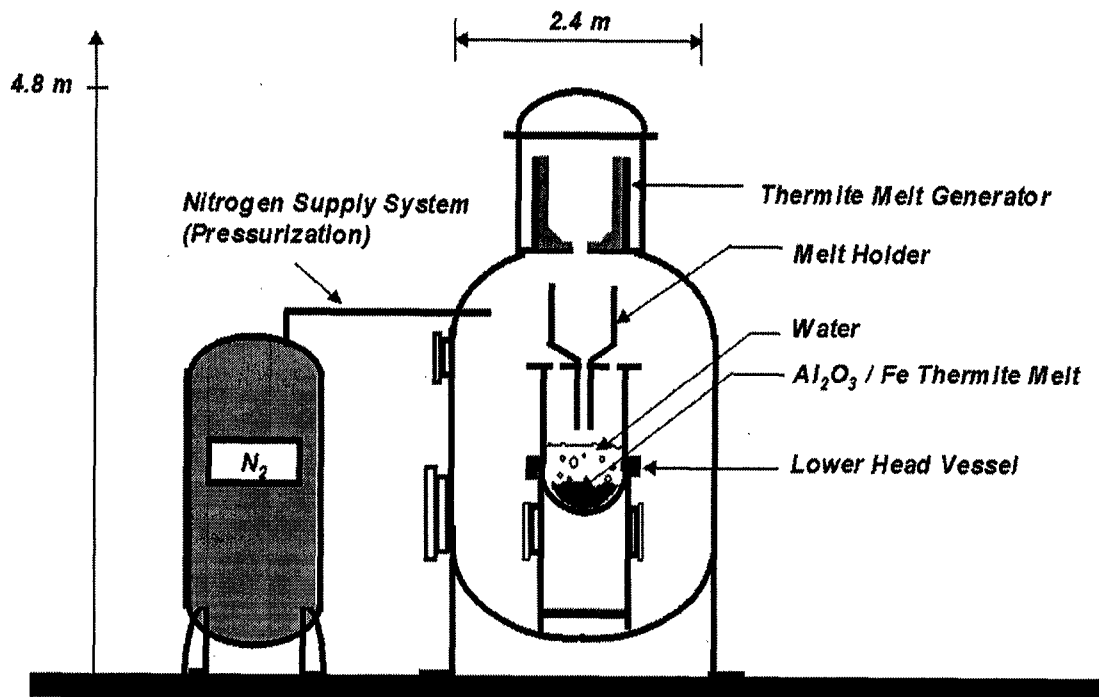


그림 3.1.1 LAVA 실험 장치의 개략도

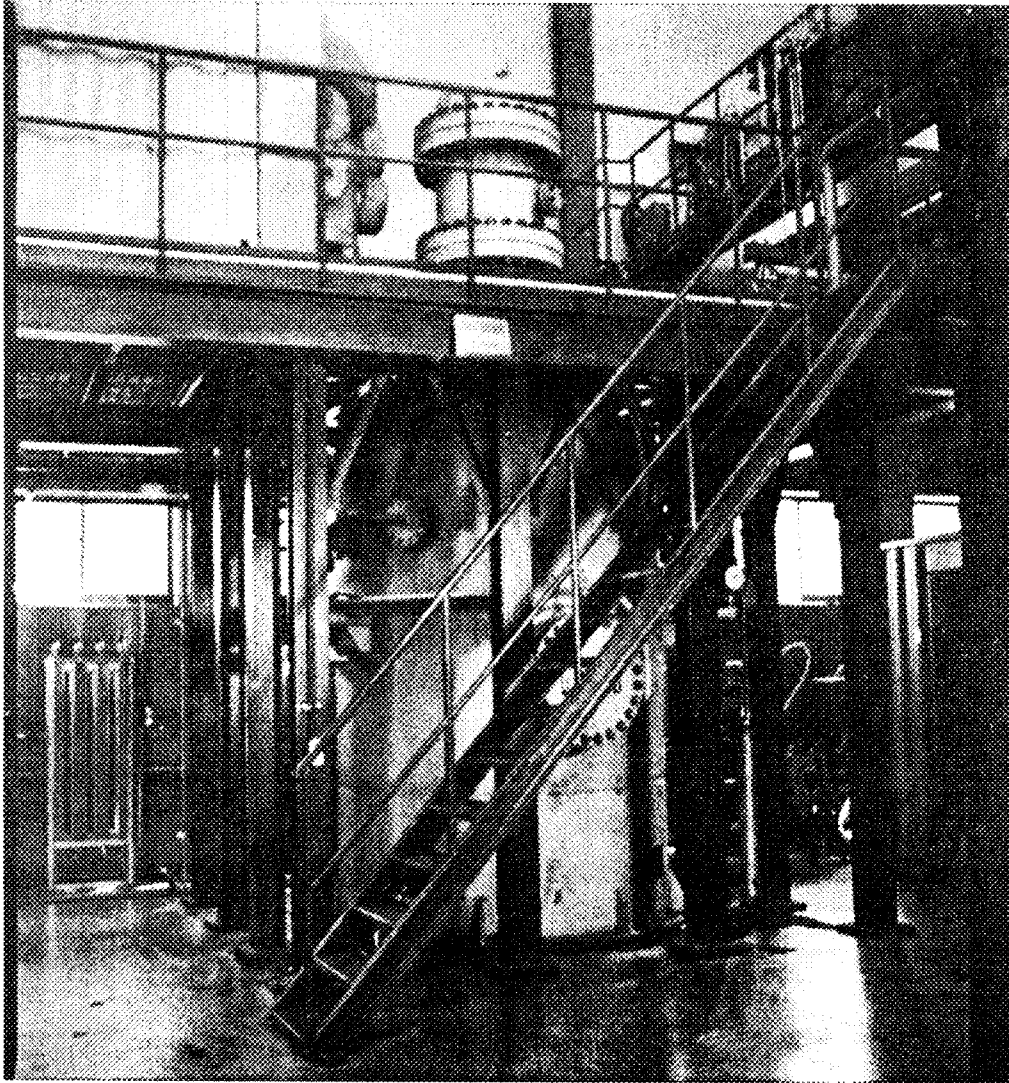


그림 3.1.2 LAVA 실험 장치의 사진

#### 다. 실험 계측

LAVA 실험에서 실시간 계측한 주요 측정 인자는 용융물과 냉각수 반응 시 실험 용기의 압력 상승과 반구 외벽의 온도 변화 및 기계적 변형과 용융물의 온도 변화 등이다. 그리고 시험 후 초음파 계측 법(ultrasonic pulse echo method)[3.1.20]을 이용하여 고화 용융물과 반구 내벽 사이에 형성된 간극의 크기와 분포를 측정하였다.

실험 용기 내부의 압력 변화는 PDCR330-1634 압력 센서를 이용하여 측정하였다. 반구 내부로 주입된 용융물의 온도는 W/Re 열전대를 반구 하부 중앙으로부터 5 cm, 10 cm 윗 지점에 각각 설치하여 측정하였다. 반구의 온도 변화는 13개의 K형 열전대를 동심원 방향으로 반구 외벽에서 3 mm 내부에 설치하여 측정하였다. LAVA-9 실험 이후에 수행한 실험에서는 반구 내부에서 전도에 의한 열속을 계산하기 위하여 반구 외벽에서 13 mm 깊이에 추가로 K형 열전대를 장착하였다. 그림 3.1.3은 반구에 설치한 K형 열전대의 위치와 번호를 보여준다.

Thermite 용융물의 열 에너지와 반구 내, 외부의 압력 부하는 반구를 팽창시켜 기계적인 변형을 일으킬 수 있다. 반구의 변형은 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극을 형성, 확장시키는 요인으로 작용한다. 실시간 반구의 변형을 측정하기 위하여 측정 오차  $\pm 0.002$  mm의 선형 변형 측정기를 반구 외벽 하단부(T1 열전대 장착 지점)에 1개를 설치하였다. 측정된 각종 데이터는 HP VXI 시스템을 이용하여 저장, 처리하였다.

간극 냉각 기구를 규명하기 위해서는 용융물과 반구 내벽 사이에 형성되는 간극을 실시간 측정하는 것이 필요하다. 그러나 LAVA 실험의 경우는 반구 내부에서 고온, 고압 조건의 이상 유동 현상을 동반하는 복잡한 반응 현상을 보이고 반응 중 반구 외벽이 700 K 이상의 고온 상태이기 때문에 반응 중 간극의 크기를 측정하는 것이 현실적으로 불가능하다. LAVA 실험에서  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 실험의 경우는 반응이 끝난 후 두께 1mm의 띠톱(band saw)으로 반구를 절단하여 고화 용융물과 반구 내벽 경계 면의 구조를 관찰하여 간극 형성 유무 및 크기 그리고 용융물의 고화 특성 등을 관찰하였다. 그러나  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는  $Al_2O_3$  용융물 층 내부에 다공성(porosity)이 커서 반구를 중앙 절단할 수 없다.  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는 초음파 계측법을 이용하여 간극의 크기 및 분포를 실험 후 측정하였다.

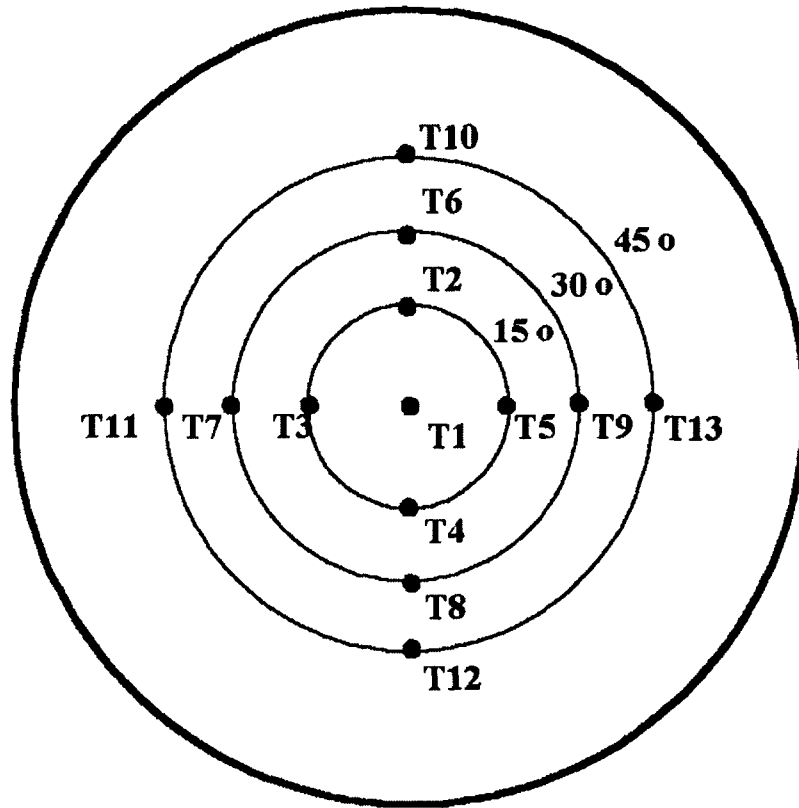


그림 3.1.3 반구에 설치한 K 형 열전대의 위치도

#### 라. 실험 조건

LAVA 실험 과정은 냉각수 층을 통과하는 용융물의 재배치 현상과 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극의 형성 및 간극을 통한 냉각 과정으로 나눌 수 있으며, 용융물과 반구의 열적 거동과 반구의 변형 및 간극 형성에 영향을 미치는 실험 인자를 선정하여 실험을 수행하였다. 총 13 차례의 실험을 통해 반구 내, 외부의 압력 부하, 용융물의 성분과 질량 그리고 냉각수 아냉도(subcooling) 및 수위에 대한 영향 평가를 수행하였다. 표 3.1.1은 LAVA 실험 조건을 정리한 것이다.

표 3.1.1 LAVA 실험 조건

| 실험명     | 용융물 조건<br>(성분, 질량)                       | 냉각수 조건<br>(아냉도, 수위) | 압력(bar)<br>(반구 내/외) | 비고           |
|---------|--|---------------------|---------------------|--------------|
| LAVA-1  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 55K, 50cm           | 17.4/17.4           | 반구 내외부 압력 영향 |
| LAVA-2  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 46K, 50cm           | 17.5/1.0            |              |
| LAVA-3  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 43K, 50cm           | 16.7/1.0            | 용융물 성분 영향    |
| LAVA-4  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 50K, 50cm           | 17.9/1.0            |              |
| LAVA-5  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 22K, 50cm           | 17.9/1.0            | 냉각수 아냉도 영향   |
| LAVA-6  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 52K, 50cm           | 17.6/1.0            | 용융물 성분 영향    |
| LAVA-7  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 34K, 50cm           | 18.4/1.0            | 냉각수 아냉도 영향   |
| LAVA-8  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 56K, 25cm           | 16.4/1.0            | 냉각수 수위 영향    |
| LAVA-9  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 24K, 50cm           | 17.0/1.0            | 냉각수 아냉도 영향   |
| LAVA-10 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 5K, 50cm            | 16.2/1.0            |              |
| LAVA-11 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 70kg    | 52K, 50cm           | 17.3/1.0            | 용융물 질량 영향    |
| LAVA-12 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 70kg    | 40K, 50cm           | 15.5/1.0            |              |
| LAVA-13 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 70kg    | 50K, 50cm           | 17.0/1.0            |              |

반구 내, 외부에 작용하는 압력 부하 (pressure load)는 반응 중 반구의 변형에 영향을 미쳐서 궁극적으로 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극이 형성되는데 주요한 요인으로 작용한다. 반구 내부에 작용하는 압력 부하의 영향을 분석하기 위하여 LAVA-1 실험과 LAVA-2 실험을 수행하였다. LAVA-1 실험은 반구 내, 외부의 압력 조건을 동일하게 설정한 후 40kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe 용융물을 아냉도 55K의 냉각수 내부로 주입한 실험이다. LAVA-2 실험은 반구 내, 외부에 16.5 기압의 압력 부하를 형성시킨 상태에서 다른 실험 조건은 LAVA-1 실험 조건과 동일하게 설정하고 수행한 실험이다.

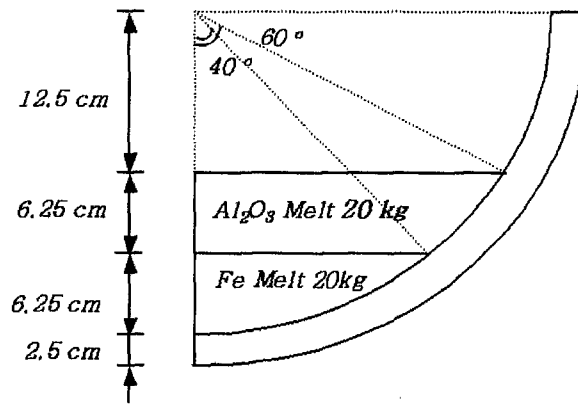
LAVA-6 실험은 충분한 계측이 이루어지지 않았던 LAVA-2 실험에 대한 반복 실험이다.

초기에 수행한 LAVA 실험을 제외한 대부분 실험에서는  $Al_2O_3$  산화 용융물을 사용하였다.  $Al_2O_3$  용융물은 고화 온도가 2323 K로서 고화 온도가 1800 K인 Fe 용융물에 비해 용융 상태에서 과열도(superheat)가 낮고 용융물 층 내부에 다공성(porosity)이 큰 점 등 두 성분 사이의 열역학적, 재료적 특성이 상이하하다[3.1.19]. 본 연구에서는 이와 같은 용융물의 열역학적, 재료적 특성이 간극 형성 및 반구의 열적 거동에 미치는 영향을 분석하기 위해  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 실험과 순수한  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험을 비교하였다. 용융 상태에서  $Al_2O_3$  용융물의 밀도는 약  $2600\text{kg/m}^3$ 이며 Fe 용융물의 밀도는 약  $7000\text{ kg/m}^3$ 이다. 순수한  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는  $Al_2O_3$  용융물과 Fe 용융물의 밀도 차이를 이용하여 밀도가 큰 Fe 용융물을 걸러내고  $Al_2O_3$  용융물을 반구 내부로 주입하였다. LAVA-3 실험과 LAVA-4 실험은 주입 용융물의 성분 영향을 평가하기 위하여 30kg의  $Al_2O_3$  용융물만 주입하고 수행한 실험이다.

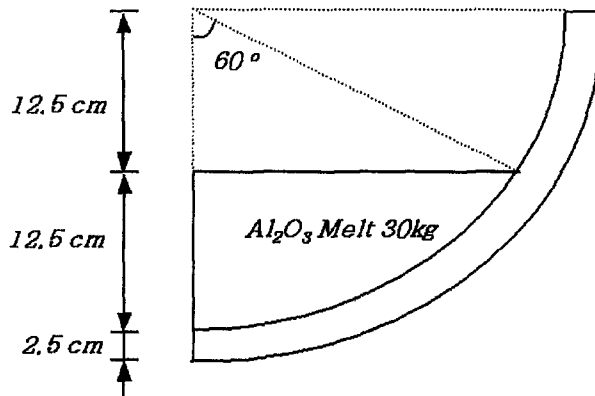
냉각수의 아냉도 및 수위는 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 전달 비율과 용융물 파편층 입자의 생성에 영향을 미쳐서 결국 반구 내부로 전달되는 초기 열적 부하(thermal load)를 결정하는 주요한 인자이다.  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 경우에 냉각수 아냉도 및 수위에 대한 영향 평가 실험을 수행하였다. LAVA-5 실험과 LAVA-7, 9, 10 실험은 냉각수의 초기 아냉도에 대한 영향 평가를 위해 수행한 실험이다. 냉각수의 초기 아냉도를 5 ~ 34 K 범위로 변화하여 실험을 수행하였다. LAVA-8 실험은 냉각수의 수위에 대한 영향 평가를 위해 기존 실험에서 냉각수 수위로 설정한 50 cm의 1/2 수위인 25 cm의 냉각수 수위 조건에서 실험을 수행하였다.

LAVA-11, 12, 13 실험은 용융물 질량에 대한 영향 평가를 위해 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입하여 실험을 수행하였다. 용융물의 질량이 증가하면 용융물의 체적이 증가하여 용기와의 접촉면이 증가하며 간극 내부에서 냉각수 침투에 의해 제거되는 열 에너지의 양이 증가하게 된다. 따라서 간극 내부로 냉각수 침투에 의한 냉각 가능성을 평가할 수 있다.

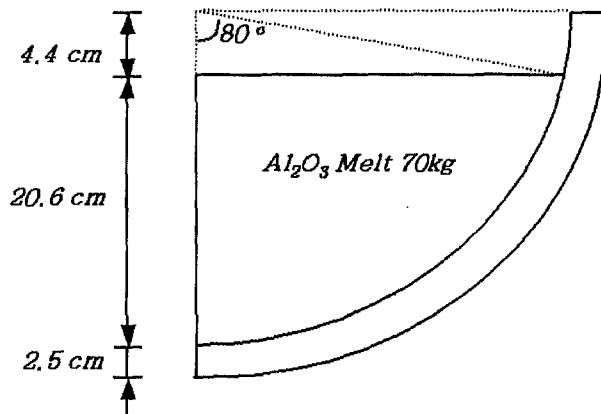
그림 3.1.4는 LAVA 실험에서 설정한 반구 내부에 주입된 용융물의 형상에 대한 개념도를 보여준다. 40kg의  $Al_2O_3/Fe$  용융물이 반구 내부로 주입되면 밀도가 큰 Fe 용융물이 하부에 쌓이고  $Al_2O_3$  용융물이 Fe 용융물 상단에 쌓이게 된다.



(a)  $Al_2O_3/Fe$  용융물 실험: LAVA-1, 2, 6 실험



(b) 30 kg의  $Al_2O_3$  용융물 실험: LAVA-3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 실험



(c) 70kg의  $Al_2O_3$  용융물 실험: LAVA-11, 12, 13 실험

그림 3.1.4 반구 내부에 주입된 용융물 풀의 형상에 대한 개념도



40kg의  $Al_2O_3/Fe$  용융물과 30kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에서는 용융물 풀의 높이가 반구 내부 높이의 1/2을 나타내며 중심 축에서  $60^\circ$  높이로 쌓이게 된다. 이때 간극의 원호 길이는 26cm이다. 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는 용융물 풀이 반구 중심 축에서  $80^\circ$  높이로 쌓이게 되며 간극의 원호 길이는 35cm로 증가한다.

#### 마. 실험 결과

LAVA 실험 과정은 용융물이 반구 하부의 냉각수와 접촉하여 파편층 (fragmented particles)을 형성하는 재배치 과정과 재배치되어 형성된 용융물 풀(pool)의 냉각 과정으로 구분할 수 있다. 용융물 재배치 과정과 용융물 풀 및 간극의 형성 그리고 반구의 열적 거동에 대하여 실험 결과를 정리하였다. 개별 실험에 대한 상세한 결과는 LAVA 실험에 관한 기술 보고서[3.1.1, 3.1.2]에 정리되어 있다.

#### (1) 용융물의 재배치 과정

고온 용융물이 냉각수가 존재하는 반구 내부로 재배치될 때 용융물과 냉각수의 반응(FCI: Fuel Coolant Interaction)에 의해 용융물 파편층과 용융물 풀이 형성된다. 용융물 풀은 고온 상태를 지속적으로 유지하여 반구에 열적 부하(thermal load)를 주게 됨으로 용융물 풀의 형성은 용융물의 냉각 및 반구의 건전성을 평가하는데 매우 중요하게 작용한다. LAVA 실험 용기의 압력 상승에 대한 측정값과 실험 후 반구 내부의 고화 용융물과 용융물 파편층 입자의 형상을 관찰하여 용융물의 재배치 과정을 분석하였다.

#### (가) 용융물 재배치 과정 중의 에너지 전달

용융물 재배치 과정 중 용융물의 파쇄(fragmentation) 과정에 의해 용융물 열 에너지의 일부분은 냉각수로 전달되고 나머지는 용융물 풀에 남아서 결국 반구 내부에 가해지는 초기의 열적 부하를 결정하게 된다. 실험 중 측정된 LAVA 실험 용기 내부의 압력 변화를 이용하여 수증기 발생율을 계산하고 더불어 용융물에 의해 냉각수에 전달되는 열속을 정량화하였다.

실험 용기 내부의 압력 상승율을 토대로 이상 기체 상태 방정식을 근간으로 하는 FAI 방법[3.1.21]을 이용하여 각 실험의 수증기 발생율( $m_{evap}$ )과

냉각수에 전달되는 에너지 유속( $E$ )을 식 (3.1.2)와 (3.1.3)에서 각각 계산하였다. 식 (3.1.3)에서 계산한 에너지 유속을 이용하여 용융물의 재배치 과정 중에 냉각수에 전달되는 열 에너지의 양( $E_{relocation}$ )을 식 (3.1.4)에서 계산할 수 있으며 에너지 전달량과 thermite 반응을 통해 생성된 용융물의 전체 열 에너지를 비교하여 재배치 과정 중에 손실되는 에너지의 분율을 계산하였다. LAVA 실험에서 용융물의 재배치 과정 중에 손실되는 에너지 분율에 대한 계산 결과를 표 3.1.2에 정리하였다.

$$m_{evap} = \frac{(MW)V}{RT} \cdot \frac{dP}{dt} \quad (3.1.2)$$

$$E = \frac{m_{evap} h_{fg}}{A_{cross}} \quad (3.1.3)$$

$$E_{relocation} = E \cdot \Delta t \cdot A_{cross} + M_w c_p \Delta T \quad (3.1.4)$$

- 여기서,  $MW$  = 수증기의 분자량 (kg/kmol)  
 $V$  = LAVA 실험 용기 내부의 체적 ( $m^3$ )  
 $R$  = 기체 상수  
 $T$  = 온도 (K)  
 $\frac{dP}{dt}$  = 압력 상승 율 ( $kJ/m^3 \cdot s$ )  
 $h_{fg}$  = 포화 엔탈피 (kJ/kg)  
 $A_{cross}$  = 반구 내부 면적 ( $m^2$ )  
 $M_w$  = 냉각수의 질량 (kg)  
 $c_p$  = 냉각수의 비열 (kJ/KgK)  
 $\Delta T$  = 냉각수의 야냉도 (K)  
 $\Delta t$  = 압력 상승에 소요된 시간 (sec)

표 3.1.2 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율

| 실험명     | 압력 상승 시간 | $E_{total}$ (MJ) | $E_{relocation}$ (MJ) | 에너지 전달 비율 |
|---------|----------|------------------|-----------------------|-----------|
| LAVA-1  | 8.9 sec  | 159.1            | 43.9                  | 27.6 %    |
| LAVA-2  | 29.9 sec | 159.1            | 43.7                  | 27.5 %    |
| LAVA-3  | 29.2 sec | 119.3            | 44.8                  | 37.6 %    |
| LAVA-4  | 17.8 sec | 119.3            | 54.4                  | 45.6 %    |
| LAVA-5  | 24.6 sec | 119.3            | 56.7                  | 47.5 %    |
| LAVA-6  | 8.3 sec  | 159.1            | 48.4                  | 30.4 %    |
| LAVA-7  | 30.4 sec | 119.3            | 38.9                  | 32.6 %    |
| LAVA-8  | 35.5 sec | 119.3            | 18.5                  | 15.5 %    |
| LAVA-9  | 36.9 sec | 119.3            | 37.3                  | 31.3 %    |
| LAVA-10 | 23.2 sec | 119.3            | 45.4                  | 38.0 %    |
| LAVA-11 | 23.6 sec | 278.5            | 111.7                 | 40.1 %    |
| LAVA-12 | 59.7 sec | 278.5            | 124.1                 | 44.5 %    |
| LAVA-13 | 27.6 sec | 278.5            | 119.8                 | 43.0 %    |

표 3.1.2에 정리한 용융물 재배치 과정 중 냉각수에 전달되는 에너지 양에 대한 계산 결과를 보면 냉각수 수위가 낮았던 LAVA-8 실험에서 냉각수에 전달되는 에너지의 비율이 현격히 작은 것을 알 수 있다. 그리고  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 LAVA-1, 2, 6 실험의 경우가  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에 비해 에너지의 전달 비율이 작게 나타났다. Fe 용융물이 주입된 경우에 Fe 용융물은 대부분 용융물 풀을 형성하며  $Al_2O_3$  용융물 파편층의 입자도 적게 생성됨으로써 실험 용기 내부의 압력 상승 값이 작게 나타나 용융물에 의해 냉각수로 전달되는 에너지가 감소하였음을 보여준다. 용융

물 파편층 입자의 생성과 LAVA 실험 용기 내부의 압력 상승에 따른 열 에너지 전달 비율의 상관 관계는 LAVA-5 실험 결과를 보면 더욱 명확히 알 수 있다. LAVA-5 실험에서 용융물 파편층 입자가 가장 많이 생성되었으며 이에 따라 LAVA 실험 용기 내부의 압력 상승과 용융물 재배치 과정 중 냉각수에 전달되는 에너지의 비율이 가장 높았다.

(나) 용융물 파편층의 형성

용융물 파편층 입자의 질량은 대체로 냉각수의 초기 아냉도에 반비례하는 경향을 나타내었다. 그림 3.15는  $Al_2O_3$  용융물 실험에서 냉각수 아냉도와 용융물 파편층 입자의 생성 질량 사이의 관계를 보여준다. 냉각수 아냉도를 낮게 설정하고 수행한 실험에서는 용융물이 상대적으로 고온의 냉각수로 주입되면서 용융물과 냉각수 접촉 면 부근에서 격렬한 비등 현상이 발생하여 용융물의 입자화가 활성화 된 것으로 생각된다.

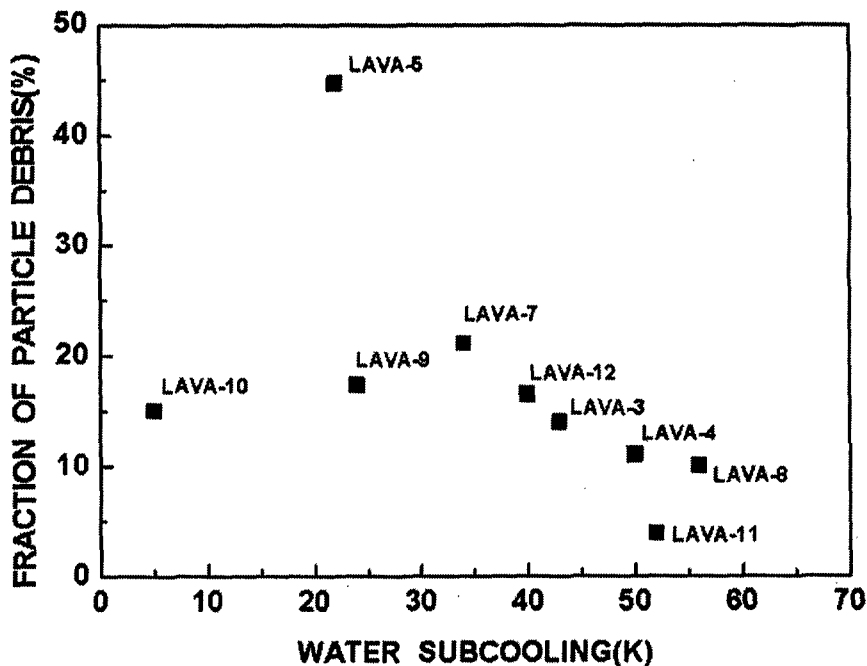


그림 3.15  $Al_2O_3$  용융물 실험에서 냉각수 아냉도와 용융물 파편층 입자 질량의 관계

표 3.1.3 용융물 파편층 입자의 질량과 입자 직경의 분포

| 실험명     | 입자 질량<br>(kg/%) | > 5.7 mm | 4.0 ~ 5.7<br>mm | 2.0 ~ 4.0<br>mm | 0.4 ~ 2.0<br>mm | < 0.4 mm |
|---------|-----------------|----------|-----------------|-----------------|-----------------|----------|
| LAVA-1  | 0.8/2.0         |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-2  | 2.8/7.0         |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-3  | 4.2/14.0        |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-4  | 3.3/11.0        | 69.7 %   | 8.1 %           | 12.4 %          | 8.6 %           | 1.4 %    |
| LAVA-5  | 13.4/44.7       | 83.2 %   | 6.1 %           | 6.1 %           | 4.3 %           | 0.4 %    |
| LAVA-6  | 3.7/9.3         | 79.7 %   | 13.3 %          | 5.1 %           | 1.6 %           | 0.3 %    |
| LAVA-7  | 6.3/21.0        | 78.6 %   | 10.1 %          | 7.6 %           | 3.3 %           | 0.4 %    |
| LAVA-8  | 3.0/10.0        | 80.0 %   | 8.8 %           | 7.2 %           | 3.9 %           | 0.5 %    |
| LAVA-9  | 5.2/17.3        | 76.9 %   | 18.2 %          | 2.9 %           | 2.0 %           | 0.2 %    |
| LAVA-10 | 4.5/15.0        |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-11 | 3.2/4.6         |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-12 | 11.5/16.4       |          |                 |                 |                 |          |
| LAVA-13 | 4.8/6.9         |          |                 |                 |                 |          |

용융물 파편층 입자의 직경은 수 mm에서 수 cm까지 다양한 분포를 보였다. 표 3.1.3은 실험 별 파편층 입자의 질량과 입자 직경의 분포를 정리한 것이다. 파편층 입자의 대부분은 직경 5.7 mm 이상을 나타내었고 2.0 mm 이하의 직경을 갖는 입자의 비율은 10 % 미만이었다. 용융물 파편층 입자의 크기 면에서 실험 조건에 따른 별다른 특징은 없었다. 그림 3.1.6은 대표적인 용융물 파편층 입자의 사진을 보여준다. 파편층 입자의 크기가 작고 완벽한 원형을 띄는 것은 용융물이 급격한 냉각 과정을 거친 경우를 나타내며 반면에 파편층 입자가 불규칙한 형상을 보이고 수 cm의 크기를 갖는 것은 용융물이 비교적 더딘 냉각 과정을 거친 것을 의미한다[3.1.22]. 급냉 과정을 거

치지 않고 형성된 불규칙한 파편층 입자의 내부에는 동공이 형성되어 있고 표면에서 내부로 결(grain)이 형성되어 있는데 이와 같은 파편층 입자의 형상은 일반적으로 용융물이 완만한 냉각 과정을 거친 경우에 나타나는 현상이다.

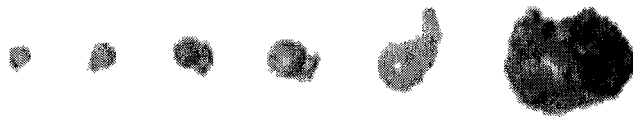


그림 3.16 대표적인 용융물 파편층 입자의 사진

## (2) 간극의 형성

실시간 반구의 변형을 측정하여 간극이 형성되는 기구에 대한 고찰을 하였고 반응이 종결된 후 반구 중앙 절단 단면과 고화 용융물의 형상에 대한 관측을 통해서 간극의 존재 여부 및 크기를 측정하였다. 이와 더불어 초음파 계측 법을 이용하여 반응 후 반구 단면에 대한 간극의 크기 및 분포를 측정하였다.

### (가) 반구의 기계적 변형

LAVA 실험에서 반구 내벽에 가해지는 용융물의 열적 부하와 압력 부하는 반응 중 반구를 팽창시켜서 간극이 형성되는데 주요한 요인으로 작용한다. 선형 변형 측정기를 반구 하부인 T1 열전대 장착 지점에 설치하여 실시간 반구의 기계적 변형을 측정하였다.

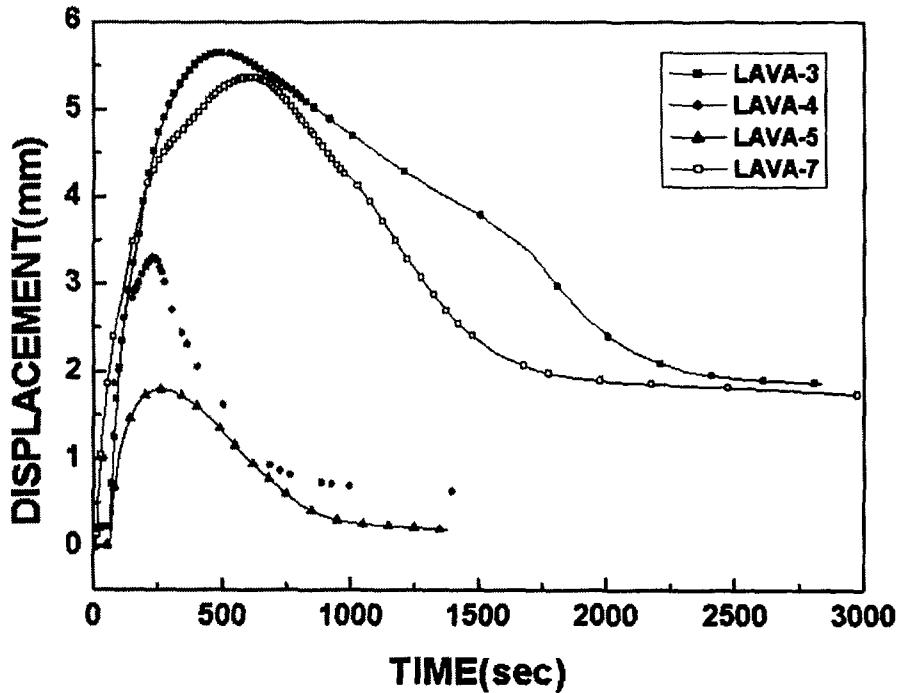


그림 3.1.7 반구의 변형 곡선

그림 3.1.7은 반응 중 측정된 반구의 변형 곡선을 보여준다. 그림 3.1.7을 보면 반구는 초기에 팽창한 후 점차 축소되어 초기 상태에서 일정 정도 팽창한 지점에서 고정되었다. 반구의 최대 팽창 값과 팽창이 지속되는 시간을 보면 LAVA-4, 5 실험의 경우가 LAVA-3, 7 실험에 비해 짧은 것을 알 수 있다. LAVA-4, 5 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도가 LAVA-3, 7 실험에 비해 낮았음을 감안하면 이와 같은 반구의 변형 거동의 차이는 반구 내벽에 가해진 열적 부하에 의한 것임을 유추할 수 있다.

반구 내벽에 가해진 열적 부하와 반구의 기계적 변형 거동 사이의 상관관계는 LAVA-4 실험에서 반구 외벽의 온도 거동과 기계적 변형 거동을 비교한 그림 3.1.8을 보면 확연히 알 수 있다. 그림 3.1.8을 보면 반구 외벽의 변형 거동과 T1 지점의 온도 변화가 거의 유사한 형태를 나타내는 것을 알 수 있다. 이 같은 결과는 LAVA 실험에서 측정된 반구의 선형 변형이 반구 내벽에 가해진 용융물의 열적 부하에 의한 것임을 의미한다.

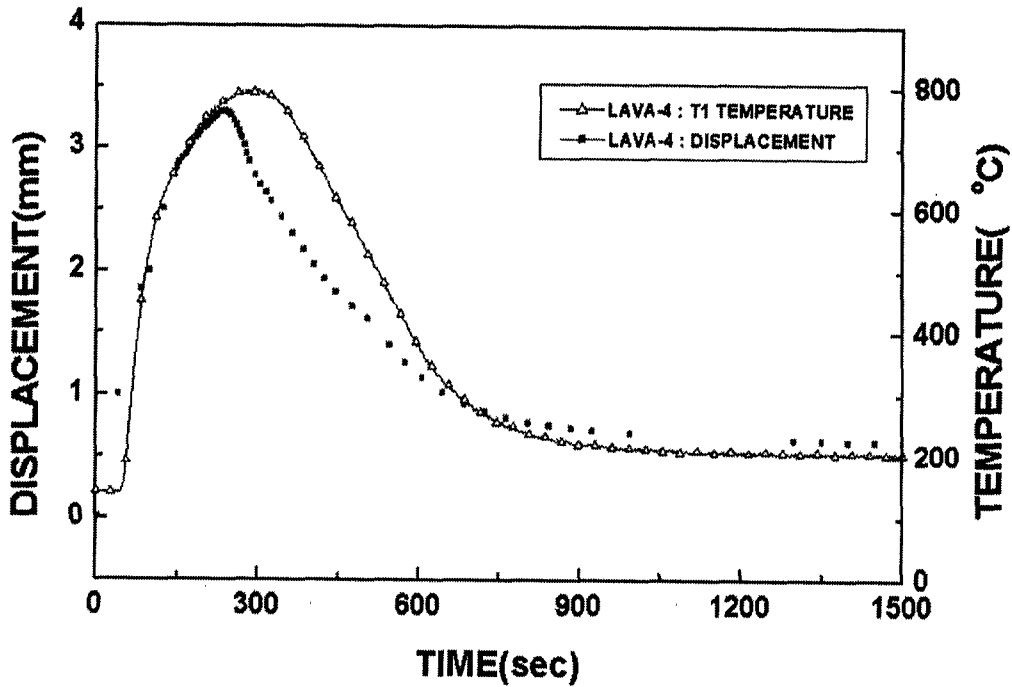
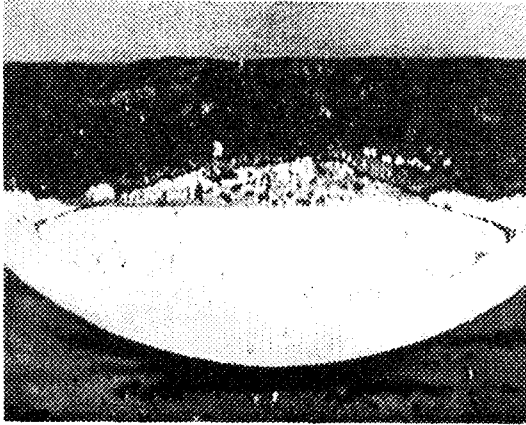


그림 3.18 LAVA-4 실험에서 반구의 변형과 외벽 온도 변화의 비교

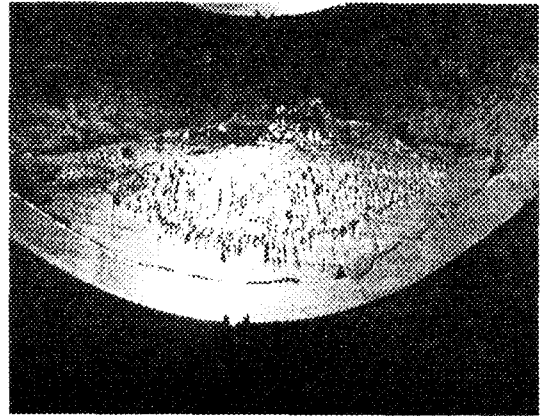
(나) 반구의 중앙 절단 단면과 고화 용융물 형상에 대한 관측

그림 3.19는  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 LAVA-1, 6 실험에서 반구의 중앙 절단 단면의 사진을 보여준다. 반구 내, 외부에 압력 부하를 설정하지 않고 수행한 LAVA-1 실험에서는 Fe 용융물이 반구 내벽과 용접되어 반구 내벽이 약 5 mm 정도 용발(ablation) 되었다. LAVA-1 실험 결과와는 달리 반구 내, 외부에 약 16기압의 압력 부하를 설정하고 수행한 LAVA-6 실험에서는 접촉면을 따라 2.0 mm에서 4.4 mm 크기의 간극이 형성되었으며 접촉면의 일부분에서 반구 내벽의 용발이 관측되었다. LAVA-1 실험과 LAVA-6 실험은 반구 내, 외부의 압력 조건을 제외한 다른 실험 조건은 동일하게 설정하고 수행하였기 때문에 용융물과 반구 내벽 사이 경계 면에서 보여지는 형상의 차이는 반구 내, 외부의 압력 부하에 의한 것으로 판단된다.





(a) LAVA-1 실험



(b) LAVA-6 실험

그림 3.1.9  $Al_2O_3/Fe$  용융물 실험에서 시험 후 반구 중앙 절단 단면의 사진

$Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 실험과는 달리  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는 용융물 층 내부의 다공 때문에 반구를 중앙 절단할 수 없었다. 그러나 고화된  $Al_2O_3$  용융물 덩어리(cake)가 반구 내벽과 쉽게 분리되었고 고화 면 상단에서 용융물과 반구 내벽 사이의 경계면을 관찰한 결과 용융물과 반구 내벽 사이에 간극이 존재함을 확인할 수 있었다. 그림 3.1.10은  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 LAVA-9 실험에서 반응 후 반구와 분리한 고화 용융물 덩어리의 사진을 보여준다. 반구 내벽과 접하는 고화 용융물의 외부 표면은 대체로 원형을 유지하고 있었고 표면에 작은 동공(pore)과 갈라진 틈(crevice) 등이 관측되었다.  $Al_2O_3$  용융물은 산화물로서 금속 반구와 재질이 상이하고 반구와 접촉 시 Fe 용융물에 비해 과열도(superheat)가 낮기 때문에 간극이 쉽게 형성된 것으로 생각된다.

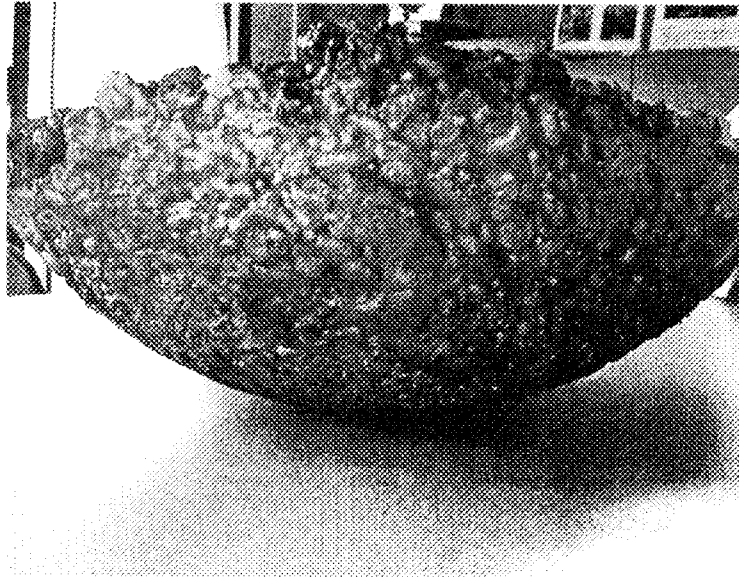
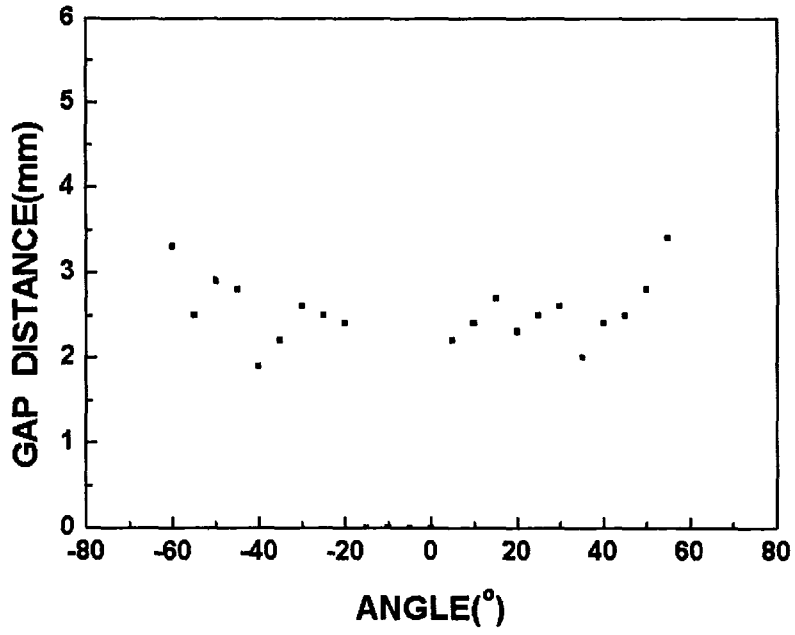


그림 3.1.10  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물을 주입한 LAVA-9 실험에서 반응 후 반구와 분리한 고화 용융물 덩어리의 사진

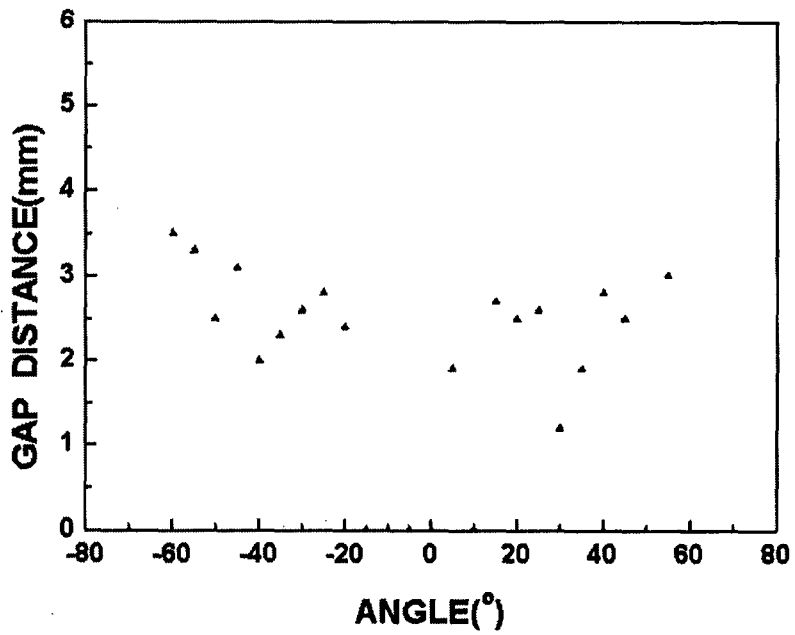
#### (다) 간극의 크기 및 분포

초음파 계측 법을 이용하여 실험 후 간극의 크기와 분포를 측정하였다. 그림 3.1.11과 3.1.12는 대표적으로 LAVA-6 실험과 LAVA-10 실험 반구에 대하여 측정한 간극의 크기와 분포를 보여준다. 그림에서  $0^\circ$  는 반구의 바닥면을 나타내며  $-80^\circ$ ,  $+80^\circ$ 는 각각 반구의 상단부를 나타낸다. 간극의 크기는 경도 상의 위치를 따라 차이를 보이며 대개 1.0 ~ 5.0 mm의 크기를 갖는 것으로 측정되었다.

$\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Fe}$  용융물을 주입한 LAVA-6 실험의 경우 그림 3.1.11에서 간극이 측정되지 않은 반구 하단부인  $0^\circ$  동심원 부근은 그림 3.1.9에서 보여진 반구의 중앙 절단 단면의 사진에서 Fe 용융물과 반구 내벽이 용접된 부분과 유사한 위치를 나타낸다. 반면 순수한  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물을 주입한 LAVA-10 실험에서는 간극이 반구 면에 고루 분포하였으며 반구 하부보다 상부로 갈수록 간극의 크기가 증가하는 경향을 보였다.

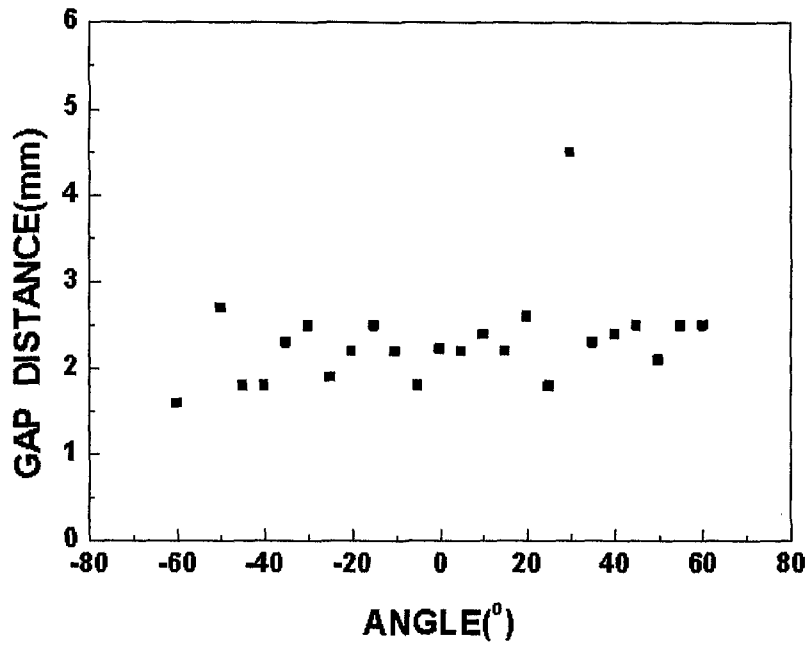


(a) 남-북 경도면

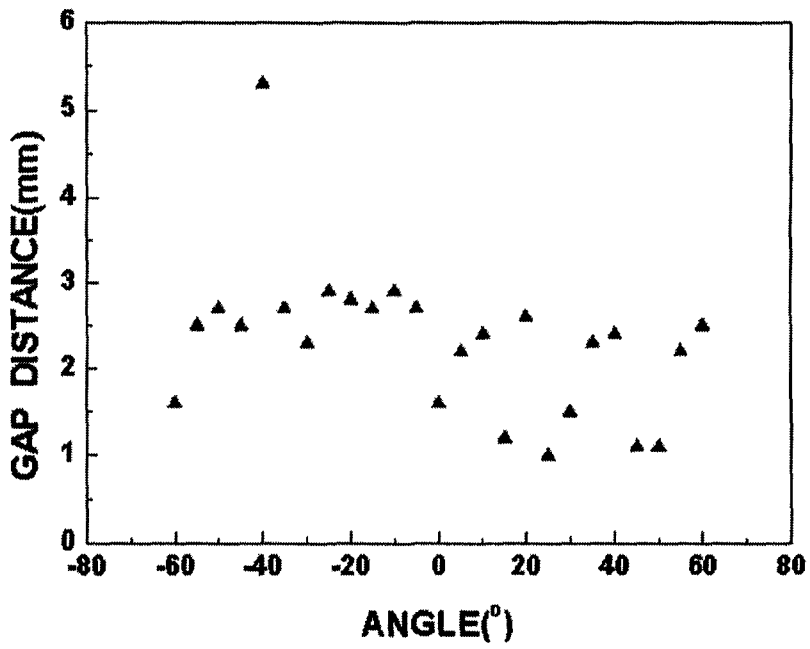


(b) 동-서 경도면

그림 3.1.11 LAVA-6 실험에서 측정된 간극의 분포와 크기



(a) 남-북 경도면



(b) 동-서 경도면

그림 3.1.12 LAVA-10 실험에서 측정된 간극의 분포와 크기

### (3) 반구의 열적 거동

반구 외벽의 최고 온도와 냉각율 등 전반적인 반구의 열적 거동은 실험 인자로 사용한 용융물의 성분과 질량 그리고 냉각수의 아냉도 차이에 따른 용융물 파편층 및 용융물 풀의 형성 그리고 간극의 형성에 일차적인 영향을 받는다. LAVA 실험에서 간극 냉각의 가능성은 궁극적으로 간극의 형성 여부 및 간극 내부의 열 전달 기구에 의해 좌우되었다. 실험 인자에 따른 반구의 냉각 특성에 대한 실험 결과를 정리하였다.

#### (가) $Al_2O_3/Fe$ 용융물 실험에서 반구의 열적 거동

그림 3.1.13 ~ 3.1.15는  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 LAVA-1, 2, 6 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화를 보여준다. LAVA-1 실험에 비해 LAVA-2 실험에서 반구 외벽의 최고 온도는 약 300 K 정도 낮았고 온도 상승도 더디게 이루어졌다. 그러나 반구의 냉각율은 0.2 ~ 0.3 K/s로서 두 실험에서 비슷하게 측정되었다. 이 같은 실험 결과는 LAVA-2 실험의 경우에 간극이 형성되었지만 간극을 통한 냉각 효과는 거의 없고 주로 반구 외벽에서 주변 공기의 자연 대류에 의해서 열 제거가 이루어 졌다는 것을 의미한다. 그러나 LAVA-1 실험과는 달리 LAVA-2 실험에서는 측정 위치에 따라 반구가 일정 정도 냉각이 이루어진 후 반구의 냉각 속도가 다소 빨라진 경향을 볼 수 있다.

반구의 단계 별 냉각 거동의 차이는 LAVA-2 실험의 반복 실험으로 수행한 LAVA-6 실험 결과를 보면 더욱 명확히 나타난다. 그림 3.1.15를 보면 LAVA-6 실험에서 Fe 용융물 층과  $Al_2O_3$  용융물 층에서 반구 외벽의 온도 특성이 확연히 구별되는 것을 알 수 있다.  $Al_2O_3$  용융물 층을 나타내는 45° 동심원 위치의 반구 외벽의 최고 온도는 다른 지점에 비해 약 400 K 정도 낮고 냉각율도 3.3 K/s로 월등히 높은 것을 알 수 있다. 그리고 0°, 15° 지점의 반구 외벽의 냉각율도 초기에는 0.3 K/s 정도로 낮은 값을 보이다가 일정 정도 냉각이 이루어진 후 0.6 ~ 0.9 K/s의 비교적 빠른 냉각율을 나타냈다. 이는 초기에 Fe 용융물 층 내부로 냉각수가 침투하지 못하지만  $Al_2O_3$  용융물 층은 간극을 통해 냉각수가 침투하여 반구가 효과적으로 냉각되었다는 사실을 보여준다.

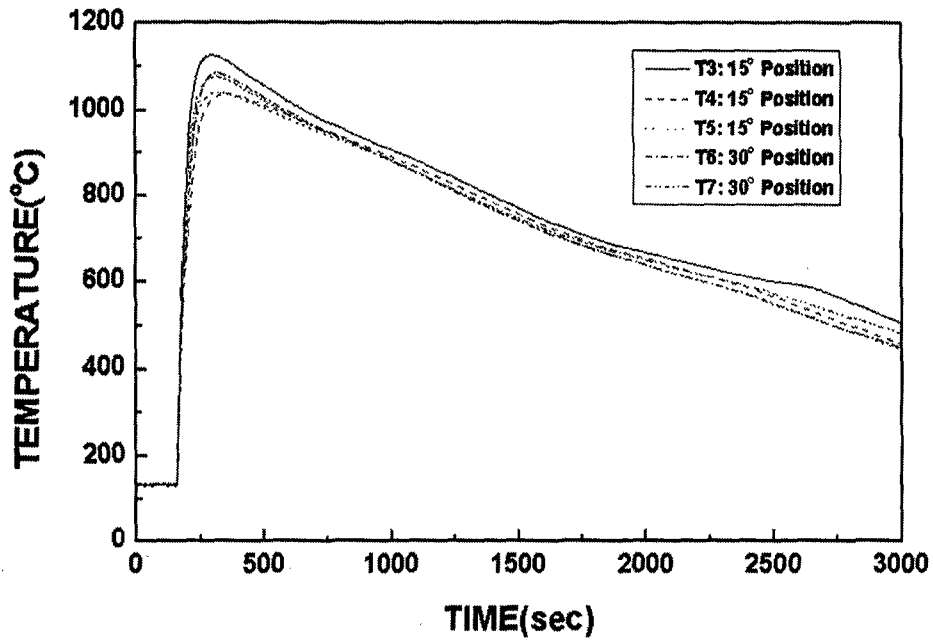


그림 3.1.13 LAVA-1 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

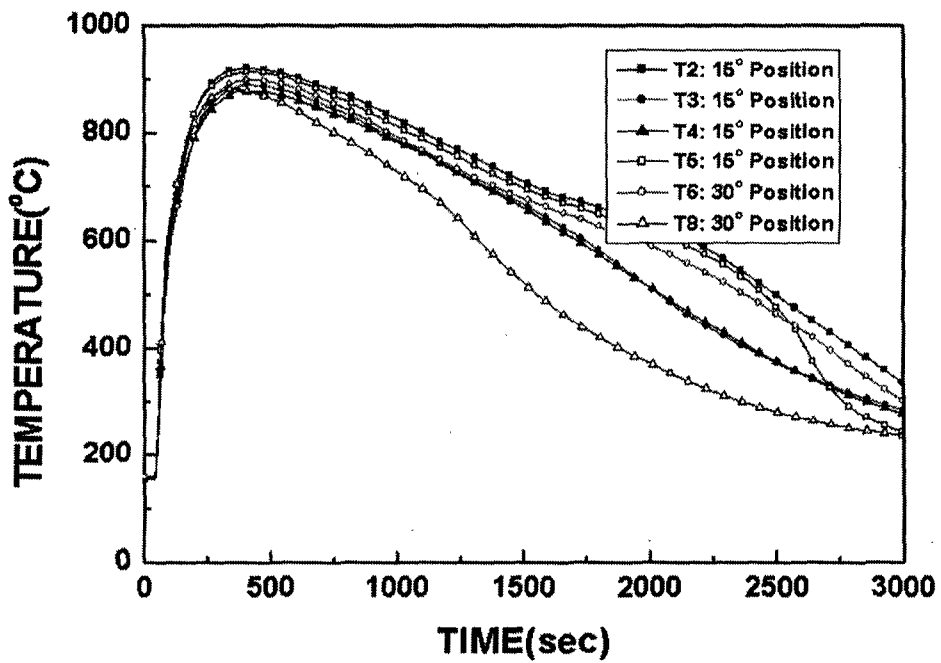


그림 3.1.14 LAVA-2 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

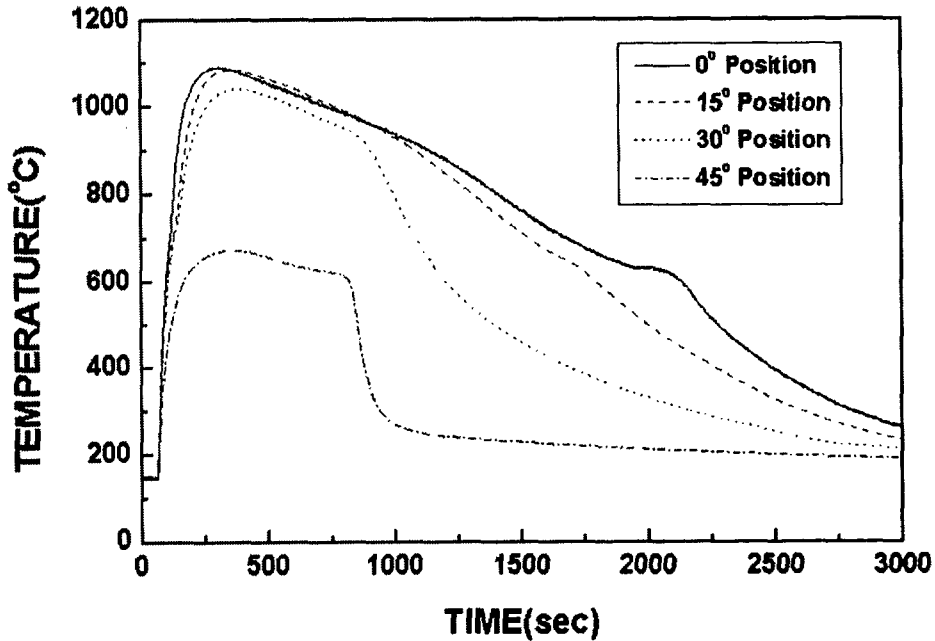


그림 3.1.15 LAVA-6 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

(나)  $Al_2O_3$  용융물 실험에서 반구의 열적 거동

$Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 실험과 비교하여  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는 반구 외벽의 온도 거동이 확연히 달라진다. 그림 3.1.16은  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 대표적인 실험으로 LAVA-4 실험에서 반구 외벽의 온도 거동을 보여준다. 그림 3.1.16을 보면 위도에 따라 반구 외벽의 냉각 시작 시점이 명확히 구별되는 것을 알 수 있다. 이는 반구 하부로 간극을 통해 냉각이 전파되었다는 것을 의미하며 30° 지점과 15° 지점 사이와 15° 지점과 0° 지점 사이에서 냉각 선단(quenching front)의 전파 속도를 비교하면 2배 이상 차이가 남을 확인할 수 있다. 즉 간극을 통한 냉각수 침투 거리(water penetration length)가 차이가 있기 때문에 일단 15° 지점까지 냉각수가 침투하여 반구 내벽이 냉각되면 반구 바닥 면까지 냉각수가 침투하는데 소요되는 시간이 단축된다. 냉각 단계에서 반구 외벽의 냉각율도 1.6 ~ 2.7 K/s로  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 실험 결과인 0.2 ~ 0.3 K/s에 비해 10 배 이상 높은 값을 보였다.

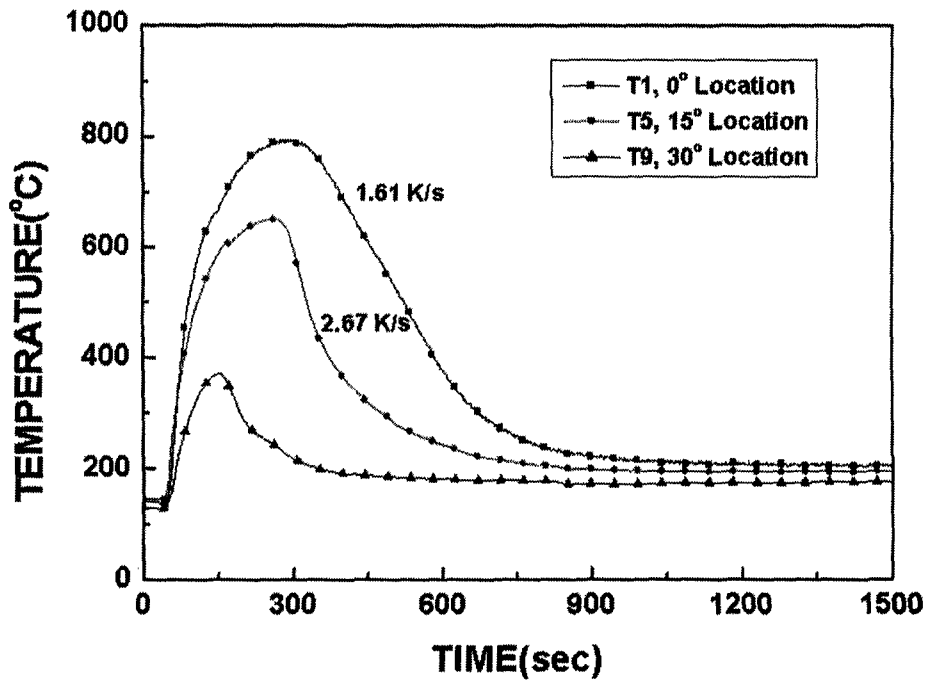


그림 3.1.16 LAVA-4 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

LAVA-4 실험에서 나타난 반구의 급격한 냉각 거동은 반구 하단 부까지 간극을 통해 냉각수가 침투하여 효과적인 열 제거가 이루어졌기 때문에 발생한 현상이다. 이와 더불어  $Al_2O_3$  용융물 층 내부는 Fe 용융물 층에 비해 다공성이 크고 반구 내벽과 경계 면에서 간극의 형성이 뚜렷하기 때문에 간극에서 형성된 수증기가 분출될 수 있는 유로가 확보되어 반구가 효과적으로 냉각된 것으로 생각된다. 반면 Fe 용융물 층은 간극이 균일하게 형성되지 못하고 용융물 층 내부의 비 다공성으로 인해 간극 내부로 냉각수 침투에 의한 냉각 특성을 보이지 않았다.

$Al_2O_3$  용융물 실험에서도 실험 조건에 따라 상이한 반구의 냉각 특성을 나타내었다.  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 일련의 실험에서 실험 조건인 냉각수 온도, 수위 그리고 용융물의 질량을 달리한 경우에 따른 반구의 냉각 거동의 특성을 정리하였다.



① 냉각수 아냉도 및 수위의 영향

그림 3.1.17은 냉각수 아냉도의 영향을 분석하기 위하여 LAVA-4 실험에 비해 냉각수 아냉도를 낮게 설정하고 수행한 LAVA-9 실험에서 반구 외벽의 온도 변화를 보여준다. LAVA-9 실험에서 반구 외벽의 최고 온도는 LAVA-4 실험에 비해 200 K 이상 낮게 측정되었다. LAVA-4 실험과 비교하여 용융물 파편층이 많이 생성되었기 때문에 용융물에 의해 초기에 반구 내부로 전달된 열 에너지가 감소하였으며 이에 따라 반구 외벽의 최고 온도가 낮게 측정되었다. 반구의 냉각율은 LAVA-4 실험과 유사한 경향을 나타내었다. 위에서 언급하였듯이 LAVA-9 실험에서 반응이 종결된 후 고화 용융물 덩어리가 반구 내벽과 쉽게 분리되어 간극이 존재함을 확인할 수 있었다. LAVA-4 실험에서와 같이 LAVA-9 실험에서도 2.0 K/s 이상의 냉각율로 반구가 냉각되어 간극 내부에서 냉각수에 의한 열 제거를 통해 반구가 효과적으로 냉각되었음을 알 수 있었다.

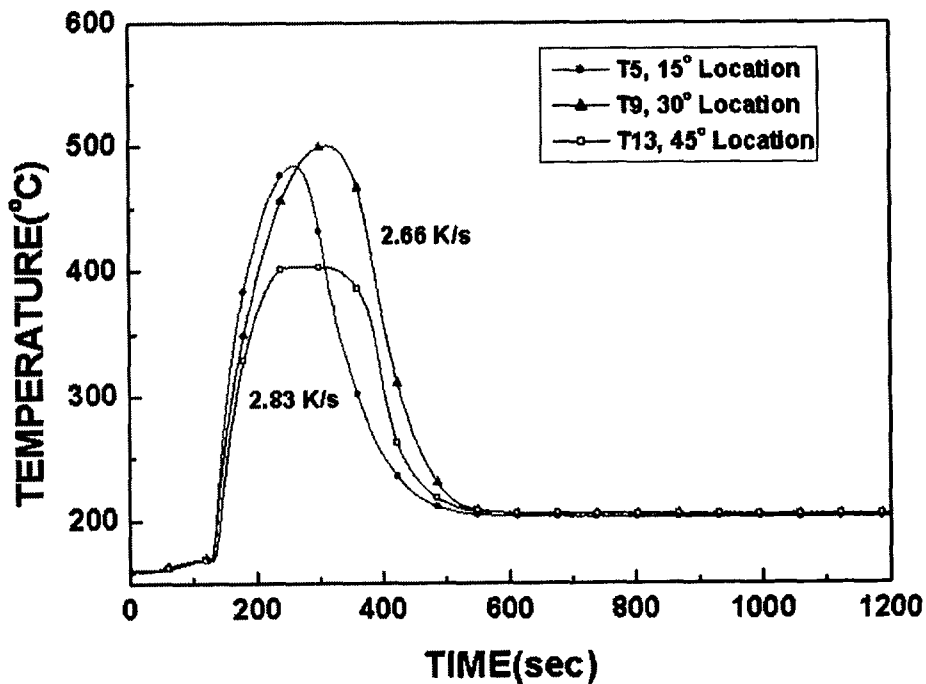


그림 3.1.17 LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

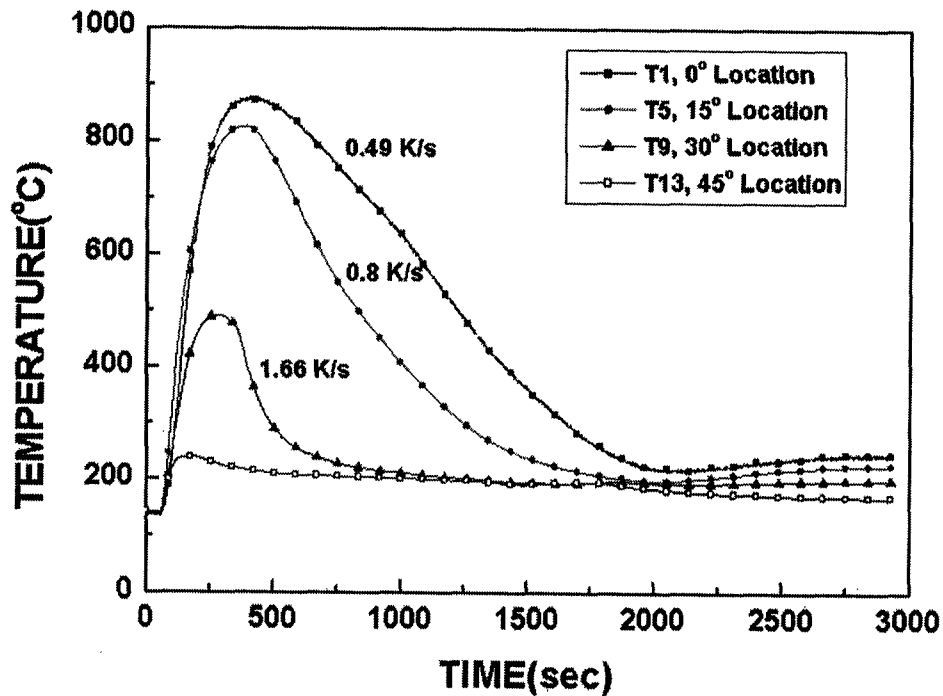


그림 3.1.18 LAVA-8 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

LAVA-8 실험에서는 냉각수 수위의 영향을 평가하고자 다른 LAVA 실험에서 냉각수의 수위를 50 cm로 설정한 것과는 달리 냉각수 수위를 25 cm로 설정하여 실험을 수행하였다. 그림 3.1.18은 LAVA-8 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화를 보여준다. LAVA-8 실험에서 반구 외벽의 최고 온도는 LAVA-4 실험에 비해 약 100 K 정도 높게 측정되었다. 그리고 반구의 냉각율도 0.5 K/s 정도로 낮게 측정되었다. 냉각수 수위가 낮을수록 용융물 파편층 입자의 생성이 감소하고 결국 냉각수로 전달되는 열 에너지의 양도 감소하여 초기에 반구 내벽에 가해진 열적 부하가 증가한 것으로 판단된다. 이와 더불어 용융물과 반구를 충분히 냉각시킬 수 있는 냉각수의 질량이 적어서 이와 같은 냉각 거동을 나타낸 것으로 생각된다. 2000 초 이후에 반구의 온도가 다소 상승한 것은 이 시점에서 냉각수가 모두 증발된 것을 나타내며 LAVA-8 실험에서는 기존 LAVA 실험과는 달리 실험 후 반구 내부에 냉각수가 전혀 존재하지 않았다.

## ② 용융물 질량의 영향

간극 내부로 냉각수의 침투 거리가 간극 냉각에 미치는 영향을 분석하기 위해  $Al_2O_3$  용융물의 질량을 70 kg으로 증가하여 LAVA-11, 12, 13 실험을 수행하였다. 그림 3.1.19는 LAVA-11 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화를 보여준다. 그림 3.1.19를 보면 반구 외벽의 위도에 따라 0.5 ~ 1.9 K/s의 냉각율이 측정된 것을 알 수 있다. LAVA-4 실험과 LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 냉각율을 고려하면 LAVA-4 실험에서는 반구 전체 면에서 효과적인 냉각이 이루어진 반면 LAVA-11 실험의 경우는 반구 상부에서는 간극 내부로 냉각수가 침투하여 효과적인 열 제거가 이루어졌지만 반구 하부에서는 충분한 냉각이 이루어지지 않은 것을 알 수 있다. LAVA-11 실험에서 용융물의 질량이 증가하여 간극 내부에서 제거해야 할 열 에너지가 증가하고 간극 내부로 냉각수의 침투 거리가 증가하였기 때문에 반구 하부에서는 간극 냉각 특성이 나타나지 않은 것으로 판단된다. LAVA-11 실험을 통하여 간극 냉각 가능성을 좌우하는 냉각수의 침투는 간극의 길이와 밀접한 관계를 가진다는 사실을 확인할 수 있었다.

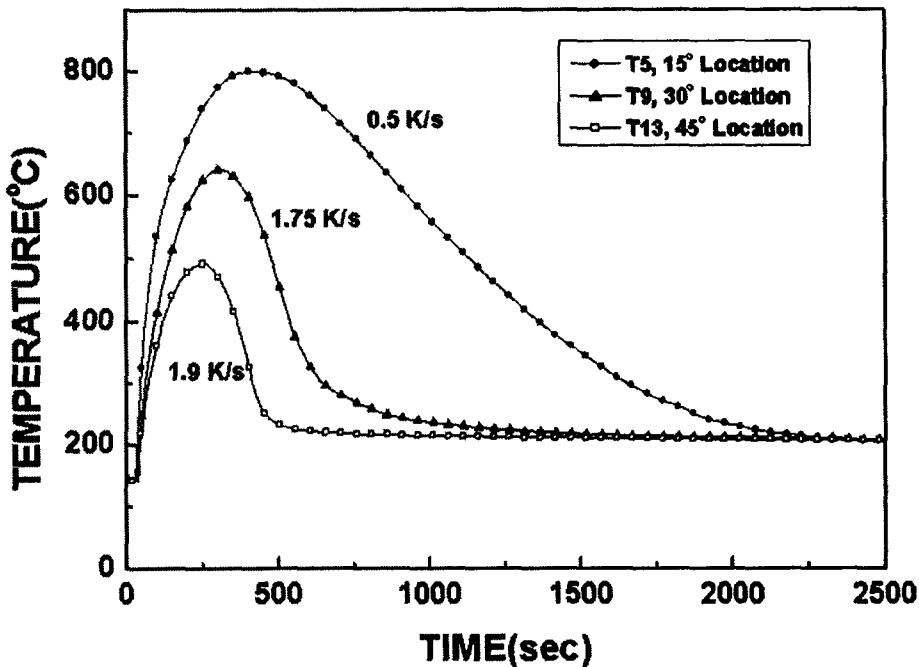


그림 3.1.19 LAVA-11 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화

## 2. LAVA 대형 용융물 실험

### 가. 실험 개요

LAVA 실험을 통해 고온 용융물이 냉각수가 존재하는 반구 내부로 주입되면 용융물과 반구 내벽 사이에 수 mm 크기의 간극이 형성됨을 확인할 수 있었다. 30kg의  $Al_2O_3$  용융물을 이용한 LAVA 실험에서는 용융물과 반구 내벽 사이의 경계면에 형성된 간극 내부로 냉각수가 침투하여 용융물과 반구가 효과적으로 냉각되었다. 그러나 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 반구 내부로 주입한 실험의 경우는 반구 상부에서는 간극 냉각 특성으로 보이는 효과적인 냉각이 이루어진 반면 반구 하부에서는 상대적으로 냉각이 더디게 이루어졌다. 실험 결과와 더불어 CCFL 상관식을 이용한 간극 냉각 모델을 적용하여 LAVA 실험에 대한 간극 냉각 가능성을 분석한 결과[3.1.2] 간극 냉각 가능성은 간극 크기와 용융물의 질량에 좌우된다는 사실을 알 수 있었다. 특히 다량의 용융물이 반구 내부로 재배치되는 경우 간극 냉각으로 제거될 수 있는 열 에너지에 한계가 존재하여 충분한 냉각을 유지하기가 힘들다.

간극 냉각에 의한 노내 냉각 방안을 실제 원전 사고 시 노내 노심 용융물의 냉각 방안에 관한 사고 관리 전략으로 구체화하기 위해서는 냉각수 침투 거리에 따른 간극 냉각 가능성에 대한 정성적, 정량적인 분석이 이루어져야 한다. 이를 위해서는 LAVA 실험의 규격을 확장하여 용융물 질량과 반구 규격을 증가시킨 경우에 간극의 형성 및 이를 통한 냉각 특성을 규명할 필요성이 있다. 기하학적 구조가 확장됨에 따른 용융물과 반구 내벽 사이에 형성되는 간극의 크기 및 분포의 변화는 간극 냉각 가능성을 결정하는데 필수적인 사항이다.

용융물의 질량과 반구 규격의 확장에 따른 간극 냉각 특성을 규명하기 위하여 LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험)을 수행하였다. LAVA 실험에서는 원자로 용기 하부 반구를 1/8 선형 축소한 반구형 반응 용기를 사용하였으나 LMP200 실험에서는 1/5 선형 축소한 반구형 반응 용기를 사용하였다. 노심 용융물의 상사물로  $Al_2O_3$  thermite 용융물을 사용하여 실험을 수행하였다. 간극의 형성과 이에 따른 반구의 냉각 특성에 관하여 LMP200 실험 결과를 정리하였고 용융물과 반구의 규격이 확장됨에 따라 간극 내부로 냉각수 침투 거리의 증가가 간극 냉각 가능성에 미치는 영향을 분석하였다.

## 나. 실험 장치 및 계측

### (1) 실험 장치

그림 3.1.20은 LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험) 장치의 개략 도면을 보여주고 그림 3.1.21은 실험 장치 외부와 내부의 사진을 보여준다. LMP200 실험 장치는 일자형의 압력 용기와 압력 용기를 보호하는 외부의 보호 용기로 구분된다. LMP200 실험의 압력 용기는 그림 3.1.20에서 보는 바와 같이 내부 직경 1m의 일자형 구조물이며 설계 압력 30기압의 강철로 제작하였고 압력 용기 내부에 thermite 용융물 도가니와 용융물 분리 용기가 설치된다. 실험에서 용융물과 냉각수가 반응하여 생성되는 압력 상승을 LMP200 실험 장치만으로 감당하기 위해서는 압력 용기 내부의 체적이 커져야 하므로 기존 LAVA 압력 용기와 5 inch 규격의 압력 평형 관을 연결하여 압력을 분산시켰다.

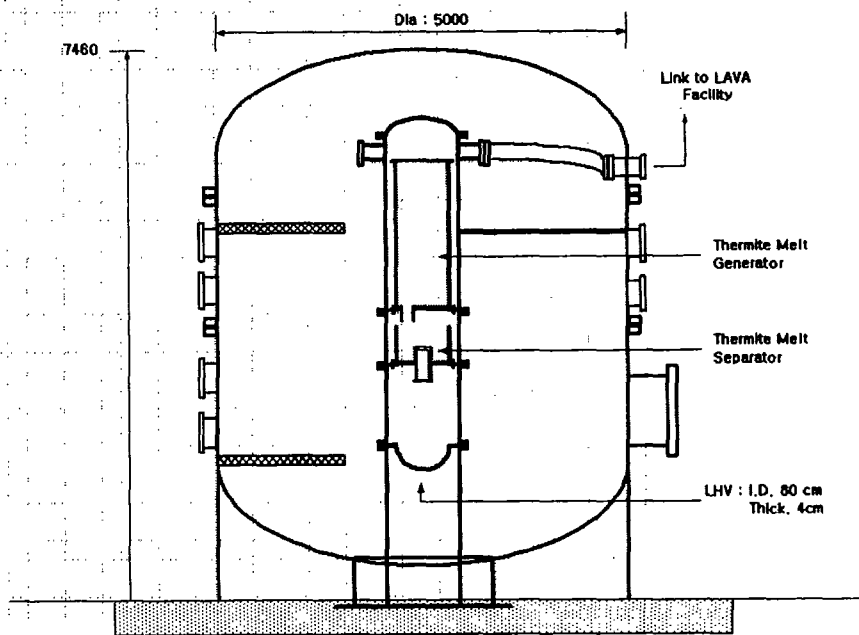


그림 3.1.20 LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험) 장치의 개략도

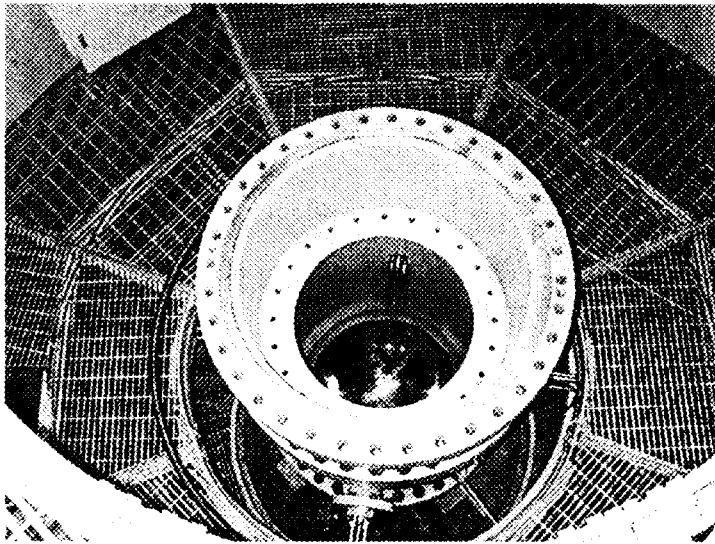
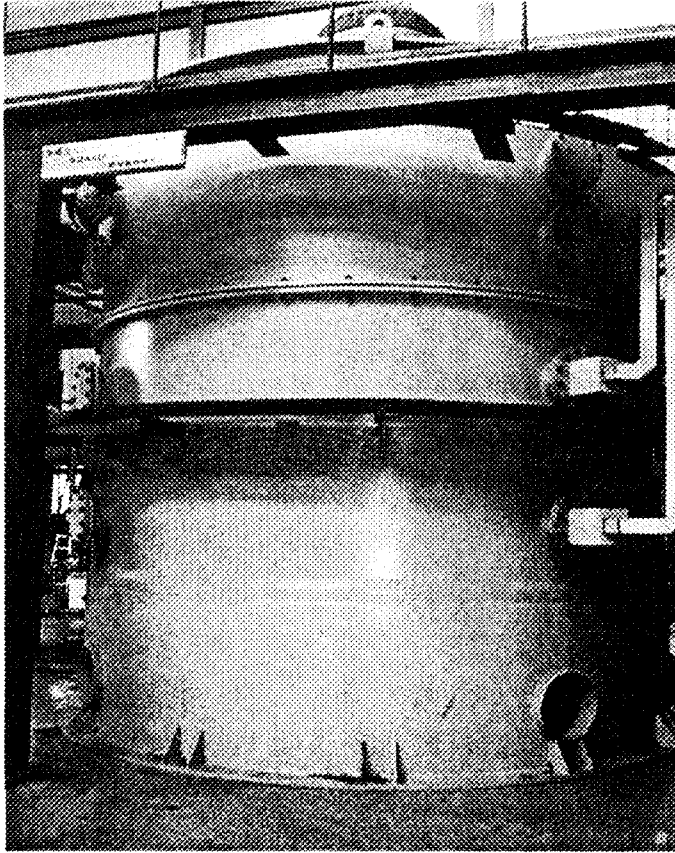


그림 3.1.21 LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험) 장치의 사진

압력 용기의 하부에는 원자로 용기 하부 반구를 1/5 선형 축소한 반구형의 반응 용기와 냉각수 가열 및 센서 연결을 위한 원통 용기가 부착된다. 원통 용기 내부에는 냉각수를 실험 온도로 가열하기 위하여 총 45kW 용량의 전기 히터를 4방향에 장착하였다. 냉각수를 전기 히터를 이용하여 직접 가열하지만 히터가 반구 상부에 설치되기 때문에 반구 내부에 있는 냉각수는 효과적으로 가열하기 힘들다. 따라서 냉각수 층 내부를 균일하게 가열하기 위하여 공기 순환 관을 반구 내부에 장착하여 냉각수 가열 중에 주기적으로 냉각수를 혼합하였다. 압력 용기를 보호하는 외부의 보호 용기는 내부 직경 5 m, 높이 7.5 m 규격의 강철로 제작하였다. 보호 용기는 압력 용기와는 달리 압력 보호 기능을 갖고 있지 않다.

원자로 용기 하부 반구를 모의한 반응 용기는 원자로 용기 하부 반구를 1/5로 선형 축소한 반구형 모양이며 내부 직경 80 cm, 두께 4.0 cm 규격의 강철(SA516 Gr. 70)로 제작하였다. 반구의 내부 직경과 두께는 LAVA 실험 반구의 규격을 결정하는 방법과 같이 미국 샌디아 국립 연구소(SNL)의 하부 반구 파손 실험(LHF 실험)에서 척도 분석 인자(scaling parameter)로 고려하였던 hoop stress를 실제 원자로 용기 하부 반구와 반응 용기를 일치시켜서 결정하였다. LMP200 실험에서는 LAVA 실험에 비해 반구의 내부 직경과 두께가 증가하여 전도에 의한 열 전달 특성 길이의 변화가 반구 외벽의 온도 거동에 영향을 미칠 수 있으며 특히 간극 내부로 냉각수의 침투 거리가 증가하게 되어 간극을 통한 냉각 가능성이 달라질 수 있다.

## (2) 실험 계측

LMP200 실험에서 실시간 계측한 주요 측정 인자는 용융물과 냉각수 반응 시 실험 용기의 압력 상승과 반구 외벽의 온도 변화 및 변형 그리고 용융물의 온도 변화 등이다. 실험 용기 내부의 압력 변화는 PDCR330-1634 압력 센서를 이용하여 측정하였다. 반구 내부로 주입된 용융물의 온도는 W/Re 열전대를 반구 하부 중앙으로부터 2 cm, 5 cm 지점에 각각 설치하여 측정하였다. 반구의 온도 변화는 17 개의 K 형 열전대를 동심원 방향으로 반구 외벽에서 3 mm 깊이에 장착하여 측정하였다. 그리고 반구 내부에서 열 전도에 의한 열속을 계산하기 위하여 반구 외벽에서 13 mm 깊이에 추가로 13개의 K 형 열전대를 장착하였다. 그림 3.1.22는 반구에 설치한 K 형 열전대의 위치와 번호를 보여준다.

Thermite 용융물의 열 에너지와 반구 내, 외부의 압력 부하는 반구를

팽창시켜 기계적인 변형을 일으킬 수 있다. 반구의 팽창과 이에 따른 기계적인 변형은 용융물과 반구 사이의 간극을 형성, 확장시키는 주요한 요인으로 작용한다. LMP200 실험에서는 실시간 반구의 변형을 측정하기 위하여 측정 범위 10mm의 LVDT(Linear Variable Differential Transformer)를 반구 하부(T1 열전대 장착 지점)와 반구 플랜지 부분에 각각 설치하였다. 용융물과 반구의 온도 변화와 변위 등 모든 측정 데이터는 HP VXI 시스템을 이용하여 저장, 처리하였다.

간극을 통한 냉각 기구를 규명하기 위해서는 반응 중 용융물과 반구 내벽 사이에 형성되는 간극의 크기와 변화를 측정하는 것이 필수적이다. 그러나 LMP200 실험의 경우는 반구 내부에서 고온, 고압 조건의 이상 유동 현상을 동반하는 복잡한 반응 형상을 보이고 반응 중 반구 외벽의 온도가 고온이기 때문에 계측기를 이용한 실시간 간극 측정은 현실적으로 불가능하다. 따라서 본 연구에서는 LAVA 실험과 같이 초음파 계측법(ultrasonic pulse echo method)을 이용하여 간극의 분포 및 크기를 실험 후 측정하였다.

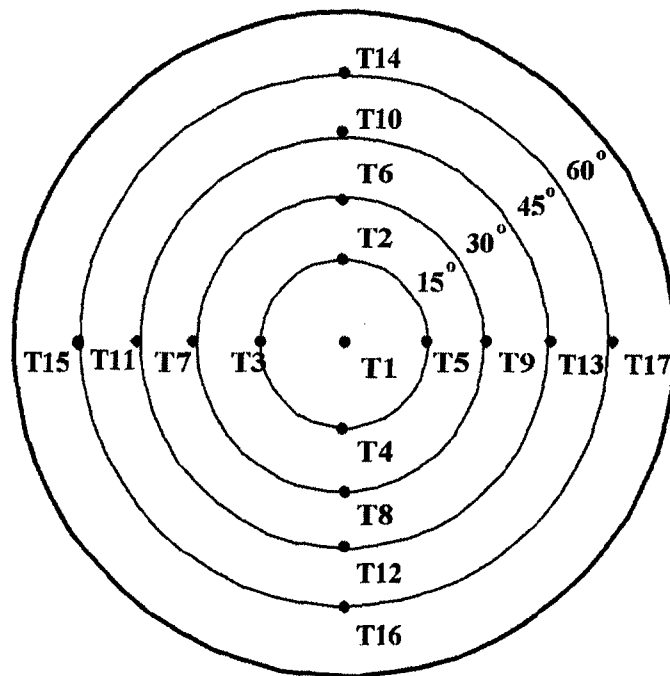


그림 3.1.22 LMP200 실험에서 반구에 설치한 K 형 열전대의 위치



#### 다. 실험 조건

LMP200 실험의 목적은 용융물의 질량과 반구의 규격이 증가한 경우에 LAVA 실험에서 보여진 간극 냉각 특성을 확인하는 것이다. 따라서 LAVA 실험이 냉각수 아냉도(subcooling) 및 수위 그리고 용융물 성분과 질량의 변화 등 다양한 실험 조건에서 실험을 수행한 반면 LMP200 실험에서는 용융물 질량과 반구 규격의 차이에 초점을 맞추어 실험을 수행하였다. 이를 위해 LMP200 실험에서는 LAVA 실험에서 용융물의 성분과 냉각수 초기 조건 등에서 기준 실험으로 선정한 LAVA-4 실험과 냉각수의 초기 조건과 주입 용융물의 성분을 동일하게 설정하여 실험을 수행하였다.

LMP200 실험에서는 용융물의 질량과 반구 규격의 확장이 반구의 열적 거동 및 반구의 변형 거동 그리고 간극의 형성에 미치는 영향을 분석하여 궁극적으로 반구와 용융물의 척도 효과(scaling effect)에 따른 간극 냉각 가능성을 평가하고자 실험을 수행하였다. 총 2회의 실험을 수행하여 각각 LMP200-1, 2 실험으로 명명하였으며 구체적인 실험 조건은 표 3.1.4에 기술하였다.

표 3.1.4 LMP200 실험 조건

| 실험명      | 용융물 성분, 질량                                | 냉각수 질량, 수위  | 냉각수 아냉도, 수위 | 반구 내, 외부 압력(bar) |
|----------|---|-------------|-------------|------------------|
| LMP200-1 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 360kg | 250kg, 60cm | 45K, 60cm   | 14.2 / 1.0       |
| LMP200-2 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 200kg    | 250kg, 60cm | 50K, 60cm   | 14.2 / 1.0       |

LMP200-1 실험은 200kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물을 아냉도 45K, 수위 60cm의 냉각수 내부로 주입하고자 수행한 실험이었으나 용융물 분리 용기 내부의 분리 턱이 파손되어 360kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe 혼합 용융물이 반구 내부로 주입되었다. LMP200-2 실험에서는 용융물 분리 용기 내부의 분리 턱을 보강하여 실험

험을 수행하였다. 그러나 용융물 생성 과정에서 Fe 용융물이  $Al_2O_3$  용융물 층 내부에 용해, 석출되어 20kg의 Fe 용융물이 200kg의  $Al_2O_3$  용융물과 함께 반구 내부로 주입되었다.

LMP200-1 실험은 200kg의  $Al_2O_3$  용융물과 160kg의 Fe 용융물이 주입된 경우로 40kg의  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 사용한 LAVA-2, 6 실험과 용융물 성분비가 유사한 실험이다. LMP200-2 실험에서도 Fe 용융물이 일부 주입되었지만 기존 LAVA 실험 결과에서도 알 수 있듯이 thermite 상사 용융물을 이용한 실험에서는 용융물의 성분 분리가 완벽하게 이루어지지 않기 때문에 일반적으로 주입 용융물 총 질량의 10% 내외의 Fe 용융물이  $Al_2O_3$  용융물과 함께 주입된다. 결국 LMP200-1 실험은 기존 LAVA 실험 중에서  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 실험과 비교할 수 있고 LMP200-2 실험은 순수한  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 LAVA 실험과 비교할 수 있다.

그림 3.1.23은 LMP200 실험에서 실험 조건으로 설정한 200kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 경우에 용융 상태에서 반구 내부에 있는 용융물 풀의 형상을 보여주며 그림 3.1.24는 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 실제 주입된 용융물의 용융 상태의 용융물 풀의 형상을 보여준다. 그림 3.1.24를 보면 LMP200-1 실험의 경우 160kg의 Fe 용융물이 주입되어 반구 하부에 쌓이는 Fe 용융물의 높이가 동심원 상에서  $50^\circ$  까지 이르며 LMP200-2 실험의 경우는 20kg의 Fe 용융물이 주입되어 동심원 상에서  $29^\circ$  까지 이르는 것을 알 수 있다.

LAVA 실험 결과에서 알 수 있듯이 반구 하부에 먼저 주입된 Fe 용융물은 반구와 재료 특성이 같아서 경우에 따라 용접될 가능성이 크며  $Al_2O_3$  용융물에 비해 과열도가 크고 다공이 적기 때문에 반구 내벽과 경계 면에서 형성되는 간극의 크기가 작고 간극 내부에서 열 제거 능력도 저하된다. 따라서 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험의 경우도 반구 하부에 먼저 주입된 Fe 용융물이 동심원 상에서 각각  $50^\circ$ ,  $29^\circ$  까지 쌓이게 되어 반구 하부에서 간극의 형성 및 열 제거 특성에 영향을 미쳤을 것으로 생각된다. 특히 LMP200-1 실험의 경우는 160kg의 Fe 용융물이 주입되어서 상대적으로 소량의 Fe 용융물이 주입된 LMP200-2 실험과 비교하여 간극 형성 및 냉각 능력 등 간극 냉각 특성이 달라질 것으로 생각된다.

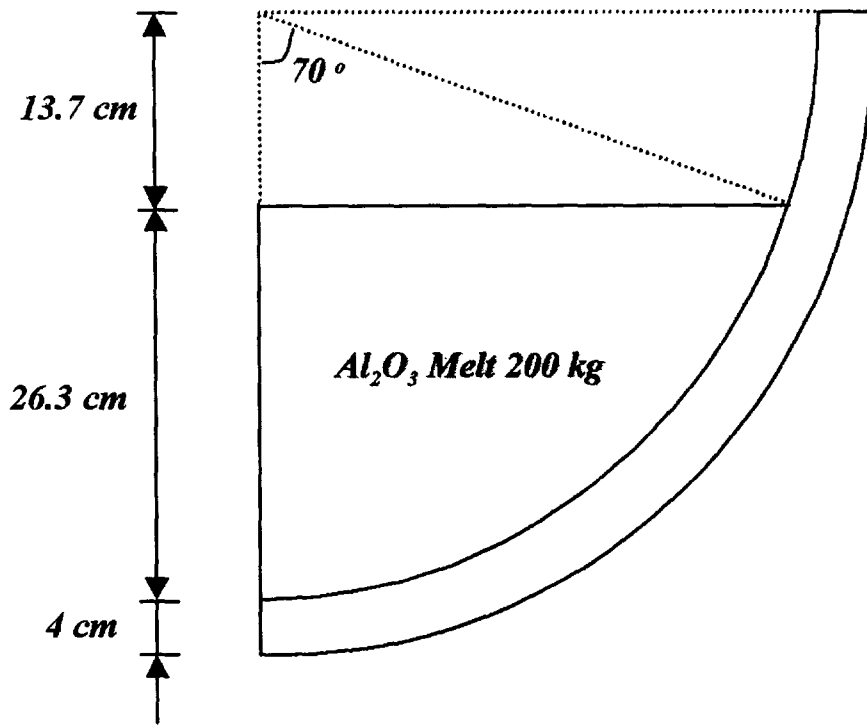
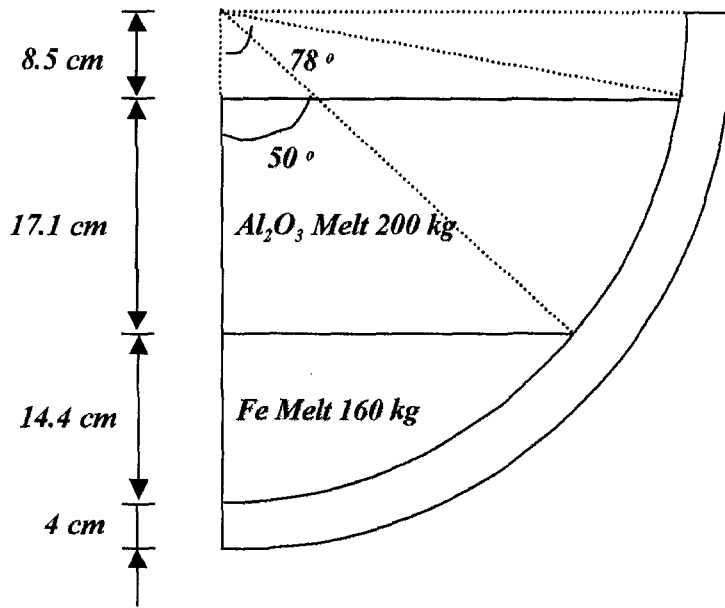
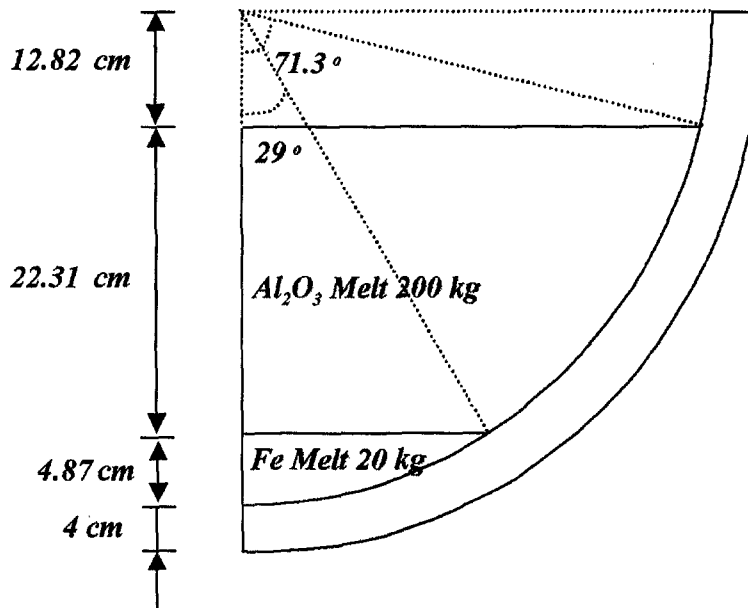


그림 3.1.23 용융 상태에서 반구 내부에 있는 200kg의  $Al_2O_3$  용융물 풀의 형상



(a) LMP200-1 실험



(b) LMP200-2 실험

그림 3.1.24 LMP200 실험에서 반구 내부에 있는 용융물 풀의 형상

## 라. 실험 결과

실험 결과를 용융물 재배치 과정 중의 에너지 전달과 간극 형성 및 반구의 기계적 변형 그리고 반구의 열적 거동으로 분류하여 기술하였다.

### (1) 용융물 재배치 과정 중의 에너지 전달

반응이 종결된 후 반구 내부에 고화되어 있는 용융물과 용융물 파편층 입자의 형상을 관찰하고 이와 더불어 LMP200 실험 용기의 압력 상승 측정값 분석을 통하여 용융물의 재배치 과정을 유추하였다. LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 수거한 용융물 파편층의 질량은 각각 52.1kg, 47.2kg으로 큰 차이는 없었다. 파편층 성분의 대부분은  $Al_2O_3$  용융물이고 주입한 용융물의 총 질량의 차이에도 불구하고 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 주입된  $Al_2O_3$  용융물의 질량은 같기 때문에 파편층 입자의 질량이 거의 같은 것으로 생각된다. 용융물 파편층 입자의 형태 및 크기는 기존 LAVA 실험과 유사하였다.

실험 중 측정된 압력 용기 내부의 압력 변화를 이용하여 수증기 발생율과 용융물에 의해 냉각수에 전달되는 열속을 계산하였다. 그림 3.1.25는 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 측정된 압력 용기 내부의 압력 변화를 보여준다. 기존 LAVA 실험 결과에서도 나타났듯이 용기 내부의 압력 상승은 용융물 생성 과정 중 thermite 반응열에 의한 압력 상승과 용융물 재배치 과정 중 용융물과 냉각수의 반응(FCI: Fuel Coolant Interaction)에 의한 압력 상승으로 구분된다. LMP200-1 실험에서는 thermite 반응열에 의해 3.0 bar 정도 압력이 상승하였고 이어서 용융물과 냉각수의 반응에 의해 10.8 bar의 압력 상승이 측정되었다. LMP200-2 실험에서도 압력 상승 형태는 유사하였고 thermite 반응열과 용융물과 냉각수의 반응에 의해 각각 4.0 bar, 8.34 bar의 압력 상승이 측정되었다.

LAVA 실험 결과 분석에서 수행한 바와 같이 식 (3.1.2) ~ (3.1.4)을 이용하여 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율을 계산하였다. 용융물의 총 열 에너지에 대한 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율은 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 각각 14.2 %, 19.2 %로 계산되었다. LAVA 실험에서 냉각수로 전달되는 에너지의 비율이 평균 35%이었던 것에 비해 LMP200 실험에서 용융물 재배치 과정 중에 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율이 다소 낮게 나타났다.

LAVA 실험의 경우는 용융물의 질량과 냉각수의 질량비가 약 1:8 이었던 것에 비해 LMP200 실험에서는 질량비가 1:3 이하여서 재배치 과정 중 에너지 전달 비율이 낮아진 것으로 생각된다. 재배치 과정에서 냉각수로 전달되는 에너지의 비율이 낮아지면 반구 내부에 가해지는 용융물의 열 에너지가 증가하게 되어 냉각 관점에서는 부정적인 영향을 미치게 된다.

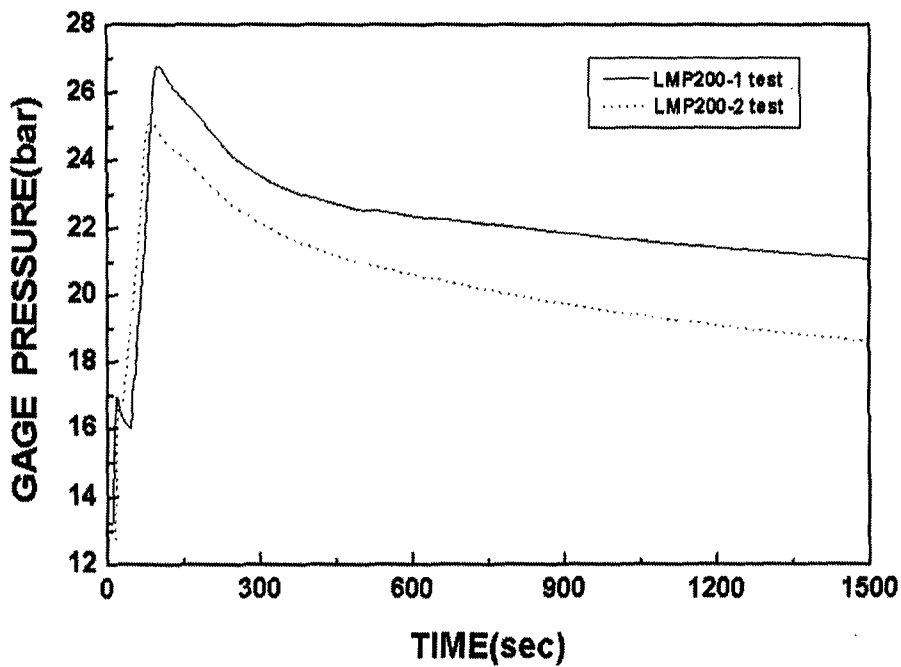


그림 3.1.25 LMP200 실험에서 압력 용기 내부의 압력 변화

## (2) 간극의 형성

실험이 종결된 후 LAVA 실험에서 적용한 초음파 계측법을 이용하여 간극의 크기와 분포를 측정하였다. 반구 외부 면의 경도를 따라 남-북, 동-서 방향으로 간극의 크기를 측정하였다.

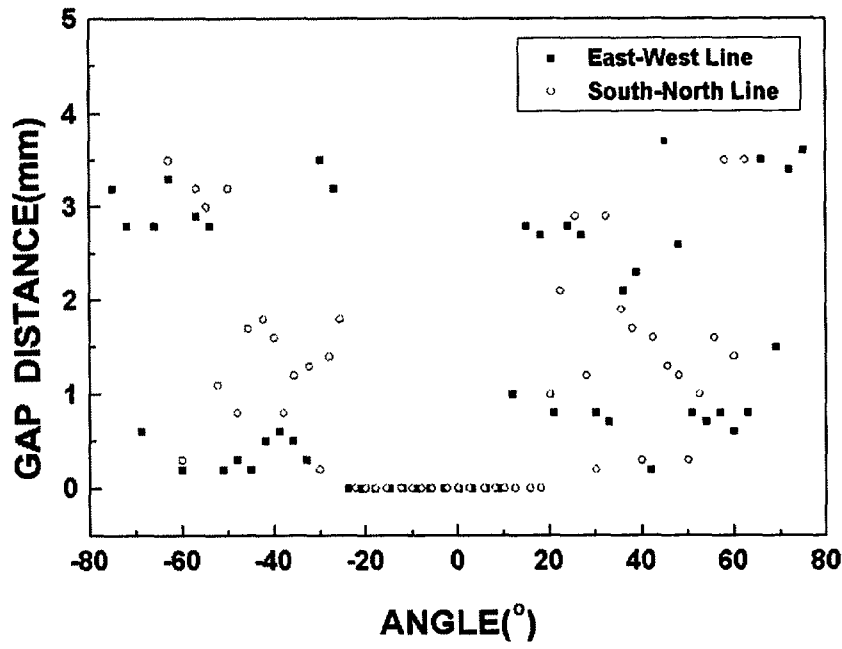


그림 3.1.26 LMP200-1 실험에서 측정된 간극의 크기 및 분포

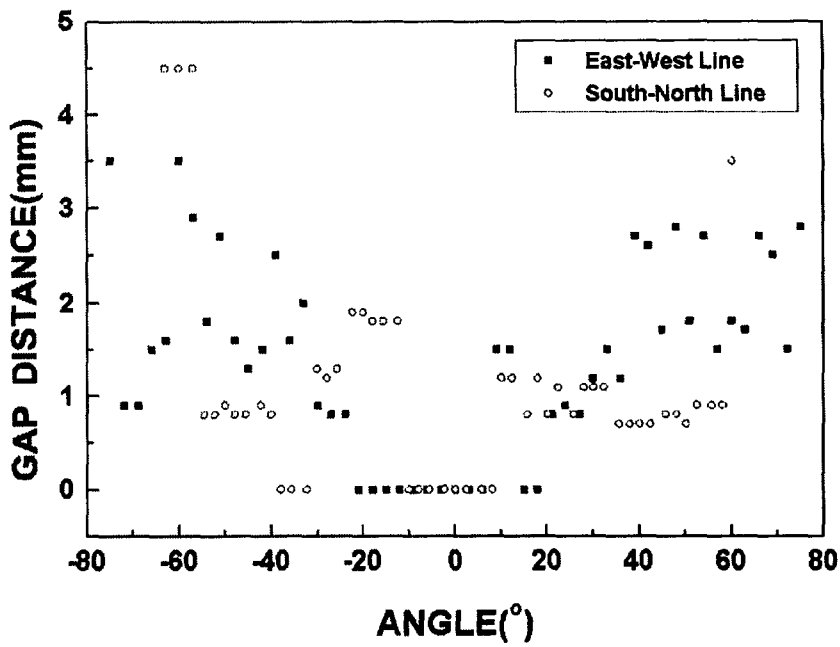


그림 3.1.27 LMP200-2 실험에서 측정된 간극의 크기 및 분포

그림 3.1.26과 그림 3.1.27은 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 실험 후 초음파 계측 법을 이용하여 측정된 간극의 분포와 크기를 각각 보여준다. 그림 3.1.26과 3.1.27에서  $0^\circ$ 는 반구 바닥 면을 나타내며  $-80^\circ$ ,  $+80^\circ$ 는 각각 반구의 상단 부를 나타낸다.

그림 3.1.26과 그림 3.1.27을 보면 두 실험 모두에서 반구 하부인  $-20 \sim 20^\circ$  부근에서는 간극이 측정되지 않았다. 두 실험에서 Fe 용융물이 쌓여있는 동심원 위치를 감안하면 Fe 용융물이 재배치된 부분과 반구 내벽 사이에서는 간극의 형성이 용이하지 않았다는 사실을 알 수 있다. 간극 크기는 동심원 위치에 따라 큰 차이를 나타냈는데 일반적으로 반구 상단 부에서 간극이 크게 형성되었다. LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 측정된 간극 크기의 분포를 비교해보면 전체적인 분포 형태는 유사하지만 LMP200-1 실험에서 1mm 크기 이하의 간극이 반구 전체 면에서 측정된 반면 LMP200-2 실험에서는 1mm 크기 이상의 간극이 주로 측정되었다는 사실을 알 수 있다. LMP200-1 실험에서 측정된 간극 크기의 분포를 보면 0.5mm 크기 이하의 측정값이 반구 하부에 분포하는 것을 알 수 있는데 0.5 mm 크기는 초음파 계측기의 측정 오차 범위 내로서 간극이 형성되었다고 보기 힘들다. 즉 LMP200-1 실험에서는 Fe 용융물이 반구 동심원 상에  $50^\circ$  까지 주입되었고 반구 내부로 주입된 전체 용융물의 질량이 LMP200-2 실험에 비해 많아서 Fe 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극이 형성되기가 쉽지 않았을 것으로 생각되며 이와 같은 용융물의 질량과 용융물 풀 형상의 차이가 전체적인 간극 크기를 결정한 것으로 생각된다.

### (3) 반구의 열적 거동

그림 3.1.28은 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서  $0^\circ$  동심원 위치 (T1 열전대)의 반구 외벽에서 3mm 내부의 온도 변화를 비교한 것이다. T1 지점에서 반구의 최고 온도는 큰 차이는 없지만 냉각 과정에서는 LMP200-2 실험의 경우가 LMP200-1 실험 보다 다소 빨리 냉각되었음을 알 수 있다. LMP200-1 실험에서 냉각 율은 0.075 K/s였고 LMP200-2 실험에서 냉각 율은 0.11 K/s였다. 두 실험에서 냉각 율의 차이가 있었지만 기존 LAVA 실험 중  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 LAVA-6 실험이나 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 LAVA-11, 12 실험에서 측정된 T1 지점의 냉각 율인 0.2 ~ 0.3 K/s 보다 낮은 값을 나타내었다. LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 Fe 용융물이 쌓여있던 높이가 동심원 상에서 각각  $50^\circ$ ,  $29^\circ$ 였고 용



용물의 질량이 3배 이상 증가하였기 때문에 반구 하부에서는 냉각이 원활하게 이루어지지 않은 것으로 생각된다. 특히 반구 하부에서는 간극이 형성되지 않아서 냉각수에 의한 열 제거가 전혀 이루어지지 않은 것으로 판단된다.

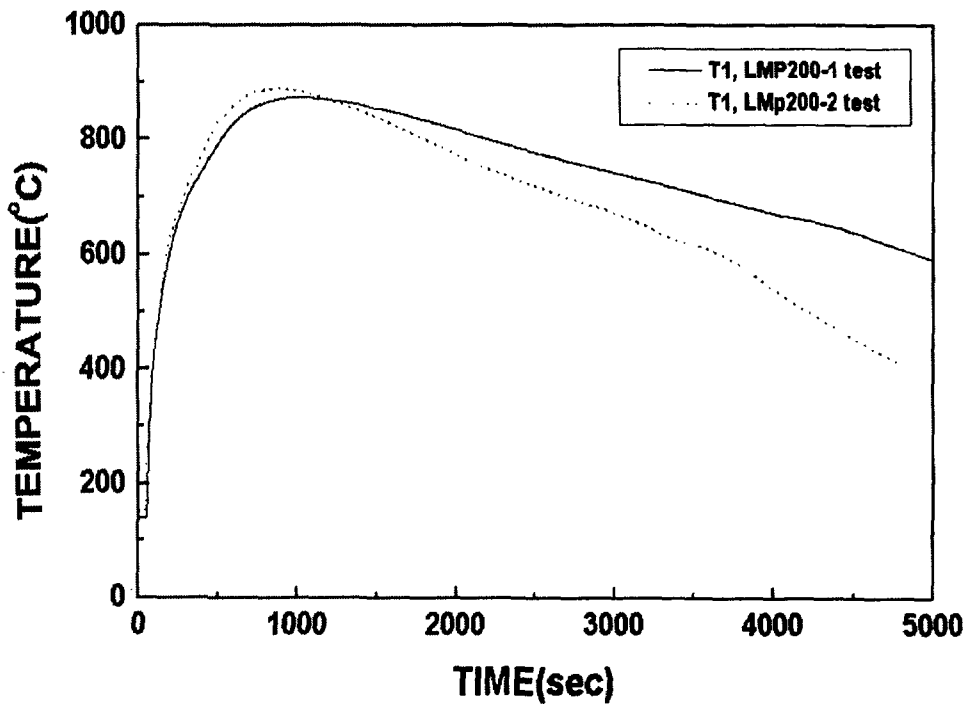


그림 3.1.28 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 T1 지점의 반구 외벽 온도 비교

그림 3.1.29 ~ 3.1.32는 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 15°, 30°, 45°, 60° 동심원 상의 반구 외벽의 온도 변화를 비교한 것이다. 15° 동심원 상에서 측정된 온도 변화는 0° 동심원 상에서 측정된 온도 변화와 비슷한 형태를 보였다. 즉 최고 온도 면에서는 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 비슷한 값을 나타내었으나 냉각율은 LMP200-2 실험의 경우가 LMP200-1 실험 보다 다소 높게 나타났다. 그러나 LMP200-2 실험에서  $Al_2O_3$  용융물 층을 나타내는 30° 동심원 위치부터는 동일 동심원 상의 최고

온도가 두 실험에서 200 K 이상 차이가 발생하였다. 그리고 두 실험 모두에서  $Al_2O_3$  용융물 층을 나타내는  $60^\circ$  동심원 상의 온도는 다른 동심원 상의 온도보다 400 K 이상 낮게 측정되었다. 반구 상부는  $Al_2O_3$  용융물 층이어서 반구 하부의 Fe 용융물 층에 비해 상대적으로 간극이 크게 형성되어 간극 내부에서 냉각수에 의해 냉각이 이루어지고 이와 더불어 용융물 풀 상부에서 냉각수에 의한 열 제거가 활발히 이루어져서 온도가 낮게 측정된 것으로 생각된다.

LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험 결과를 비교해 보면 용융물 질량과 성분의 차이 특히 Fe 용융물 주입 질량의 차이에 의해 반구 상부에서 반구의 열적 거동이 서로 다른 것을 확인할 수 있었다. 그럼에도 불구하고 LMP200-2 실험에서도 LAVA 실험에서 보여진 간극 냉각 특성 및 용융물 질량이 증가함에 따른 위도 별 냉각 특성의 차이 등이 명확히 드러나지 않았다.

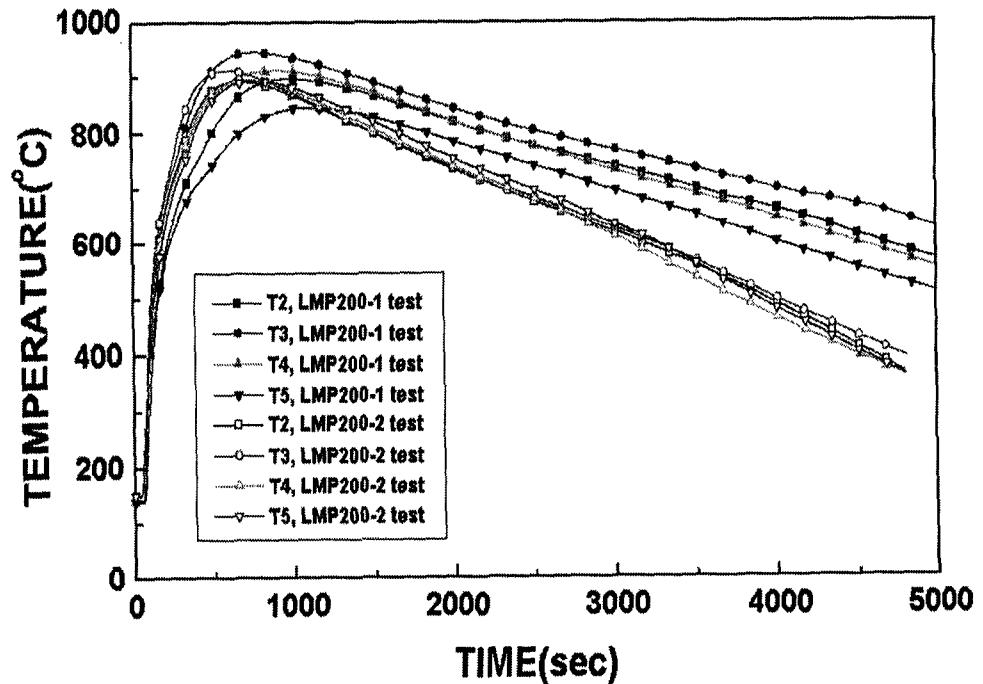


그림 3.1.29 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서  $15^\circ$  동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교

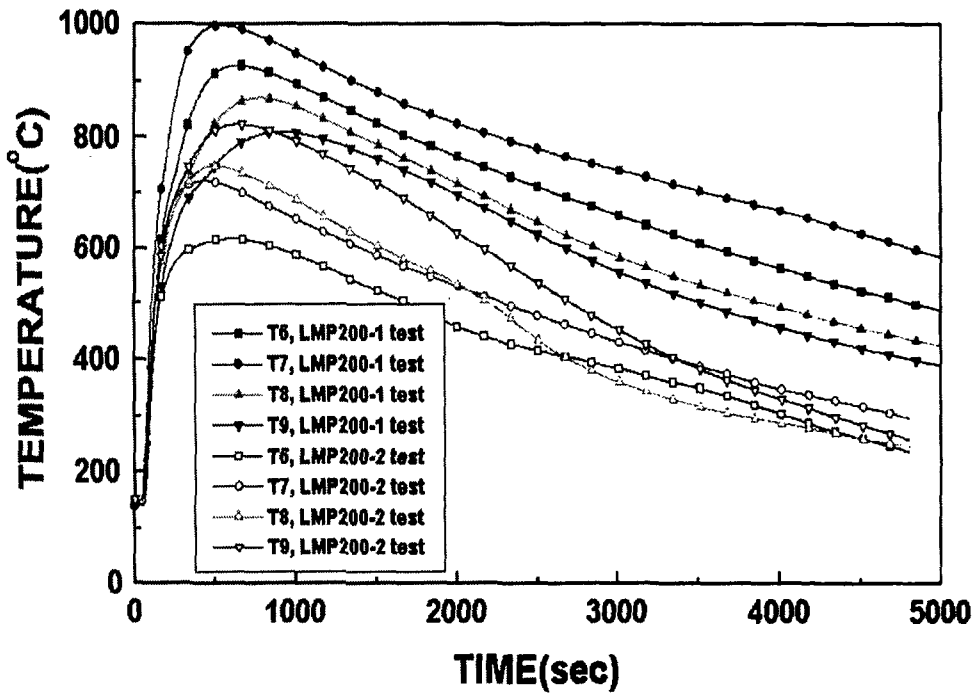


그림 3.1.30 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 30° 동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교

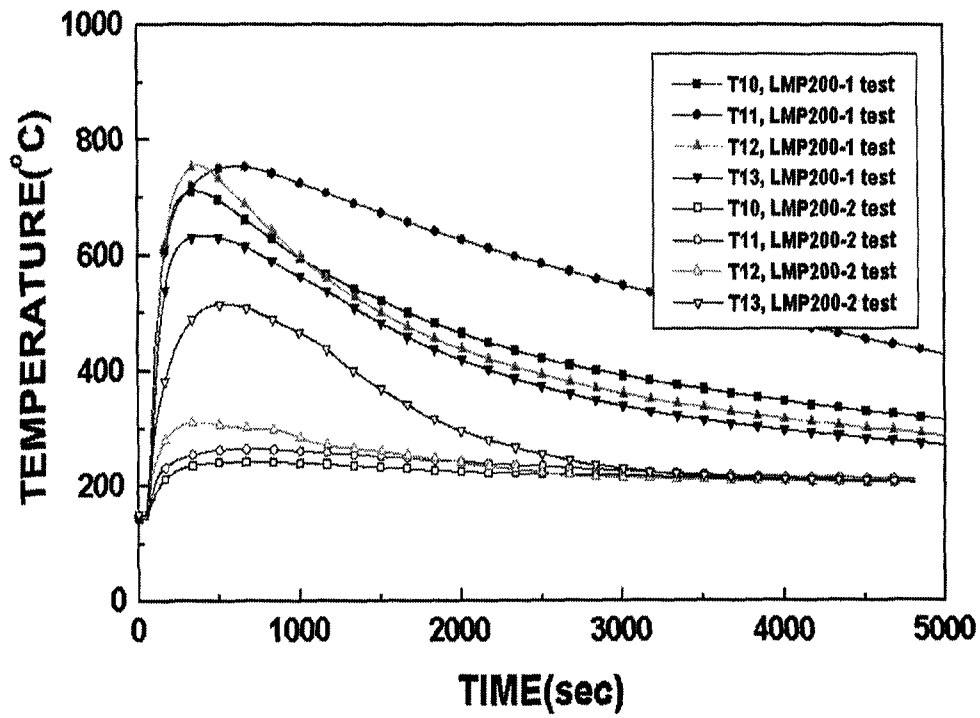


그림 3.1.31 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 45° 동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교

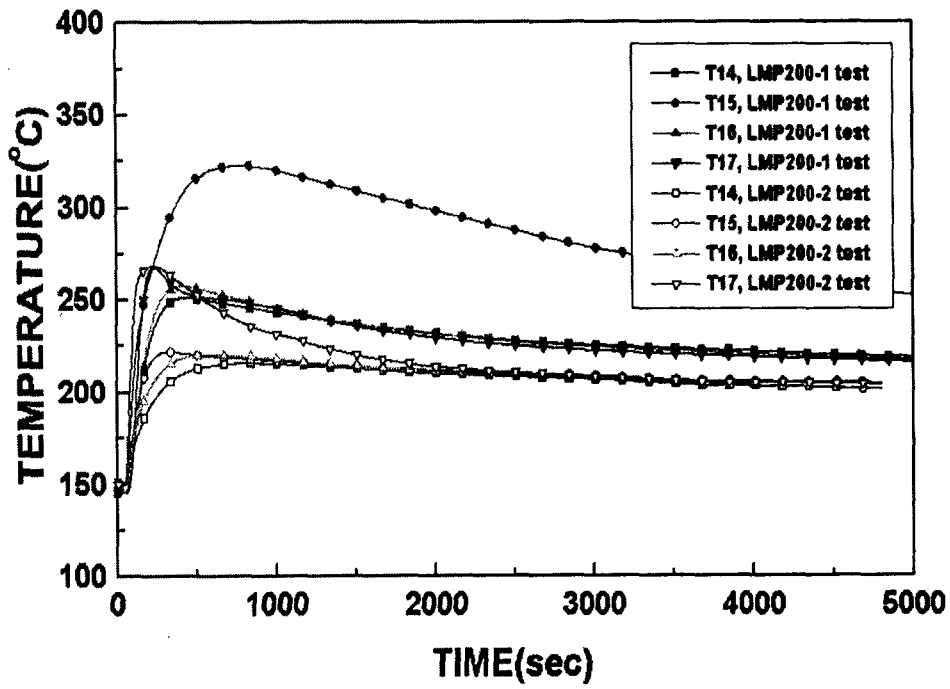


그림 3.1.32 LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 60° 동심원 위치의 반구 외벽 온도 비교

### 3. 소형 $UO_2$ 용융물 실험

#### 가. 실험 개요

LAVA 실험과 LMP200 실험은  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물을 노심 용융물의 상사물로 사용한 실험이었다.  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물은 지속 가열을 모의할 수 없을 뿐만 아니라 핵연료 용융물인  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물과 열물성과 재료적 특성이 상이하다. 용융물의 열적, 재료적 특성은 용융물 재배치 과정에서 용융물과 냉각수의 반응 특성과 용융물 풀 형성 후 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극의 형성에 영향을 미쳐서 결국 간극 냉각 특성을 결정하게 된다. 그러나 실제 핵연료 용융물을 이용한 실험을 수행하기에는 현실적인 제약이 많이 따르기 때문에 LAVA 실험과 LMP200 실험과 같이 대용량의 용융물 실험을 수행하기는 불가능하여 소규모  $UO_2/ZrO_2$  용융물을 이용한 재료 특성 실험을 수행하였다.

LAVA 실험에서 보여진 간극 냉각 특성이 실제 원전의 핵연료 용융물인  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물의 경우에도 적용할 수 있는지를 확인하기 위하여 소규모  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물 실험인 LAVA-UO2-1 실험을 1회 수행하였다. LAVA-UO2-1 실험에서는 10kg의  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물을 내부 직경 30cm의 반구 내부로 주입하였다. 실험 후 고화 용융물의 형상과 반응 중 반구의 열적 거동을 측정하여 간극 냉각에 대한 용융물의 재료 특성을 분석하였다.

#### 나. 실험 장치 및 방법

$UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물은 냉 도가니 유도 가열 방법(cold crucible induction heating method)[3.1.23]를 이용하여 생성시켰다. 냉 도가니 유도 가열 방법은 냉 도가니(cold crucible)를 사용하여 녹여야 할 물질 자체를 유도 가열로 직접 가열시키는 방식이다. 초기에 도가니 내부에 충전한 분말의 질량은 13.57kg이었으나 실제 반구 내부로 주입된 용융물의 질량은 약 10kg이다. 원자로 용기 하부 반구를 모의한 반구형 반응 용기는 내부 직경 30cm, 두께 1.5cm의 규격을 갖는 강철로 제작하였다.

LAVA-UO2-1 실험은 TROI 실험[3.1.24] 용기 내부에서 수행하였다. 실험은 대기압 조건에서 이루어졌고 증기 폭발 현상을 억제하기 위하여 냉각수를 포화 온도에 가까운 85 °C 까지 가열시켰다. 그림 3.1.33은 TROI 실

협 용기 내부에 설치한 LAVA-UO2-1 실험의 개념도를 보여준다

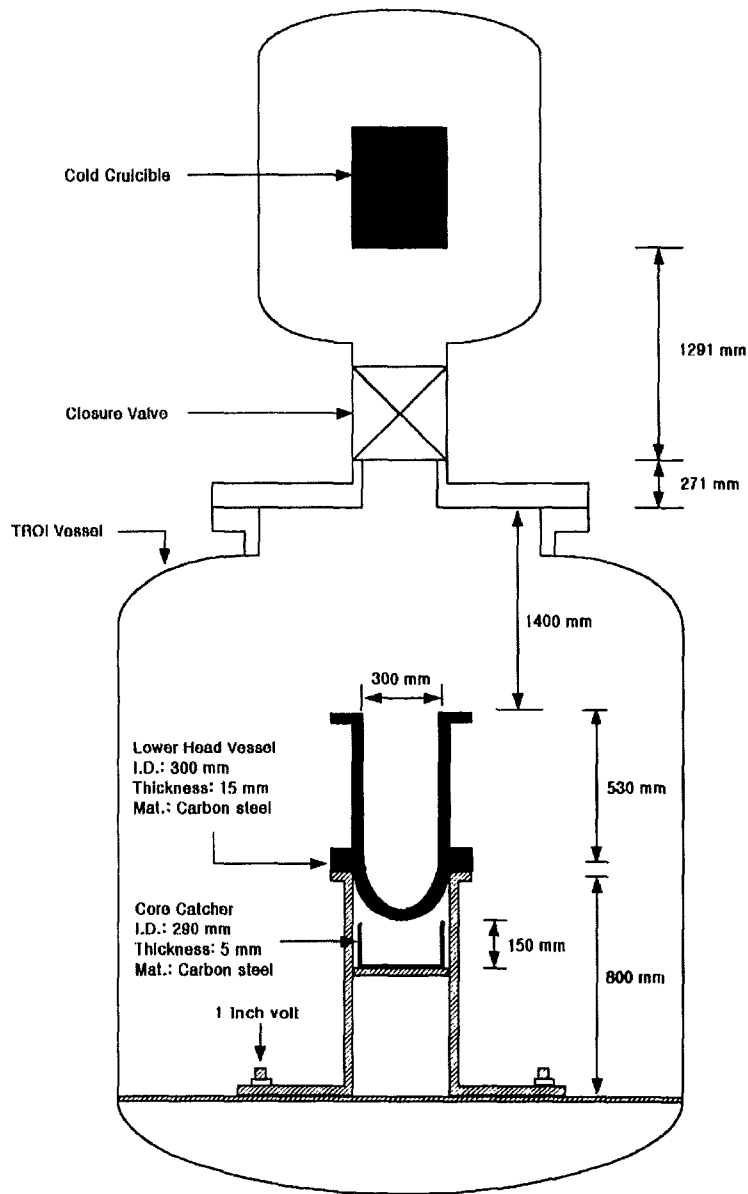


그림 3.1.33 LAVA-UO2-1 실험의 개념도

UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> 혼합 용융물은 유도 가열을 시작한 후 1시간 25분 경에 완전 용융되었고 1시간 26분 40초에 냉 도가니 하부를 펀칭(punching)하여 용융물을 반구 내부로 주입하였다. 용융물의 생성 및 반구 내부로 주입 그리고 데이터 측정 등 실험의 전반적인 진행은 원활하게 이루어졌다. 반응 중 반구의 온도 변화는 반구 외벽에서 3mm 내부에 동심원 방향으로 13개의 K형 열전대를 장착하여 측정하였다. 그림 3.1.34는 반구 내부에 장착한 K형 열전대와 반응 용기 원통 부분에 장착한 열전대의 위치도를 보여준다.

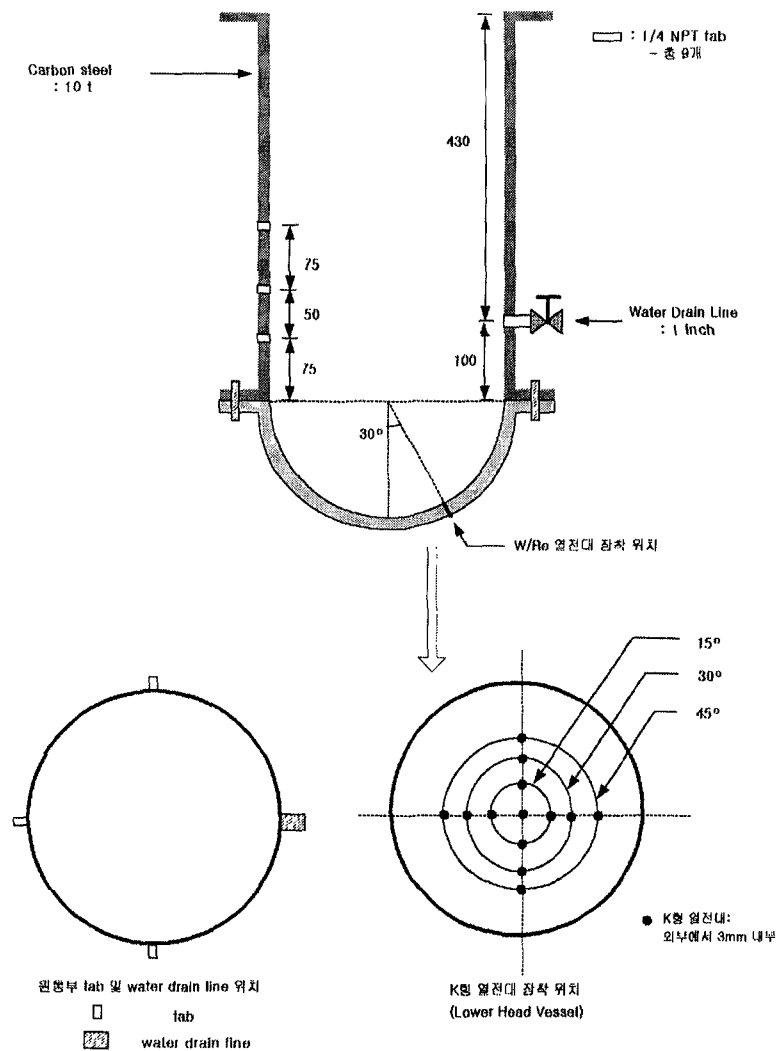


그림 3.1.34 반구 내부 및 원통 용기에 장착한 K형 열전대의 위치도



## 다. 실험 결과

### (1) 용융물 재배치 과정 및 간극의 형성

용융물 주입 과정에 대한 촬영 결과 용융물이 반구 내부로 주입되면서 격렬한 FCI(Fuel Coolant Interaction) 반응이 발생하여 냉각수가 반응 용기 외부로 상당 부분 분출되었다. 냉각수가 반응 용기 외부로 대부분 분출되었던 것에 반해 반응 용기 외부로 분출된 용융물 파편층의 질량은 미미하였다. 그림 3.1.35는 반응이 종결된 후 반구 내부에 고화되어있는 용융물의 사진을 보여준다. 고화되어 있는  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물은 비교적 반구 내부에 온전하게 덩어리(cake) 형태를 이루고 있었으며 반구 내벽과 쉽게 분리되고 용융물 층 내부에도 다공(pore)이 많이 존재하여 냉각수가 반구 내부에 존재하였다면 기존 LAVA 실험에서 사용하였던  $Al_2O_3$  상사 용융물에 비해 간극 냉각이 더 효과적으로 이루어졌을 것으로 생각된다.

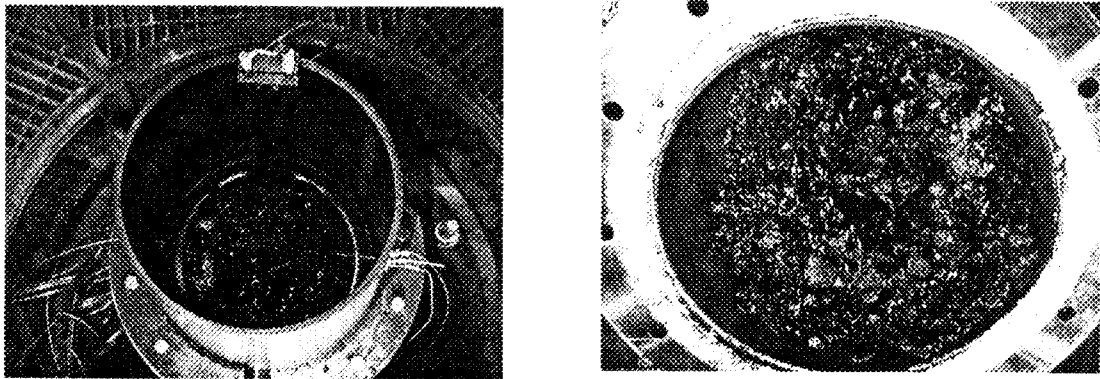


그림 3.1.35 반구 내부에 고화되어 있는 용융물의 사진

### (2) 반구의 열적 거동

그림 3.1.36 ~ 3.1.38은 동심원 별 반구 외벽에서 3mm 내부의 온도 변화를 보여준다. 그림 3.1.36 ~ 3.1.38을 보면 동일한 동심원 상에서도 온도

상승 곡선과 최고 온도 등에서 위치 별로 서로 다른 온도 특성이 나타나는 것을 알 수 있다. 이는 반응 후 반응 용기 내부에 남아있는 고화 용융물의 형상에서도 알 수 있듯이 용융물이 비대칭적으로 반구 내부에 주입되었기 때문이다. 반구 하부인 0° 동심원 위치와 15° 동심원 위치에서 측정된 반구 외벽의 온도는 거의 유사한 특성을 나타내었다. 기존 LAVA 실험과 비교하여 반구 외벽의 최고 온도는 약 575 K로서 상당히 낮게 측정되었다. 그리고 반구 외벽의 냉각율은 약 1.33 K/s로 측정되어 앞에서 언급하였듯이 반구 내부에 냉각수가 고갈되어 냉각 과정에서 간극 냉각이 이루어지지 않은 것으로 생각된다.

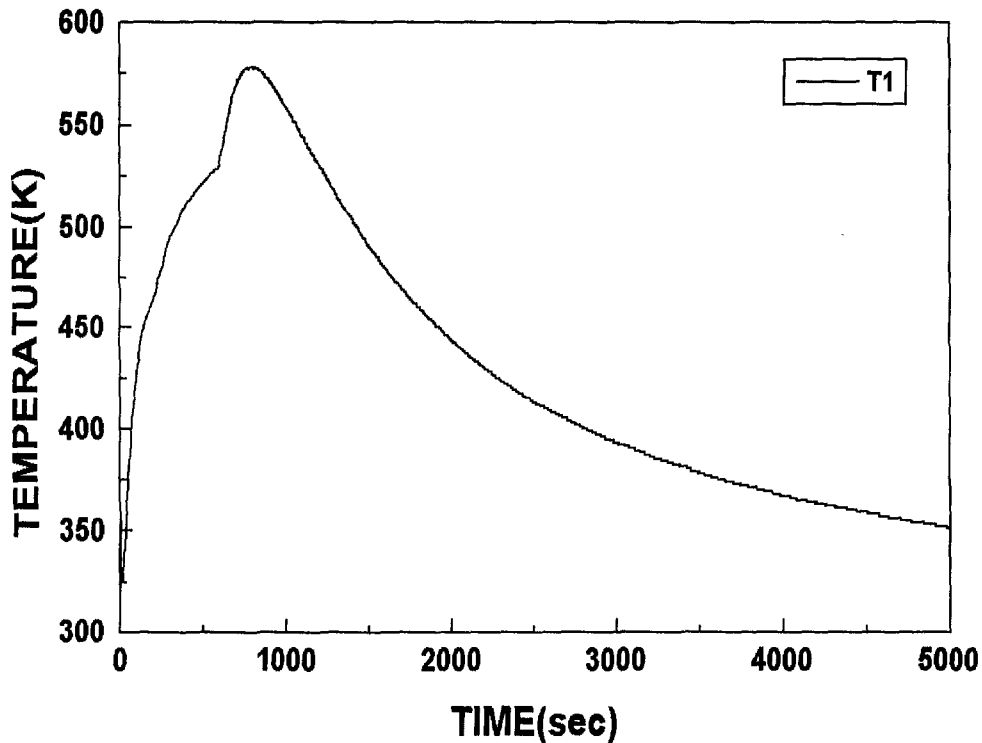


그림 3.1.36 0° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화

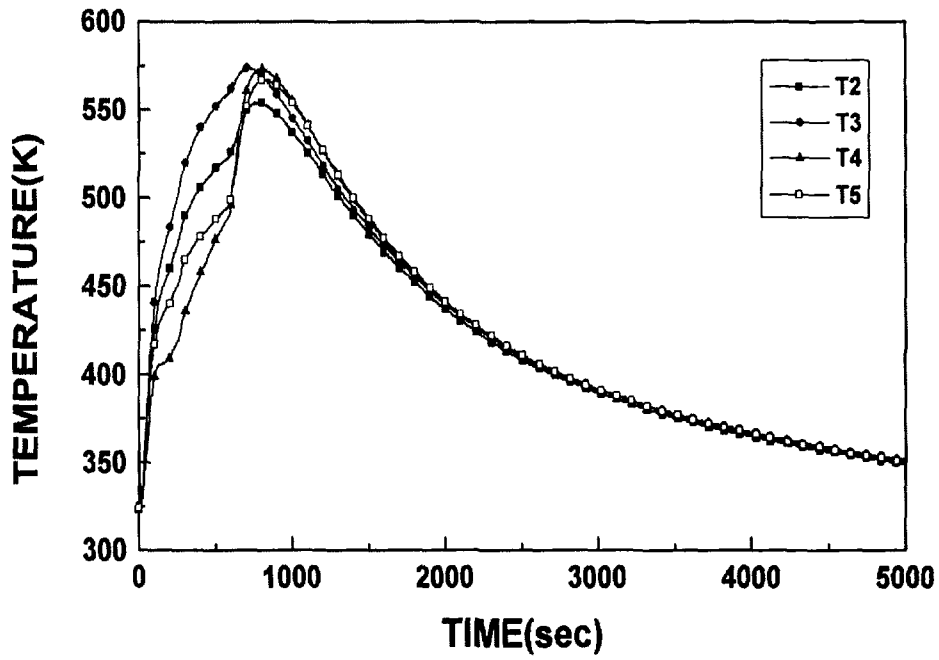


그림 3.1.37 15° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화

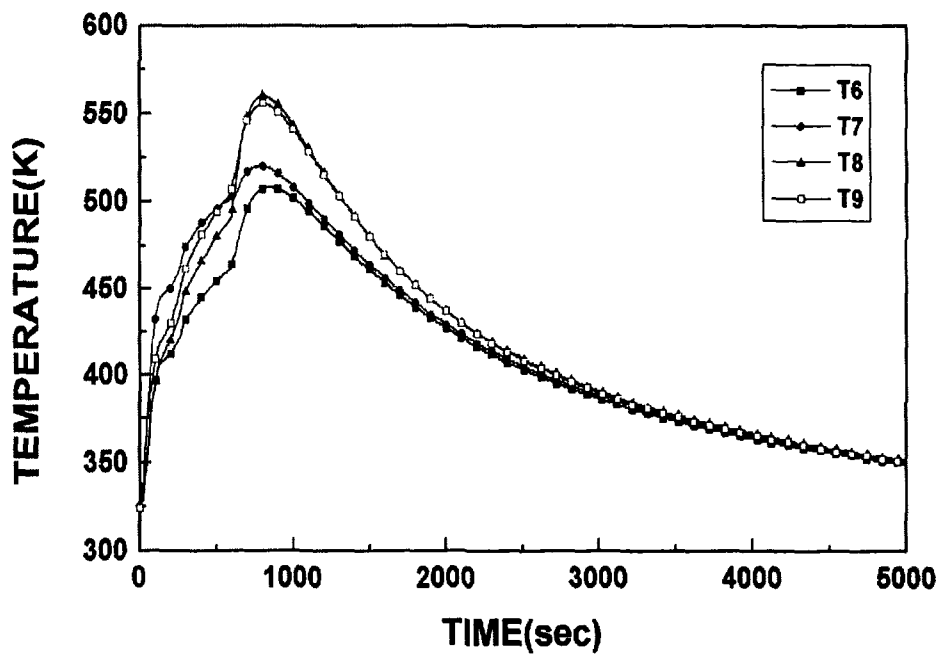


그림 3.1.38 30° 동심원 위치에서 반구 외벽의 온도 변화

가열 과정에서 반구 외벽의 온도 곡선이 약 600 초경에 다소 가파르게 상승하는 것을 볼 수 있는데 이는 용융물 층과 반구 사이에 존재했던 냉각수가 모두 증발하여 반구에 가해지는 열 에너지가 증가한 것으로 생각된다. 가열 과정에서 온도가 가파르게 상승하는 시점이 반구 상부로 갈수록 다소 늦어지는 것도 냉각수의 증발이 반구 하부에서부터 먼저 이루어지기 때문이라고 판단된다. 기존 LAVA 실험에 비해  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물의 질량이 10kg으로 작았지만 초기 가열 과정에서 반구 외벽의 온도가 그다지 높게 측정되지 않았던 이유는  $UO_2/ZrO_2$  혼합 용융물의 열적, 재료적 특성과 더불어 초기 FCI 과정에서 격렬한 에너지 전달 현상으로 인해 용융물의 열 에너지가 많이 손실되었기 때문이라고 생각된다.

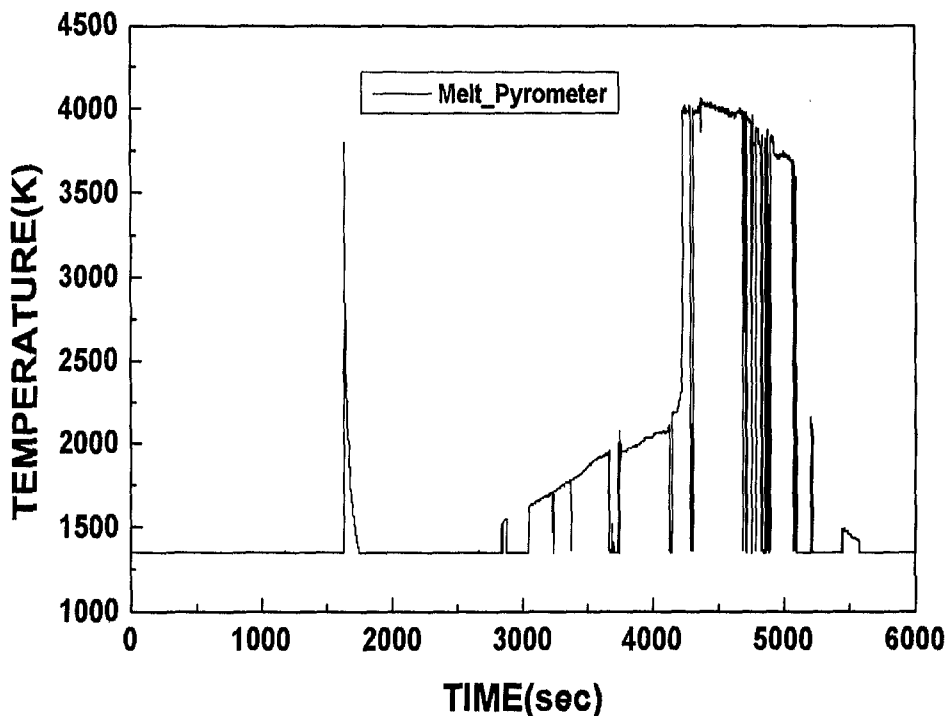


그림 3.1.39 Pyrometer로 측정된 용융 단계에서 용융물의 온도 변화

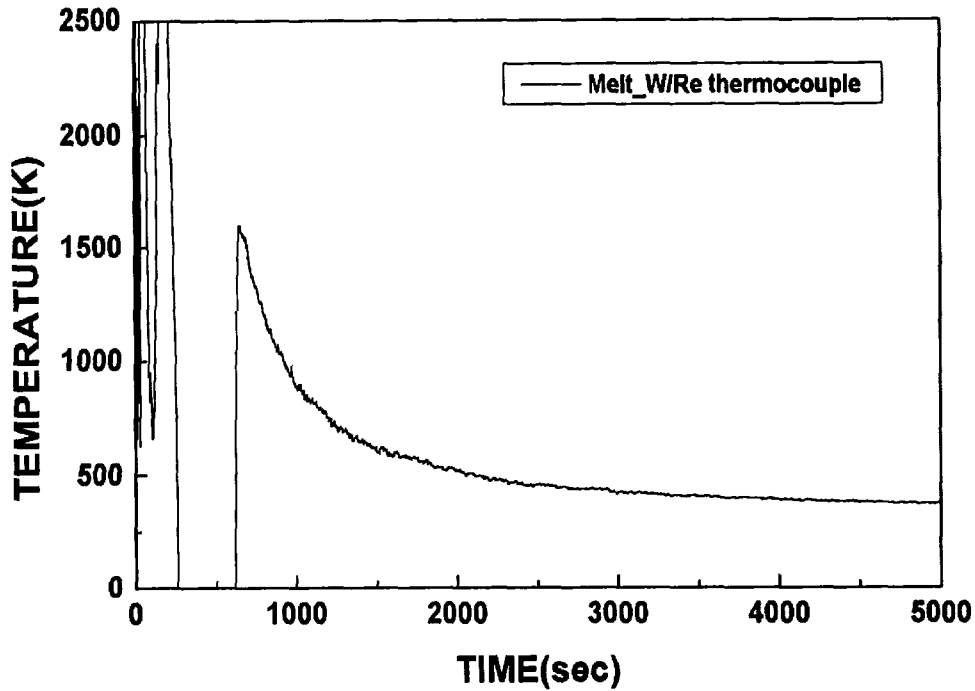


그림 3.1.40 W/Re 열전대로 측정된 반응 중 용융물의 온도 변화

그림 3.1.39와 3.1.40은 pyrometer와 C 형 열전대로 측정된 용융물의 온도 변화를 보여준다. Pyrometer는 냉 도가니 상단에 설치하여 용융 과정 중 용융물의 온도 변화를 측정하였고 C 형 열전대는 반구 내부에 설치하여 용융물이 반구 내부로 주입된 후 온도 변화를 측정하였다. 따라서 그림 3.1.39에서 보여진 시간 간격과 다른 그래프에서 보여진 시간 간격이 그 시작점이 다르다. 그림 3.1.39에서 냉 도가니 하부를 펀칭(punching)한 시점(다른 그래프에서 시간 0 시점)이 약 5200초경이므로 이를 기준으로 용융물의 온도를 보면 약 3500K임을 알 수 있다. 용융물이 반구 내부로 주입되어 C형 열전대와 접촉하는 순간 열전대가 고온 열에 의해 파손된 것을 그림 3.1.40에서 볼 수 있다. 그러나 약 700초경에 열전대의 접점이 형성되어 이후 온도 측정값은 신뢰할 수 있을 것으로 판단된다. 열전대의 접점이 형성된 시점 이후에 용융물의 냉각율은 약 1.34K/s로 측정되었다. 냉각 과정에서 용융물의 냉각율과 반구의 냉각율은 비슷한 값을 나타내었다. 이는 반구 외부에서 공기의

자연 대류에 의한 열 제거와 용융물 층과 반구 내부에서 전도에 의한 열 전달이 평형 상태를 이루며 시간에 따라 냉각되었음을 보여주며 LAVA 실험에서 나타난 간극 냉각이 LAVA-UO2-1 실험에서는 냉각수의 고갈로 인해 이루어지지 않았음을 의미한다.

그림 3.1.41은 TROI 용기 내부에서 측정된 정압 곡선을 보여준다. 초기 반응 과정에서 0.46 기압 정도 가압되었으나 냉각 과정 중 감압되어 별다른 특성을 나타내지 않았다. LAVA-UO2-1 실험에서 측정된 동압 곡선도 증기 폭발의 징후를 보이지 않았다.

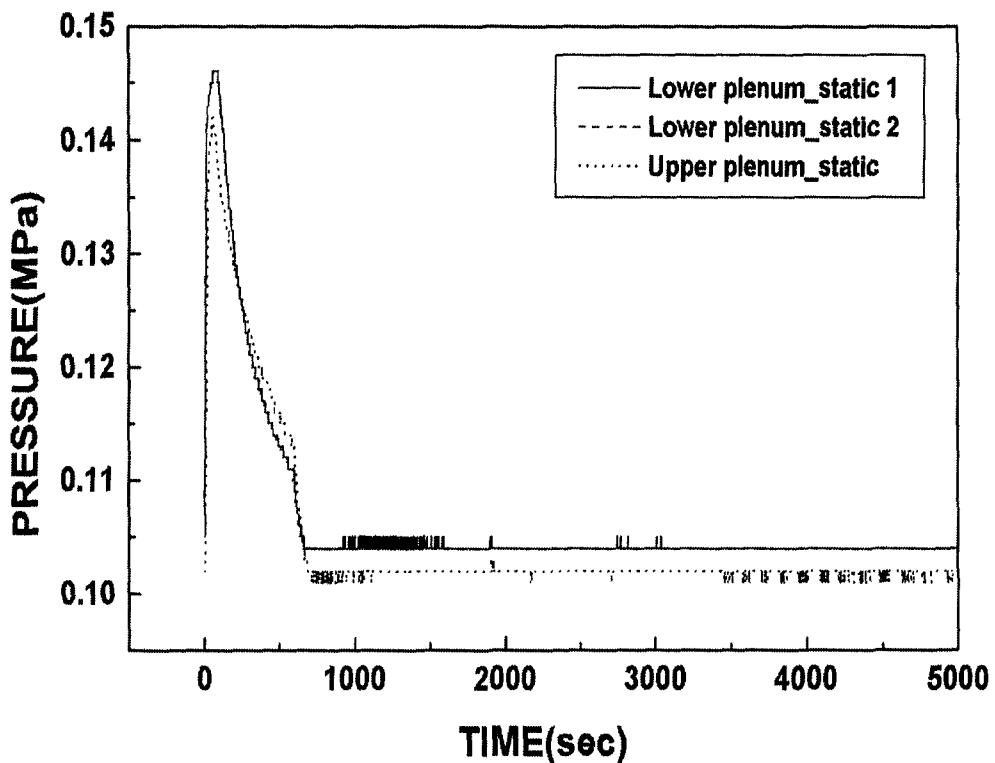


그림 3.1.41 TROI 용기 내부에서 측정된 정압 곡선

#### 4. 노내 내부 간극 냉각 실험의 분석

중대사고 시 원자로 용기 내부에서 노심 용융물과 반구 내벽 사이에 간극을 통한 냉각 가능성을 규명하기 위하여 LAVA 실험, LMP200 실험 그리고 LAVA-UO2-1 실험을 수행하였다. 원자로 용기 내부에서 용융물의 거동은 용융물의 재배치 과정과 용융물 풀 형성 후 간극의 생성 및 간극을 통한 냉각 과정으로 구분할 수 있다. 따라서 노내 노심용융물의 간극 냉각 가능성을 평가하기 위해서는 용융물의 재배치 과정과 간극의 형성 그리고 간극을 통한 냉각 특성을 종합적으로 분석하여야 한다. 이에 대한 종합적인 실험 결과 분석과 더불어 LMP200 실험과 LAVA-UO2-1 실험 결과를 이용하여 용융물과 반구의 기하학적 구조와 용융물 성분의 열적, 재료적 특성이 간극 냉각 기구에 미치는 영향에 대한 분석을 수행하였다.

##### 가. 용융물의 재배치 과정 및 용융물 풀의 형성

용융물의 재배치 과정은 재배치 과정 중에 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율과 용융물 파편층의 형성을 결정하는 단계로서 결국 용융물 풀의 형성 및 초기에 반구 내벽에 가해지는 열적 부하를 좌우한다. LAVA 실험에서 용융물 파편층의 생성율은 냉각수의 초기 아냉도와 수위에 따라 차이를 나타냈다.

용융물 파편층 입자의 대부분은  $Al_2O_3$  용융물이었으며 용융물 파편층 입자의 증가는 냉각수로 활발한 열 전달로 이어져서 LAVA 실험 용기 내부의 압력 상승을 주도하였다. 용융물 재배치 과정에서 전체 용융물 질량의 10 ~ 20% 가량이 입자화되었고 전체 열 에너지의 15.5 ~ 47.5 % 정도가 냉각수로 전달되었다.  $Al_2O_3/Fe$  용융물 실험에 비해  $Al_2O_3$  용융물을 이용한 실험에서 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율이 증가하였고  $Al_2O_3$  용융물을 이용한 실험에서는 용융물 파편층이 많이 생성된 실험에서 열 에너지의 전달 비율이 증가하였다.

LMP200-1 실험과 LMP200-2 실험에서 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율은 각각 14.2 %, 19.2 % 였다. 이 값은 냉각수 수위가 낮았던 LAVA-8 실험 결과와 비슷한 값을 나타낸다. LAVA-8 실험에서 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율은 15.5 % 였다. LAVA-8 실험을 제외한 LAVA 실험의 경우는 용융물의 질량과 냉각수의 질량비가 약 1:8 이었던 것에 비해 LAVA-8 실험과 LMP200-1, 2 실험에서는 질량비가

1:3 이하여서 재배치 과정 중 에너지 전달 비율이 낮아진 것으로 생각된다. 용융물 파편층의 증가와 이에 따른 냉각수로 전달되는 열 에너지의 증가는 재배치 과정 후 용융물 풀의 열 에너지 양을 감소시켜 결국 반구 내부로 전달되는 초기 열적 부하를 감소시키는 역할을 하였다.

#### 나. 간극의 형성

LAVA 실험에서 반구의 중앙 절단 단면에 대한 관측과 초음파 계측을 통한 간극 크기의 측정 그리고 반구의 변형 거동에 대한 분석을 종합하면 반구 내, 외부에 압력 부하가 존재하는 경우 실험 조건에 상관없이 용융물과 반구 내벽 사이에서 간극이 형성되었음을 알 수 있다. 용융물과 반구 내벽의 경계 면의 굴곡과 틈새에 의해 간극은 다양한 크기를 가지나 대략 1 ~ 5 mm 크기의 간극이 형성되었다.  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에서는 용융물과 반구 사이의 열적, 재료적 특성의 차이 때문에 간극의 형성이 용이하였고 간극의 크기도  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주입한 실험에 비해 크게 측정되었다.  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 실험의 경우는  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에 비해 반구가 고온 상태로 가열되어 반구 내, 외부의 압력 부하가 반구의 팽창과 간극의 형성을 좌우하였다. 그리고 용융물과 반구 내벽 사이에 용접된 부분도 존재하여 전체적인 간극의 크기 및 형성 정도가  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에 비해 낮게 나타났다. 이 같은 결과는 Fe 용융물의 과열도가  $Al_2O_3$  용융물과 비교하여 3배 이상 높고 반구와 재료적 특성이 유사하기 때문에 나타난 현상으로 여겨진다.

시험 후 분석 결과로 간극의 형성 기구를 유추할 수 없지만 접촉 초기에 용융물과 반구의 비접촉성(contact resistance)과 반구의 변형 및 용융물 피막 층의 수축 현상에 의한 복합적인 작용으로 인해 간극이 형성, 성장하였다는 것을 추론할 수 있다.

#### 다. 간극을 통한 냉각 효과

LAVA 실험에서 형성된 간극은 열 저항체로 작용하여 초기 가열 단계에서 반구의 온도 상승에 영향을 미친다. 그러나 반구의 냉각 단계에서는 용융물의 성분에 따라 실험 별로 상이한 결과가 나타났다.  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험에서는 간극이 반구 전체 면에 균일하게 분포하고 간극 내부로 냉각수가 주입되어 반구가 효과적으로 냉각되었다. 반면  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 주



입한 실험의 경우는 위치에 따라 용융물과 반구 내벽이 용접되어 간극의 형성이 불완전하여 냉각수 침투가 이루어지지 않음에 따라  $Al_2O_3$  용융물 실험에서 나타난 것과 같은 간극 냉각 특성을 보이지 않았다.

간극 내부에서 냉각수에 의해 제거되는 열량을 정량화하기 위하여 반구를 통한 전도 열 유속을 측정하였다. 그림 3.1.42는 LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 변화와 전도에 의한 열속의 변화를 보여준다. 반구가 가열되는 동안에는 열속 값이 양(+)의 값을 나타내다가 냉각 단계에서는 음(-)의 값을 나타내었다. 열속 값이 음(-)의 값을 나타낸다는 것은 간극 내부에서 열 제거에 의해 반구 내벽이 외벽 보다 빨리 냉각되었음을 의미한다. 그림 3.1.42를 보면 LAVA-9 실험의 경우 간극 내부에서 냉각수에 의해 최대  $70 \sim 260 \text{ kW/m}^2$ 의 열속으로 열 제거가 이루어졌음을 알 수 있다.

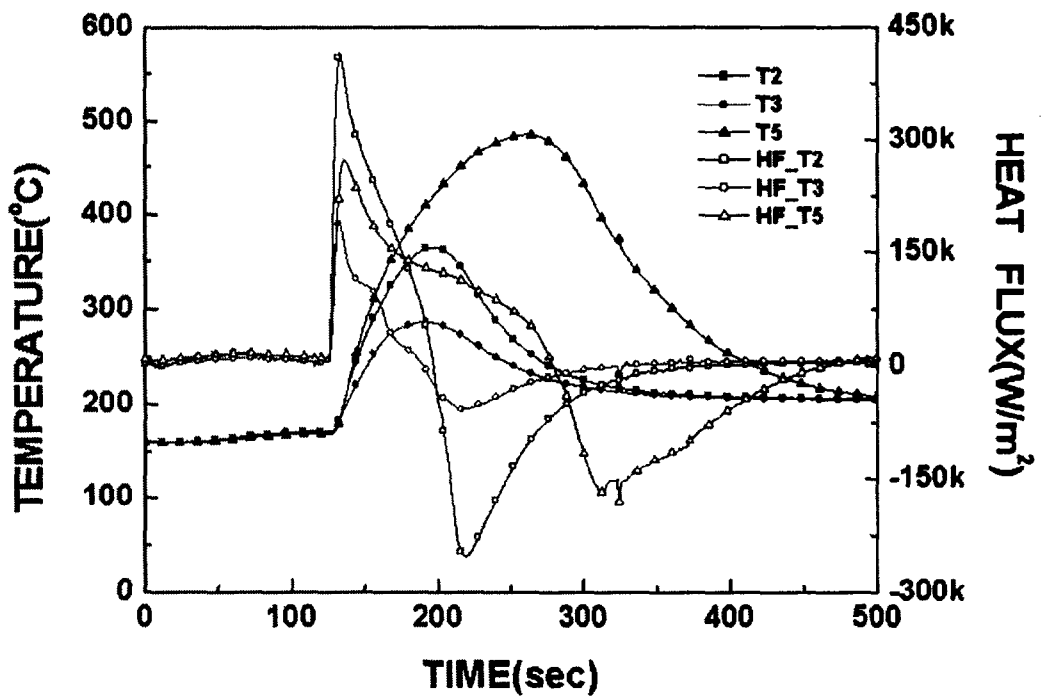


그림 3.1.42 LAVA-9 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도와 반구 내부에서 전도에 의한 열속의 비교

간극을 통한 최대 열 제거량에 대한 정량화를 위해 수행한 CCFL (Counter Current Flow Limit) 실험 결과[3.1.25, 3.1.26]를 LAVA 실험에 적용하여 간극 내부에서 제거될 수 있는 최대 열량을 계산하였다. CCFL 실험 결과는 반구 형 미세 간극 내부에서 제거될 수 있는 최대 열 제거 양은 간극 내부로 유입되는 냉각수의 유량과 배출되는 수증기의 유량 사이의 상관관계인 역류 유동 제한 현상에 의해 결정된다는 사실을 알려준다. 즉 간극 입구로 유입되는 냉각수의 공급량이 수증기의 배출량보다 작으면 간극 내부로 냉각수가 침투하지 못하여 열 제거가 불가능해지며 반대로 냉각수의 공급량이 수증기의 배출량보다 많으면 간극 내부로 냉각수가 원활하게 침투하게 되어 용융물과 반구 내벽이 냉각된다.

CCFL 실험에서 제시한 CCFL 상관식은 식 (3.1.5)와 같다. 간극 내부에서 냉각수와 수증기의 질량 보존 방정식은 식 (3.1.6)과 같이 표현되며 식 (3.1.5)과 (3.1.6)을 조합하면 역류 유동 제한 현상에 의해 결정되는 수증기의 최대 증기 속도( $j_{g, max}$ )를 식 (3.1.7)에서 구할 수 있다. 식 (3.1.7)에 20기압 포화 조건을 가정하여 물성치를 대입하면 최대 증기 속도는 수력학적 직경 ( $D_h$ ), 즉 간극의 크기 및 용융물 풀의 상부 직경에 의해 정의된다.

$$j_g^{*1/2} + 0.8 j_l^{*1/2} = 0.31 \quad (3.1.5)$$

$$j_g^* = j_g \sqrt{\frac{\rho_g}{gD_h(\rho_l - \rho_g)}}, \quad j_l^* = j_l \sqrt{\frac{\rho_g}{gD_h(\rho_l - \rho_g)}}$$

$$\rho_g j_g = \rho_l j_l \quad (3.1.6)$$

$$j_{g, max} = \frac{0.31^2 \sqrt{\rho_g g D_h (\rho_l - \rho_g)}}{\rho_g (1 + 0.8^4 \sqrt{\rho_g / \rho_l})^2} \quad (3.1.7)$$

여기서,  $D_h$  = 수력학적 직경(간극의 평균 원주, m)

$\rho_{l,g}$  = 물과 수증기의 밀도(kg/m<sup>3</sup>)

$j_{l,g}$  = 물과 수증기의 겉보기 속도(m/s)

식 (3.1.7)에서 구한 최대 증기 속도를 이용하여 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 제거 양( $Q_{max}$ )을 다음 식 (3.1.8)에서 계산하였다. 식 (3.1.8)을 보면 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 제거 양은 간극의 크기와 용융물 풀의 부피에 의해 결정됨을 알 수 있다.

$$Q_{max} = h_{fg} \rho_g A_{gap} j_{g, max} \quad (3.1.8)$$

여기서,  $A_{gap}$  = 간극 내부의 단면적( $m^2$ )

LAVA 실험에서 냉각수 침투 거리에 따른 반구의 냉각 특성을 분석하기 위하여 30kg과 70kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 경우에 대하여 간극 크기와 냉각수의 침투 거리에 따른 제거해야 할 용융물의 열 에너지와 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 제거 양을 비교하였다. 간극을 통해 제거해야 할 용융물의 열 에너지의 양은 재배치 과정에서 손실되는 열 에너지와 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 양을 고려하여 계산하였다. 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율은 LAVA 실험 결과를 고려하여 35.0%로 가정하였다.

반구 내부에 형성된 용융물 풀은 상부의 냉각수에 의해 일부분 냉각되고 나머지 열 에너지는 반구 내벽에 전달된다. 반구 내벽에 전달되는 열 에너지의 비율을 식 (3.1.9)와 (3.1.10)을 이용하여 계산하였다. 내부 발열이 없는 반구 형 용융물 풀에서 자연 대류에 의해 상부와 하부로 전달되는 열 에너지 비율은 COPO 실험에서 제시한 식 (3.1.9)의 Nu 수 상관식으로 표현되며 이를 이용하여 용융물 풀의 상부와 하부로 전달되는 열 에너지의 양을 식 (3.1.10)에서 계산하였다[3.1.27]. 계산 결과 LAVA 실험에서 용융물 풀의 열 에너지의 35.0 %가 반구 내벽에 전달되었다. 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 에너지 비율( $f_{relocation}$ )과 반구 내벽에 전달되는 용융물의 열 에너지 비율( $f_{dn}$ )에 대한 계산 결과를 이용하여 LAVA 실험에서 간극을 통해 제거해야 할 용융물의 열 에너지의 양을 식 (3.1.11)에서 계산하였다. 식 (3.1.11)에서 반구가 냉각되는데 소요되는 시간( $\Delta t$ )은 LAVA 실험 결과를 고려하여 250초로 가정하였다.

$$Nu_{up} = 0.25 Ra^{0.304} \quad (3.1.9a)$$

$$Nu_{dn} = 0.472 Ra^{0.22} \left( \frac{H_d}{R} \right)^{0.317} \quad (3.1.9b)$$

$$Ra = \frac{g\beta H_d^3 \Delta T}{\alpha \nu} \quad (3.1.9c)$$

$$Q_{up} = \frac{Nu_{up} k}{H_d} \Delta T \cdot A_{up} \quad (3.1.10a)$$

$$Q_{dn} = \frac{Nu_{dn} k}{H_d} \Delta T \cdot A_{dn} \quad (3.1.10b)$$

$$Q = (1 - f_{relocation}) \cdot f_{dn} \cdot M_{pool} \cdot E_{thermite} \cdot \Delta t^{-1} \quad (3.1.11)$$

여기서,  $Ra$  = 내부 발열이 없는 경우의 Rayleigh 수

$Nu_{up}$ ,  $Nu_{dn}$  = 용융물 풀 상부와 하부로 전달되는 Nu 수

$\beta$  = 용융물 풀의 열 팽창 계수(1/K)

$H_d$  = 용융물 풀의 높이(m)

$\Delta T$  = 용융물 풀의 초기 온도와 고화 온도 차이(K)

$\alpha$  = 용융물 풀의 열 확산 계수(m<sup>2</sup>/s)

$\nu$  = 용융물 풀의 동 점성 계수(m<sup>2</sup>/s)

$Q_{up}$ ,  $Q_{dn}$  = 용융물 풀 상부와 하부로 전달되는 에너지의 양(kW)

$k$  = 용융물 풀의 열 전도도(W/mK)

$A_{up}$ ,  $A_{dn}$  = 용융물 풀 상부와 하부의 단면적(m<sup>2</sup>)

$\Delta t$  = 반구가 냉각되는데 소요되는 시간(sec)

$M_{pool}$  = 용융물 풀의 질량(kg)

$E_{thermite}$  = 단위 질량 당 thermite 반응 열 에너지(kJ/kg)

그림 3.1.43은 70 kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 LAVA 실험에 대하여 제거해야 할 에너지의 양(heat removal requirement)과 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 에너지 양(maximum heat removal capacity)의 관계를 보여준다. 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 에너지의 양은 간극의 크기가 증가할수록 증가하므로 1, 2, 3mm 크기에 대하여 열 제거 능력을 비교하였다. 그림 3.1.43을 보면 1 mm와 2 mm 크기의 간극이 형성된 경우에는 반구 상

단부 끝에서 각각 70°, 55° 위치까지 냉각수가 침투하여 열 제거가 이루어질 수 있으나 그 아래 부분에서는 최대 열 제거 양보다 제거해야 할 용융물의 열 에너지가 커서 효과적인 냉각이 이루어질 수 없음을 알 수 있다. 그러나 3mm 크기의 균일한 간극이 형성되는 경우에는 70 kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 경우에 간극을 통해 용융물의 전체 열 에너지를 제거할 수 있는 것으로 나타났다.

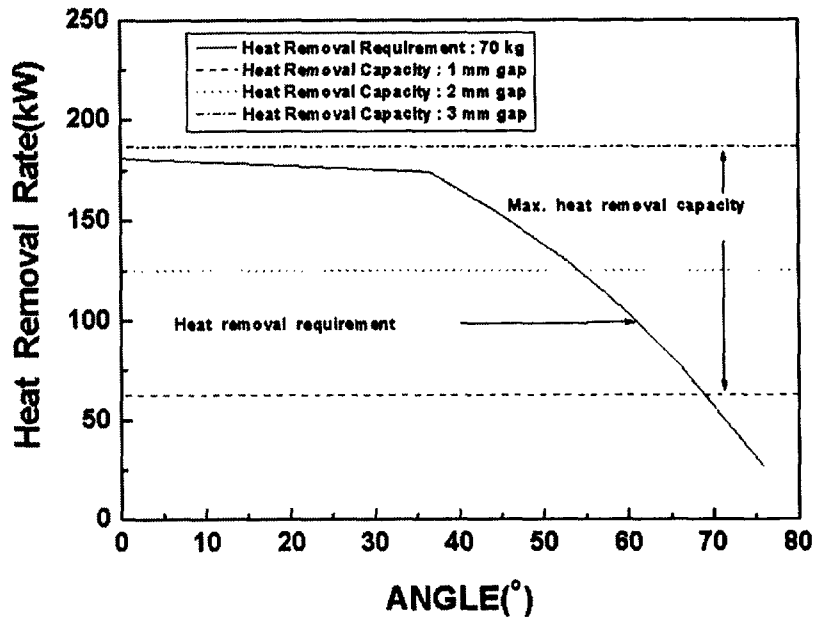


그림 3.1.43 70kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 경우에 간극을 통한 열 제거 능력

그림 3.1.44는 30 kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 LAVA 실험에 대하여 제거해야 할 에너지의 양과 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 에너지 양의 관계를 보여준다. 그림 3.1.44를 보면 1 mm 크기의 간극이 형성된 경우에는 반구 상단부 끝에서 각각 43° 위치까지는 냉각수가 침투하여 열 제거가 이루어질 수 있으나 그 아래 부분에서는 최대 열 제거 양보다 제거해야 할 용융물의 열 에너지가 커서 효과적인 냉각이 이루어질 수 없음을 알 수 있다. 그러나 2mm 크기의 균일한 간극이 형성되는 경우에는 30 kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 경우에 간극을 통해 용융물의 전체 열 에너지를 제거할 수 있는 것으로 나타났다.

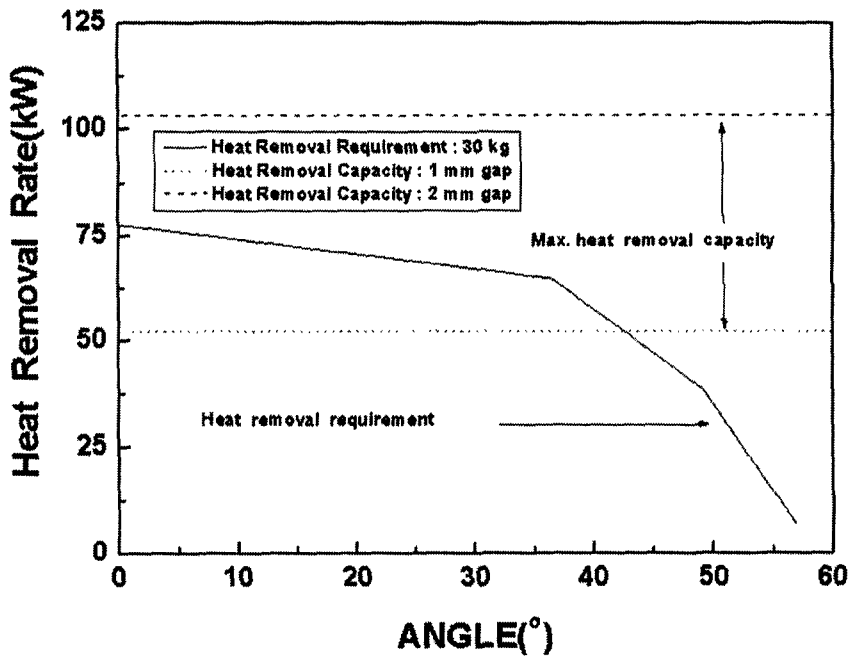


그림 3.1.44 30kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 경우에 간극을 통한 열 제거 능력

CCFL 상관식을 이용하여 LAVA 실험에서 간극 냉각 가능성을 평가한 결과 30 kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 실험의 경우는 2 mm 크기의 간극만 형성되어도 간극 냉각을 통해 반구가 효과적으로 냉각될 수 있음을 알 수 있었고 실제 LAVA 실험 결과에서도 반구 내부의 열속 변화와 반구 외벽의 온도 변화를 통해 이를 확인할 수 있었다. 반면 70 kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 경우에는 3 mm 이상의 간극이 형성되지 못하면 반구 하부까지 냉각수가 침투하지 못할 가능성이 있다. 용융물의 질량이 증가하여 냉각수 침투 거리가 증가하는 경우에는 제거해야 할 용융물의 열 에너지가 증가하여 간극 내부에서 비등 열 전달에 의해 충분한 열 제거가 이루어지지 못할 가능성을 확인하였다. 결국 간극 냉각 가능성은 간극의 크기와 반구 내부로 재배치된 용융물의 질량에 의해 좌우되며 실제 원전 사고 시 간극 냉각을 통한 노내 노심 용융물의 냉각 가능성은 사고 경위 및 조건에 따라 개별적인 냉각 가능성을 판단할 수 있을 것으로 생각된다.

## 라. 간극 냉각에서 용융물과 반구의 기하학적 영향 평가

LAVA 실험 결과와 LAVA 실험에 대한 간극 냉각의 가능성 평가 결과 용융물의 질량이 증가한 경우는 반구 하부에서 효과적인 냉각이 이루어지지 않았다. 용융물의 질량과 반구의 규격이 증가한 경우에 간극의 형성 및 이를 통한 냉각 가능성의 규명은 간극 냉각 방안을 사고 관리 전략으로 구체화하기 위한 필수적인 사항이며 이를 위해 LAVA 대형 용융물 실험(LMP200 실험)을 수행하였다. LMP200 실험에서 반구의 온도 거동을 보면 LAVA 실험에서 보여진 간극 냉각 특성이 나타나지 않았다.  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 LMP200-1 실험의 경우에는 반구 하부에서 간극이 형성되지 못하여 간극 냉각이 이루어지지 않은 것으로 생각된다. 200 kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 LMP200-2 실험의 경우에도 LAVA 실험에 비해 용융물의 질량이 증가하여 반구 하부에서 간극의 형성이 용이하지 못하고 간극 내부에서 제거해야 할 열 에너지가 커서 간극 내부로 냉각수가 원활하게 침투하지 못한 것으로 판단된다. 그리고 LMP200 실험의 경우는 용융물과 냉각수의 질량 비율이 1:3 으로서 1:8인 LAVA 실험에 비해 커짐에 따라 용융물 재배치 과정 중 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율이 LAVA 실험 보다 작아서 결국 반구 내부에 가해지는 용융물의 열 에너지가 증가하여 냉각 관점에서는 부정적인 영향을 미친 것으로 판단된다.

LMP200 실험에서 용융물의 질량과 반구 규격의 증가가 간극 냉각 가능성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 LAVA 실험 결과 분석에 적용한 CCFL 상관식을 이용한 간극 냉각 가능성 평가를 수행하였다. 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 제거 양은 식 (3.1.5) ~ (3.1.8)을 이용하여 계산하였으며 제거해야 할 용융물의 열 에너지는 식 (3.1.9) ~ (3.1.11)을 이용하여 계산하였다. 식 (3.1.10)을 이용하여 계산한 용융물 풀 내부에서 자연 대류 열전달에 의해 반구 내벽에 가해지는 열 에너지의 비율은 LAVA 실험의 경우 35% 였으나 LMP200 실험에서는 38%로 계산되었다. 그리고 식 (3.1.11)에서 반구가 냉각되는데 소요되는 시간과 용융물 재배치 과정 중에 냉각수로 전달되는 열 에너지의 비율은 LMP200-1, 2 실험 결과를 고려하여 각각 1000초와 20%로 가정하였다.

그림 3.1.45는 LAVA 실험과 LMP200 실험에 대하여 CCFL 상관식을 이용하여 구한 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 제거 양의 비교를 보여준다. 간극의 크기가 증가할수록 제거될 수 있는 열량이 증가하며 용융물

의 질량이 증가할수록 간극 내부의 단면적이 증가하여 최대 열 제거 양이 증가함을 알 수 있다. 그림 3.1.45를 보면 동일한 간극 크기와 용융물의 질량에 대하여 LMP200 실험의 경우가 LAVA 실험에 비해 간극을 통해 제거할 수 있는 열 에너지의 양이 상대적으로 크다는 것을 알 수 있다. LMP200 반구의 내부 직경이 LAVA 반구의 내부 직경보다 커서 같은 질량의 용융물이 반구 내부에 주입되어도 LMP200 실험의 경우가 용융물 층의 높이가 낮기 때문에 간극 내부에서 제거할 수 있는 열 에너지가 증가한 것이다.

그림 3.1.45를 보면 용융물의 질량이 증가할수록 간극 내부에서 제거할 수 있는 열 에너지의 양이 증가함을 알 수 있다. 그러나 용융물의 질량이 증가할수록 제거해야 할 열 에너지의 양도 증가하므로 용융물의 전체 열 에너지와 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 제거 양에 대한 상대 평가가 이루어져야 한다. 특히 용융물의 질량이 증가하면 간극 내부로 냉각수의 침투 거리가 증가하여 반구 하부까지 냉각수가 침투하지 못할 가능성이 존재한다. 냉각수 침투 거리에 따른 냉각 특성의 차이는 LAVA 실험 결과에서도 나타났으며 LMP200 실험에 대하여 이에 대한 분석을 수행하였다.

LMP200 실험에서 냉각수 침투 거리에 따른 반구의 냉각 특성을 분석하기 위하여 200kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 경우에 대하여 간극 크기와 냉각수의 침투 거리에 따른 제거해야 할 용융물의 열 에너지와 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 제거 양을 비교하였다. 그림 3.1.46은 200kg의  $Al_2O_3$  용융물이 주입된 LMP200 실험에 대하여 제거해야 할 에너지의 양 (heat removal requirement)과 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 에너지 양(maximum heat removal capacity)의 관계를 보여준다. 그림 3.1.46을 보면 3mm 크기의 균일한 간극이 형성되는 경우는 반구 하부에서도 냉각수가 침투하여 냉각이 이루어지는 것을 알 수 있다. 그러나 1, 2mm 크기의 간극이 형성되면 간극 내부로 침투할 수 있는 냉각수의 침투 거리가 제한되어 위치에 따라 냉각 특성이 달라진다. 그림 3.1.46의 최대 열 제거 양과 간극 냉각으로 제거할 수 있는 열 에너지의 상관 관계는 1, 2mm 크기의 간극에 대하여 각각 반구 상단에서  $57^\circ$ ,  $10^\circ$  동심원 위치까지만 냉각수가 침투하여 효과적인 열 제거가 이루어졌음을 보여준다.



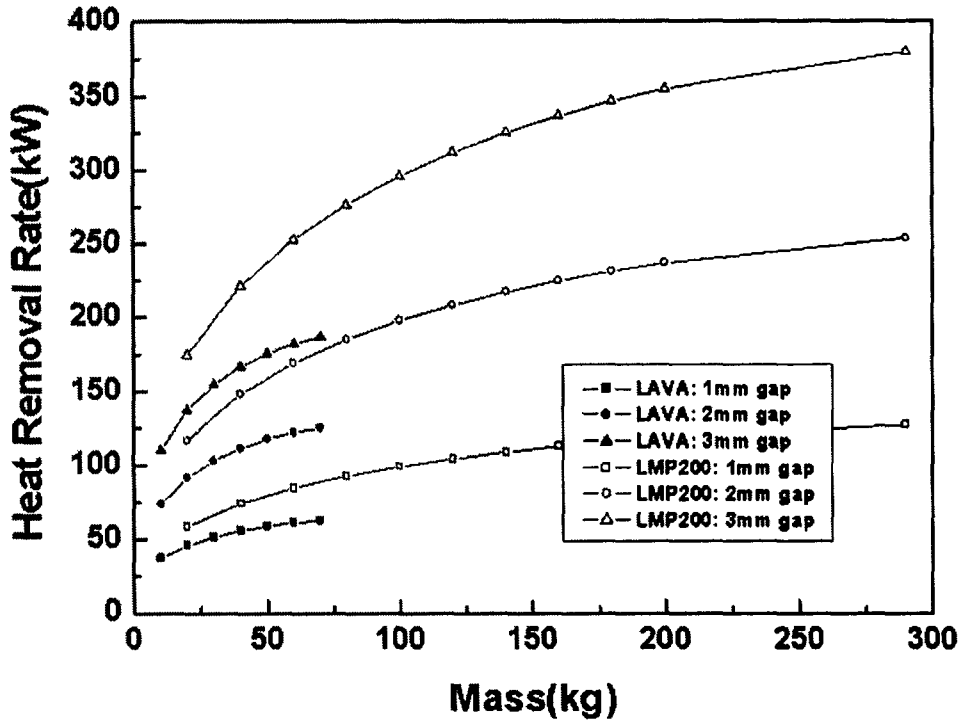


그림 3.1.45 LAVA 실험과 LMP200 실험에서 CCFL 상관식을 이용하여 구한 최대 열 제거량의 비교

LMP200 실험 결과도 반구 하부에서는 간극의 크기가 1 mm 전후를 나타내어 해석 결과에서 나타난 바와 같이 냉각수가 침투하지 못한 것으로 판단된다. LMP200 실험 결과와 이에 대한 냉각 가능성 평가 결과 간극 냉각 가능성은 간극의 크기가 결정한다는 사실을 확인하였으며 기존 LAVA 실험에 비해 LMP200 실험과 같이 많은 양의 용융물이 주입되는 경우에는 간극이 형성되기가 어렵다는 사실을 확인하였다.  $Al_2O_3/Fe$  혼합 용융물을 주입한 LMP200-1 실험 결과를 보면 용융물의 질량뿐만 아니라 주입 용융물의 성분이 간극을 형성시키는데 결정적인 역할을 한다는 사실을 다시 한번 확인하였다. 결론적으로 LMP200 실험 결과를 종합하면 용융물의 질량과 반구의 규격이 증가하면 제거해야 할 열 에너지가 증가하여 반구 하부에서는 간극 냉각이 이루어지지 않을 가능성이 커진다. 이는 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 주입한 LAVA 실험에서 나타난 결과와 일치한다.

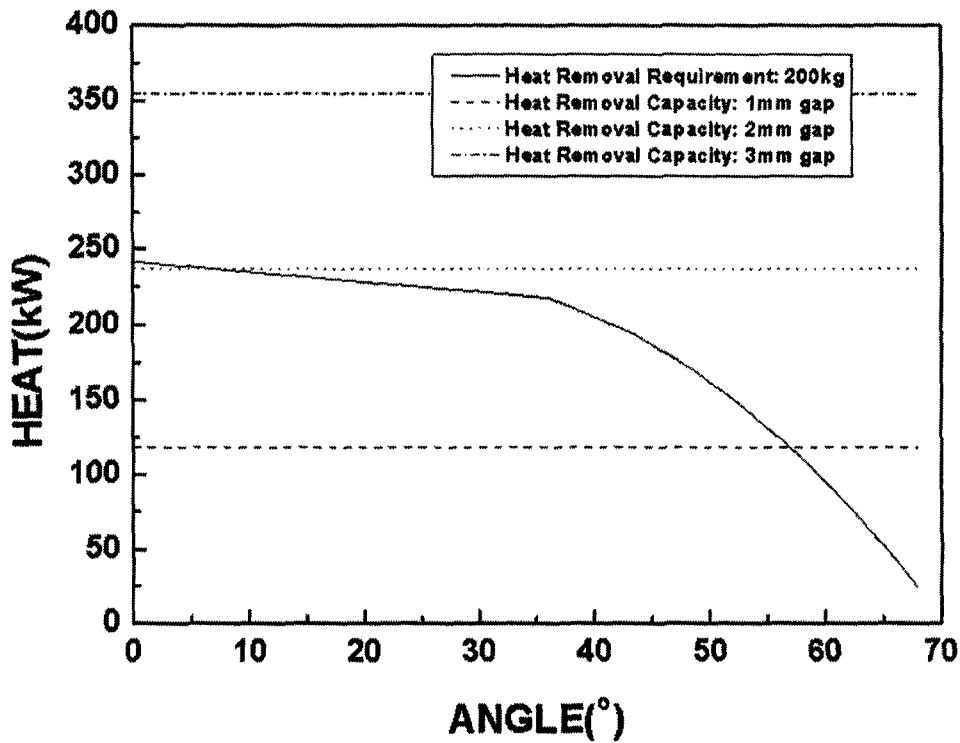


그림 3.1.46 200kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물이 주입된 경우에 간극을 통한 최대 열 제거 능력

라. 간극 냉각에서 용융물의 물성치 영향 평가

LAVA 실험에서 나타난 간극 냉각 특성이 실제 원전의 핵연료 용융물인 UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> 용융물의 경우에도 적용할 수 있는가를 확인하기 위하여 LAVA-UO2-1 실험을 수행하였다. 재배치 과정 후 UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> 용융물은 반구 내부에 온전한 덩어리 형태로 존재하였고 반구 내벽과 쉽게 분리되어 간극이 형성되었음을 확인할 수 있었다. 그리고 용융물 풀 내부는 기존 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물과 같이 다공이 많이 존재함을 관측할 수 있었다. UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> 용융물 풀 내부에 다공성이 크고 반구 내벽과 쉽게 분리되어 간극이 형성되었다는 사실은 실제 원전 사고 시에도 노심용융물과 원자로 용기 하부 반구 사이에 간극이 형성되어 간극 냉각이 이루어질 수 있다는 사실을 보여준다. UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> 용융물을 이용하여 용융물과 냉각수의 반응(FCI) 실험을 수행한

FARO 실험[3.1.28] 결과에서도 실험 후 고화 용융물과 반응 용기가 쉽게 분리되어 간극이 형성되었음을 보고하였다.

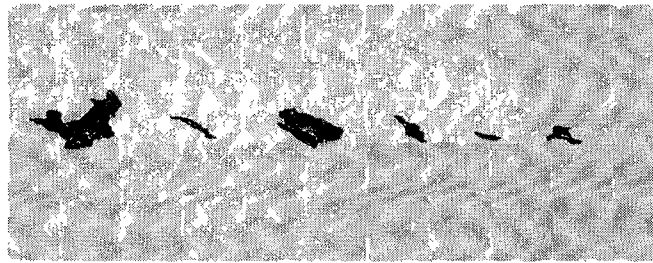
LAVA-UO2-1 실험에서  $\text{UO}_2/\text{ZrO}_2$  용융물은 재배치 과정 중에 냉각수와 격렬한 FCI 반응을 거치면서 상당 부분 냉각되어 반구 외벽의 최고온도가 LAVA 실험과 비교하면 1/2 ~ 1/3의 범위를 나타내었다. 이는  $\text{UO}_2/\text{ZrO}_2$  용융물이  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물과 비교하여 재배치 과정 중에 보다 격렬한 FCI 과정을 겪는다는 사실을 보여준다. 재배치 과정 중에 냉각수로 전달되는 열 에너지는 용융물 풀 형성 후 반구 내벽에 가해지는 열적 부하를 결정하므로 용융물과 반구의 냉각 관점에서 긍정적인 요인으로 작용한다.

그림 3.1.47은 대표적인  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물 파편층과  $\text{UO}_2$  용융물 파편층의 모습을 보여준다. LAVA 실험에서  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물 파편층의 형상이 원형에 가깝고 비교적 단단했던 것에 비해 LAVA-UO2-1 실험에서  $\text{UO}_2$  용융물 파편층의 모습은 길고 불규칙한 형태를 나타내며 취성이 약해서 쉽게 부서졌다.  $\text{UO}_2$  용융물 파편층의 모습이 길고 불규칙한 형태를 띄는 것은 FARO 실험 결과와 일치한다.  $\text{UO}_2$  용융물 파편층의 모습이  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물 파편층에 비해 대체로 얇은 형태를 나타냈는데 이같은 결과는 재배치 과정 중 급격하게 냉각되었음을 보여준다.

핵연료 용융물과  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물은 위에서 언급한 용융물의 재료 특성뿐만 아니라 열역학적 물성 차이도 존재한다. 노심용융물은  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물에 비해 열 용량(heat capacity)가 3배 이상 작고 열 전도도(conductivity)는 1/2 이하를 갖는다. 이에 따라 융합 열(fusion heat)과 현열(sensible heat)을 합한 단위 질량 당 열 에너지는 노심용융물의 경우는 1.78 MJ/kg 이며  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물은 4.3 MJ/kg으로서  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물이 노심용융물에 비해 단위 질량 당 내포하는 열 에너지가 2배 이상 크다. 비록  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물이 노심용융물과는 달리 잔열을 갖고 있지 못하여 지속적으로 반구 내벽에 열 에너지를 전달할 수는 없지만 초기 냉각 과정에서는 노심용융물에 비해 반구 내벽에 가해진 열 에너지가 클 수 있다는 사실을 알 수 있다. 100kg의  $\text{UO}_2$  용융물을 사용하여 실험한 FARO-BLOKKER 실험 결과[3.1.29]도  $\text{UO}_2$  용융물의 열 에너지가 그다지 크지 못하다는 것을 보여준다. FARO-BLOKKER 실험에서는 100kg의  $\text{UO}_2$  용융물을 냉각수가 존재하지 않는 40 mm 두께의 평판에 주입하였으나 평판 내부가 전혀 용발되지 않았다.



(a)  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물 파편층 입자의 사진



(b)  $\text{UO}_2$  용융물 파편층 입자의 사진

그림 3.1.47 대표적인  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물 파편층과  $\text{UO}_2$  용융물 파편층의 사진

LAVA-UO2-1 실험을 통하여 실제 원전 핵연료 물질인  $\text{UO}_2/\text{ZrO}_2$  용융물은  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물과 비교하여 재배치 과정 중에 냉각수에 전달되는 열에너지의 양과 용융물 풀 내부의 다공성이 크고 용융물 피막층과 반구 내벽 사이에서 간극이 뚜렷하게 형성되었음을 확인하였다. 용융물과 반구가 접촉하는 초기에 간극이 형성되는데 영향을 미치는 주요한 인자로 용융물의 고화(solidification)와 이에 따른 수축 현상(volume reduction)을 들 수 있다. 용융물의 고화와 수축 정도는 온도에 따른 밀도의 변화에 의해 결정된다.  $\text{UO}_2$  용융물의 경우 액화 온도(liquidus temperature)를 전후하여 약 2000

$\text{kg/m}^3$ 의 밀도 값의 변화가 발생하는 반면  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물의 경우는 밀도 값의 변화가 약  $700 \text{ kg/m}^3$  정도로 작아서  $\text{UO}_2$  용융물의 수축 정도가 더 크다. 용융물의 수축 정도가 크다는 것은 궁극적으로 용융물과 반구 내벽 사이에 간극이 형성될 가능성이 크다는 사실을 의미한다. 결국  $\text{UO}_2/\text{ZrO}_2$  용융물의 열역학적 물성의 특성을 고려하면  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물에 비해 반구 내부에서 간극이 형성될 가능성과 간극을 통한 냉각에 의해 노심용융물과 반구가 냉각될 수 있는 가능성이 크다는 사실을 알 수 있다. 그러므로 본 연구에서 수행한  $\text{Al}_2\text{O}_3$  thermite 상사 용융물을 이용한 간극 냉각 검증 실험은 간극의 형성 및 간극 냉각 관점에서 실제 원전 사고 경우보다 보수적인 조건에서 이루어졌음을 알 수 있다.

## 제 2 절 원자로 반구 간극을 통한 냉각기구 실험 연구

본 연구는 TMI-2 원전의 노심용융 사고시 노심용융물이 원자로용기 하 반구로 재배치된 후 원자로용기가 파손되지 않고 단시간 내에 냉각을 10~100 °C/min로 냉각된 현상을 규명하기 위하여 노심용융물 간극 냉각 모사 실험과 해석 모델 개발을 수행하는 것이다. 노심용융물 노내냉각 기본 원리는 고온의 핵연료가 원자로용기 하부로 용융되어 내려오면 핵연료(산화물질)와 원자로 물질(금속물)간의 물성 차이로 노심용융물은 수축하고 원자로는 고온 상태에서 원자로용기 내·외부 압력차이로 팽창하게 되며, 이러한 과정에서 노심용융물과 원자로 사이에 생길 수 있는 좁은 간극(gap)으로 냉각수가 스며들어 노심용융물이 냉각되는 것이다. 이때 간극에서의 비등 열전달 양이 임계열속(CHF: Critical Heat Flux)을 일으키는 임계출력(critical power)을 넘게 되면 표면온도가 급격하게 상승하여 원자로용기 파손 위험을 초래할 수 있으므로 반구 쪽으로 전달되는 열량이 임계출력 값보다 작아야 용융물이 냉각상태를 유지하여 원자로용기 건전성을 유지할 수 있다.

반구형 간극에서의 임계출력을 연구하기 위해서는 반구형 간극 내에서 비등하는 유체의 수력학적 현상을 이해하는 것이 매우 중요하다. 따라서 본 연구에서는 CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험과 일련의 개별효과 실험을 통하여 간극을 통한 최대 열제거량을 정량화하였으며, 간극냉각 메커니즘을 제시하였다.

반구형 히터와 이를 담고 있는 유리용기 사이에 형성된 간극에서 비등하는 이상유체를 가시화하고 CHF를 일으키는 수력학적 현상을 관찰하기 위해 VISU 실험을 수행하였다. 이 VISU 실험을 통하여 간극에서 발생된 증기는 간극 상단에서 들어오는 물과 역류유동을 이루어 CCFL(Counter Current Flow Limitation)이 일어남을 관찰하였으며, 이 CCFL 현상에 의하여 간극냉각이 지배된다는 사실을 확인하였다.

간극냉각에 있어서 CCFL 현상의 중요성을 발견함에 따라, 작은 간극을 가진 대형 환상관에서의 CCFL 실험을 수행하여 Wallis 인자를 기초로 CCFL 상관식 개발하였다. 이와 같은 결과는 반구형 간극에서의 임계출력 상관식을 개발하는데 기초정보로 사용되었으며, 결과적으로 CCFL이 반구형 히터표면에 전역건조를 일으키는 기구라는 사실을 증명할 수 있었다.

이러한 VISU 및 CCFL 실험결과를 기초로 하여 반구형 간극에서의 임

계출력(critical power)값을 정량화하는 CHF(Critical Heat Flux in Gap) 실험을 수행하였다. 이 실험은 전 세계적으로 유일한 반구형 발열체 주변에 형성된 좁은 간극을 통해서 제거할 수 있는 최대 열속값을 정량화한 실험이다. 본 실험 수행의 목적은 반구형 간극에 있을 수 있는 고유의 냉각기구를 밝히고 이러한 구조에 적용 가능한 임계열속 상관식을 개발하여 반구형 간극을 통하여 제거할 수 있는 최대열량을 결정하는 것이다. 평판 간극이나 곡면 간극에서의 임계열속 실험에 관한 자료는 다소 있으나 반구형 간극에서 수행된 연구결과는 전혀 없으며, 단지 구형 간극에 대하여 실험한 것이 하나 있을 뿐이다. 본 실험은 증류수와 비등점이 낮은 프레온 R-113을 이용하여 간극의 크기(0.5, 1.0, 2.0, 5.0, 10.0 mm)와 계통압력(1-10 기압)에 따라 수행하였다. 이들 실험결과를 평판과 환형 및 반구형 간극에서 개발된 기존 상관식과 종합적으로 비교·분석하였다. 또한 프레온 R-113 실험결과는 증류수 실험결과와 비교·분석하였다. 또한 증류수 실험결과를 이용하여 반구형 간극에 적용할 수 있는 상관식을 임계열속 무차원수를 도입하여 개발하였다.

반구형 소형간극에서의 냉각과정을 관찰하는 실험(quenching)을 통하여 간극을 통한 냉각과정의 모델을 제시하였다. 간극으로의 냉각수의 유입은 CCFL (Counter Current Flow Limitation)에 의해 제한되며, Leidenfrost 온도 이하로 떨어진 벽면을 따라 먼저 침투함을 확인하였다.

원자로 외벽냉각조건을 모사하기 위해 정사각형의 구리시편을 제작하여, 대기압조건에서 수직, 상향, 하향 가열면에서의 수조비동에 대한 임계열속 및 열전달 계수를 측정하고, 기포거동을 가시화하는 실험을 수행하였다. 실험에서 측정된 열전달 자료를 Rohsenow 상관식을 이용하여 해석하였으며, Nishikawa 실험과도 비교하였다. 고속 디지털 카메라를 이용하여 기포거동을 가시화하여, 기포거동이 크게 isolated bubble layer와 wave bubble layer로 나뉘는 것을 관찰하였다.

실규모 대형 실험의 경우 3차원 실험의 한계로 2차원 실험이 수행되어 왔으나, 2차원과 3차원 간극냉각 현상의 비교를 통하여 2차원 실험 결과를 실제 3차원 반구 모형에 적용하는데는 엄밀한 평가가 필요함을 발견하였다. 2차원 간극냉각 실험은 3차원 실험과 정량적인 임계 열속값에서 뿐만 아니라 건조영역의 전파과정에서도 차이를 가지고 있었다.

## 1. CHFQ 간극 냉각 기구 실험

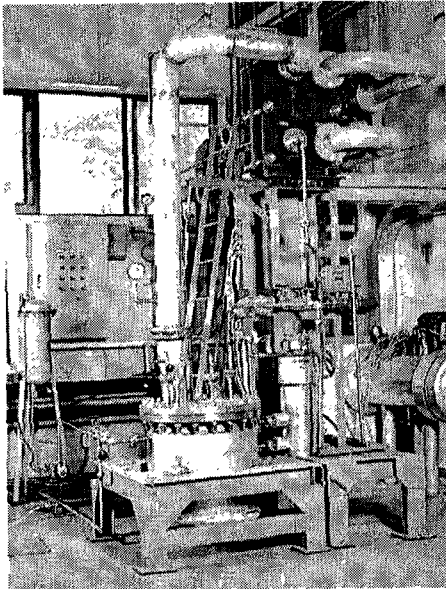
### 가. 간극에서의 임계출력 실험 (CHFQ 실험) [3.2.1~2]

#### (1) 실험개요

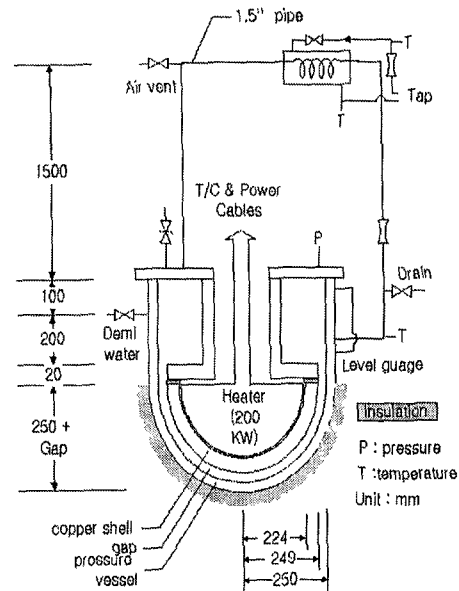
본 실험의 목적은 구형 간극에서의 임계 출력값을 정량화하는 것이다. 평판 간극이나 곡면 간극에서의 임계열속에 대한 실험은 지금까지 다소 수행되었으나 반구형 간극에서의 임계 열속에 대한 실험은 지금까지 전혀 수행되지 않았기 때문에 연구가 필요하다.

CHFQ(Critical Heat Flux in Gap) 실험은 반구형 간극에서 실험인자인 간극의 크기(0.5, 1.0, 2.0, 5.0, 10 mm)와 계통 압력(1-10 기압)에 대하여 증류수와 프레온 R-113을 이용하여 임계출력을 결정하고 온도분포 해석을 통하여 반구형 간극에서의 냉각기구를 규명하는 것이다. 본 실험에서 측정된 임계출력값을 기존의 평판 간극이나 곡면 간극에서의 임계열속 실험결과와 비교·분석하였으며, 증류수 임계 열출력값과 R-113 임계 열속값도 비교·분석하였다.

#### (2) 실험장치 및 방법



(a) 실험장치 전체사진



(b) 실험장치 구성 및 제원

그림 3.2.1 CHFQ 실험장치



그림 3.2.1은 CHFG 실험장치의 구성도를 보여주고 있으며, 본 실험장치의 상세한 도면은 KAERI 기술보고서 KAERI/TR-1027/98[3.2.1], KAERI/TR-1321/99[3.2.2]에 나타나 있다. 본 실험장치는 실험용기, 냉각수 주입계통, 밀폐 냉각수 유동계통, 열교환기, 열교환기 2차측 냉각수 유동계통, 실험결과 획득 및 처리장치(DAS: Data Acquisition System)로 구성하였다. 실험용기는 그림 3.2.1 (b) 에서 보는 바와 같이 반구형 전기히터, 반구형 구리곽(shell)의 내부용기, 외부 압력용기로 구성하였다.

전기 히터는 반구형 구리곽 내부용기 내에 위치하며, 초기 저출력 실험에서는 최대출력 32 kW, 440V 3상 전원에 작동하는 여러 개의 열선을 황동으로 몰딩시켜 제작하였다. 히터의 열선은 반구의 동심축 주변으로 반구 표면을 따라 표면쪽과 그보다 더 안쪽에 두 겹으로 설치하였다. 두 겹으로 설치한 히터의 출력은 제어실에서 2 개의 SCR을 이용하여 독립적으로 제어할 수 있으며, 내부용기 외부표면의 최대 열속은  $82.1 \text{ kW/m}^2$ 이다. 간극과 압력이 커질수록 더 많은 출력을 필요로 하여 히터의 구조를 변경하였다. 즉, 반경 224mm의 황동반구의 반경 46.0, 93.9, 138, 183mm 위치에 직경 22.4mm(1 in.)의 구멍을 뚫고 여기에 Watlow 社의 봉히터를 끼운 형태의 히터블럭을 제작하였다. 위치별 히터의 제원은 표 3.2.1과 같으며, 4개의 영역별로 각각 출력조절이 가능하도록 하였다. 총 히터용량은 198.6kW이며, 최대 열속은  $509.8 \text{ kW/m}^2$  이다.

표 3.2.1 CHFG용 봉히터의 설치위치에 따른 사양 및 개수

| 그룹 | 설치위치      | 크 기          | 입 력      | 출 력    | 개 수 | 총출력     |
|----|-----------|--------------|----------|--------|-----|---------|
| A  | 반경 46.0mm | 1"dia×8.0"L  | 440V, 3상 | 4.4 kW | 8   | 26.4 kW |
| B  | 반경 93.9mm | 1"dia×7.5"L  | 440V, 3상 | 4.1 kW | 12  | 49.2 kW |
| C  | 반경 138mm  | 1"dia×6.5"L  | 440V, 3상 | 3.5 kW | 18  | 63.0 kW |
| D  | 반경 183mm  | 1"dia×4.75"L | 440V, 3상 | 2.5 kW | 24  | 60.0 kW |

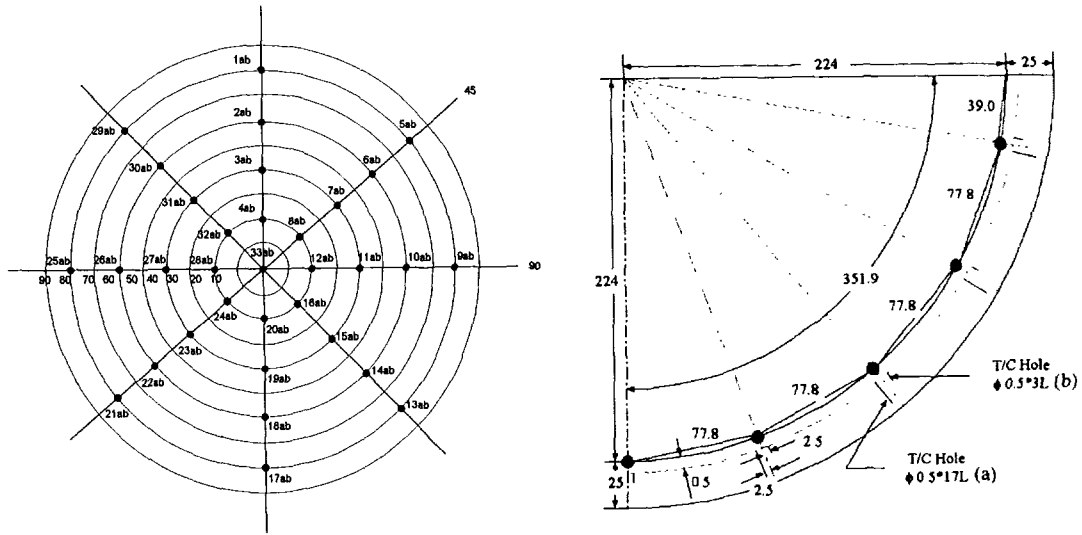
내부 구리반구는 제작 정밀도를 높이기 위하여 CNC 선반으로 정밀하게 가공하여 제작하였다. 내부 구리용기의 두께와 외경은 각각 25 mm, 498

mm이며, 히터에서 발생된 열은 구리곽을 통해 외부의 간극으로 전달되므로 히터는 구리곽의 안쪽 표면과 잘 접촉하도록 제작하였다.

외부 강철 압력용기는 내부 구리용기와의 사이에 0.5, 1.0, 2.0, 5.0, 10 mm의 간극을 형성할 수 있도록 직경을 각각 달리하는 5개의 용기를 제작하였다. 즉, 실험인자인 간극의 크기는 외부 압력용기를 교체하면서 설치하여 조절할 수 있게 하였다. 외부 압력용기는 내부 구리반구와의 사이에 균일한 간극을 만들고 반구형 부분과 원통형 부분이 정확하게 같은 표면상에 위치할 수 있도록 하기 위해서 하부의 반구 부분, 중간의 원통 부분, 상단의 플렌지 부분으로 구분한 후 강철 주물로 한 몸체로 제작하였다. 이후 내부 구리반구와 같이 제작 정밀도를 높이기 위하여 CNC 선반으로 가공하였다. 실험에서의 간극의 크기는 매우 작으므로 냉각수의 비등점에서도 이 간극이 균일하게 유지되도록 하기 위하여 바닥으로부터 45도 위치에 등 간격으로 90도 네 방향에 약 5 mm×5 mm 크기의 핀을 설치하였다. 이 핀의 두께는 실험에서의 간극의 크기(0.5, 1.0, 2.0, 5.0, 10 mm)와 동일하다.

냉각수 주입계통은 실험 수행전에 실험용기 내에 냉각수인 증류수와 프레온 R-113을 주입하는 계통으로서 탱크와 고압 주입펌프로 구성하였다. 냉각수 유동계통은 실험과 동시에 밀폐계통을 유지하며 실험용기에서 생성된 기포가 열교환기에서 응축되어 다시 실험용기로 돌아오는 유로이다. 열교환기는 1차측의 비등된 증류수와 R-113을 응축시킬수 있도록 2차측에 외부냉각수인 물을 공급하고 이 냉각수량을 조절하여 1차측 압력을 조절할 수 있도록 하였다. 실험용기 내에는 수위 측정기가 설치되어 있어서 히터가 항상 물 속에 잠겨 있도록 운전하여 히터가 과열로 손상되는 것을 방지하였다.

실험수행 중 간극에서의 임계출력 발생여부는 내부 구리반구에 설치한 K형 열전대로 감지하였으며 그 위치는 그림 3.2.2에 나타나 있다. 열전대는 각 위치에 두개씩 설치하였으므로 이들로부터 열속을 계산할 수 있도록 하였다. 실험장치의 성능운전 결과 33 곳에 설치된 열전대 쌍으로부터 측정된 열속의 변화폭이 20% 내로 나타나 내부 구리용기 표면에서의 열속 분포는 비교적 균일하다고 할 수 있다. 히터에서 발생된 총 열량은 히터 제어기에서 알려주는 전압과 전류량을 측정하여 계산하였다. 외부 압력용기에도 하부 중심과 위도 45도, 경도 0, 90, 180, 270도 위치에 간극으로부터 깊이 5, 15mm의 열전대 쌍을 설치하여 (총 10개의 열전대) 열손실을 측정할 수 있도록 하였다.



(a) 하부투영도

(b) 측면 단면도

그림 3.2.2 CHF 열전대 위치도

내부 구리반구와 외부 압력용기 사이의 간극에 있는 물과 프레온 R-113의 냉각재가 반구형 히터에서 생성되는 열로 인하여 비등하게 된다. 발생된 증기는 강철로 제작된 배관을 통해서 바닥으로부터 1.5 m 상부에 설치된 열교환기로 보내진다. 열교환기 1차측에서 응축된 냉각재는 실험용기 내로 다시 돌아와 간극으로 공급된다. 열교환기 용량은 히터에서 발생하는 열 전체를 제거할 수 있어야 하며, 계통의 압력조절 기능도 가져야 한다. 따라서 낮은 출력의 히터(32kW급)에서는 열교환기의 용량은 40kW로 제작하였으며, 2차측 냉각수로 외부 수도물을 이용하였다. 고출력 히터(198.6kW급)에서는 500kW급 열교환기를 사용하고 열교환기 2차측 냉각수를 공급하기 위하여 150RT급 냉각탑을 추가로 설치하였다. 실험장치의 모든 계통은 안전 여유도를 고려하여 설계압력을 15기압으로 하였다.

실험 시작 전 계통안에는 공기가 존재한다. 공기는 비응축성 기체로서 열전달을 방해하므로 실험 초기에 배출시킬 수 있도록 열교환기 최상부에 공기배출 밸브를 설치하였다. 또한 압력 과부하를 방지하기 위하여 실험용기 상부에는 안전밸브를 설치하였다. 전술한 바와 같이 계통압력은 열교환기 2차측의 외부 냉각수 유량을 조절하면 조절이 가능하도록 제작하였다. 냉각수 유량은 압력신호를 입력값으로 하고 밸브 개폐정도를 제어값으로 하는 자동

제어기에 의해서 제어된다. 히터는 열출력 밀도가 높아서 냉각이 부족할 경우 쉽게 손상되므로 실험중 항상 냉각수 속에 잠겨 있어야 한다. 이를 확인하기 위하여 실험용기에는 magnetic flow 형태의 수위 측정기를 설치하였다. 모든 측정기의 신호는 휴렛 팩커드 社의 VXI 데이터 획득 장치로 읽혀지고 HP 9000 735 컴퓨터에 기록하였다.

### (3) 실험결과

그림 3.2.3은 계통압력이 대기압(1기압)이고 간극의 크기가 2 mm일 때 내부반구에 설치한 열전대로부터 측정된 온도값을 회귀분석하여 작성한 등온선도이다. 이 그림은 내부 구리반구의 반구형 표면을 하부방향의 평면으로 투사시킨 그림이다. 각 그림을 둘러싼 외부의 큰 원은 내부 구리반구의 상단에 해당하며 원의 중심은 구리반구의 제일 하부에 해당한다. 내부에 방사방향으로 위치한 작은 원들은 열전대를 설치한 위치를 각각 나타낸다. 이들 열전대로부터 실험수행 중 측정된 온도값들을 외삽 및 내삽하여 등온선을 구한 것이다.

그림 3.2.3의 (a)부터 (d)까지는 내부 구리반구의 외부 표면에서의 평균 열속이 각각 32, 42, 52, 60 kW/m<sup>2</sup>일 때 측정된 내부반구의 온도분포에 대한 등온선도를 보여주고 있다. 여기서 열속은 내부 구리반구 외벽 겉표면의 전체 면적에 대한 평균값을 나타낸다. 내부 반구의 내부온도는 온도는 히터 출력을 변화시키고 약 15~30 분 후에야 준-정상 상태(quasi-steady state)에 도달하며 이들 그림들은 준-정상 상태의 온도값을 이용하여 그린 것이다. 내부반구 외벽 표면 열속이 32kW/m<sup>2</sup>에 도달할 때까지 히터 내부 구리반구의 온도는 균일하다. 열속이 42kW/m<sup>2</sup>에 도달하면 그림의 왼쪽 상부부터 온도가 증가하기 시작한다. 이 고온 영역은 열속이 증가함에 따라 히터표면의 원주 방향과 하부 방향으로 확장되어 간다. 이것은 건조영역이 왼쪽 위 부분에서 발달하기 시작되어 열속의 증가와 함께 원주방향과 하부 방향으로 확장되는 것을 의미한다. 이것은 VISU 실험[제3장 제2절 2. 가. 참조]에서 관찰한 상부에서 하부로 건조영역이 확장되어가는 것과 일치한다. 각 열속에 해당하는 준-정상 상태에서는 국부적인 건조영역이 유지되며 그 경계는 크게 변하지 않았다.

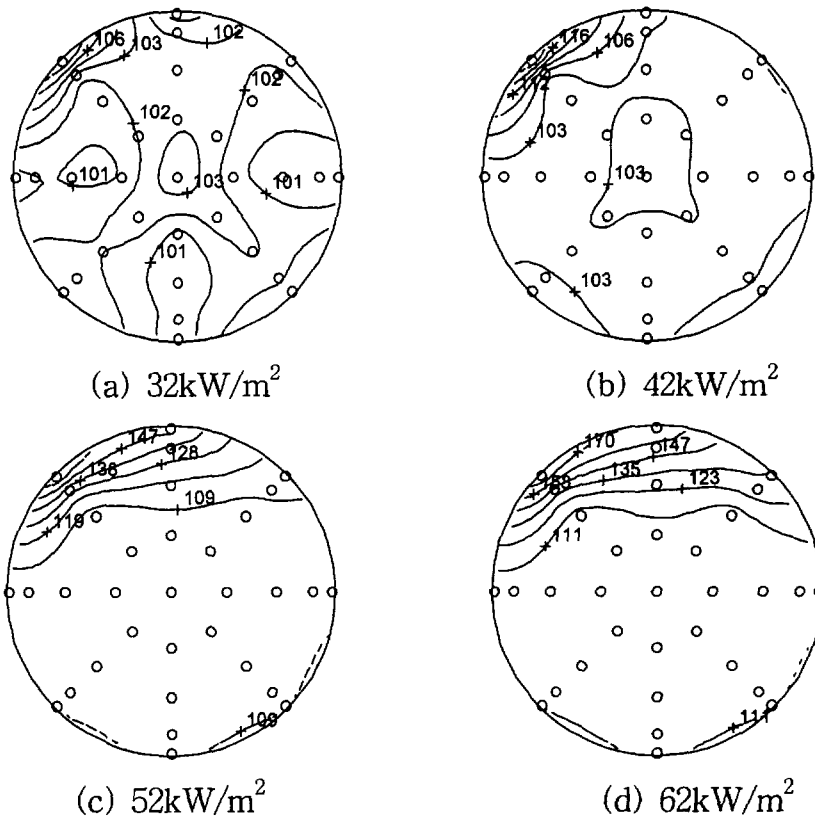


그림 3.2.3 출력증가에 따른 CHFG 반구표면의 온도분포  
(1기압, 간극 2mm)

그림 3.2.3에서 온도상승이 시작되는 부분은 항상 좌측 상부이다. 이것은 이 부분의 간극이 다른 부분에 비하여 상대적으로 간극의 크기가 작기 때문으로 판단된다. 실험장치의 모든 곡면은 CNC 선반으로 가공되었지만 가공오차나 운전중의 열팽창 때문에 간극의 크기가 정확히 일정하게 유지되는 것은 현실적으로 어려움이 있다. 초음파 탐촉자를 이용하여 실험 중의 상태와 같은 온도 조건에서 실제 간극의 크기를 측정하였다. 측정결과 전방위에서 간극의 크기 편차는 탐촉자의 고유오차 범위 안에 있으므로 간극의 크기는 현실 조건에서 균일하다고 할 수 있다.

본 실험에서는 특정부분의 온도가 수조비등 조건에서의 최소 막비등 온도보다 낮더라도 포화온도보다 매우 높으면 그 부분을 건조영역이라고 판단하였다. Whalley[3.2.3]에 의하면 물의 대기압에서 최소 막비등 온도는 약 290℃ 이다. 그림 3.2.3에서 보면 등온선이 밀집된 부분의 온도가 290℃ 이하로 나타나고 있다. 본 실험에서는 히터표면의 온도가 히터표면 전체가 건조될 때까지도 290℃ 이하로 유지되었다. 황동으로 몰드된 히터블럭 자체와 순

수 구리로 제작된 내부반구의 뛰어난 열전도도 때문에 안정된 건조(dryout) 조건에서도 히터표면의 온도가 290℃이하로 유지되었다고 판단된다. 즉, 국부적인 건조영역에서 제거되지 못한 열은 전도에 의하여 냉각수와 접촉된 부분으로 전달되어 그곳에서 냉각된 것이다. 이러한 가설을 증명하기 위하여 상용 해석코드인 CFX-F3D를 이용하여 내부 구리반구 내에서의 전도 열전달 해석을 수행하였으며 해석 결과에 대한 자세한 분석은 KAERI 보고서 KAERI/TR-1321/99[3.2.2]에 나타나 있다.

본 실험에서 또 다른 특이한 관찰 결과는 건조 영역이 물과 전혀 접촉하지 않는다는 점이다. 등온선이 밀집된 부분(건조영역)의 온도는 수조 비등 곡선(pool boiling curve)의 천이비등 영역에 해당한다. 수조비등 시 천이비등 영역에서는 히터 표면이 건조되었다 하더라도 언젠가는 다시 냉각수와 접촉할 수 있는 조건이다. 그러나 본 실험에서는 준-정상 상태에서 급격한 온도 감소나 요동 등이 감지되지 않았다. 이 상태에서 건조영역의 경계면을 제외한 대부분은 냉각수와 전혀 접촉하지 않고 있는 것이다. 이 것은 반구형 간극이라는 특이한 유로 형태 때문으로 여겨진다. 즉, 반구형 간극에서 이상 유동의 수력학적 특성(hydrodynamic characteristic)이 수조비등에서의 특성과 매우 달라 수조비등 조건의 천이비등에 해당하는 온도에서도 반구형 히터의 건조영역은 냉각수와 전혀 접촉하지 않는 것이다.

그림 3.2.4는 내부반구의 열속을 68 kW/m<sup>2</sup>으로 증가시킨 후 시간경과에 따라 열전대로부터 측정된 온도값을 회귀분석하여 작성한 등온선도를 나타낸 것이다. 이 그림은 그림 3.2.3에서 보여준 상황 이후에 일어난 변화를 보여주고 있다. 히터의 출력이 고정되어 있어도 히터표면의 온도는 전체 범위에서 스스로 증가하고 있다. 그림 3.2.3에서 보여준 상황과는 달리 이 열출력에서는 준-정상 상태가 더 이상 존재하지 않음을 의미한다. 그림 3.2.4(a)의 아래 부분에는 등온선이 없는 넓은 영역이 있다. 이 영역의 온도는 포화 온도인 100℃ 보다 약간 높고 그 면적은 시간 경과와 함께 점차 줄어들고 있다. 즉, 시간 경과와 함께 건조영역은 점차 넓어지고 냉각수와 접촉하는 면적은 점차 감소하고 있다. 건조영역의 확장속도와 온도증가율은 시간이 지날수록 증가하고 있다. 이는 건조영역에서 제거되지 못한 열에너지가 냉각수와 접촉하고 있는 영역으로 전도되어, 냉각수와 접촉한 부분의 국부적인 열속이 시간 경과와 함께 커지기 때문이다. 건조영역이 히터의 바닥까지 확장되었을 때에는 온도증가율이 매우 크므로 히터보호를 위하여 전원을 즉시 차단하였다.

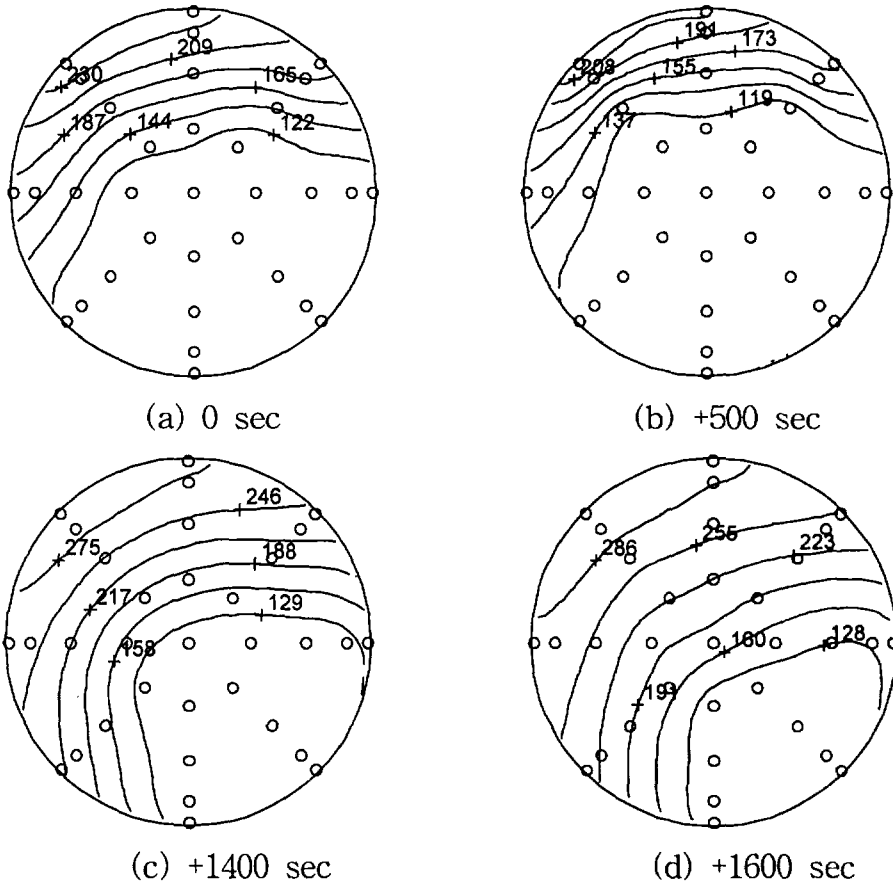


그림 3.2.4 시간에 따른 CHFQ 반구표면의 온도분포  
(1기압, 간극 2mm, 열속 68 kW/m<sup>2</sup>)

본 실험에서는 이와 같이 열속이 고정되어 있는데도 건조영역이 스스로 확장되어 가도록 하는 열속을 반구형 간극에서의 임계출력 (critical power) 이라고 정의하였다. 이와 같은 정의는 기존의 CHF 실험에서 사용해온 전통적인 정의와 다르다. 얇은 판재나 파이프 및 선을 시료로 하여 실험을 수행한 경우에는 시료의 열용량이 작기 때문에 비등형태가 핵비등에서 막비등으로 바뀌자마자 시료의 온도는 급격히 증가하여 수초 내에 시료가 파괴된다. 이 때의 열속을 임계 열속(CHF)으로 정의하고 있다. 그러나 200 kg의 구리를 사용하고 있는 본 실험에서와 같이 가열부의 열용량이 매우 큰 경우에는 온도를 올리기 위해서 많은 양의 열에너지가 필요하므로 온도증가는 상대적으로 느리게 이루어진다. 건조영역에서조차도 온도는 느리게 증가하며 특정값 이하로 유지된다. 이는 건조영역에서 제거되지 못한 열에너지가 내부 구리반구를 통하여 전도되어 냉각수와 접촉하고 있는 영역에서 제거되

기 때문이다.

수조비등시 임계열속에 대한 히터의 두께 혹은 질량의 영향을 연구한 문헌은 다수 찾아볼 수 있다. 원통형 구리를 이용한 Peyayopanakul과 Westwater[3.2.4]의 실험 결과에서는 구리 두께가 25 mm 이상이면 임계열속 값은 두께에 의한 영향이 없으며 비등곡선 (boiling curve) 도 항상 일정하다고 보고하였다. 그들의 실험에서는 급속냉각 (quenching) 시간이 두께에 따라 2 분에서 7시간까지의 시간이 소요되었다. El-Genk과 Glebov [3.2.5]는 바닥면이 곡면으로 가공된 구리 블럭을 이용하여 두께 영향을 시험하였다. 그들의 실험에서는 시편 두께가 19 mm 이상이면 임계열속 값이 두께에 무관하게 일정하다고 보고하였다.

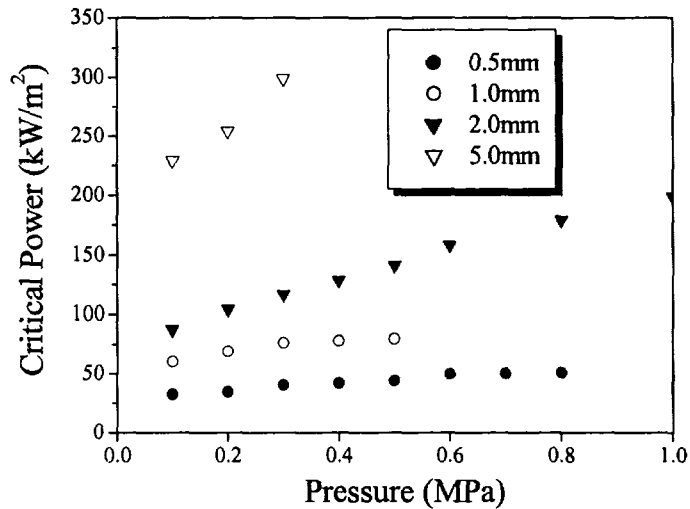
본 연구의 실험장치에서는 내부 구리반구의 두께는 25 mm이다. 또한 황동으로 몰드된 반구형 몰드히터 블럭이 구리 껍 안에 설치되어 있다는 점을 고려하면 본 실험에서의 가열체는 두께 영향이 없을 만큼 충분히 두껍다고 판단된다.

본 실험에서 국부적인 건조영역 발생을 CHF와 같은 임계값으로 정의하지 않은 이유는 다음과 같다. 첫 번째로 본 실험 장치의 외부 압력용기는 강철로 제작되었기 때문에 간극에서의 이상유동을 육안으로 관찰할 수 없다. 즉, 열전대로 측정되는 온도분포 정보만 가지고서 유동형태가 안정된 막비등인지 확신하기 어렵다. 두 번째로 반구형 히터와 압력용기 사이에 형성된 간극으로 냉각수가 주입되는 유로 형태에서 국부적인 건조는 역류유동제한 (CCFL) 현상에 의해서 유발 되는데 역류유동제한 현상은 유로의 기하학적 구조로부터 큰 영향을 받는다. 따라서 비등을 포함한 이상유동 특성을 설명하기 위해서는 국부적인 조건(local parameters) 보다는 전역 조건(global parameters)을 이용하는 것이 타당하다. 만약 국부적인 건조가 발생한다 하여도 발생된 모든 열은 내부 구리반구의 전도에 의하여 다른 곳에서 제거된다. 결과적으로 히터의 표면온도는 계속적으로 증가하지 않고 임의의 값 이하로 유지되게 된다. 그러나 특정 열속 이상에서는 히터출력이 고정되어 있어도 히터의 표면온도가 계속적으로 증가한다. 따라서 반구형 간극을 형성하는 히터에서는 히터 출력이 반구형 간극을 통한 최대 냉각성능을 초과함으로써 건조영역이 스스로 확장되어가 결국 전체 표면이 건조되도록 하는 히터 출력을 임계출력(critical power)이라 정의하여 임계값으로 이용하는 것이 타당하다.

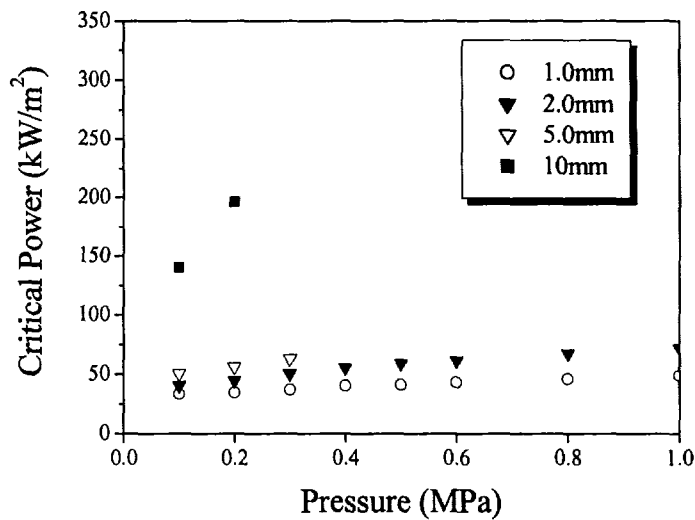
이상과 같은 방법으로 측정된 간극과 압력에 따른 임계출력의 결과를



그림 3.2.5에 나타내었다. 그림 3.2.5에 의하면 반구형 간극에서의 임계출력은 압력이 증가할수록, 간극의 크기가 증가할수록 커지는 경향을 보이고 있으며 이는 정통적인 임계열속 실험과 일치한다. 간극이 작은 경우에 압력의 영향이 비교적 작게 나타난다. 특히 냉각재가 증류수인 경우에는 간극의 크기가 5.0mm 일 때, 프레온의 경우에는 간극 10.0mm에서 급격한 임계출력의 증가가 나타난다. 프레온의 경우 증류수일 때 보다 임계출력이 더 작다.



(a) Water Data



(b) Freon Data

그림 3.2.5 반구형 간극에서의 임계출력(CHFG) 측정결과

## 나. 간극에서의 급냉(quenching) 실험

### (1) 실험개요

본 연구에서는 노심용융물을 모사하는 내부히터반구와 원자로용기를 모사하는 외부반구 사이에 1, 2mm의 균일 간극이 존재하는 상황을 가정하고, 이러한 상황 하에서 냉각수가 주입될 경우 노심용융물의 냉각거동을 규명하고자 한다. 지난 수 십년 동안 급냉(quenching) 과정에 관한 연구는 많이 있어 왔지만[3.2.6~8], 이러한 미소 간극을 가진 하향반구 표면에서의 냉각현상에 관한 연구는 거의 없는 실정이다. 대부분의 연구는 수조(pool) 내에서 이루어지는 냉각현상을 다루고 있는데, 이러한 조건에서는 냉각수의 접근이 오직 열원의 표면 온도에 의해서만 제한 받지만, 본 연구에서와 같이 간극이 존재할 경우에는 냉각수가 좁은 유로를 통과해야 하기 때문에 보다 복잡한 현상이 나타나게 된다. 따라서 비록 하향반구 표면이라 할지라도 수조 내에서의 결과를 간극 냉각인 경우에 바로 적용할 수 없다.

### (2) 실험장치 및 방법

급냉(quenching) 실험을 위한 장치는 전 항에서 기술한 CHFG 실험장치(그림 3.2.1)와 동일하다.

실험방법은 다음과 같다. 우선 간극내부에 증류수를 채우지 않은 상태에서 반구표면을 히터의 한계 온도를 고려해 약 450°C 정도까지 가열한다. 히터 전원을 차단한 후 증류수 공급장치를 통해 증류수를 반구상부에서 약 160mm 높이까지 채워넣는다. 이후의 냉각과정은 히터반구표면에 설치한 66개의 열전대(그림 3.2.2)와 외부반구에 설치한 10개의 열전대로 관측된다. 실험장치내의 압력은 1기압으로 유지하였다.

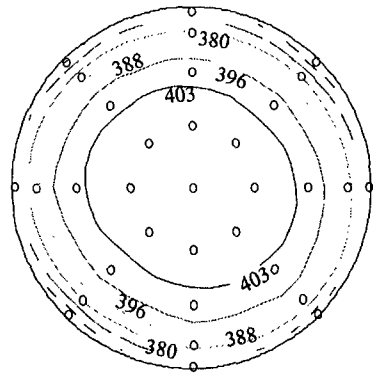
### (3) 실험결과

#### (가) 온도측정결과

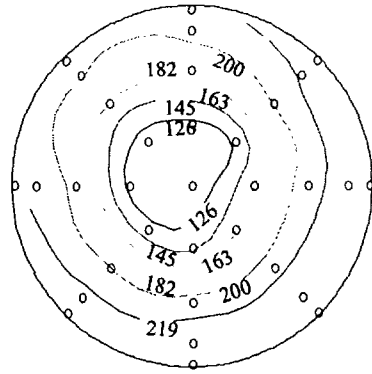
실험은 대기압상태에서 간극 1mm와 2mm를 대상으로 수행하였다.

그림 3.2.6과 그림 3.2.7은 각각 간극 1, 2mm 냉각실험 결과 나타난 반구 표면의 온도를 2차원 평면으로 투영하여 등온선으로 나타낸 것이다. 이 그림에서 중심은 반구의 하부를 원주바깥은 반구의 상부를 각각 나타낸다. 전체적으로 등온선 모양은 반구하부를 중심으로 하는 동심원 형태를 나타내

고 있다. 따라서 전체적인 냉각과정이 원주방향으로 동일한 축대칭 형태를 나타냄을 알 수 있다. 또한 온도분포는 하부가 가장 높게 나타나고 있다.

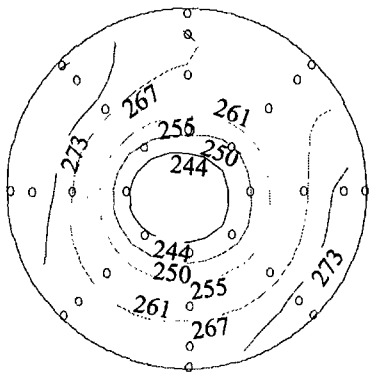


(a) 1500초 경과후

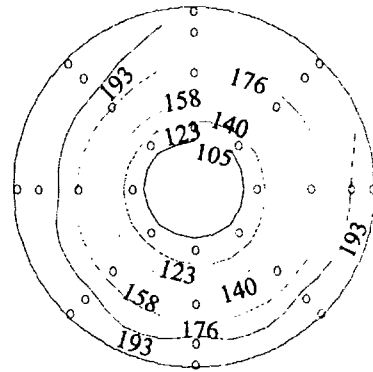


(b) 4300초 경과후

그림 3.2.6 간극냉각실험에서의 등온선 분포 (간극 1mm)



(a) 1500초 경과후



(b) 2000초 경과후

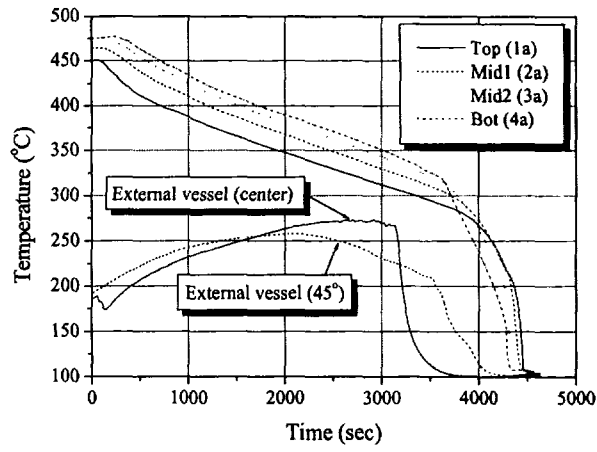
그림 3.2.7 간극냉각실험에서의 등온선 분포 (간극 2mm)

그림 3.2.8은 간극 1mm에 대한 시간에 따른 히터반구표면의 온도변화를 반구의 같은 경도에서 위도방향에 따라 도시한 것이다. 물의 공급은 약 210초 부근에서 종료되었으며, 따라서 이후의 시간에서 외부의 영향은 없다. 그림 3.2.8을 보면 반구의 표면 온도가 약 3600초까지는 약 2.5°C/min 정도로 아주 천천히 냉각되다가 3600초 부근에서 반구하부의 온도가 15°C/min의 큰 냉각률로 갑자기 떨어지는 것을 알 수 있다. 이러한 갑작스런 온도하강은 하부부터 순차적으로 상부로 진행되어 나가고 있다. 참고로 1mm 외부

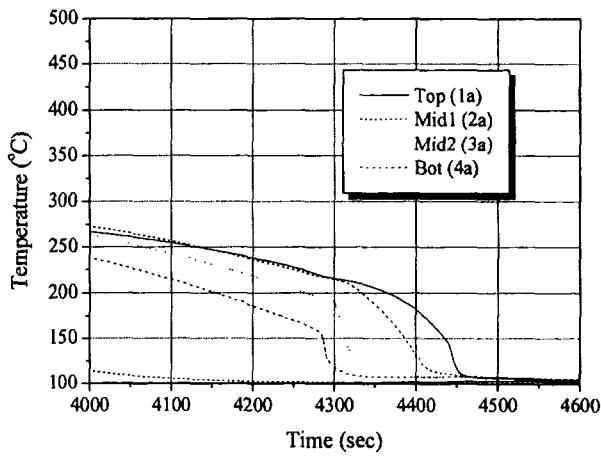
반구에는 하부 중심과, 45° 위치에 각각 외부반구 내부표면으로부터 5mm, 15mm 깊이로 열전대가 설치되어, 외부반구표면의 온도 변화를 측정할 수 있게 제작되어 있다. 그림 3.2.8에 함께 표시한 외부반구의 온도는 내부표면으로부터 5mm 위치에 설치된 열전대의 측정 결과이다. 이 온도변화를 보면 외부반구의 중심의 온도가 계속 증가하여 265°C에 도달한 후 3140초 부근에서 갑자기 감소하고 있다. 그리고 100°C에 도달한 그 시각이 히터반구의 하부온도가 떨어지기 시작한 시점과 일치한다. 즉, 3140초에서 간극 내로 냉각수가 하부까지 유입되기 시작하였고, 3600초에서 내부반구의 하부 표면이 부분적으로 증류수에 의해 잠기기 시작하는 것으로 해석할 수 있다. 외부반구의 온도가 냉각과정 중 감소하지 않고 오히려 상승하는 것은, 히터반구를 가열한 후 정상상태에 도달할 때까지 충분히 기다리지 않았기 때문이다. 여기에서 외부반구의 측정 결과는 냉각과정 중 냉각재인 증류수의 유입시점을 판단하는 보조자료로 활용하기 위함이므로 굳이 정상상태를 만들 필요는 없는 것으로 판단했다.

그림 3.2.8(b)의 확대 그림을 살펴보면 4290초가 경과한 후 반구하부의 온도는 급격히 감소한다. 이는 내부반구표면과 냉각수가 서로 접촉하여 핵비등(nucleate boiling)이 일어나고 있음을 의미한다. 수조냉각(pool quenching)의 경우와 비교하면 막비등(film boiling) 영역에서 핵비등 영역으로의 천이가 이루어지는 현상과 비슷하다. 핵비등은 하부에서 먼저 일어나 상부로 전파되며, 그 온도는 하부의 경우 155°C 정도에서, 상부는 210°C에서 시작하며, 하부에서 상부로 전파되는 데는 수 십초의 짧은 시간이 소요된다.

이와 같은 현상은 앞의 간극에서의 임계열속 연구(CHFG 실험)에서 제시한 CCFL(counter current flow limit) 현상과 관련을 맺을 수 있다. 즉 간극 내로 유입되는 증류수와 간극 내에서 생성되어 빠져나오는 수증기와의 CCFL현상에 의해 처음에는 간극 내로 증류수가 유입되지 못하다가 빠져나오는 기체의 유량이 유입되는 유체의 흐름을 막을 수 없을 정도로 작아지면 상부에 있던 유체가 간극 내로 침투하는 것으로 보인다. 그러나 간극으로 냉각수가 유입되었다 하더라도 반구의 표면이 Leidenfrost 온도이상이면 막비등 상태이므로 냉각수가 표면과 직접 접촉하지는 못하는 것으로 판단된다. 이것은 내부반구의 온도가 3600초와 4290초에서 두 번의 각기 다른 온도 감소율을 가진다는 것으로 확인할 수 있다.



(a) 전체 구간



(b) 확대 구간

그림 3.2.8 간극냉각실험의 시간에 따른 온도변화 (간극 1mm)

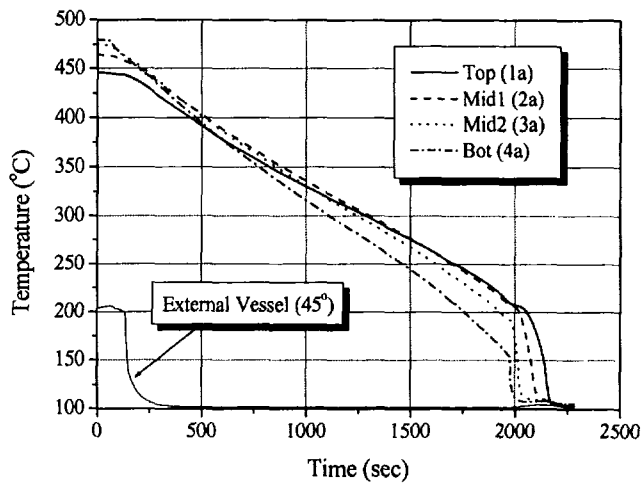


그림 3.2.9 간극냉각실험의 시간에 따른 온도변화 (간극 2mm)

그림 3.2.9는 간극 2mm에 대한 히터반구표면의 온도분포변화를 시간에 따라 나타낸 것이다. 물의 공급이 약 450초 부근에서 종료됨에 따라, 이후의 시간에서 외부의 영향은 없다. 약 2000초까지의 냉각율이  $9.0^{\circ}\text{C}/\text{min}$  정도로 간극 1mm 경우보다 3.6배 정도 크게 나타났다. 위도 45, 깊이 4mm에 위치한 외부반구의 온도 측정 결과도 1mm 간극에서와는 달리 증류수를 채워넣자마자 바로  $100^{\circ}\text{C}$ 로 떨어진다. 이는 외부반구의 벽면을 따라 냉각수가 침투해 들어가고 있음을 나타낸다. 그러나 이때 간극 내 전체에 냉각수가 채워져 있으나 내부히터반구에 냉각수가 닿아있지는 않은 것으로 보인다. 왜냐하면 반구표면의 냉각율이 매우 낮기 때문이다. 2000초가 경과한 후 반구 내 온도는 급격히 감소하며, 이는 내부반구표면과 냉각수가 서로 접촉하여 핵비등(nucleate boiling)이 일어나고 있음을 의미한다. 그 온도대와 경향은 1mm의 경우와 비슷하게 나타났다.

#### (나) 열속 분포

그림 3.2.10과 11은 각각 간극 1, 2mm 상태하에서 측정한 온도값을 바탕으로 반경방향 평균 열속 분포를 계산하여 나타낸 것이다. 그림 3.2.2와 같이 히터내부반구에 열전대를 동일한 위치에 깊이방향으로 14mm의 깊이 차이를 갖도록 쌍으로 설치하였으며, 이를 바탕으로 반경방향 열속을 계산하였다. 그림 3.2.6과 7의 등온도 분포에서 살펴보았듯이 각 위도에서 온도는 거의 균일하므로 같은 위도에서 깊이 별로 평균하여 열속을 산출하였다. 그림 3.2.10과 11에서 열속은, 내부반구의 경우에는 간극으로 열전달이 일어날 경우를 (+)로, 외부반구의 경우에는 간극에서 외부반구로 열전달이 일어날 경우를 (+)로 각각 정의하였다.

일반적으로 비정상 상태의 냉각과정 중에 측정된 온도차이를 이용하여 정확한 열속을 계산하기 위해서는 각 위치의 열전대가 동일한 조건에서의 온도값을 반영한다고 보기 어려우므로 시간에 대한 영향을 보정하여야 한다. 즉, 비정상 열전달 방정식(transient heat conduction equation)을 풀어 같은 시간대의 온도를 정확히 구한 후 열속을 계산하여야 한다. 하지만 이 경우 구리의 열전도도가 매우 크고 외부 간극으로의 열전달 계수가 매우 작으므로 정성적인 비교는 가능하다.

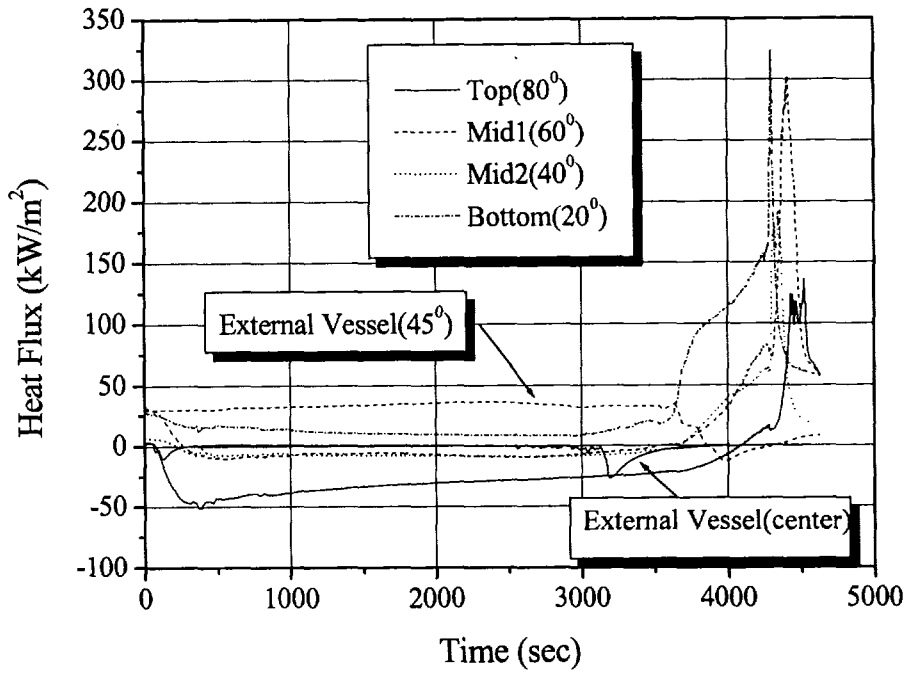


그림 3.2.10 간극냉각실험의 시간에 따른 열속변화 (간극 1mm)

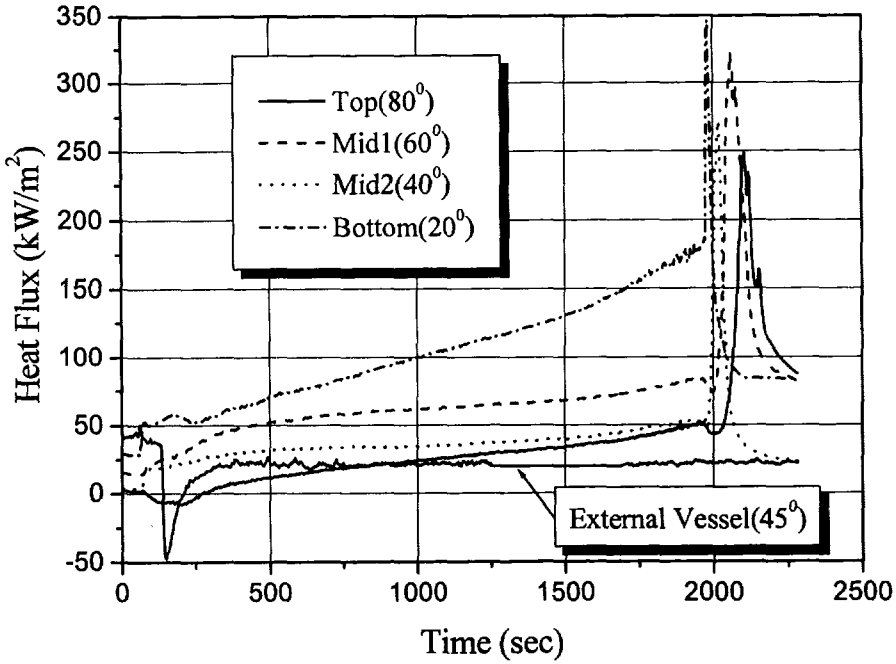


그림 3.2.11 간극냉각실험의 시간에 따른 열속변화 (간극 2mm)

그림 3.2.10의 1mm 인 경우 평균 열속을 보면, 반구가 고온인 초기상태에서는 히터내부반구 상부의 열속이 (-)값을 가진다. 이는 그림 3.2.8의 내부 반구 온도분포에서 나타나듯, 상부의 온도가 하부보다 더 낮은 값을 가져, 하부에서 상부로 반구표면을 따라 전도되는 열속이 간극으로 빠져나가는 열속보다 상대적으로 크기 때문이다. 반구의 상부는 냉각과정동안 냉각수로 채워져 있으므로, 반구상부로의 전도에 의한 열전달이 간극을 통한 열전달 보다 상대적으로 큰 것으로 보인다. 이는 간극 내로 냉각재가 유입되지 못해 간극에서 제거할 수 있는 열량이 매우 작다는 앞의 온도분포 해석 결과와 일치한다. 3140초에서 외부반구의 중심의 열속이 갑자기 (-)값을 가지는 것은 뜨거워진 외부반구에서 냉각수의 유입으로 간극쪽으로 열이 전달됨을 의미한다. 또한 3600초에서 내부반구 하부의 열속이 급격히 상승하는 것은 냉각수가 하부로 침투하여 내부반구와 접촉이 일어나기 시작한다. 것을 의미하며, 이는 앞의 온도분포 해석 결과와 일치한다.

그림 3.2.11의 간극 2mm의 경우에는 내부반구 표면 온도가 높은 초기 상태에서 평균 열속값이 1mm의 경우보다 더 크게 나타났다. 그리고 열속이 (-)가 되는 영역도 없다. 이는 간극을 통해 내부반구에서 냉각수 쪽으로 열전달이 꾸준히 이루어지고 있음을 나타내며, 이와 같은 경향은 간극으로의 냉각수의 유입이 1mm의 경우보다 원활하기 때문이다.

최대열속은 1, 2mm의 경우 모두 하부에서 발생하며 각각  $325\text{kW/m}^2$ ,  $346\text{kW/m}^2$  이었다. 앞의 CHFG 실험에서는 1mm의 경우  $60.3\text{kW/m}^2$ , 2mm의 경우  $87.3\text{kW/m}^2$  로 나타났다. 냉각실험의 경우 이 값에 비해 매우 큰 값을 보이나, 간극 1mm와 2mm의 최대열속의 비율은 가열실험의 경우 1.2, 냉각실험의 경우 1.4로서 비슷한 경향을 나타냈다.

본 급냉실험을 통해 얻어진 결과를 바탕으로 미소간극을 가진 하향 반구 표면의 냉각과정을 요약하면 다음과 같다. 첫 번째로 반구표면은 하부부터 냉각되기 시작한다. 두 번째로 반구하부가 핵비등 영역으로 천이하여 급냉되기 시작하면 이와 같은 현상이 상부까지 수 십 초 내에 급격히 전파된다. 세 번째로 간극이 작은 경우의 냉각과정이 간극이 큰 경우보다 더 느리다. 이상과 같은 결과는 내부반구만 가열된 상태에서의 결과이다. 만약 외부 반구도 내부반구와 같은 온도로 가열된 상태라면 다른 결과가 나타날 수 있다. 즉, 본 실험에서는 간극의 외부가 내부보다 덜 가열된 상태이므로 외부 를 통해 냉각수의 유입이 선행되지만, 만약 간극의 내·외부가 동시에 가열된 상태에서는 이와 같은 냉각형태를 보장할 수 없다.



## 2. 간극 냉각 개별 효과 실험

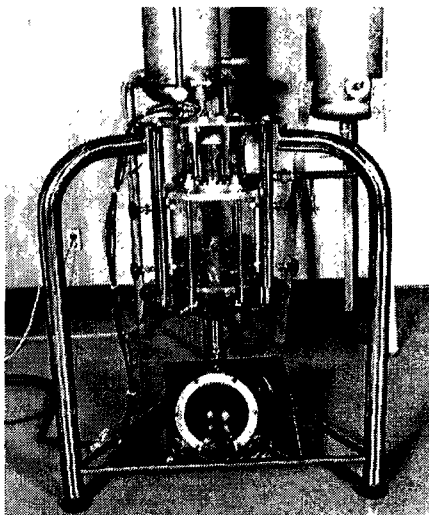
### 가. VISU 실험 [3.2.9]

#### (1) 실험개요

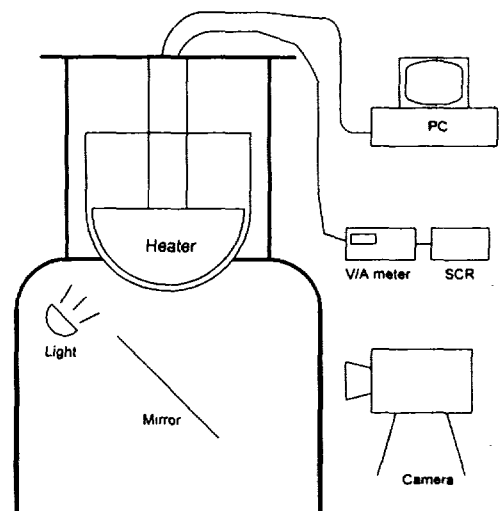
VISU 실험은 반구형 히터와 이를 담고 있는 유리용기 사이에 형성된 간극에서 비등하는 이상유체를 가시화하고 CHF를 일으키는 수력학적 현상을 관찰하기 위한 것이다. 간극의 크기는 1mm, 간극 내 냉각재는 증류수를 사용하였다.

#### (2) 실험방법

그림 3.2.12는 간극내 비등현상을 관찰하기 위한 VISU 실험장치의 구성도이다. 실험장치는 반구형 히터, 출력제어기, 전압/전류 측정기, 투명의외반구(pyrex-glass external vessel), 데이터 저장장치 등으로 구성되어 있다. 거울을 이용하여 반구형 간극의 하부에서 일어나는 비등현상을 관찰하고, Hi-8mm 가정용 캠코더를 통해 저장하였다. 히터반구와 pyrex-glass로 이루어진 외부반구 사이에는 1mm 크기의 반구형 간극을 유지하도록 하였으나, pyrex-glass 제작상의 문제 때문에 간극크기에 있어서 다소간의 불균일이 존재하였다.



(a) 실험장치 전체사진



(b) 실험장치 구성도

그림 3.2.12 VISU 실험장치

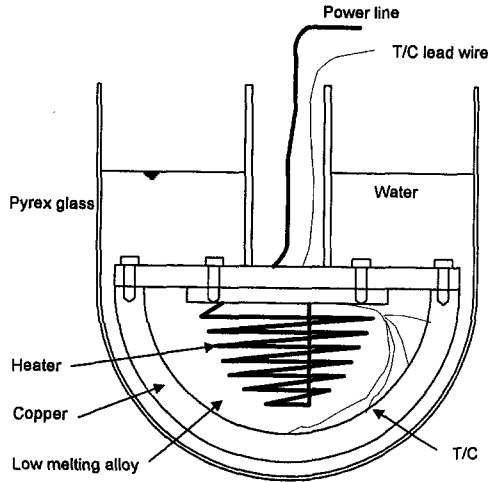


그림 3.2.13 VISU 내부히터 구조도

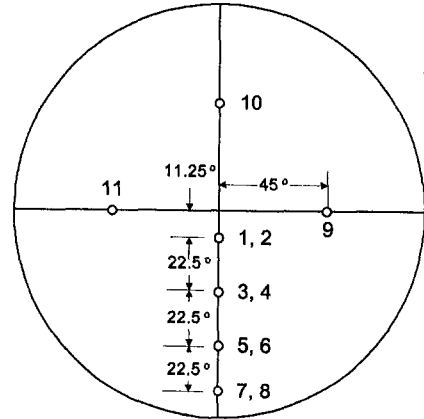


그림 3.2.14 VISU 열전대 배치도

그림 3.2.13은 내부히터 반구의 구조를 나타낸 것이다. 열선은 두께 20mm, 외부직경 238mm 의 구리곽(copper shell) 안쪽에 설치하였으며, wood's metal(용융점 70°C)을 응용하여 주입하였다. 즉 내부열선에서 발생한 열은 wood's metal을 통하여 구리곽으로 전달되어 외부로 방출된다. 히터의 최대 열출력은 6kW이다. 그림 3.2.14와 같이 내부히터반구의 구리곽에 K형 열전대 11개를 설치하여 온도변화를 측정하였다. 온도측정 결과는 Keithley 社의 데이터 저장장치를 통하여 컴퓨터에 5 times/sec의 속도로 저장된다. 실험장치 하부에 45° 각도로 거울을 설치하여 하부에서의 비등모습을 관찰할 수 있도록 하였다.

실험은 0.25kW씩 단계적으로 히터의 출력을 증가시키는 방법으로 수행하였다. 각 단계마다 약 20분 정도의 시간 간격을 두어 간극 내 유동조건이 정상상태를 유지하도록 하였다. 히터출력이 최대로 도달하여 실험이 완료되기까지 약 4시간 이상이 소요되었다.

### (3) 실험결과

그림 3.2.15는 히터의 평균 열속을 각각 2.9kW, 4.2kW, 5.0kW로 증가시켰을 때 반구형 간극 내에서의 비등현상을 사진으로 촬영한 결과이다. 평균 열속이 작을 때는 작은 증기방울이 위쪽으로 이동하는 것을 볼 수 있다. 평균 열 속이 증가할수록 증기방울은 점점 커진다. 간극의 크기가 작기 때문에 증기방울은 두께가 얇고 폭이 넓은 형태를 띠고 있다. 그림 3.2.15를 통하여 비등 영역(boiling regime)은 막비등(filme boiling)이 아닌 핵비등(nucleate

boiling) 영역임을 알 수 있다. 비록 증기방울이 차지하는 영역은 넓지만, 증기방울의 움직임이 빠르기 때문에 히터의 표면은 새로운 냉각수로 신속히 재충전된다. 히터표면에서 발생된 증기방울이 반구벽면을 따라 위쪽으로 빠져나가는 것과 동시에 다른 쪽 방향에서 새로운 냉각수가 침투하고 있다. 이와 같은 간극내의 이상유동 현상은 격렬하게 진행되며, 반구의 하부에서 상부까지 전 영역에 걸쳐 나타난다. 반구의 상부에서 발생된 증기의 배출과 냉각수의 침투가 동시에 이루어진다. 이 증기와 냉각수의 유로는 임의의 위치에서 반복적으로 발생 및 소멸된다.



(a) 2.9kW

(b) 4.2kW

(c) 5.0kW

그림 3.2.15 열속의 증가에 따른 반구형 간극내 비등현상 (VISU)



그림 3.2.16 VISU 실험장치의  
간극상부에서의 유동

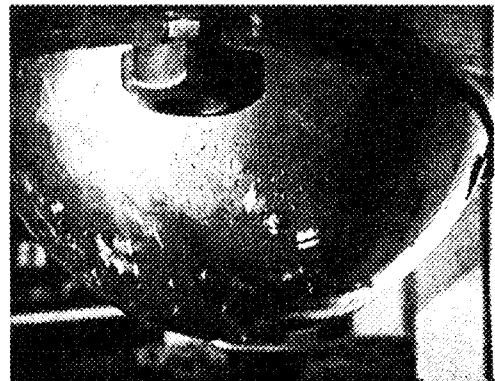


그림 3.2.17 건조된 VISU 히터반구  
(5.5kW)

그림 3.2.16은 약 2cm 폭의 증기 유로가 형성됨을 보여준다. 일반적으로 증기의 유로폭은 Taylor instability에 의해 제한되는데 식(3.2.1)에 의하면 대기압의 경우 약 1.6cm 정도로 계산된다.

$$\lambda_T = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \quad (3.2.1)$$

히터의 출력이 증가하면 증기의 속도가 CCFL에 해당하는 임계값에 다르다. 이와같은 CCFL은 입구에서의 유동의 불안정성 때문에 일어나므로 Jeong과 No[3.2.10]는 이러한 형태의 CCFL 현상을 entrance flooding 이라 하였다. 이러한 CCFL은 액체가 들어오는 입구의 형상이 좁고, 액체의 유량이 충분히 많을 때 발생한다. 이 경우 간극의 위쪽 끝 주위의 열수력학적, 기하학적 조건이 CCFL에 영향을 미치지만, 간극의 아랫부분의 조건은 큰 영향을 미치지 못한다. 또한 CCFL은 간극의 크기에도 영향을 받는다. 본 연구에서 사용한 실험장치의 경우 위쪽부분에서 먼저 CCFL이 발생하는데, 이것은 위쪽의 간극이 다른 부분보다 상대적으로 작기 때문이다. 그림 3.2.15에 의하면 상부에서는 이미 CCFL이 발생하였지만, 상대적으로 간극이 큰 하부에서는 여전히 증기와 액체의 다양한 유로가 존재함을 보여준다. CCFL에 의하여 간극을 통한 액체의 유입이 차단되었으므로, CCFL이 발생한 바로 아래 영역의 히터블럭 표면은 건조(dryout)되어 있다. CCFL이 시작되는 히터출력에서는 국부적인 건조영역이 작고, 하부에서 올라오는 물에 의해 re-wetting 현상도 일어난다. 반구의 직경이 크지 않기 때문에 비등에 의한 이상유동은 매우 격렬하게 발생하며, 이에 따라 물은 건조된 영역을 침범할 수 있다. 그러나 히터의 출력을 더 증가시키면, 건조영역이 커지며, 물은 더 이상 건조영역으로 침범하지 못한다. 그림 3.2.17은 출력이 5.5kW일 때의 히터 반구의 사진이다. 히터반구의 왼편은 물로 채워져 있지만 오른쪽 편은 완전히 건조된 상태로 존재하고 있다.

히터반구에는 바깥 표면에서 7mm의 깊이에 그림 3.2.14와 같은 위치에 7개의 열전대가 설치되어 있다. 그림 3.2.18은 2(11.25도), 4(33.75도), 6(56.25도), 8번(78.75도) 위치의 열전대로 측정된 온도변화를 나타낸 것이다. 히터의 출력을 시간에 따라 단계적으로 증가시켰기 때문에, 온도의 증가도 단계적으로 나타나고 있다. 온도는 반구의 아랫부분에서 가장 낮고, 위쪽으로 올라가면서 차례로 증가한다. 히터의 출력이 증가하면서, 시간에 따른 온도의

요동(fluctuation)이 더욱 심해진다. 8번 위치(78.75도)의 온도가 6번 위치(56.25도)의 온도보다 더 낮게 나타나는데, 이것은 8번 위치에는 wood's metal이 채워져 있지 않기 때문이다. 히터반구는 내부열선에서 발생한 열이 wood's metal을 통하여 구리곽으로 전달되어 간극으로 방출되도록 설계되어 있다. 따라서, 8번 열전대 위치로 전달되는 열은 wood's metal을 통한 히터의 직접열이 아닌, 구리곽을 통하여 전도된 간접열이라 할 수 있다.

그림 3.2.19는 10mm의 깊이 차이를 가진 열전대쌍 (1,2 : 11.25도), (3,4 : 33.75도), (5,6 : 56.25도), (7,8 : 78.75도)에 의하여 측정된 온도차이를 이용하여 계산한 열속의 변화를 표시한 것이다. 이 그림에서  $q''(1)$ ,  $q''(2)$ ,  $q''(3)$ ,  $q''(4)$  는 각각 열전대쌍 (1,2 : 11.25도), (3,4 : 33.75도), (5,6 : 56.25도), (7,8 : 78.75도)를 이용하여 계산된 열속 값을 나타낸다. 구리의 열전도도는 온도에 따라 일정한 것으로 가정하였다.

온도측정 결과만을 가지고 반구표면의 건조과정을 해석하는 것은 어려운 일이다. 그림 3.2.18과 19는 히터출력이 증가함에 따라 온도와 열속이 단계적으로 증가하는 것을 보여준다. 반구표면에 국부적인 건조영역이 생긴다 하더라도, 온도와 열속값에 큰 변화가 생기지는 않는다. 이것은 히터와 구리곽 사이의 열전달을 증가시키기 위해 사용하였던 wood's metal 의 자연대류 현상 때문인 것으로 생각된다. 일반적으로 정상(steady)이나 준정상(quasi-steady)상태에서의 열전달 현상의 특징은 Nusselt 수, Rayleigh 수, Prandtl 수에 의해 표현될 수 있다. Rayleigh 수(Ra number)는 다음과 같이 정의된다.

$$Ra = \frac{g\beta\dot{q}L^3}{\alpha\nu k} \quad (3.2.2)$$

$g$  : 중력가속도,  $\beta$  : 열팽창계수,  $L$  : 특성길이

$\dot{q}$  : 단위체적당 열 생성량,  $\alpha$  : 열확산 계수

$\nu$  : 동점성 계수,  $k$  : 열전도도

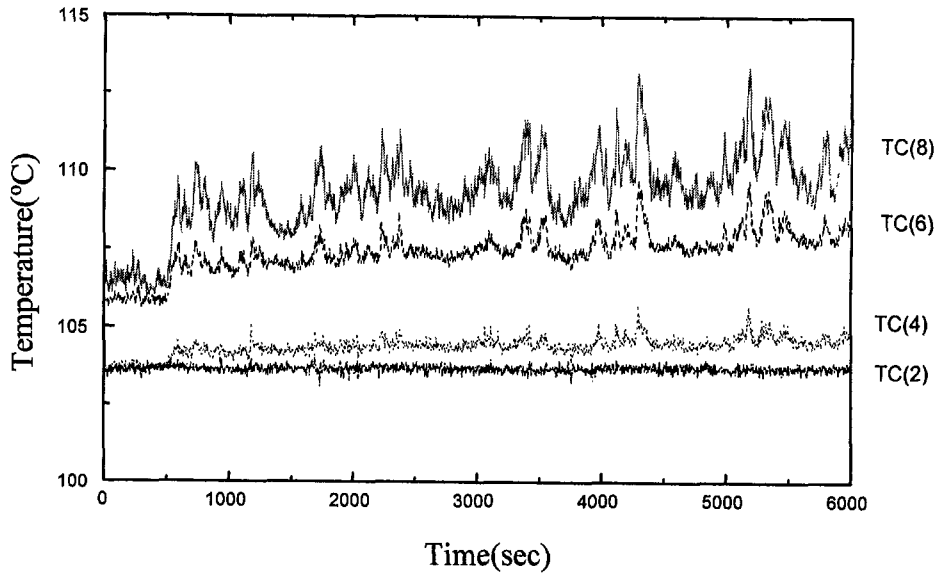


그림 3.2.18 VISU 실험에서 히터반구의 온도변화

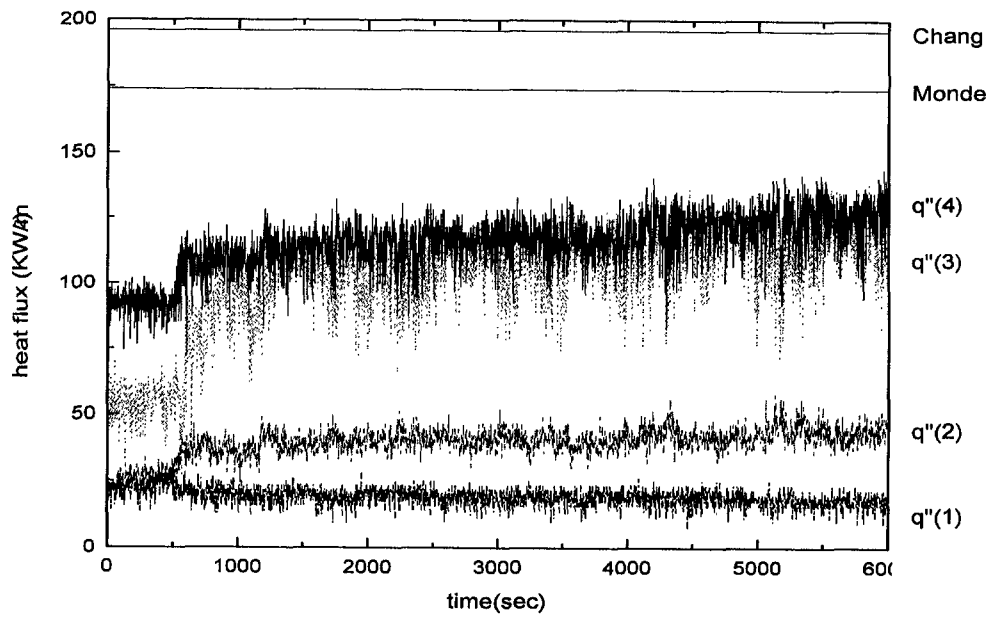


그림 3.2.19 VISU 실험에서 히터반구의 열속변화

Kelkar 등[3.2.11]은 Rayleigh 수가  $1 \times 10^5$  보다 클 때, 열전달에서 부력의 영향이 급격히 증가한다고 하였다. 본 실험에서 히터출력이 4kW일 때 Rayleigh 수는  $8.9 \times 10^7$  이다. 따라서 VISU 실험의 히터에서의 열전달은 전도에 의한 것보다 대류에 의한 영향이 더 클 것으로 판단된다. 즉, 건조영역에서 제거되지 못한 열에너지는, 대류에 의해 전달되어 열전달이 잘되는 다른 영역(물이 닿아 있는 습한 영역)에서 제거된다. 그림 3.2.18을 보면 wood's metal의 자연대류 현상을 확인할 수 있다. 구리판의 하부와 상부의 열속은 각각  $20\text{kW/m}^2$ ,  $120\text{kW/m}^2$  로서 구리판의 벽면을 따라 매우 큰 차이를 나타낸다. 이와 같이 위치별로 열속이 큰 차이를 보이기 때문에, 그림 3.2.15와 17 등을 설명할 때, 열속값으로 기준으로 하지 않고 히터의 출력을 기준으로 한 것이다. 본 실험에서는 위치별로 열속값이 크게 변하므로 히터 출력을 히터반구의 표면적으로 나눈 평균 열속값은 의미를 가지지 못한다.

전술한 바와 같이 열속값은 CHF가 발생하였을 경우 큰 변화를 보이지 않는다. 그러나,  $q''(4)(78.75^\circ)$ 의 열속값은 10,000초에서  $120\text{kW/m}^2$  까지 증가한 이후로 별다른 변화를 보이지 않는다.  $q''(3)(56.25^\circ)$ 의 경우에는 11,000초 이후에 비슷한 경향을 보인다. 이와 같은 사실로부터 건조영역의 전파과정을 추정할 수 있다. 즉, 건조영역이 열전대 7, 8번 위치( $78.25^\circ$ )에서 5, 6번 위치( $56.25^\circ$ )로 전파되어 나가는 것을 알 수 있다. 다시 말하면 건조영역은 상부에서 시작되어 하부로 전파되는 것이다. 이 같은 사실은 앞의 CHF 실험에서 임계출력 조건일 때 반구표면의 등온선 분포를 분석한 결과와 일치한다.

그림 3.2.19에 Chang과 Yao[3.2.12]와 Monde 등[3.2.13]이 개발한 상관식을 이용하여 계산한 열속 값을 비교하였다. Chang과 Yao[3.2.12]와 Monde 등[3.2.13]은 각각 수직 환상관(annulus tube)과 수직평판에서 CHF 실험을 수행하여 상관식을 개발하였다. 각 상관식에 본 실험의 인자를 대입하여 예측한 열속 값은 각각  $195.7\text{kW/m}^2$  와  $174.2\text{kW/m}^2$  로서, 본 실험에서 측정된  $120\text{kW/m}^2$  에 비해 크게 나타났다. 이와 같은 차이는 앞서 언급하였던 본 실험장치의 제약성과도 연관이 있지만, 기본적으로는 Chang과 Yao[3.2.12]와 Monde 등[3.2.13]의 실험조건이 3차원 반구형 간극조건과 맞지 않기 때문으로 보인다.

## 나. 간극 내 CCFL 실험[3.2.14]

### (1) 연구개요

반구형 히터와 이를 담고있는 유리용기 사이에 형성된 간극에서 비등하는 이상유체를 가시화하고 CHF(Critical Heat Flux)를 일으키는 수력학적 현상을 관찰하는 VISU 실험과 반구형 간극에서 임계출력을 정량화하는 CHFG(Critical Heat Flux in Gaps) 실험결과에 의하면 간극에서 발생된 증기는 간극 상단에서 간극으로 들어오는 물과 역류유동을 이루는데 이 곳에서 CCFL(Counter-Current Flow Limitation) 이 발생하는 것으로 나타났다. 이로 인해 간극으로 공급되는 물이 제한되어 가열된 반구 표면을 충분히 냉각시키지 못하여 CHF가 발생하였고 이러한 가시화 실험 결과로부터 반구형 간극에서 임계 열속 발생에 CCFL이 큰 영향을 미친다는 것을 확인하였다. 따라서 본 연구의 목적은 CHFG 실험장치와 같은 간극 크기(1, 2, 3, 5 mm)에서 실험을 통하여 CCFL 상관식을 개발함으로써 반구형 간극에서의 임계출력 상관식을 개발하는데 기초정보를 제공하고 대형 환상관에서 간극의 크기가 CCFL에 미치는 영향을 정량화하며, 결과적으로 CCFL이 반구형 히터 표면에 전역건조를 일으키는 기구라는 사실을 증명하는 것이다.

환형 간극에서 수행된 기존의 CCFL 실험은 대부분 직경이 100 mm 이하의 작은 유로에서 수행되었다. 직경이 100mm 이하의 작은 유로에서는 수력학적 현상이 원주방향의 전체 유로에서 매우 균일하게 나타날 수 있지만 직경이 500 mm 이면 위치에 따라 수력학적 특성이 다르게 나타날 것으로 판단된다. 현재까지 무차원수에 포함된 특성길이와 연관하여 직경의 영향은 명확하지 않다. 자세한 기존의 CCFL 실험에 대한 및 이론적 배경 및 연구 결과들은 KAERI 기술보고서 KAERI/TR-2162/2002[3.2.14]에 나타나 있다.

본 CCFL 연구에서는 대형 환상관의 좁은 간극에서 일어나는 유동특성을 이해하기 위해 시험부를 가시화하였고, 실험결과를 검증하기 위해 기존의 CCFL 상관식과 비교 분석하였다.

### (2) 실험장치 및 방법

CHFG 실험장치와 같이 shell 형태의 좁은 간극을 형성하는 반구형 히터에서 발생하는 dryout이 CCFL 때문에 발생한다는 가설을 검증하기 위하여 CCFL 실험을 수행하였다. 실험에 사용된 유체는 공기와 증류수이고 좁



은 간극의 시험부에서 일어나는 이상유동 현상을 관찰하기 위해 시험부를 투명재질로 제작하였다. 간극 크기(1, 2, 3, 5 mm)와 시험부 상단에 주입되는 증류수 유량을 변화시키면서 CCFL 이 발생하였을 때 공기 유량을 측정하였다.

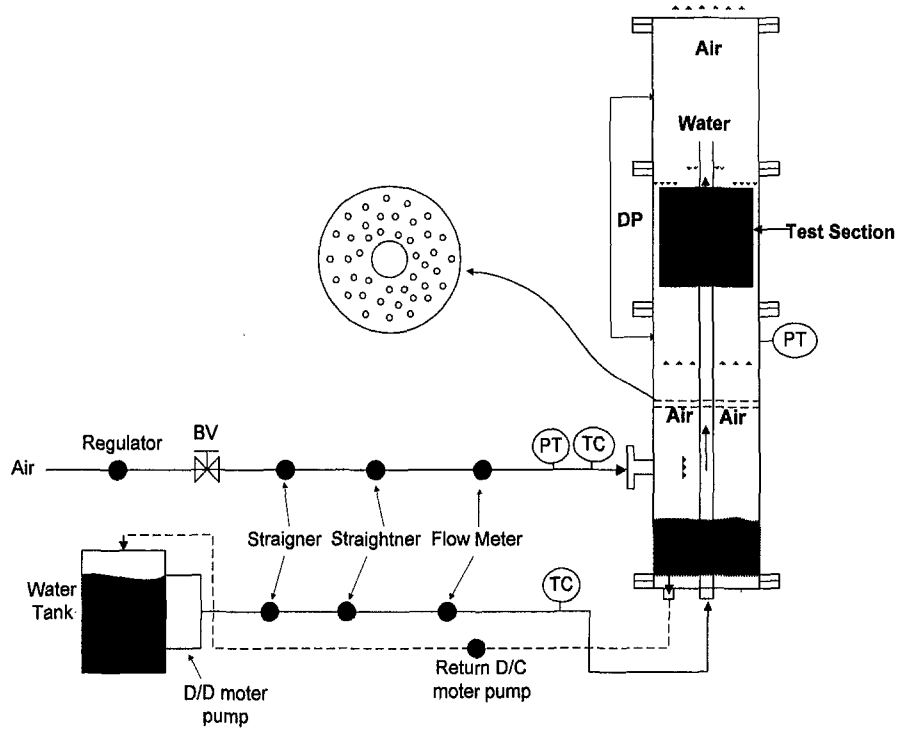
#### (가) 실험 장치

그림 3.2.20은 CCFL 실험장치의 전체 개략도를 나타낸 것이다. 실험장치는 그림 3.2.20에서 보는 바와 같이 시험부(test section), 주입수 탱크, Regulator, 두 개의 직류 모터 펌프, 관련 파이프와 밸브 및 계측기, 데이터 획득 및 처리장치(DAS: Data Acquisition System)로 구성하였다. 시험부는 CHFEG 실험장치와 같은 크기로 제작하였고 내부 실린더, 외부 파이프, 하부 공동, 다공판으로 구성하였다. 시험부에 주입되는 공기의 흐름을 균일하게 유지하기 위하여 공기 완충 탱크와 regulator를 사용하여 공기 흐름이 부드럽게 변하도록 제어하였다. 제어용 직류 모터 펌프를 사용하여 실험장치 하부 공동으로 흘러내린 증류수를 저장수 탱크로 일정하게 보냄으로써 하부 공동의 수위를 일정하게 유지하여 입·출구 조건에 의한 불확실성을 최소화하였다.

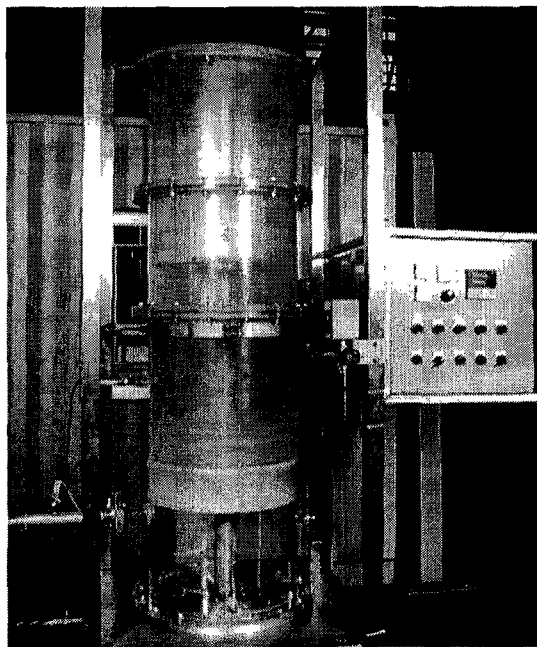
실험장치는 CHFEG 실험 장치와 동일한 크기로 하였는데 CCFL 데이터를 CHFEG 데이터와 비교할 때 크기(scaling) 차이에 의한 왜곡(distortion)문제를 배제하기 위해서이다. 대형 환상관의 좁은 간극에서 일어나는 수력학적 현상을 육안으로 관찰하면서 이해하기 위해 시험부를 아크릴로 제작하였다. 외부 실린더의 내부 직경은 500mm 이고, 내부 실린더의 높이는 250mm이다. 내부 실린더의 외경은 간극 크기를 변화시키기 위해 498, 496, 494, 490mm로 제작하였다. 외경이 다른 내부 실린더를 제작하여 교체함으로써 1, 2, 3, 5mm의 간극을 형성시켜 실험을 수행하였다. 시험부는 CNC 선반으로 가공하였으나 기계적인 공차 때문에 간극이 균일하지 않았다. 측정된 결과 내부 실린더의 직경은 정확하였지만 직경이 500 mm 인 외부 실린더의 기계적인 오차는  $\pm 0.3\text{mm}$  정도였다.

본 실험에서는 CCFL의 발생 여부를 평가하기 위하여 간극 상·하부의 차압, 증류수 및 공기 유량을 측정하였고 각 상의 유량을 계산하기 위하여 공기 및 증류수 온도와 주입 공기관의 압력을 측정하였다. 실험 수행 결과, 모든 계측기로부터 계량된 측정치들은 HP-VEE 프로그램을 작동시켜 HP-VXI 데이터 획득 장치를 통하여 읽혀지도록 하였다. 상세한 실험장치에

대한 설명은 KAERI 기술보고서 KAERI/TR-2162/2002[3.2.14]에 나타나있다.



(a) 실험장치 전체구성도



(b) 시험부(test section)의 사진  
그림 3.2.20 CCFL 실험장치

## (나) 실험 방법

실험장치는 먼저 실험하고자 하는 간극 크기(1, 2, 3, 5mm)에 해당하는 내부 실린더를 장착하고, 이후 직경이 500mm인 외부 실린더를 설치하고 조립하였다. 내부 실린더와 외부 파이프를 설치하고 실험부 상·하단의 간극 크기를 균일하게 고정된 후 공기 밸브를 닫아 시험부에 주입되는 공기를 차단하고 직류모터 펌프를 작동시켜 시험부 상단에 증류수를 공급하였다. 실험부 상단에 공급된 증류수는 중력에 의해 내부 실린더와 외부 파이프 사이에 형성된 간극을 통해 흘러내려 실험부의 하부 공동에 축적되고 제어용 직류모터 펌프에 의해 다시 저장수 탱크로 보내짐으로써 순환루프를 구성하게 된다. 이 때 제어용 직류모터 펌프의 가변 저항을 제어하면서 저장수 탱크로 보내지는 증류수 유량을 제어할 수 있도록 하였다. 시험부 상단에 증류수를 계속 공급하면서 하부 공동의 수위 변화를 육안으로 관찰하였다. 만약 시간이 지남에 따라 수위가 변하게 되면 직류모터 펌프의 가변저항을 제어하여 저장수 탱크로 보내지는 증류수 유량을 제어함으로써 수위 변동에 따른 불확실성을 최소화하였다. 하부 공동의 수위 변동을 제거한 상태에서 공기 밸브를 열어 시험부 하단으로 주입할 공기 유량을 3~30 분 간격을 두고 단계적으로 증가시키면서 간극에서 일어나는 수력학적 현상을 육안으로 관찰함과 동시에 간극 상·하부에 설치된 차압계 신호를 통하여

CCFL이 일어났는지를 판단하였다. 만약 시험부 상단에 공급된 증류수가 상부수조에 축적되지 않거나 간극 상·하부 차압이 급격하게 증가하지 않으면 공기 유량을 더 증가시켰다. 공기 유량을 증가시켜 시험부 상단에 증류수가 축적되고 차압이 선형적으로 증가할 경우 CCFL이 발생한 것으로 간주하고 실험을 종료하였다. 공기 유량을 증가시킬 때 매 단계마다 최소 3분에서 최대 30분의 간격을 두었다. 즉, CCFL이 발생하기 전까지는 3분 정도의 간격을 두었고 CCFL 근처에서는 3~30 분의 시간 간격을 주고 간극에서 일어나는 현상을 비교적 자세히 관찰하였다. 또한 CCFL이 발생하기 직전까지는 공기 유량 증가폭을 상대적으로 크게 하였고 CCFL 발생유량 근처에서는 공기 유량을 조금씩 증가시키면서 실험을 수행하였다. 상세한 실험 수행 절차에 대한 설명은 KAERI 기술보고서 KAERI/TR-2162/2002[3.2.14]에 나타나있다.

본 CCFL 실험에서는 간극 상·하부에서 차압이 선형적으로 증가하고 실험부 상단에 공급된 증류수가 축적될 때를 CCFL 이 일어난 것으로 정의하였으며 이러한 정의는 다른 많은 연구에서 널리 사용되고 있다. 직경

100mm 이하의 소형 환상관에서는 수력학적 현상이 원주 방향의 전체 유로에서 균일하게 나타날 수 있지만 직경이 커지면 위치에 따라 수력학적 현상이 다르게 나타날 수 있다. 또한, 직경 500mm 인 외부 실린더 제작 시 발생한 기계적인 공차 등으로 좁은 간극의 일부분에서 부분적으로 CCFL이 발생한다 하더라도 시험부 상단에 공급된 증류수가 축적되지 않으면 본 실험에서는 CCFL이 발생하지 않은 것으로 판단하였다. 안전해석 관점에서 볼 때 이러한 상황은 문제를 일으키지 않을 것으로 판단된다. 즉, 간극의 일부분에서 CCFL 이 발생하였다 하더라도 시험부 상단에 공급된 증류수는 축적되지 않고 간극을 통과하여 시험부의 하부 공동으로 모두 내려오기 때문이다.

### (3) 실험 결과 및 고찰

표 3.2.2 CCFL 실험조건

| 내 용         | 범 위                    |
|-------------|------------------------|
| 공기 및 증류수 온도 | 대기온도                   |
| 공기 및 증류수 압력 | 대기압                    |
| 공기 유량       | 0.006 ~ 0.092 kg/sec   |
| 증류수 유량      | 0.073 ~ 2.96 kg/sec    |
| 내부 실린더 직경   | 498, 496, 494, 490 mm  |
| 내부 실린더 높이   | 250 mm                 |
| 외부 파이프 직경   | 500 mm ( $\pm 0.3$ mm) |
| 간극의 크기      | 1, 2, 3, 5 mm          |

본 실험에 사용된 유체는 공기와 증류수이고 온도, 압력 및 유량 범위를 표 3.2.2에 나타내었다. 실험결과 간극에 따른 경향을 분석하였으며 실험을 통해 제시한 CCFL 상관식을 검증하기 위해 기존 CCFL 상관식과 비교·분석을 수행하였다. 실험을 통해 제시한 CCFL 상관식과 질량보존식을 이용하여 제시한 임계출력 상관식을 근거로 하여 기존의 CHF 상관식 및 CHF<sub>G</sub> 실험결과와 비교하였다.

(가) 간극 크기에 따른 현상분석

그림 3.2.21, 22는 1mm 의 좁은 간극에서 발생하는 이상유동 현상을 카메라로 촬영한 사진들이다. 이 그림들은 증류수 유량을  $j_l^{*1/2} = 1.152$  에 고정시키고 공기 속도를 증가시키면서 시험부에서 일어나는 현상을 사진 촬영한 것이다. 여기서  $j_l^*$ 는 Wallis parameter로서 다음과 같이 정의된다.

$$j_l^* = j_l \sqrt{\frac{\rho_l}{g s (\rho_l - \rho_g)}}, \quad j_g^* = j_g \sqrt{\frac{\rho_g}{g s (\rho_l - \rho_g)}} \quad (3.2.3)$$

$j_l$  : 액체의 superficial velocity,  $j_g$  : 기체의 superficial velocity,  
 $\rho_l$  : 액체밀도,  $\rho_g$  : 기체밀도,  $g$  : 중력가속도,  $s$  : 간극의 크기

그림 3.2.21은 시험부 상단에 증류수를 주입한 후 공기를 전혀 흘려 보내지 않은 상태를 보여주고 있다. 표면 장력의 영향으로 간극 사이에 물이 채워진 상태로 흐르며 그 안에 기포가 존재하는 것을 볼 수 있다. 그림 3.2.22 (a)~(d)는 CCFL이 발생하기 위한 공기유량보다 약간 적은 공기유량으로 고정시키고서 시간경과에 따라 촬영한 사진으로 간극에서 일어나는 이상유동의 형태를 보여주고 있다. 그림 3.2.22 (b)~(d)를 순차적으로 보면 아주 미소하지만 시험부 상단에 증류수가 축적되었다가 다시 빠지는 것을 볼 수 있으며 이러한 현상은 불규칙적으로 계속 반복되었다. 이 상태에서 공기유량을 약간만 증가시키면 상부로 공급된 증류수가 시험부 상단에 계속적으로 축적되었고, 아래방향으로 흐르는 증류수와 위 방향으로 흐르는 공기는 서로 분리된 유로를 형성하며 반대방향으로 흘러간다. 간극은 공기 혹은 물로 채워져 유로를 형성하였으며, 간극의 두께 방향(radial direction)으로 공기와 증류수가 공존하지는 않았다. 즉, 증류수는 film 형태로 벽면을 따라 흐르는 것이 아니라 slug 형태로 간극을 채우면서 흘러내렸다. 공기가 흘러가는 부분과 증류수가 흐르는 부분은 반복적으로 나타나며 그 폭은 일정하지 않았다.

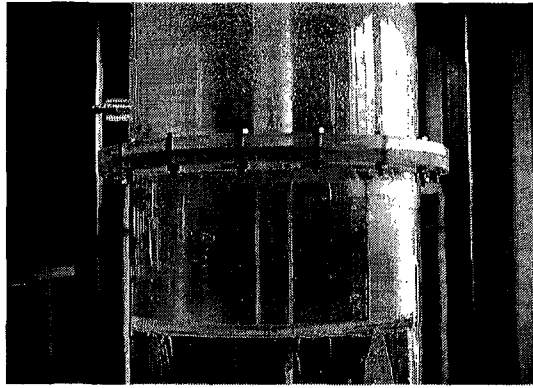
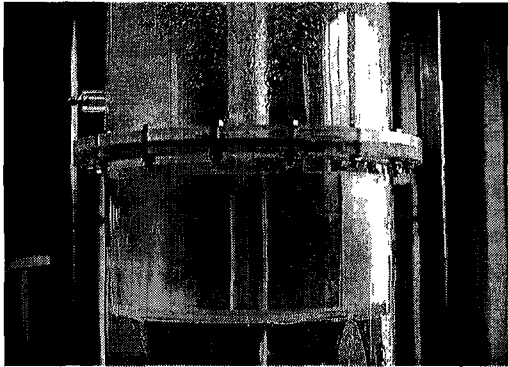
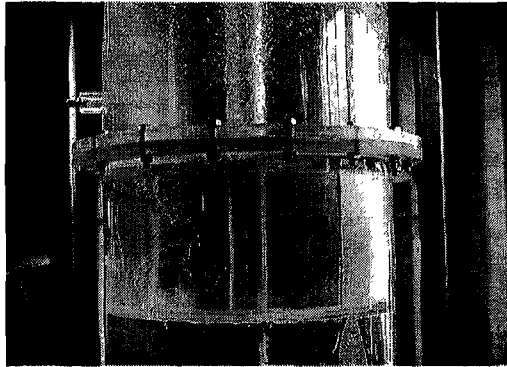


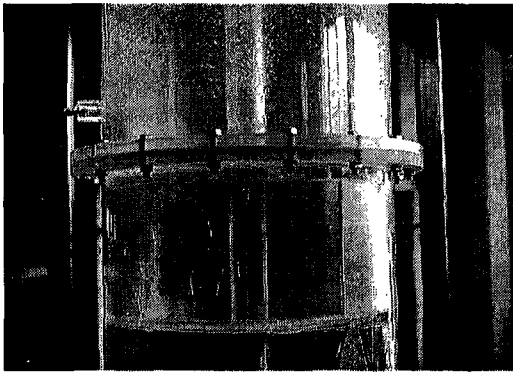
그림 3.2.21 공기의 유동이 없을 때의 CCFL 실험 사진  
 (간극 : 1mm,  $j_i^{* 1/2} = 1.152$ )



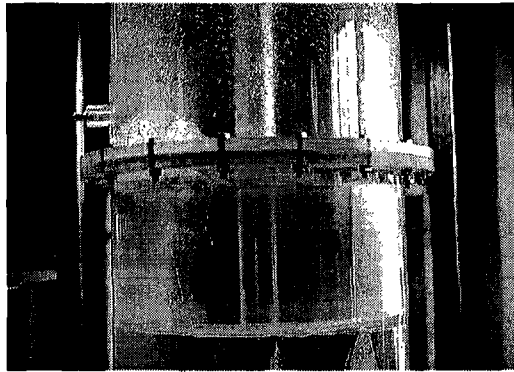
(a) 900 sec



(b) 1000 sec



(c) 1100 sec



(d) 1400 sec

그림 3.2.22 공기를 CCFL 유량까지 증가시켰을 때의 CCFL 실험 사진  
 (간극 : 1mm,  $j_i^{* 1/2} = 1.152$ )

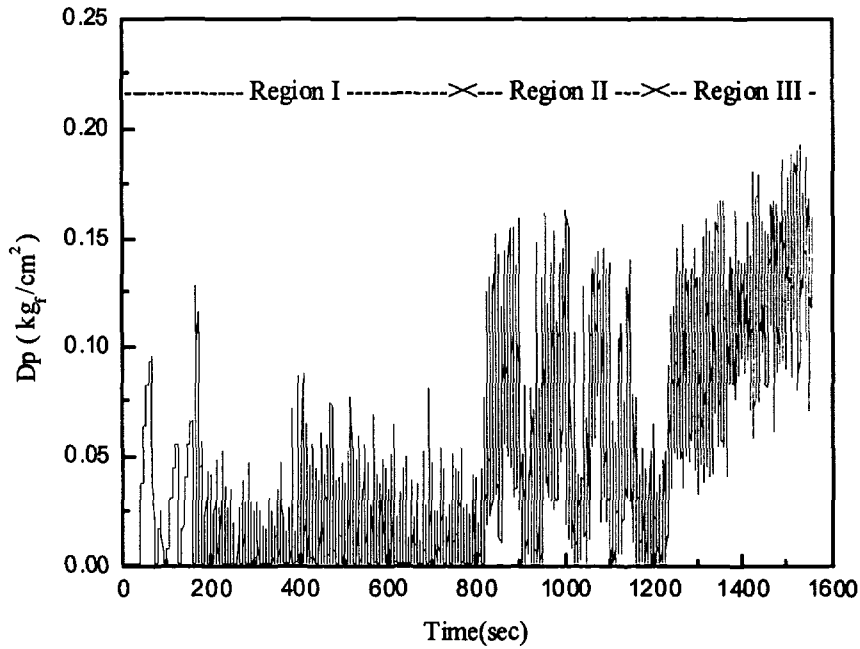


그림 3.2.23 CCFL 실험에서의 차압경향 (간극 : 1mm,  $j_i^{*1/2} = 1.152$ )

그림 3.2.23은 그림 3.2.22의 변화 과정에서 일어난 시험부 상류와 하류 사이의 차압의 변화를 나타내고 있다. 증류수의 유량은  $j_i^{*1/2} = 1.152$ 에 고정되어 있고 공기의 유량을 800초와 1200초에 계단식으로 증가시켰다. 800초에서 증가시킨 공기의 유량은 CCFL 이 발생하기 위한 공기유량보다 약간 적은 유량이 되도록 하였고, 1200 초에 공기유량을 약간 증가시켜서 CCFL을 일으켰다. 그림 3.2.23에서 차압의 변화에 따라 간극에서의 이상유동 현상을 세 영역으로 나누었다. Region I은 800초까지의 영역을 나타낸다. 800초 이전에 공기의 유량을 여러 번에 걸쳐서 단계적으로 증가시켰다. 이 기간동안 상부로 공급된 증류수는 모두 아래로 흘러가므로 시험부 상부에는 축적되지 않는다. 시험부 상류와 하류 사이의 차압은 제한된 범위 안에서 빠르게 오르내린다. Region II는 CCFL 공기유량보다 약간 적은 유량의 공기가 공급될 때 나타나는 영역이다. 이 영역에서는 공급된 증류수가 시험부 상단에 축적되다가 하부로 빠져나가는 현상을 반복한다. 증류수가 시험부 상단에 축적되는 동안에는 차압이 점차 증가하다가 증류수가 빠져나감과 함께 감소되는 현상을 보인다. 증류수가 축적되다가 빠져나가는 반복적 거동은 2~3 분 주기로 계속되었다. 1200 초에서 공기의 유량을 약간 증가시키면 공급된 증류

수는 시험부 상단에 계속적으로 축적되고 이에 따라 시험부 상류와 하류사이의 차압도 계속적으로 증가하는 모습을 보여 CCFL이 발생한 것을 알 수 있다. Region III은 이러한 영역을 나타내고 있다. 본 연구에서는 간극 상류와 하류 사이의 차압이 선형적으로 증가하고 시험부 상단에 공급된 증류수가 계속적으로 축적될 때를 CCFL이 일어난 것으로 정의하였으며 이러한 정의는 위의 실험결과와 일치하는 것으로 판단된다.

간극 크기가 1mm인 경우 시험부의 제작 공차에 비하여 간극이 충분히 크지 않으므로 간극의 크기를 원주방향에 따라 일정하게 유지하기가 어려웠다. 간극의 크기가 원주방향으로 일정하게 유지되도록 하기 위하여 간극의 상단에 얇은 철선을 끼워 실험을 수행해 보았다. 1mm 간극에서 시험부 상단에 얇은 선을 끼워 넣은 상태에서 실험을 수행한 결과 증류수 유량이 어느 특정값 이하가 되면 국부적인 CCFL이 발생하는 것을 확인하였다. 즉, 1mm의 좁은 간극에서 기계적인 공차로 인해 외부 파이프와 내부 실린더 사이에 형성된 간극의 일부분이 상대적으로 좁은 지역이 있었고 이로 인해 국부적인 CCFL이 발생한 것이다.

2, 3mm 간극 실험에서 공기유량 증가에 따른 차압 경향을 분석한 결과 1 mm 간극에서 측정된 것과 같은 경향을 보여주었다. 1mm 간극 실험결과에 의하면 간극의 일부분에서 국부적으로 CCFL이 발생하였지만 2, 3, 5mm 간극에서는 이러한 국부적인 현상은 일어나지 않았으며 이것은 간극 크기의 불확실성이 간극에 커짐에 따라 크게 감소하였기 때문으로 판단된다.

5mm 간극 실험을 수행할 때에는 CCFL 발생이 명확하게 판단될 때까지 충분한 여유를 가지고 관찰할 수 없었고 시험부 상단에 공급된 증류수가 20 ~30cm 정도 쌓였을 때 실험을 종료하였다. 5mm 간극 실험의 경우 작은 간극에 비하여 시험부에 공급되는 증류수의 유량범위는 매우 크고 시험부 상단에 증류수가 쌓이는데 걸리는 시간은 다른 간극 실험에 비해 상당히 빨랐다. CCFL 근처까지 공기 유량을 증가시킨 후 최소 3분 이상을 기다리면서 시험부에서 일어나는 현상을 관찰한 결과 시험부 상단에 공급된 증류수는 어느 정도의 수위를 유지하면서 진동하는 것을 볼 수 있었고 하부공동으로 흘러내리지 않았다. 이러한 현상은 1, 2, 3mm 간극 실험에서도 같은 현상이었지만 간극이 좁을수록 주입되는 증류수 유량이 작기 때문에 5mm 간극에서와 같은 심한 진동 현상은 나타나지 않았다. 5mm 간극 실험에서는 시험부에 축적된 증류수에 의한 진동현상이 두드러지게 나타났고 이러한 이유 때문에 축적된 증류수의 수위가 20~30cm 정도에 다다르면 실험을 종료



하였다. 또한 시험부에서 시험장치 끝단까지의 외부파이프 길이는 45 cm로 시간이 지남에 따라 증류수 수위가 지속적으로 증가하는지 관찰하기엔 길이가 짧아서 충분한 여유를 가지고 관찰할 수 없었다.

1, 2, 3 mm 간극에서 수행하였던 결과를 분석해 보면, CCFL 공기 속도는 시험부 상단에 증류수가 축적되기 시작하는 단계(Region I 과 II 사이의 경계)에서의 공기 속도보다 약 15~20% 정도 크게 나타났다. 5 mm 간극 실험은 상부수조에서의 지속적인 증류수 축적을 명확히 확인할 수 없는 상태에서 실험을 종료하였기 때문에, 본 실험의 측정값이 CCFL 공기유량일 수도 있고 Region II 의 시작점에 해당하는 공기 유량일 수도 있다. 최대한 오차를 가정할 때, 실제 CCFL 을 일으키는데 필요한 공기유량은 15~20 % 더 필요하다고 가정할 수도 있다. 이러한 공기 속도의 차이를  $j_i^{*1/2}$  무차원수로 표현하면 제곱근의 형태를 가지고 있기 때문에 4~5 % 정도의 오차를 가지고 있다고 볼 수 있다.

#### (나) CCFL 측정값

CCFL이 발생하였을 때 실험에서 얻은 증류수와 공기의 유량을 Wallis Parameter로 나타내었다. 이 때 특성길이로서 간극의 크기 (gap size)를 이용하였다.

본 실험에서 이용된 1, 2, 3, 5 mm 간극은 아래의 식으로 정의되는 Taylor wavelength, 17.2 mm보다 작다.

$$\lambda_T = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad (3.2.4)$$

$\rho_f$  : 증류수 밀도,  $\rho_g$  : 공기 밀도,  $g$  : 중력가속도,  $\sigma$  : 표면장력

또한, 본 실험장치의 평균 원주길이는 1570 mm로서 Taylor wavelength보다 매우 크다. 평균원주길이에 대한 간극크기의 비율은 본 실험장치가 0.4 ~ 2 %인 반면 전형적인 가압경수로의 강수부(downcomer)에서는 약 10% 정도이므로 본 실험의 결과를 가압경수로 강수부의 CCFL 해석에 직접 이용하는데는 문제가 있을 수 있다. 따라서 본 연구의 결과는 장치의 규격이 유사한 전 항의 CHFG 실험장치의 해석에 제한적으로 직접 이용할 수 있다. 본 실험장치와 같이 좁은 환형 간극에서는 간극의 크기에 비

하여 원주 길이가 매우 길어서 간극의 길이가 무한대라도 가정할 수 있을 정도이다. 그러므로, 본 실험에서는 평균 원주길이가 특성길이로서의 역할을 할 수 없을 것으로 판단된다. 이러한 이유로 본 연구에서는 측정값을 간극의 크기를 특성길이로 한 Wallis Parameter로 나타내었다.

CCFL 측정값과 Wallis parameter를 이용하여 다음의 식을 개발하였다.

$$j_g^{*1/2} + m j_l^{*1/2} = C \quad (3.2.5)$$

여기에서,

$$j_k^* = j_k \sqrt{\frac{\rho_k}{g s (\rho_l - \rho_g)}} \quad (3.2.6)$$

앞서 언급한 것처럼 간극의 크기(s)를 특성길이로 사용하였다. 식(3.2.5)의 상수  $m$ 과  $C$ 를 결정하는데 간극의 크기효과를 이용하기 위하여, Taylor wavelength에 대한 간극크기의 비를 고려하였다. 이 비율은 Bond 수( $N_B$ )의 함수로 나타나는데 그 관계는 다음과 같다;

$$\frac{s}{\lambda_T} = \sqrt{\frac{s^2 g \Delta \rho}{\sigma}} = \sqrt{N_B} \quad (3.2.7)$$

상수  $m$ 과  $C$ 는 1, 2, 3, 5 mm 간극에서 측정한 값을 이용하여 최소자승법에 의하여 결정하였으며, 그 결과는 다음과 같다.

$$m = 0.63 + 0.80 N_B \quad (3.2.8)$$

$$C = 2.19 + 0.29 \sqrt{N_B} \quad (3.2.9)$$

식(3.2.8)과 (3.2.9)를 구하기 위하여 Bond 수,  $N_B$ , 의 지수는 1/2 의 정수배, 즉, 1/2, 1, 3/2, 2 중에서 오차가 최소화되는 것으로 선정하였다. 그리고 이 때 얻어지는 상수와 계수를 이용하여 식(3.2.8)과 (3.2.9)를 개발하였다. 식(3.2.8)과 (3.2.9)는 간극의 크기가 증가함에 따라 상수  $m$  과  $C$  가 함께 증가하는 것을 보여주고 있다. 그림 3.2.24는 측정값과 식(3.2.5)에서 (3.2.9)까지의 CCFL 실험식의 예측 곡선을 정규화하지 않은 상태로 간극의

크기에 따라 나타낸 것이다. 간극의 크기가 1 mm인 경우에는 실험식과 측정값이 매우 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 그러나 간극의 크기가 커짐에 따라 측정값은 아래로 볼록한 곡선형태로 변화하는데 반해 실험식은 직선 형태의 변화를 예측함으로써 오차가 커지고 있다.

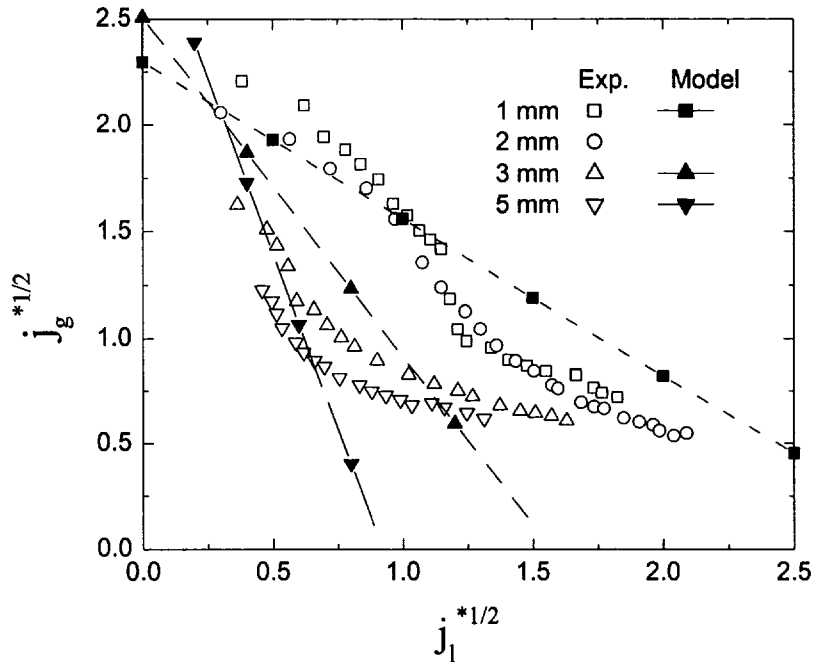


그림 3.2.24 CCFL 측정결과와 실험식(I)의 비교

앞의 실험식과 측정값과의 차이는 5mm 간극 데이터가 큰 영향을 미쳤을 것으로 판단된다. 5mm 간극의 경우 상대적으로 간극의 크기가 커져서 표면장력의 영향이 감소하여 CCFL 현상에 영향을 미쳤을 것으로 추측할 수 있다. 또한, 실험에서도 5mm 간극에서 측정을 수행할 때 상부 수조(upper plenum)에 물이 차오르는 속도가 너무 빨라 CCFL 유량을 결정하는데 1, 2, 3 mm 실험에서와 약간 다른 방법을 사용하였다. 이러한 이유로 5 mm 측정값에 상대적으로 큰 오차가 내포되어 있을 것으로 판단하였다. 따라서 1, 2, 3 mm 측정값만을 가지고 위와 같은 회귀분석을 수행하였다. 상수  $m$ 과  $C$ 를 1, 2, 3 mm 간극에서 측정한 값을 이용하여 최소자승법에 의하여 결정하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

$$m = 1.431 - 0.636 N_B^{0.463} \quad (3.2.10)$$

$$C = 2.796 - 0.884 N_B^{1.209} \quad (3.2.11)$$

식(3.2.10)과 (3.2.11)을 구할 때에는 앞서 사용했던 방법과는 달리 Bond 수( $N_B$ )의 지수도 회귀분석 인자로 설정하여 구하였다. 그림 3.2.25에 식(3.2.10)과 (3.2.11)로 예측되는 CCFL 실험식과 측정값을 직접 나타내었다. 그림 3.2.24에서 보인 식(3.2.8)과 (3.2.9)의 예측식에 비하여 식(3.2.10)과 (3.2.11)의 실험식이 측정값과 훨씬 더 근접한 결과를 보여주고 있다.

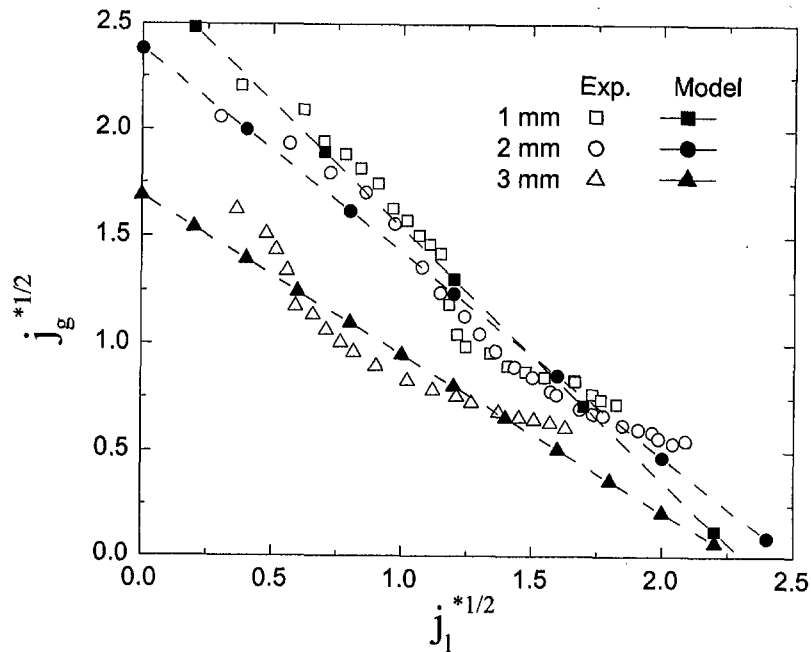


그림 3.2.25 CCFL 측정결과와 실험식(II)의 비교

본 실험식과 Richter 등[3.2.15]의 측정값을 이용해 Osakabe와 Kawasaki[3.2.16]가 개발한 실험식을 비교하였다. Richter 등은 환상관의 외경이 17.5 inch (444.5 mm)이고, 1 inch와 2 inch 크기의 간극에서 CCFL 실험을 수행하였다. Richter 등은 보고서에서 측정값을 이용한 실험식을 제시하고 있지는 않고 측정값들의 하한선을 나타내는 envelope을 나타내는 관계식을 제시하고 있다. 이들은 측정값을 제시할 때 수력학적 직경(hydraulic diameter,  $D_h = D_o - D_i = 2s$ )을 특성길이로 이용한 Wallis Parameter로 나타내었다. 그러나 Osakabe와 Kawasaki는 Richter 등의 측정값을 이용하여

식(3.2.12)와 같은 실험식을 개발하면서 평균원주길이를 특성길이로 이용하였다.

$$j_g^{*1/2} + 0.8 j_i^{*1/2} = 0.38 \quad (3.2.12)$$

본 연구에서는 간극의 크기를 특성길이로 이용하는 Wallis Parameter로 나타내고 있으므로 이를 보정하기 위하여 식(3.2.12)를 다음의 형태로 변환하여 비교하였다.

$$j_g^{*1/2} + 0.8 j_i^{*1/2} = 0.38 \left( \frac{W}{s} \right)^{1/4} \quad (3.2.13)$$

그림 3.2.26은 이 실험식과 Osakabe와 Kawasaki의 모델을 비교한 것이다. 3 mm 간극에 대하여 매우 흡사하게 예측을 하고 있으며 1 mm 와 2 mm 간극에 대한 경우에도 근사한 예측을 하고 있음을 알 수 있다.

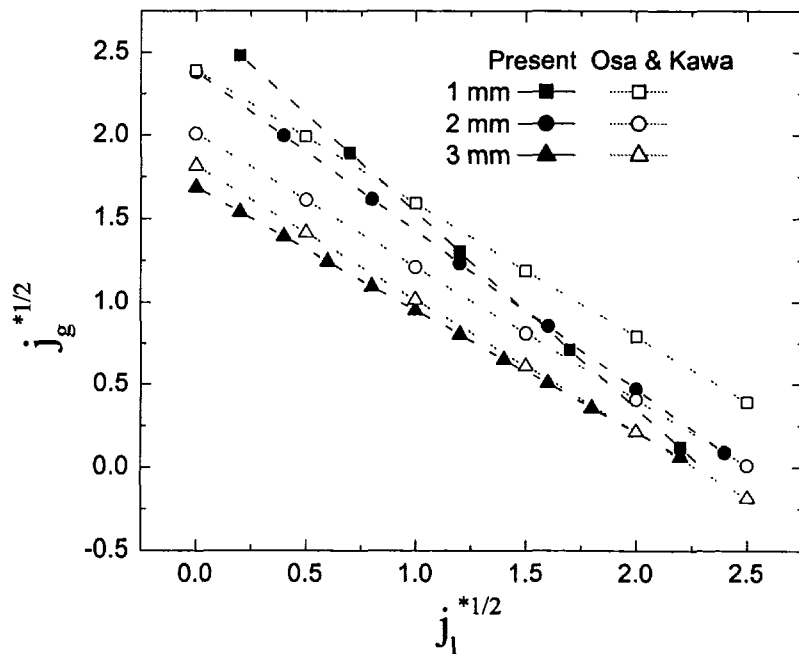


그림 3.2.26 1, 2, 3 mm CCFL data로 개발된 실험식과 Osakabe & Kawasaki 의 실험식 비교

그림 3.2.25와 그림 3.2.26을 보면 회귀분석으로 구한 식(3.2.10)과 식(3.2.11)이 본 실험에서 측정된 1, 2, 3 mm 데이터를 잘 예측하고 있으며 Osakabe와 Kawasaki의 모델과도 1~3 mm 영역에서 유사하게 예측하고 있음을 알 수 있다. 그러나 자세히 살펴보면 둘 사이에 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 즉, 두 모델이 모두 간극의 크기가 증가함에 따라 flooding gas velocity 가 감소하는 것으로 예측하고 있는데, Osakabe와 Kawasaki의 모델은 감소율이 점차 줄어드는 반면 식(3.2.10)과 식(3.2.11)은 감소율이 증가하고 있다. 따라서 식(3.2.10)과 식(3.2.11)을 이용하면 간극의 크기가 10 mm를 넘으면 “zero” 공기유량으로도 CCFL이 발생하는 것으로 계산된다. 이것은 물리적이지 못하며, 앞서 보여준 Richter 등의 2 inch 실험결과와도 전혀 맞지 않는 결과이다. 이것은 회귀분석 결과가 1, 2, 3 mm 측정값과 잘 맞도록 단순히 통계처리 되었기 때문이다.

이러한 이유로 또 다른 분석을 시도하게 되었다. 이제 1, 3, 5 mm 데이터만을 이용하여 앞서 수행한 회귀분석을 다시 수행하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

$$m = 0.922 \quad (3.2.14)$$

$$C = 4.290 - 2.355 N_B^{0.110} \quad (3.2.15)$$

1, 3, 5 mm 데이터만으로 분석을 수행할 때, 처음에는 식(3.2.10)과 식(3.2.11) 같은 형태로 시도하였다. 그러나 간극의 크기가 증가함에 따라 직선의 기울기에 해당하는  $m$  값의 부호가 반전되는 것으로 나타났다. 즉, 1 inch 간극에서의 CCFL을 예측하는 직선이 4 사분면에서 1 사분면으로 이동하는 모습을 보여 Richter 등의 실험과도 맞지 않고 물리적으로도 타당하지 않은 결과가 여전히 나타났다. 이러한 문제를 피하고자  $m$  값을 상수 변수로 지정하여 회귀분석을 수행하여 식(3.2.14)과 (3.2.15)의 결과를 얻은 것이다. 이 실험식이 예측하는 CCFL 예측 직선을 실험값과 비교하여 그림 3.2.27에 나타내었다. 그림 3.2.27에 Richter 등의 1 inch 및 2 inch 간극 실험데이터와도 비교하였다. 본 연구에서 수행한 1, 3, 5 mm 실험 결과와는 잘 맞으나 Richter 등의 1 inch 및 2 inch 간극 실험데이터와는 차이가 있음을 알 수 있다. 특히 2 inch 데이터에 대한 예측 직선은 1 사분면 안에 들어오지 않을 만큼 오차가 크게 나타났다.

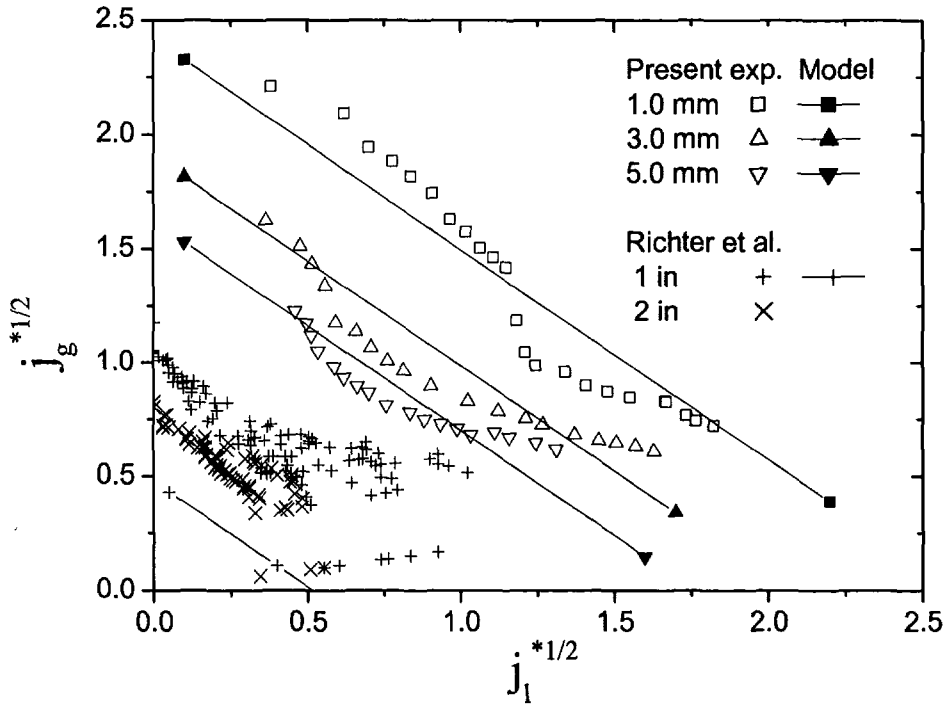


그림 3.2.27 1, 3, 5 mm CCFL data와 실험식에 의한 예측 비교

본 CCFL 실험에서는 간극 상·하부에서의 차압이 선형적으로 증가하고 시험부 상단에 공급된 증류수가 축적되는 때를 CCFL이 일어난 것으로 정의하였다. 이러한 정의는 간극이 작을 경우에는 증류수 유량이 많지 않으므로 CCFL 과정이 장시간에 걸쳐 천천히 일어나기 때문에 문제가 되지 않는다. 그러나 간극이 커지면 시험부에 공급되는 증류수 유량이 많기 때문에 증류수가 짧은 시간 안에 시험부 상단에 순간적으로 축적되어 CCFL이 일어난 것으로 오인할 수 있다. 또한 시험부 상단에 축적되는 증류수 수위는 CCFL 현상의 입력조건에 해당하기 때문에 증류수 수위에 따른 불확실성을 제거할 필요가 있다. 따라서 대형간극의 경우에 실험결과의 오차를 줄이기 위해서는 시험부 상단에 축적되는 증류수를 일정 높이 이상이면 배출(overflow)할 수 있도록 하여 전체 실험 중 상단의 수위를 일정하게 유지하면서 측정하는 것이 바람직하다.

## 다. 수조 내 평판에서의 임계 열속 측정 실험

### (1) 개 요

수조비등(pool boiling) 열전달은 가열면의 온도를 그다지 상승시키지 않고 많은 열을 전달할 수 있는 장점이 있다. 그러나 가열면에 공급되는 열속이 임계 열속(critical heat flux) 보다 커지면 열전달 거동이 핵비등으로부터 막비등으로 변화하고 가열면이 급속히 가열되면서 파손될 수 있으므로 열속 부하를 임계 열속 이하로 유지시켜야 한다.

최근에 원자로의 중대사고시 원자로 공동에 물을 공급하여 원자로 외벽을 냉각하는 방안에 대한 연구가 이루어지고 있다[3.2.17]. 원자로 용기의 외벽이 반구형이므로 이를 이차원적으로[3.2.17] 또는 수평면으로 단순화하거나[3.2.18], 규모가 작은 반구형태로 모사하여 연구가 수행되었다[3.2.19]. 이러한 실험적인 연구에서 얻어진 결론은 외벽 냉각에서의 열적여유도(thermal margin)가 수직면에서의 비등 열전달 및 임계 열속에 의해 지배받는다는 것이다.

수직면에서의 비등 열전달에 대한 종전의 실험적 연구들을 살펴보면, 높은 열속을 다루어야 하는 어려움 때문에 비교적 단순화된 경우에 대한 실험이 제한적으로 수행된 것을 알 수 있다. Wire heater를 사용하여 열속에 따른 기포거동을 관찰하거나[3.2.20], 물보다 비등점이 낮은 프레온을 사용하여 압력영향에 따른 임계 열속 값을 실험적으로 구하기도 한다[3.2.21]. Dhir 등[3.2.22]은 가로 6.3cm, 세로 10.3cm 인 수직 가열면을 사용하여 급냉 방식(quenching method)으로 임계 열속을 측정하였는데, 그 값은 약  $0.7\text{MW/m}^2 \sim 0.9\text{MW/m}^2$  범위였다. 최근 Yang 등[3.2.18]은 가열면의 종횡비를 달리하여 가열면 직접가열 방식(direct heating method)으로 실험하여 약  $1.1\text{MW/m}^2$  의 임계 열속을 측정하였다.

한편, 기포거동의 가시화는 핵비등에서의 열전달 거동을 이해하는데 많은 도움이 되어왔다. Galloway & Mudawar[3.2.23]는 한 변이 1cm 인 히터를 사용하여 유동비등(flow boiling)에서 최대 2m/s 까지의 유속을 주어 1mm 이내의 기포 거동을 국부적으로 관찰하였다. 그리고 Nishikawa 등[3.2.24]은 가로 4.2cm, 세로 17.5cm 인 수직 가열면을 사용하여  $0.7\text{MW/m}^2$  이하의 낮은 열속에서 기포거동을 가시화하였다. Bae[3.2.25]등은 이 성분 물질의 비등 열전달을 연구하기 위해 가시화 연구를 수행하였다.

중대사고시 외벽냉각 등을 해석하기 위해서는 임계 열속 부근까지의 수



조비등 상관식이 필요하게 되는데, 이를 구하기 위해 본 실험을 수행하였다. 즉, Dhir[3.2.22]의 실험과 달리 정상상태 가열 실험이 필요하며, 열전달 거동을 규명하기 위해서는 Nishikawa[3.2.24]의 연구를 확장하여 임계 열속까지의 가시화 연구를 수행하고자 한다. Yang[3.2.18], Dhir[3.2.22], Nishikawa[3.2.24]등은 직사각형 가열면을 사용하였는데, 원자로 외벽과 같이 아주 큰 표면의 조건은 정사각형 형태의 가열면을 사용하는 것이 원형의 조건에 더 가까울 것으로 판단되어 본 실험을 수행하였다.

본 실험에서는 대기압 조건에서 증류수를 사용하여 한 변이 70mm인 정사각형의 사각구리 가열평판의 경사각[180도(상향면), 90도, 45도]에 따른 표면과열도 대 열속변화의 관계를 측정하여 임계열속까지의 열전달 자료를 생성하였으며, 거시적인 기포거동도 관찰하였다. 또한 측정결과를 Rohsenow 관계식[3.2.26]을 사용하여 fitting하고, Nishikawa등[3.2.24]의 실험과 비교하여 그 신뢰도를 검증하였다.

## (2) 실험장치 및 방법

실험장치의 구성은 그림 3.2.28에 나타난 바와 같이 히터블럭(heater block)과 히터블럭이 들어있는 수조(Test section), 복수기로 이루어진다. 실험용기는 전열면(heating surface)을 측면과 정면에서 관찰할 수 있는 창이 설치되어 있다. 히터블럭은 재질이 99% 구리인 원통형 구리블럭을 일체형으로 가공하여 전면부는 정육면체, 후면부는 원통형으로 가공하였다. 전면부의 정육면체는 한변이 70mm인 전열면적을 갖고, 총 16개의 직경 0.5mm인 Copper-Constantan 열전대(T type, ungrounded junction type, 허용오차  $\pm 1^{\circ}\text{C}$ )를 설치하였다. 전면에 균일한 열속을 낼 수 있도록 16개의 cartridge heater(KEBG 0080 C005A, 600W)를 원통형의 후면부에 설치하였다. 그림 3.2.29에 나타나 있듯이 열전대는 전열면의 위치에 따른 열속분포를 측정하기 위해 가열면 표면 4군데에, 표면으로부터 깊이방향으로 2mm, 4mm, 8mm, 12mm 지점에 설치하였다. 열전대는 히터블럭 후면부로부터 삽입하였다. 이를 위해서 직경 3mm인 4개의 구리봉을 사용하였고, 각각의 구리봉마다 4개의 열전대를 설치하였다.

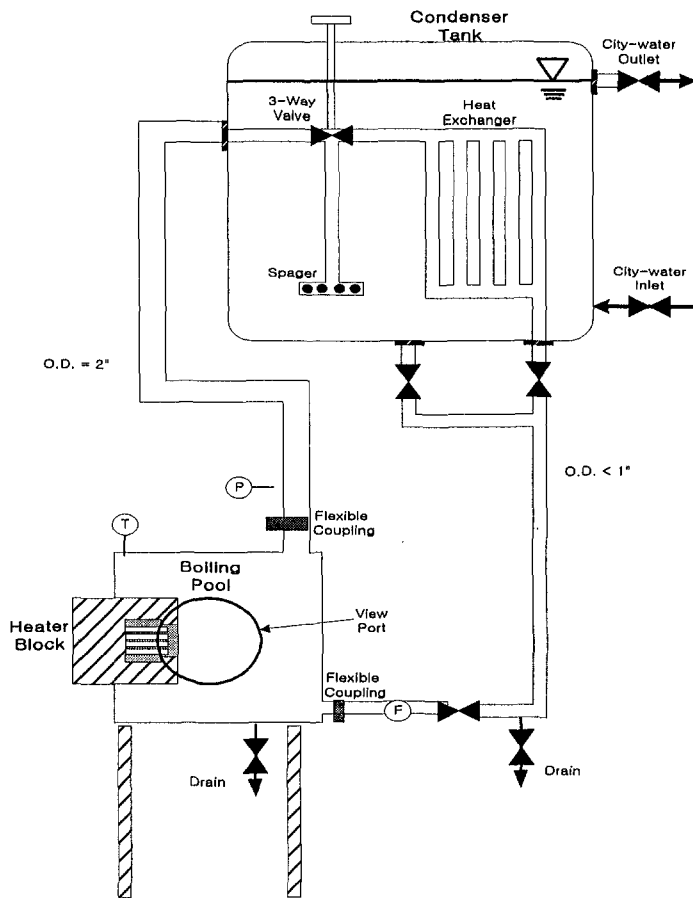


그림 3.2.28 평판에서의 임계열속 측정 실험장치

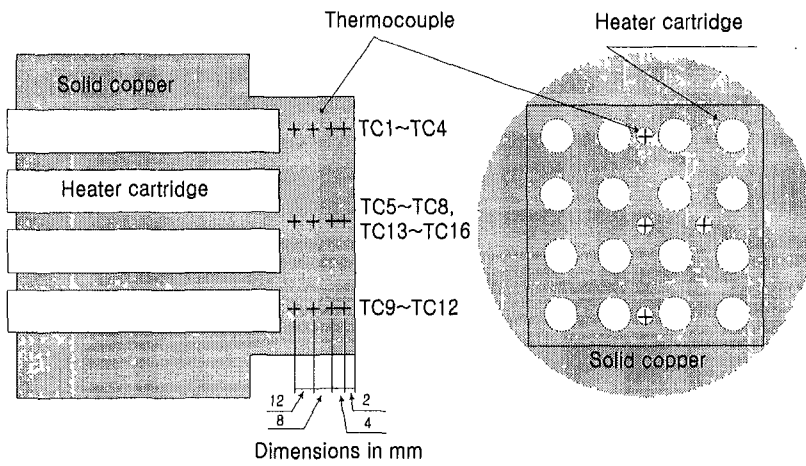


그림 3.2.29 평판에서의 임계열속 측정장치의 히터구조 및 열전대 위치도

대기압으로 실험용기를 설계하였고, 경사각을 줄 수 있게 실험용기(test section) 한쪽 측면 고정시켰다. 수조크기는 9.6kW(600W×16)의 히터 용량으로 충분하게 물의 포화온도를 유지할 수 있게 한 변이 400mm인 정육면체(물의 총질량: 64kg)로 설계하였다. 실험조건을 유지하기 위해 immersion heater(2kW, 220V)를 사용하여 간헐적인 가열을 하였다. 고온에 견디면서 촬영을 해야하므로 정육면체 각 면에 재질이 Poly-carbonate이고, 두께가 10mm인 관찰창을 설치하였다.

복수기는 300리터의 물탱크를 사용하여 수조형태로 설계하였다. 실험중에 발생하는 기화열을 효과적으로 복수기로 전달하기 위해 열 교환용 튜브를 설치하였다. 이때 열교환용 튜브는 직경이 1인치이고, 길이 25cm인 구리파이프 8개를 연결하여 최대 10kW 열 용량을 제거할 수 있게 설계하였다. 만약 제거할 수 있는 최대 열용량을 초과한다면 복수기내의 물 온도는 상승하고, 실험용기 내부에 가압이 될 수 있다. 열용량 초과시 수조내 유동을 주어 열을 제거할 수 있도록 설계하였다. 또한 임계 열속 근처에서 순간적인 압력이 발생하여 가압될 수 있으므로 3-way valve를 사용하여 배출할 수 있도록 하였다.

Test loop은 폐쇄회로(closed loop)로 구성되어있다. 실험조건은 대기압, 포화상태이다. 우선, 에탄올을 사용하여 가열면 표면에 산화막을 제거하였다. 비응축성 가스의 영향을 없애고 포화조건을 만들기 위해, 작동유체인 물을 충분히 가열하여 실험조건을 만들었다. 실험은 먼저  $0.1\text{MW}/\text{m}^2$ 에서 임계열속에 도달하기까지 약  $0.1\text{MW}/\text{m}^2$  씩 증가시키면서 정상상태의 출력을 주어 열속측정을 하였고, 가열면의 경사각은 180도(상향면), 90도, 45도를 주어 실험하였고, 그와 동시에 임계 열속 근처에서 일반 디지털 캠코더(SONY, DCR-TRV 900)를 사용하여 촬영하였다. 임계 열속 근처에서 SCR방식을 사용한 온도제어를 통해 출력제어를 하였다. 히터에 공급되는 출력은 전압계(FLUKE787)과 전류계(HIOKI3282)를 이용하여 측정하였고, 열전대를 사용하여 계산한 값과 비교하여 열손실을 계산하였다. 열전대 등의 모든 계측장비에서 나오는 신호는 HP-VXI DAS(Data Acquisition System E1401B)에 60Hz 간격으로 sampling해서 저장하였다.

### (3) 실험 결과

#### (가) 열속

표면 열속은 축방향과 반경방향의 온도분포를 T형 열전대로 측정하여 일차원 열전도 방정식을 사용, 계산하였다. 전체적으로, 각 지점에서의 온도 편차는 T형 열전대의 오차범위인 약 1K이고, 구리블럭이 충분한 열전도율을 가지고 있으므로 공간적으로 균일한 열속이 측정되었다. 그림 3.2.30은 열전대로 계산한 전체표면의 평균 열속값과 전류계와 전압계로 측정한 값을 비교하였다. 약  $0.7\text{MW/m}^2$ 까지는 열손실이 거의 없고 임계 열속 근처로 갈수록 약 10%이내의 열손실로 각 경사각에 따른 충분한 열속을 얻을 수 있었다.

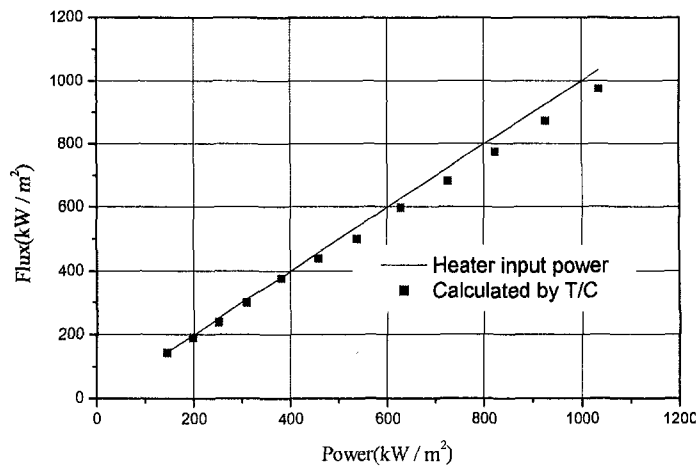


그림 3.2.30 평판실험에서의 입력전력에 따른 열손실 정도

표면 열속은 다음과 같은 1차원 열전도 방정식을 사용하여 계산하였다.

$$q'' = k \frac{dT}{dx} \quad (3.2.16)$$

$q''$  : 단위면적당 열속,  $k$ : 열전도도 계수,  $dx$ : 거리차,  $dT$ : 온도차.

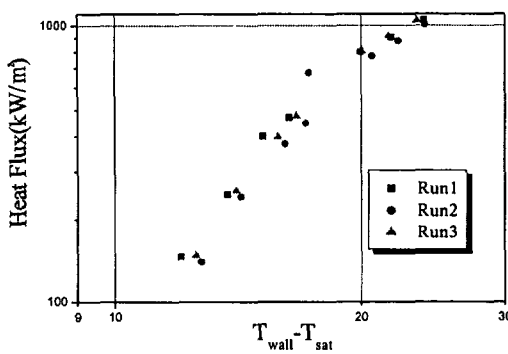
여기서,  $k$ 는 400K에서의 구리의 열전도도이고, 표면에서 2mm지점의 열전대와 표면에서 12mm지점의 열전대를 사용하여 거리와 온도차를 구하였다.

$$T_w = T_{\text{measured}} - \frac{q''}{k} dx \quad (3.2.17)$$

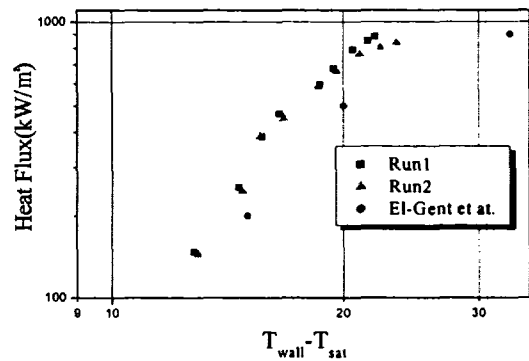
$T_w$  : 표면온도,  $T_{measured}$  : 열전대로 측정된 온도값.

또한, 표면 온도는 구하여진 열속값을 사용하여, 표면에서 2mm지점의 열전대 값을 외삽하여 구하였다.

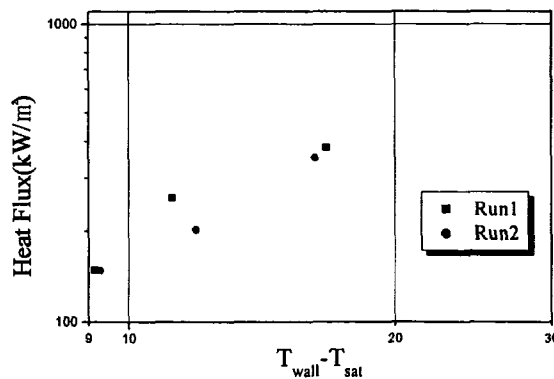
그림 3.2.31은 가열면의 경사각[180도(상향면), 90도, 45도]에 따른 표면 과열도와 열속의 관계를 나타낸 것이다. 그림 3.2.31(b)에 El-Genk 등[3.2.27]의 실험 데이터와 비교한 그림을 보면, 최대열속값인 임계 열속은 약  $0.9\text{MW/m}^2$ 로 비슷한 값을 구할 수 있었다. 하지만 표면 과열도가 약 10K 정도 차이가 난다. 이는 실험방법의 차이로, disk heater를 사용하여 직접 가열한 후 급냉(quenching)시켜 열속을 구하였기 때문에 표면온도가 차이가 발생한 것으로 판단된다. 대체로 수직면에서의 임계 열속은 약 0.8에서 약  $0.9\text{MW/m}^2$ 로 알려져 있다[3.2.22].



(a) 기울기 180° (상향)



(b) 기울기 90°



(c) 기울기 45°

그림 3.2.31 평판 실험에서의 표면과열도에 따른 열속분포

(나) Rohsenow 상관식

본 실험의 결과를 다음의 Rohsenow 상관식[3.2.26]을 사용하여 실험자료를 분석하였다.

$$C_{pf}(T_w - T_{sat})/i_{fg} = \quad (3.2.18)$$

$$C_{sf} [q''/i_{fg} \mu_f (\sigma/g(\rho_f - \rho_g))^{1/2}]^m Pr_f^n$$

$C_{Pf}$  : 액체비열,  $T_w$  : 표면온도,  $T_{sat}$  : 포화온도,  $\mu_f$  : 액체점도,

$i_{fg}$  : 기체와 액체간의 단위질량당 엔탈피 차이,  $g$  : 중력가속도,

$q''$  : 단위면적당 열속,  $\sigma$  : 물의 표면장력,  $\rho_f$  : 액체밀도,

$\rho_g$  : 기체밀도,  $Pr$  : Prandtl 수

$C_{sf}$ 는 특정 액체-고체표면 조합이 핵생성 상태량에 미치는 영향을 대변하는 상수이다.  $m$ 과  $n$ 은 넓은 압력범위의 여러 액체에 대해 0.33과 1.7이 사용될 수 있으나, 물인 경우  $Pr$ 의 단조로운 함수가 아니므로,  $n=1$ 이 보다 더 정확한 결과를 준다. 이 상관식을 사용하여 fitting한 후, 다른 실험결과와 비교한 결과가 그림 3.2.32에 나타나 있다. Rohsenow 상관식을 사용하여 5% 이내로 fitting할 수 있었으며,  $C_{sf}$ 값이 0.0027로  $0.7\text{MW/m}^2$  이하의 낮은 열속에서 수직 가열면 실험을 한 Nishikawa등[3.2.24]의 경우와 비슷한 경향을 보였다. 따라서 본 실험결과에 대한 신뢰도를 확보할 수 있다.

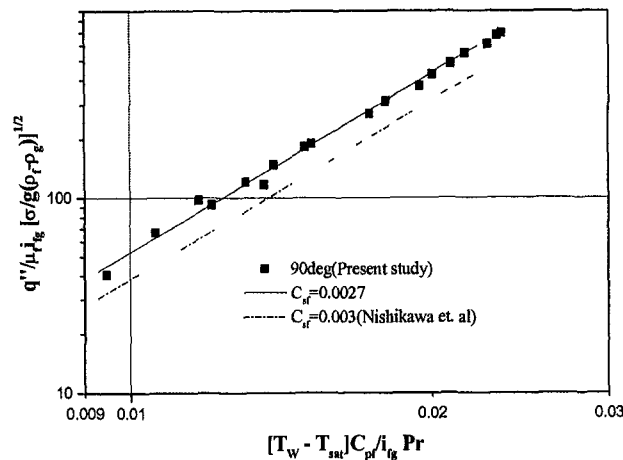


그림 3.2.32 Rohsenow 상관식을 이용한 평판실험 결과의 분석

(다) 기포 거동

45도, 90도, 180도(상향면)의 경사각에서 기포거동을 디지털 캠코더로 관찰하였다. 그 결과를 그림 3.2.33에 나타내었다. 주로 낮은 열속에선 특징적인 거동이 나타나지 않지만, 열속이 증가할수록 주기적인 경향이 나타난다.

주로 약  $0.3\text{MW/m}^2$ 에서 그 경향이 나타나고 가열면이 180도인 경우(상향면)엔 기포가 표면에 달라붙은 상태에서 잠시 머물렀다가 떨어 나가는 모습을 보인다. 가열면이 90도가 되면 기포들이 물결모양의 형태를 보이면서 표면을 따라 이동한다. 45도인 경우에도 주기적으로 기포들이 물결형태로 흘러가지만 90도에서처럼 원활하게 흘러가진 않는다. 최근에 Howard와 Mudawar [3.2.28]의 경사각에 따른 가시화실험에서 보면, 15도에서 120도까지(하향면을 0도로 기준시)는 수직면 영역으로 기포거동이 물결형태를 보인다. 기포 거동이 가장 활발한 180도 가열면인 경우는 최대 열속이 약  $1.1\text{MW/m}^2$ 이고 90도 가열면은 약  $0.9\text{MW/m}^2$ , 그리고 90도 가열면과 비슷하게 주기적인 기포거동을 보이는 45도 가열면인 경우는 기포가 크지않아 임계열속이 약  $0.4\text{MW/m}^2$ 로 낮은 열속을 보였다.

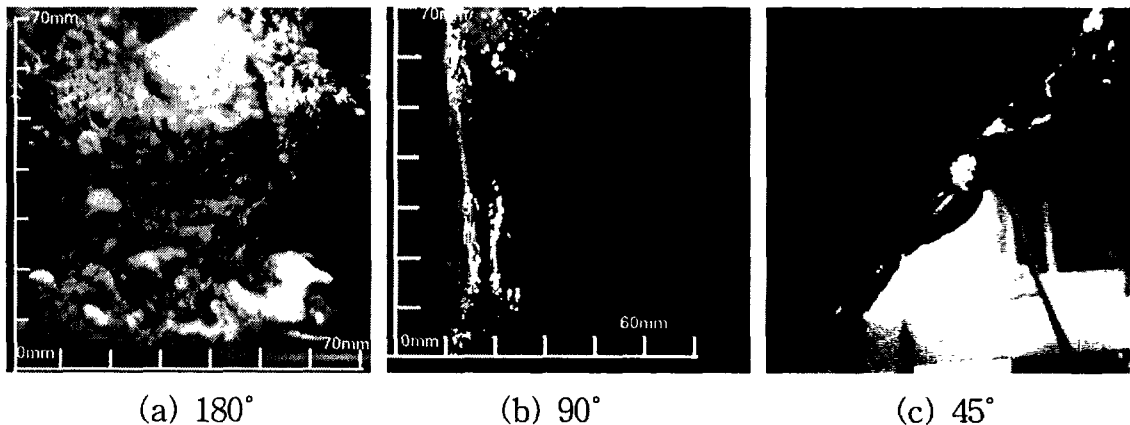


그림 3.2.33 CHF 근처에서의 기울기에 따른 평판의 수조비등거동

(라) 냉각 거동

그림 3.2.34는 히터 출력(power)을 약  $1221\text{kW/m}^2$ 로 증가 시킨 후, 출력을 차단한 상태에서 냉각거동을 관찰한 결과이다. 약 70초 동안 열속, 표면 온도, 압력은 심한 변화를 보이면서 막비등 영역으로 천이되었다.

기포거동은 막비등 영역에서 형성됐던 얇은 막이 패치(patch)형태로 떨어져 나가면서 핵비등 영역의 역과정으로 진행된다. 막비등 영역에서 열속은 일정한 값을 갖는다. 평균적으로 경사각에 따라  $65\text{kW/m}^2$ 에서  $142\text{kW/m}^2$ 로 측정되고, 핵비등 영역으로 천이되는 시점에서 최대  $563\text{kW/m}^2$ 의 열속이 측정된다. 이후 핵비등 영역에선 완만한 곡선을 그리면서 열속은 감소한다.

경사각이 45도인 경우는 임계열속이 비교적 낮은 편이고 표면온도도 상대적으로 낮은 편이어서 냉각속도가 빠르다. 하지만 임계열속이 높아 표면온도가 급격히 상승하는 수직면(90도)와 상향면(180도)인 경우에서, 임계 열속이 약  $1.1\text{MW/m}^2$ 로 가장 높은 상향면이 수직면보다 빨리 냉각되었다.

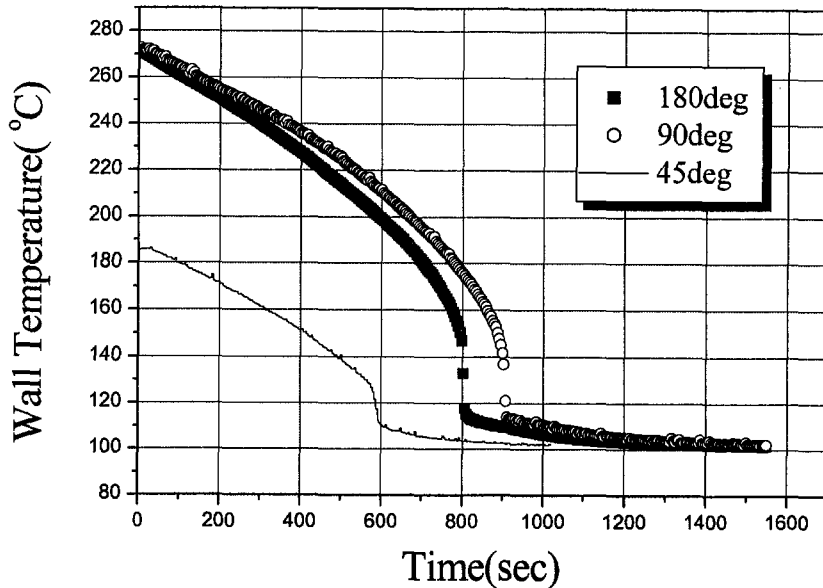


그림 3.2.34 가열평판에서의 기울기에 따른 냉각거동



## 라. 2차원 CHFVG 실험

### (1) 실험개요

제3장 제2절 1항에서 기술한 바와 같이 3차원 반구에서의 임계출력을 정량화하는 CHFVG 실험을 수행하였다. 3차원 CHFVG 실험은 많은 히터 출력이 소요되고 반구형 간극을 균일하게 만드는데 어려움이 따른다. 이러한 불확실성과 한계에 대한 대안으로 2차원 슬라이스(slice) 형태의 간극에서의 임계출력에 대한 실험을 생각해 볼 수 있다. 이 2차원 CHFVG 실험은 상대적으로 작은 히터출력을 가지고 간극에서의 임계출력을 정량화 할 수 있으며, 비교적 균일한 간극조건을 만족시킬 수 있는 장점이 있다. 그러나 2차원 데이터를 3차원 데이터로 확장하는데는 그 기하학적 형상의 차이 때문에 상당한 주의를 요한다.

본 연구에서는 2차원 슬라이스 형태의 균일 간극 조건(1mm)에서 임계출력에 대한 실험을 수행하여 3차원 CHFVG 결과와 비교하고자 하였다. 이를 통하여 3차원 CHFVG와의 임계출력값에 대한 정량적 비교 및 간극냉각 현상의 차이를 규명하였다.

### (2) 실험장치 및 방법

실험장치는 간극의 크기 1mm, 직경 500mm, 폭 100mm로 제작하였다. 본 실험에서 가장 중요한 인자인 간극의 크기를 일정하게 하기 위해서 1/100 공차를 갖도록 제작을 하였다.

그림 3.2.35는 실험장치의 전체적인 배관 및 부수 장치 등을 나타내고 있다. 본 실험에서는 간극의 크기를 일정하게 하기 위해서 구리 양쪽에 붙는 스테인레스 판을 특수하게(1/100 공차) 가공하였다. 즉, 구리가 판의 홈에 붙도록 작업을 하여 간극의 크기가 일정하게 유지되도록 한 것이다. 이렇게 실험장치를 제작함으로써 간극의 크기가 일정하게 되지 않는 문제를 해결하였다. 3차원 CHFVG 실험에서와 같이 3차원 반구의 경우는 제작 과정에서 간극의 크기를 일정하게 유지하는 것이 어렵지만, 2차원 실험의 경우는 간극의 크기가 달라질 수 있는 여지를 없앴다고 할 수 있다.

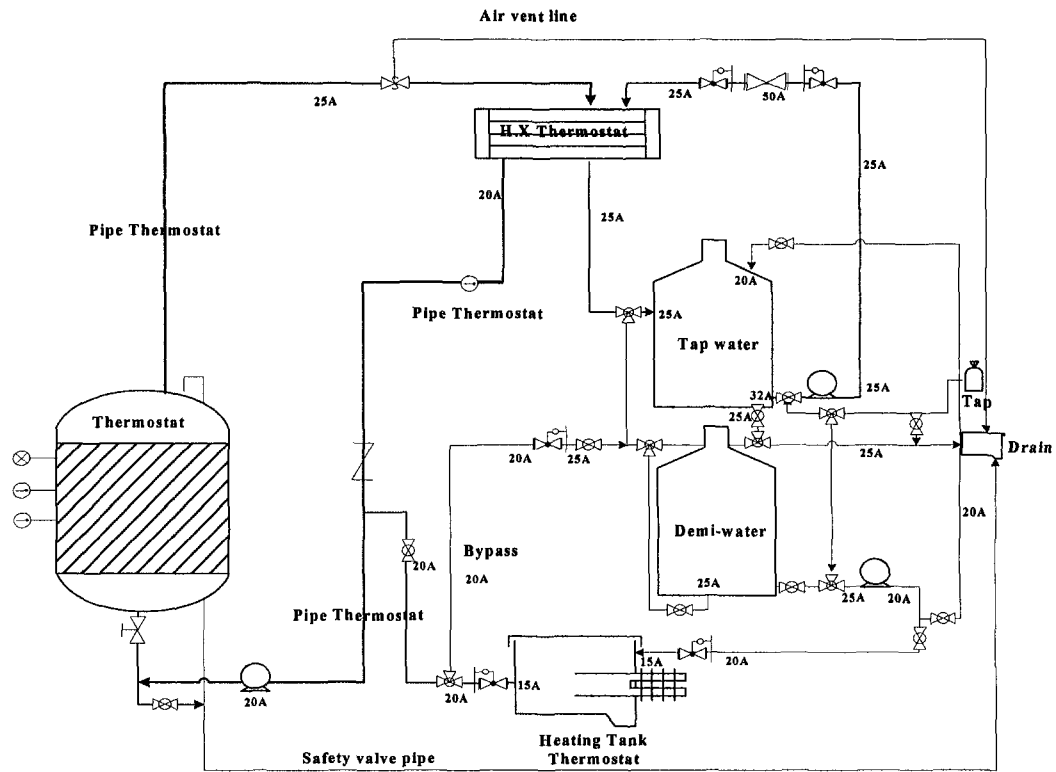


그림 3.2.35 2차원 CHF 실험장치 배관도

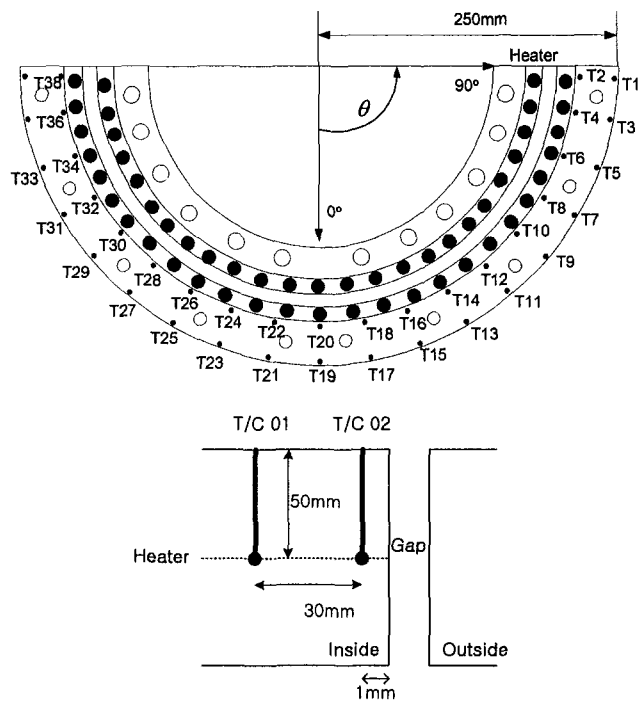


그림 3.2.36 2차원 CHF 실험장치내 히터블럭 단면도 및 열전대 위치도

그림 3.2.36은 2차원 CHFG 실험장치내 히터블럭의 단면형상 및 열전대의 위치를 나타낸 것이다. 본 실험에서는 2kW의 카트리지 전열봉 27개를 사용하여 최대 열량을 54kW가 되도록 하였다. 그림 3.2.36과 같이 38개의 K형 열전대를 쌍으로 설치하여 구리 내부에서의 온도를 측정하고, 이를 통하여 열속을 계산할 수 있도록 하였다.

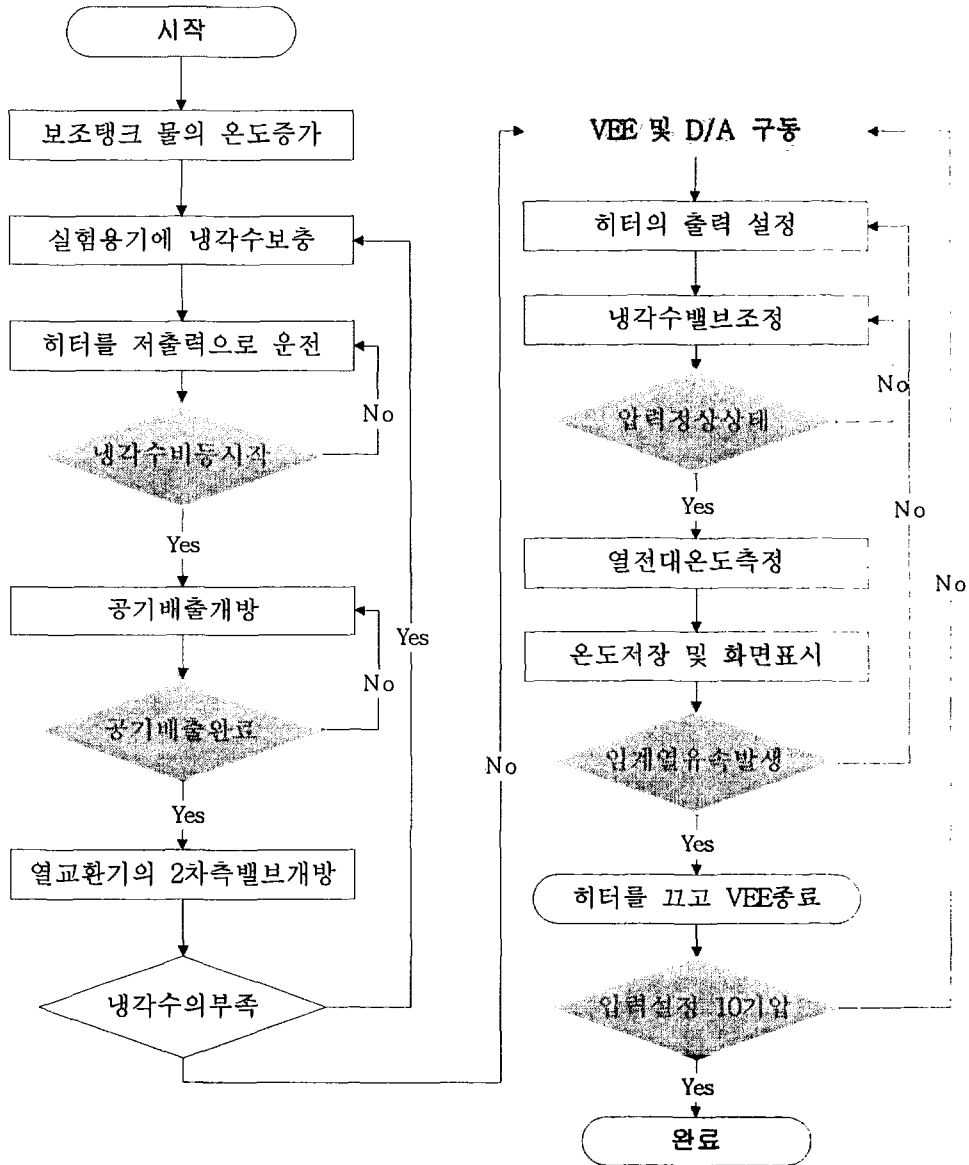


그림 3.2.37 2차원 CHFG 실험절차서

계통의 압력은 1기압에서 5기압까지 가압할 수 있으며 압력의 조정은 1차측의 예비히터와 열교환기 내 2차측 냉각수 유량으로 조절하였다. 또한 실험부의 상단에 안전 밸브를 설치하였으며, 공기 배출 밸브를 통하여 실험 초기 열전달에 방해가 되는 공기를 배출할 수 있도록 하였다. 모든 실험 데이터는 데이터 획득 장치를 통하여 컴퓨터에 기록이 된다. 측정 장치는 HP사의 VXI의 1413C 모듈을 이용하여 측정하였고, 계측 프로그램은 HP사의 VEE 5.0을 이용하였다.

그림 3.2.37는 각 실험단계를 도표로 나타낸 것이다. 간극에서의 냉각재로는 증류수를 사용하였다.

### (3) 실험결과

표 3.2.3에서와 같은 실험인자에 대한 실험을 수행하여, 각 압력에 대한 임계출력(Critical Power) 결정을 위한 온도 데이터와 임계 열속, 국부조건의 임계 열속에 대한 데이터를 측정하였다.

표 3.2.3 2차원 CHF<sub>G</sub> 실험인자

| 실험인자   | 단 위 | 조 건             | 비 고                   |
|--------|-----|-----------------|-----------------------|
| 압 력    | MPa | 0.1 ~ 0.5       | 5단계                   |
| 열출력    | kW  | 최대 54kW (102kW) | 692 kW/m <sup>2</sup> |
| 간극의 크기 | mm  | 1               | 폭 100mm, 직경 500mm     |

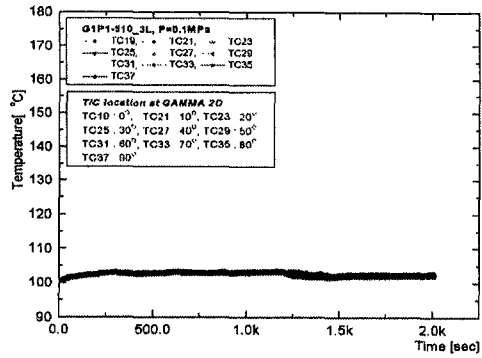
표 3.2.4 2차원 CHF<sub>G</sub> 실험 절차에 따른 실험 목록표

| 실험목록번호           | 압력(P)       | 간극  | 비고  |
|------------------|-------------|-----|---|
| G1PYYAAA-X       | P01 - P05   | 1mm | AAA : 열출력 입력값<br>AAA & BBB : 열출력 입력값<br>X : 실험반복 횟수 |
| G1PSYY-AAA-BBB-X | PS01 - PS05 | 1mm | P : 열출력입력값 일정하게 측정<br>PS : 열출력입력값 변화시켜 측정           |

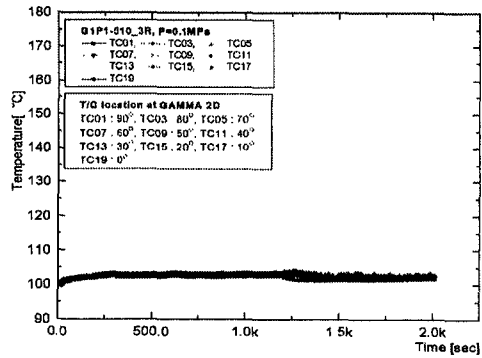
표 3.2.4는 본 실험의 실험 절차에 따른 목록표(Test Matrix)를 정리한 것이다. 전열봉은 SCR(Silicon Controlled Rectifier) 출력 제어 장치에 의해서 통제가 된다. 본 실험이 상당히 오랜 시간 동안 정상상태를 유지해야 하기 때문에 전열봉이 일정한 출력을 내도록 SCR에 입력값을 동일하게 줌으로써 정상상태를 유지하였다. 이 상태에서 수행한 실험이 G1P 실험이다. 반면, SCR에 입력값을 동일하게 준 다음 정상상태가 되었다고 판단이 되면 전열봉을 끄지 않고 계속해서 입력값을 조금씩 증가시켜 단계별로 정상상태를 유지해 가며 수행한 실험이 G1PS 실험이다. P형 실험은 상당히 많은 시간을 요구하지만 분석에 있어서 편리한 면이 있고, PS형 실험은 시간이 어느 정도 단축이 되지만, 분석 측면에서는 용이하지 않은 면이 있다. 하지만, 두 실험간에 서로 다른 임계열속을 제시하지는 않는다. 표 3.2.4에서 AAA와 BBB로 표시되는 부분들은 SCR에 입력이 되는 신호들이고 4-20mA(0.1% 오차)의 신호로 통제가 되며, SCR에서 전열봉으로 입력이 되는 신호처리 방식은 출력의 편차가 심한 variable time base(zero cross) 방식이 아닌 phase angle 방식을 사용하였다. 또한, 계측장비(0.5% 오차)를 사용하여 각 전열봉이 내는 출력값을 측정하였다.

그림 3.2.38은 1기압, 간극 1mm에서 평균 열출력에 따른 온도변화를 측정 한 결과이다. 그림에 나타난 바와 같이 온도가 일정하게 유지되므로, 정상상태에 도달했다고 판단할 수 있다. 모든 실험은 이와같은 온도데이터를 통하여 정상상태인지, 비정상상태인지 판단하게 된다.

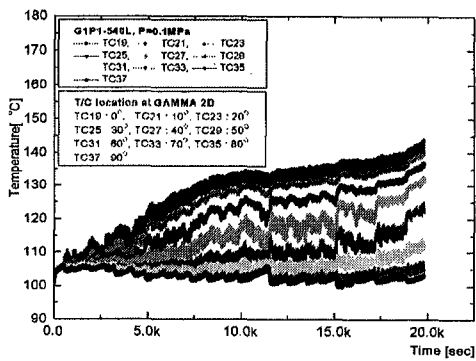
그림 3.2.38의 (a)와 (b)는 임계출력보다 작은 상태의 온도분포이다. 이 때는 좌우의 온도분포가 비교적 정확한 대칭성을 유지하고 있다. 그러나 그림 3.2.38의 (c), (d)와 같이 임계출력 근처에 도달하면, 좌우의 대칭성이 깨지기 시작하며, 바닥부분(0도)에서부터 온도가 상승하기 시작한다. 이후, 차례로 위쪽(90도)방향으로 전파되는 특성을 보인다. 그림 3.2.38의 (c)와 (d)를 보면 같은 좌우의 각도 범위에 있는(10도) TC21번과 TC17번의 온도 변화의 경향은 비슷하지만 온도값 자체는 다르다는 것을 알 수가 있다. 뿐만 아니라, TC23과 TC15번의 온도차이는 더욱 크게 나타나고 있다.



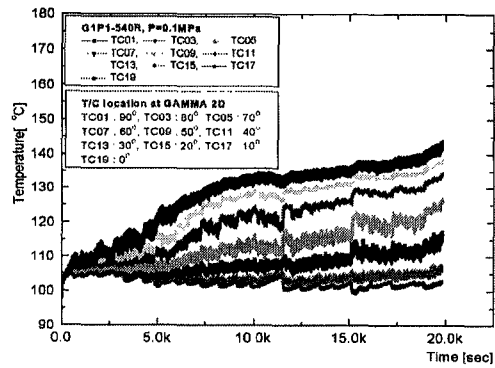
(a) 35.4 kW/m2, 좌측(0도 ~ -90도)



(b) 35.4 kW/m2, 우측(0도 ~ 90도)

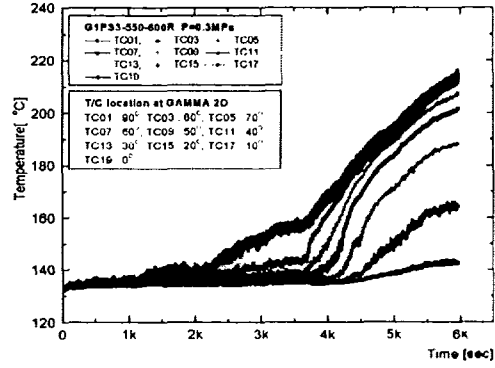
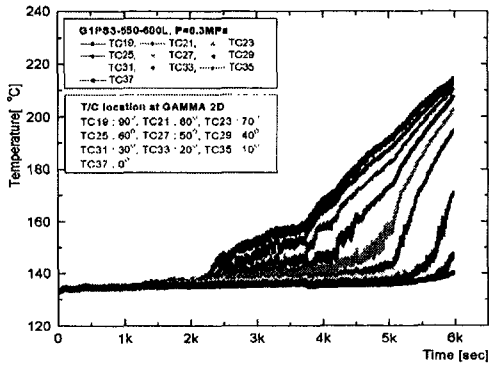


(c) 46.3 kW/m2, 좌측(0도 ~ -90도)



(d) 46.3 kW/m2, 우측(0도 ~ 90도)

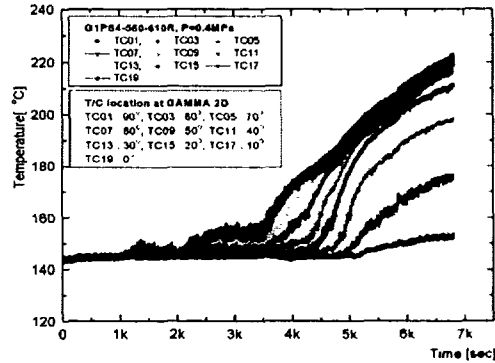
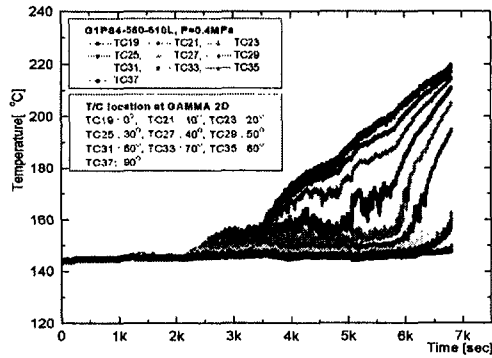
그림 3.2.38 2차원 CHF 실험에서의 온도분포 (간극 1mm, 1기압)



① 좌측(0도~-90도)

② 우측(0도~90도)

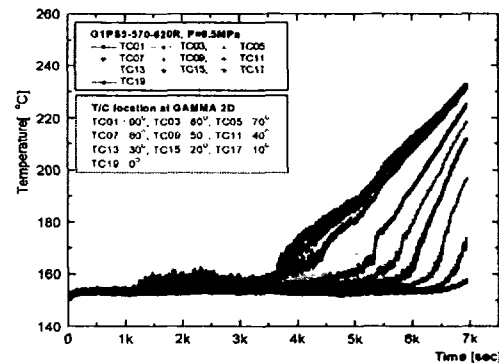
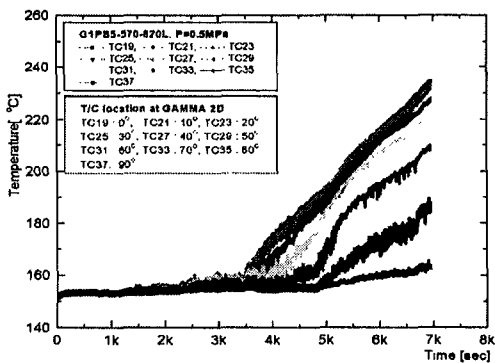
(a) 간극 1mm, 3기압 PS형 실험(48.0 kW/m<sup>2</sup> ~ 66.6 kW/m<sup>2</sup>)



① 좌측(0도~-90도)

② 우측(0도~90도)

(b) 간극 1mm, 4기압 PS형 실험(49.2 kW/m<sup>2</sup> ~ 76.2 kW/m<sup>2</sup>)



① 좌측(0도~-90도)

② 우측(0도~90도)

(c) 간극 1mm, 5기압 PS형 실험(50.8 kW/m<sup>2</sup> ~ 98.0 kW/m<sup>2</sup>)

그림 3.2.39 2차원 CHFG 실험의 압력증가에 따른 비대칭성

이와 같이 1기압에서는 비록 온도에서는 차이를 나타내더라도 압력이 올라 갈수록 그 추세는 상당히 변하게 된다. 그림 3.2.39는 3, 4, 5기압에서의 왼쪽과 오른쪽의 온도 변화를 나타내었다.

그림 3.2.38과 39에 의하면 2차원 CHF 실험의 경우 임계출력 조건에서 아래쪽인 0도 부근에서 건조영역(dryout region)이 발생하여 위쪽 방향으로 전파되는 것으로 보인다. 여기서, 오른쪽 방향(이하, 양의 각도)으로 전파가 되는 것과 왼쪽 방향(이하, 음의 각도)로 전파되는 것은 매우 불규칙한 현상이지만 일정하게 한쪽 방향으로 먼저 건조영역이 전파되지는 않는다. 그림 3.2.39 (b)의 오른쪽 부분인 양의 각도에 해당하는 온도 변화의 추세와 그림 3.2.39 (c)의 왼쪽 부분인 음의 각도에 해당하는 온도 변화의 추세가 비슷하다는 것을 알 수가 있다. 즉, 비대칭성이 일어나는 현상이 오른쪽이 높을 수도 있고, 왼쪽이 높을 수도 있다. 규칙적으로 어느 한쪽이 상승을 하는 것이 아니라 실험을 수행할 때마다 서로 다른 반대쪽에서 온도가 먼저 상승할 수 있다.

PS형 실험에서 단계별 그림을 보면 음의 각도와 양의 각도 두 방향에서 매우 불균일하게 온도 변화가 생긴다는 것을 알 수 있다. 하지만, 온도가 정상상태에 도달했을 때는 모든 지점에서 오차 범위 내에서 대칭성을 만족하는 것을 알 수가 있다.

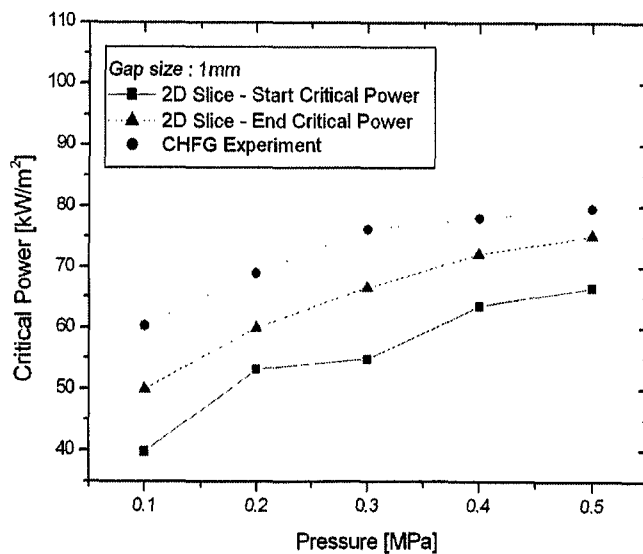


그림 3.2.40 2차원과 3차원 CHF 실험결과의 비교 (간극 1mm)



그림 3.2.40은 간극 1mm에서, 5기압까지의 2차원 CHF 실험을 통하여 얻은 임계출력 값을 3차원 CHF 실험결과와 비교한 것이다. 3차원 CHF 실험에서 CCFL에 의해서 임계출력이 발생하지만, 2차원 구조에서는 드라이아웃으로 인해서 임계열속이 결정되는 것으로 보인다. 3차원 구조인 CHF 실험의 경우는 플러딩(flooding)이 국부 현상으로 발생함으로써 위쪽에서 아래쪽으로 퍼져 나가는 경향을 보이는 반면 2차원 구조에서는 국부 현상이 발생하기보다는 아래쪽에서 드라이아웃에 의해 임계 열속이 위쪽으로 퍼져 나가는 경향을 보인다. 그림 3.2.40에서 시작임계출력(Start Critical Power)은 최초에 온도가 상승하기 시작하는 순간의 평균 열속을 의미한다. 즉, 이차원 실험의 경우에는 0도 부근에서 임계 열속이 발생하기 때문에, 0도 부근의 온도가 상승하기 시작하는 순간에 평균 열 출력을 의미한다. 또한, 끝 임계 출력(End Critical Power)은 모든 지점의 온도가 상승하여 임계 열속에 도달했을 때의 평균 열속을 의미한다. 그림 3.2.40에서와 같이 2차원 실험에서의 임계 출력값은 시작임계출력의 관점에서 보면 3차원 CHF 실험보다 낮게 나타난다.

그러나, 2차원 실험에서는 3차원 실험과 비교하기 위해서 위치에 상관 없이 제일 처음 올라가기 시작할 때의 열속을 임계출력으로 정의하였다. 그 결과 시작임계출력은 3차원 CHF 실험의 끝 임계 출력에 비해서 약 70~80% 정도 낮게 나타났다. 이차원 슬라이스의 끝 임계 출력이 CHF 실험의 끝 임계 출력보다 작게 나오는 것은 입구면적과 열원면적의 차이 때문일 수도 있다. 이차원 슬라이스 장치에서의 입구면적과 열원면적의 비는 3차원 CHF 실험 장치에 비해서 상대적으로 약 63.7%가 작다. 플러딩의 관점에서 보면 간극으로 물이 흘러 들어가는 입구와 식혀야 하는 열원 면적의 차이로 인해서 이차원 슬라이스가 상대적으로 3차원 반구에 비해서 열악한 상황이기 때문에 임계출력이 더 낮을 수 있다.

이상과 같이 2차원 간극냉각 실험과 3차원 실험을 비교해 볼 때, 두 실험은 정량적인 임계 열속값에서 뿐만 아니라 건조영역의 전파과정 모두에서 큰 차이를 가지고 있었다. 3차원 실험의 대안으로서 2차원 실험이 수행되어 지기는 하지만, 특히 간극냉각 실험에 있어서 2차원 결과를 실제 3차원 반구 모형에 적용하는데는 엄격한 평가가 필요함을 알 수 있다.

### 3. 간극을 통한 냉각 기구 및 모델 개발

#### 가. 반구형 간극에서의 CHF 기구 분석

CHF 실험[3.2.1.가]으로부터 반구형 간극에서의 임계출력(CHFG) 현상을 일으키는 메커니즘을 분석하고자 하였다.

그림 3.2.41~43은 CHFG 실험장치의 내부반구에 설치한 열전대로부터 측정된 온도값을 회귀분석하여 작성한 등온선도이다. 이 그림들은 내부 구리 반구의 반구형 표면을 하부방향의 평면으로 투사시킨 그림이다. 각 그림을 둘러싼 외부의 큰 원은 내부 구리반구의 상단에 해당하며 원의 중심은 구리 반구의 제일 하부에 해당한다. 내부에 방사방향으로 위치한 작은 원들은 열전대를 설치한 위치를 각각 나타낸다.

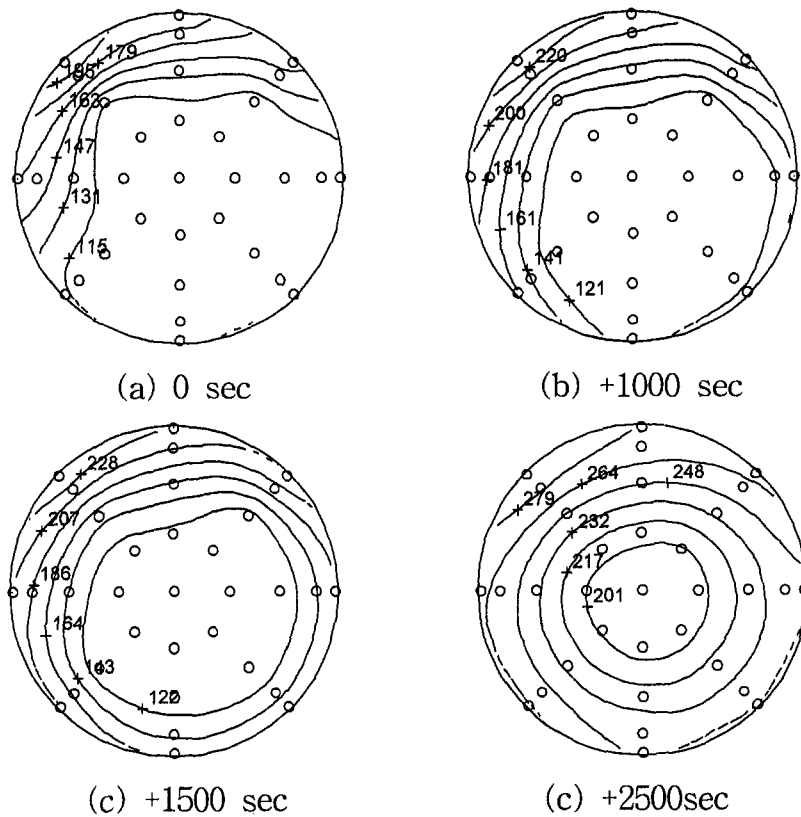


그림 3.2.41 CHF에서의 온도분포 변화

(냉각재 : 증류수, 간극 : 1mm, 히터직경 : 498mm, 1기압, 60.3kW/m<sup>2</sup>)

그림 3.2.41은 계통의 압력이 1기압이고 간극의 크기가 1mm일 때 CHF를 발생시키는 출력( $60.3\text{kW/m}^2$ )하에서 측정한 히터 표면의 시간에 따른 온도변화를 표시한 것이다(히터직경 498mm). 히터 출력이 고정되어 있어도 국부적인 건조 영역이 스스로 확장되어가는 것을 보여주고 있다. 국부적인 건조는 좌측 상단 부근에서 시작되었다. 간극 크기가 1mm인 경우에는 건조 영역이 아래 방향 보다는 원주 방향으로 더 빠르게 확장되어 갔다. 그림 3.2.41(c)에서 보는 바와 같이 히터 상단 부분이 모두 건조될 때까지 바닥 부분은 냉각수와 접촉하고 있다. 그림 3.2.41(d)에서는 건조 영역이 히터의 바닥까지 전파되었으며 표면 전체의 온도가  $200^\circ\text{C}$  이상으로 증가하였다.

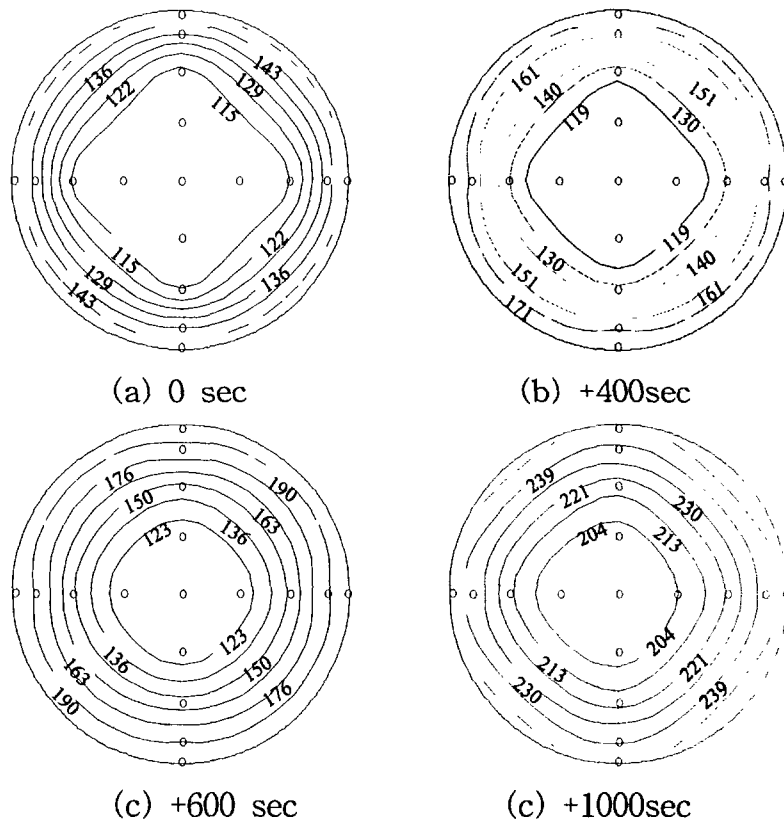


그림 3.2.42 CHF에서의 온도분포 변화

(냉각재 : 증류수, 간극 : 1mm, 히터직경 : 238mm, 1기압,  $73.4\text{kW/m}^2$ )

그림 3.2.41에서 온도는 좌측 상부부터 증가한다. 이것은 간극의 크기가 균일하지 못한 때문이다. 이러한 간극의 불균일성이 CHF 기구에 영향을 미칠 가능성이 있다. 이를 검증하기 위하여 상대적으로 히터의 직경이 작은 장치 제작하여 실험을 수행하였다. 즉, 앞서 3.2.1.가 항에서 기술한 3차원

CHFG 실험장치와 동일한 조건에서 단지 히터직경만 498mm에서 238mm로 변경하였다. 이 238mm는 VISU 실험[3.2.2.가]에서 사용한 히터의 크기와 같은 것이다. 히터의 직경이 작아져 간극의 균일도를 맞추는 일이 보다 쉬워졌다. 그림 3.2.42은 히터직경이 238mm 인 경우, 계통의 압력 1기압, 간극크기, 1mm일 때 CHF를 발생시키는 출력( $73.4\text{kW/m}^2$ )하에서 측정한 히터 표면의 시간에 따른 온도변화를 표시한 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 히터의 윗부분부터 CHF가 발생하는 것을 알 수 있다. 또한 등온선의 모양도 거의 원형을 이루어 열전달 현상의 차이가 정도의 변화에 무관한 축대칭을 이룸을 명확히 알 수 있다.

그림 3.2.41와 42에서와 같이 간극이 좁을 경우, 상부에서부터 CHF가 발생하는 것은 CCFL(Count Current Flow Limit) 현상으로 설명할 수 있다. 즉, 좁은 간극을 통해 액상의 냉각재가 흘러들어와 히터 반구를 냉각하는 간극냉각의 경우, 간극으로부터 발생한 기체가 부력효과에 의하여 상부로 이동하여 빠져나간다. 이때 상부로 이동하는 기체의 속도가 하부로 유입되는 액체의 흐름을 억제 할 수 있을 정도로 커지면 간극내부로 액체의 유입이 차단되며, 이때 CHF가 발생하게 된다. 수조비등 하에서는 히터표면으로 유입하는 액체의 경로가 많지만, 간극냉각의 경우에는 간극의 입구쪽 하나로 제한되게 된다. 이와 같이 간극냉각에서는 CCFL에 의해 지배되는 CHF가 발생한다.

그림 3.2.43은 계통의 압력이 2기압이고 간극의 크기가 10mm일 때 CHF를 발생시키는 출력( $196\text{kW/m}^2$ )하에서 측정한 히터 표면의 시간에 따른 온도변화를 표시한 것이다(히터직경 498mm). 그림 3.2.43은 냉각재로 프레온을 사용한 그림이다. CHFG 실험장치의 히터 용량의 한계로 증류수에 대한 실험은 수행하지 못하였다. 그림 3.2.43을 보면 그림 3.2.41과 42의 간극 1mm 일 때와는 달리 간극이 큰 10mm에서는 히터반구의 하부부터 온도상승이 시작되는 것을 알 수 있다. 즉, 간극이 좁을 때는 반구의 윗쪽부터 건조영역이 발생하지만, 간극이 넓을 때는 아랫쪽부터 건조영역이 발생하는 것이다. 간극이 10mm일 때의 CHF 전파과정은 전형적인 수조비등의 형태를 취하고 있다. 즉, 간극이 좁을 때는 CCFL에 의한 간극냉각 특성이 나타나지만 간극이 증가하면서 간극냉각 특성은 사라지고 수조비등 현상이 나타남을 알 수 있다.

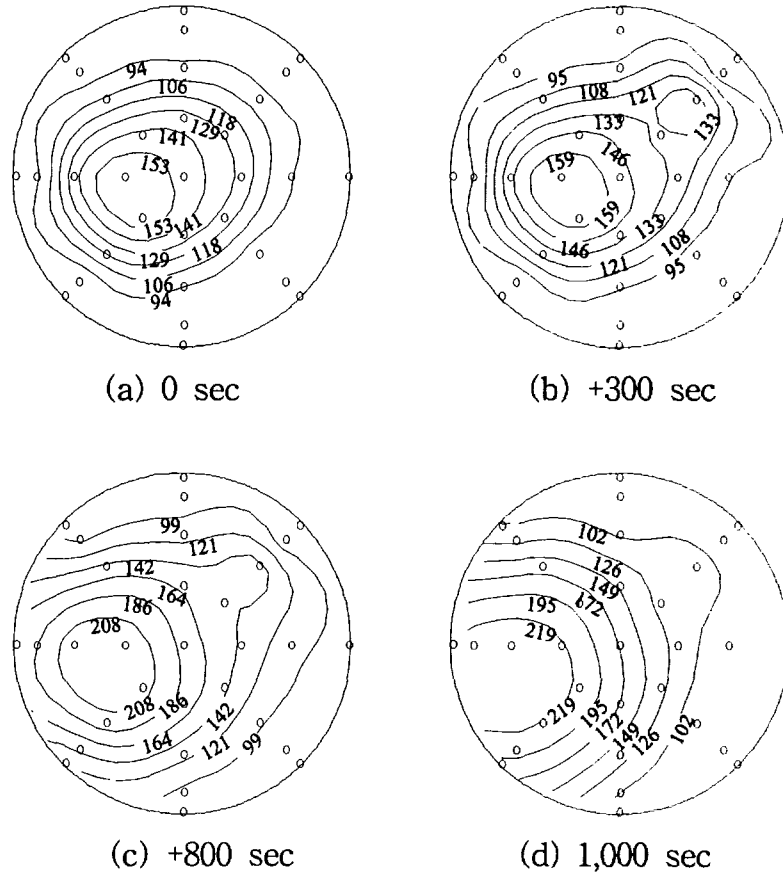


그림 3.2.43 CHF에서의 온도분포 변화

(냉각재 : 프레온, 간극 : 10mm, 히터직경 : 498mm, 2기압, 196kW/m<sup>2</sup>)

이와 같은 사실은 임계출력 값으로부터도 확인할 수 있다. 그림 3.2.5에 증류수와 프레온의 임계출력 측정결과를 나타낸 바 있다. 그림에서 보는 바와 같이 일반적으로 간극의 크기가 증가하고 압력이 증가할수록 임계 출력 값이 증가하는 것으로 나타났다. 특히 압력이 증가할 때 임계출력은 조금씩 증가하나 간극의 크기 증가에 따라서는 다소 많이 증가하는 것으로 나타났다. 임계 출력에 대한 프레온 실험결과와 증류수 실험결과를 정량적으로 비교한 것이 표 3.2.5 이다. 간극의 크기가 1.0 mm인 경우에는 51.4 %, 크기가 2.0 mm인 경우에는 41.1 %, 크기가 2.0 mm인 경우에는 21.6 %로 각각 나타났다. 이는 수조비등에서 관찰된 결과와 큰 차이를 보인다. 수조비등 시 임계 열속에 대한 Zuber [3.2.29]의 상관식은 식(3.2.19)와 같다.

표 3.2.5 임계출력에 대한 CHF 실험결과

| Gap Thickness<br>(mm) | Pressure<br>(MPa) | Critical Power<br>(kW/m <sup>2</sup> ) |       | Critical Power Ratio<br>Freon/Water (%) |         |
|-----------------------|-------------------|--|-------|---|---------|
|                       |                   | Water                                  | Freon | Each                                    | Average |
| 0.5                   | 0.1               | 32.6                                   | -     | -                                       | -       |
|                       | 0.2               | 34.6                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.3               | 40.4                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.4               | 41.8                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.5               | 43.9                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.6               | 49.5                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.7               | 49.9                                   | -     | -                                       |         |
|                       | 0.8               | 50.7                                   | -     | -                                       |         |
| 1.0                   | 0.1               | 60.3                                   | 33.3  | 55.1                                    | 51.4    |
|                       | 0.2               | 69.1                                   | 34.6  | 50.1                                    |         |
|                       | 0.3               | 76.2                                   | 37.0  | 48.5                                    |         |
|                       | 0.4               | 78.1                                   | 40.3  | 51.6                                    |         |
|                       | 0.5               | 79.6                                   | 41.1  | 51.6                                    |         |
|                       | 0.6               | -                                      | 43.2  | -                                       |         |
|                       | 0.8               | -                                      | 46.0  | -                                       |         |
|                       | 1.0               | -                                      | 48.9  | -                                       |         |
| 2.0                   | 0.1               | 87.3                                   | 40.3  | 46.2                                    | 41.1    |
|                       | 0.2               | 104.0                                  | 44.6  | 42.3                                    |         |
|                       | 0.3               | 116.4                                  | 50.1  | 43.0                                    |         |
|                       | 0.4               | 128.3                                  | 55.2  | 43.0                                    |         |
|                       | 0.5               | 141.2                                  | 58.7  | 41.6                                    |         |
|                       | 0.6               | 158.0                                  | 61.2  | 38.8                                    |         |
|                       | 0.8               | 178.8                                  | 67.3  | 37.6                                    |         |
|                       | 1.0               | 198.7                                  | 71.8  | 36.1                                    |         |
| 5.0                   | 0.1               | 229.3                                  | 50.1  | 21.8                                    | 21.6    |
|                       | 0.2               | 254.1                                  | 56.0  | 22.0                                    |         |
|                       | 0.3               | 298.5                                  | 62.8  | 21.0                                    |         |
| 10.0                  | 0.1               | -                                      | 139.9 | -                                       | -       |
|                       | 0.2               | -                                      | 195.9 | -                                       |         |

$$q_{CHF} = \frac{\pi}{24} \rho_g h_{fg} \cdot 4 \sqrt{\frac{g \sigma \Delta \rho}{\rho_g^2}} \quad (3.2.19)$$

$q_{CHF}$  : 임계열속,  $\rho_g$  : 기체밀도,  $h_{fg}$  : 기화열,

$g$  : 중력가속도,  $\Delta \rho$  : 액체와 기체의 밀도차,  $\sigma$  : 표면장력

위 식에 증류수와 프레온 R-113의 대기압 물성치를 대입하면 1.10 MW/m<sup>2</sup>와 0.197 MW/m<sup>2</sup>의 임계 열속값이 각각 계산된다. 냉각재를 증류수에서 프레온으로 바꾸면 임계 열속값의 크기가 약 17%로 줄어든다. 그러나 본 실험에서는 간극이 작을수록 차이가 크게 난다. 이것은 작은 크기의 반구형 간극에서 dryout을 일으키는 기구가 수조비등과는 다르다는 것을 보여주고 간극의 크기가 증가할수록 수조비등과 비슷해 진다는 것을 의미한다. 즉, 간극의 크기가 작은 1.0, 2.0mm인 경우에는 CCFL이 비등 열전달에 많은 영향을 미쳤으나 간극의 크기가 5.0mm인 경우에는 CCFL 영향이 많이 감소하여 수조 비등 열전달에 많이 접근한 것을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 전향의 온도분포 결과로도 확인이 가능하였다.

간극에서의 임계출력에 대한 증류수 사용 실험결과와 프레온 R-113 사용 실험결과의 비가 수조에서의 비와 다른 주요 원인은 증류수와 프레온 R-113의 기포의 크기 때문에 발생한 것으로 판단된다. 표면에서 생성되는 기포의 크기는 표면장력과 부력의 크기에 의해서 지배된다. 표면장력은 기포를 표면에 접촉하게 하고 부력은 기포를 상부로 올리는 역할을 하게 된다. 따라서 표면장력과 부력을 증가시키면 기포의 크기  $L_b$ 는 다음과 같이 나타난다.

$$L_b = \left[ \frac{\sigma}{g \Delta \rho} \right]^{1/2} \quad (3.2.20)$$

위의 식(3.2.20)에 증류수와 프레온의 물성치를 대입하면 증류수와 프레온의 기포크기의 차이 비를 구할 수 있다. 계산하면 증류수의 기포 크기가 프레온의 기포크기보다 1기압에서 약 2.5배, 10기압에서 약 3배 더 큰 것으로 나타났다. 수조 비등일 경우에는 기포가 수축하지 않기 때문에 식(3.2.20)에 나타난 크기를 유지할 수 있다. 하지만, 간극 비등일 경우에는 기포가 좁은 간극으로 인해 수축하게 된다. 프레온과 비교하여 증류수인 경우에 상대적으로 기포의 크기가 크기 때문에 수축율도 더 클 것으로 보인다. 따라서

간극의 크기가 작을 경우, 기포의 수축율이 상대적으로 큰 증류수의 경우에 수조비등일 때와 비교한 간극에서의 임계출력 값이 프레온에서 보다 더 작게 나타난다고 할 수 있다.

#### 나. 반구형 간극에서의 CHF 상관식 개발[3.2.30]

##### (1) 개 요

반구형 간극에서의 임계출력(critical power) 값을 정량화하기 위하여 CHF 실험 결과를 분석하였다. CHF 실험[3.2.1.가]은 증류수를 이용하여 간극의 크기(0.5, 1.0, 2.0, 5.0 mm)와 계통압력(1-10 기압)에 따라 반구형 발열체 주변에 형성된 좁은 간극을 통해서 제거할 수 있는 임계열속을 측정하는 실험이다. CHF 실험의 목적은 반구형 간극에 있을 수 있는 고유의 냉각기구를 밝히고 이러한 구조에 적용 가능한 임계열속 상관식을 개발하여 반구형 간극을 통하여 제거할 수 있는 최대열량을 결정하는 것이다. 평판 간극이나 곡면 간극에서의 임계열속 실험에 관한 자료는 다소 있으나, 반구형 간극에서 수행된 연구결과는 전혀 없으며 단지 구형 간극에 대하여 독일 Siemens/KWU에서 실험한 것[3.2.31]이 하나 있을 뿐이다.

본 연구에서는 3.2.1.가 항에서 소개한 CHF 실험 중 증류수를 이용한 실험결과를 기존의 평판과 환형 및 구형 간극에서 개발한 기존 상관식과 종합적으로 비교·분석하였으며, 이 실험결과를 이용하여 반구형 간극에 적용할 수 있는 상관식을 개발하였다. 개발된 상관식은 본 실험의 반구형 간극에만 적용할 수 있기 때문에 TMI-2 경우를 모의하여 개발한 Siemens/KWU 상관식을 이용하여 용융물이 반구를 다 채우지 않는 일반적 구형 간극에 적용할 수 있도록 상관식을 개선하였다.

##### (2) 간극에서의 CHF 관련 상관식들의 비교

Chang과 Yao[3.2.12]는 환형 간극에서의 열수력학적 거동을 이해하고자 임계열속 실험을 수행하였다. 이들은 가열된 표면을 냉각시킬 수 있는 물의 공급이 제한될 때 임계열속이 발생한다고 생각하여 CCFL 상관식으로부터 다음의 임계열속 상관식을 유도하였다.



$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt{\frac{\rho_g}{gD\Delta\rho}} = \frac{0.38}{(1 + \sqrt[4]{\rho_g/\rho_l})^2 \cdot (L/s)} \quad (3.2.21)$$

$q_{CHF}$  : 임계열속,  $\rho_g$  : 기체밀도,  $\rho_l$  : 액체밀도,  $h_{fg}$  : 기화열,  
 $g$  : 중력가속도,  $D$  : 직경,  $\Delta\rho$  : 액체와 기체의 밀도차,  
 $L$  : 특성길이,  $s$  : 간극[m]

Monde 등[3.2.13]은 수직평판의 사각 유로를 이용한 임계열속 실험을 수행하여 다음의 임계열속 상관식을 개발하였다.

$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{0.16}{1 + 6.7 \times 10^{-4} (\rho_l/\rho_g)^{0.6}} (L/s) \quad (3.2.22)$$

$\sigma$  : 표면장력

독일의 Siemens/KWU사에서는 구형 곡면 간극에서의 임계 열속에 대한 실험을 수행하였다[3.2.31]. 이 실험은 TMI-2 원자로용기 하부를 모의하여 TMI-2 사고에서 원자로용기가 손상되지 않도록 기여한 냉각기구를 연구하기 위한 실험이다. 이들은 1, 3, 5, 10mm의 간극의 크기와 10, 50, 100, 155기압의 압력 및 0, 10K의 아냉도에 대한 실험을 수행하여 다음과 같은 상관식을 개발하였다.

$$q_{CHF} = 145 s^{0.406} p^{0.163} + 2.14 \Delta T_u \quad (3.2.23)$$

$s$  : 간극[mm],  $p$  : 압력[atm],  $\Delta T_u$  : 아냉도[K]

Chang과 Yao의 실험결과와 Monde 등의 실험결과를 CHF 실험결과와 비교하기 위하여 식(3.2.21)과 (3.2.22)에 CHF 실험장치의 규격을 대입하였고 간극의 크기는 2mm로 하였다.

Koizumi 등[3.2.32]의 CCFL 실험값도 본 연구에서 비교하였다. 이들은 간극이 좁은 환형 유로에서 CCFL 실험을 수행하여 측정값을 제시하였다. 이들은 상관식을 직접 제시하지는 않았으므로 이들의 간극 2mm에서의 측정값을 회귀분석하여 다음의 CCFL 상관식을 만들었다.

$$j_g^{*1/2} + m j_l^{*1/2} = c \quad (3.2.24)$$

$m = 0.23, c = 0.32$  (간극 2mm에서)

$$j_k^* = j_k \sqrt{\frac{\rho_k}{g D_{eq} (\rho_l - \rho_g)}}, \quad D_{eq} = D_o - D_i$$

$j_l$  : 액체의 superficial velocity,  $j_g$  : 기체의 superficial velocity,

$D_o$  : 바깥직경,  $D_i$  : 안쪽직경

식(3.2.24)에서 기체의 겉보기 속도를 같은 질량유속의 증기를 만드는데 필요한 열속으로 변환시켜 CHF 실험결과와 비교하였다. 간극의 입구에서 들어오는 액체와 빠져나가는 기체의 질량이 같으므로 질량보존식은 다음과 같다.

$$\rho_g j_g A_{gap} = \rho_l j_l A_{gap} \quad (3.2.25)$$

$A_{gap}$  : 간극의 입구면적

식(3.2.25)를 식(3.2.24)에 대입하여 정리하면 식(3.2.26)과 같다.

$$\rho_g j_g = \frac{c^2 \sqrt{\rho_g g \Delta \rho D_{eq}}}{(1 + m^4 \sqrt{\rho_g / \rho_l})^2} \quad (3.2.26)$$

히터표면에서 물이 증기로 바뀌어 흡수하는 기화열이 히터표면에서 제거되는 총에너지 같다고 가정하면 식(3.2.27)과 같은 에너지 보존식을 세울 수 있다.

$$q_{CHF} A_h = \dot{m} h_{fg} = \rho_g j_g A_{gap} h_{fg} \quad (3.2.27)$$

식(3.2.27)에 식(3.2.26)을 대입하여 정리하면, 식(3.2.28)과 같은 CHF 상관식이 된다. 결과적으로 식(3.2.24)와 같은 CCFL 상관식으로부터 식(3.2.28)의 CHF 상관식을 얻을 수 있다.

$$q_{CHF} = \frac{c^2 \sqrt{\rho_g g \Delta \rho D_{eq}}}{(1 + m^4 \sqrt{\rho_g / \rho_f})^2} \cdot \frac{A_{gap}}{A_h} \cdot h_{fg} \quad (3.2.28)$$

$$\frac{A_{gap}}{A_h} = \frac{\pi \left\{ \left( \frac{D_o}{2} \right)^2 - \left( \frac{D_i}{2} \right)^2 \right\}}{2 \pi \left( \frac{D_i}{2} \right)^2} = \frac{1}{2} \left\{ \left( \frac{D_o}{D_i} \right)^2 - 1 \right\}$$

$A_h$  : 히터의 표면적

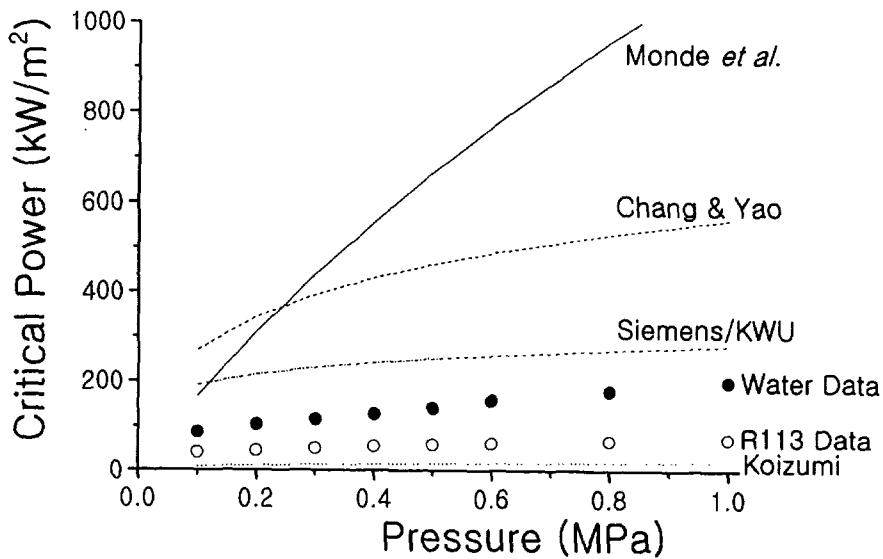


그림 3.2.44 CHF 실험결과와 기존 상관식들의 비교 (간극 2mm)

그림 3.2.44는 간극 2mm에서 CHF 실험결과[3.2.1.가]와 Chang과 Yao의 실험결과, Monde 등의 실험결과, Siemens/KWU의 실험결과 등을 비교하여 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 Chang과 Yao 및 Monde 등의 상관식은 CHF 실험 측정결과보다 큰 값을 예측하고 있으나 Koizumi 등의 CCFL 실험식이 그 경향에서 CHF 측정값과 유사하게 예측하고 있다. CHF 실험에서는 앞서 VISU 실험[3.2.2.가]에서 나타났듯이 CCFL이 발생하여 간극으로의 냉각수 공급을 방해함으로써 전역건조를 유발시켰기 때문에 전통적인 임계열속 실험보다 낮은 열속에서 전역건조가 일어난 것으로 판단된다. Chang과 Yao 및 Monde 등의 상관식은 압력 영향이 크게 나

타났으나 CHFG 실험의 측정 결과는 계통 압력의 영향이 크게 나타나지 않았다. 그러나 두 임계열속 상관식은 대기압 조건에서 수행된 실험의 측정값을 가지고서 개발되었으므로 두 상관식이 정확한 압력 경향을 보일 것이라고 기대할 수 없다. 특히 Monde 등의 상관식은 계통의 압력이 증가함에 따라 임계열속 값이 계속적으로 급격히 증가하는 경향을 보인다. 따라서 Monde 등의 실험식을 대기압이 아닌 고압 영역에서 사용하는 것은 적절치 못한 것으로 판단된다. 반구형 간극 일부분에서 수행된 Siemens/KWU 실험 결과가 CHFG 실험결과보다 높게 나타난 것은 반구형 간극 전체를 모의하지 않고 일부분을 모의하였기 때문일 것으로 판단된다. 즉, 임계출력은 발열부의 면적과 밀접한 관계가 있다는 것을 의미한다.

### (3) CHFG 상관식 개발

본 연구에서는 CHFG 실험결과를 이용하여 반구형 간극에서의 임계출력 값을 일반화하는 상관식을 개발하였다. 본 연구에서의 상관식 개발은 열속에 대한 차원해석에서 무차원수를 도입하는 방법으로 수행하였다. 간극에서 임계열속에 영향을 미치는 무차원수는 점성, 밀도, 직경과 간극, 중력가속도 등을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다[3.2.33].

$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot 4\sqrt{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = f(\rho_g/\rho_l, D/s) \quad (3.2.29)$$

이때 식(3.2.29)의 좌변 항을 1/value로 놓고 실험결과에 대하여 value와 D/s를 구하여 그래프로 나타내면 그림 3.2.45와 같이 나타낼 수 있다. 그림에서 보는 바와 같이 실험결과는 다음의 일차식으로 표현할 수 있다.

$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot 4\sqrt{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{0.1042}{1 + a(\rho_g/\rho_l)^b (D/s)} \quad (3.2.30)$$

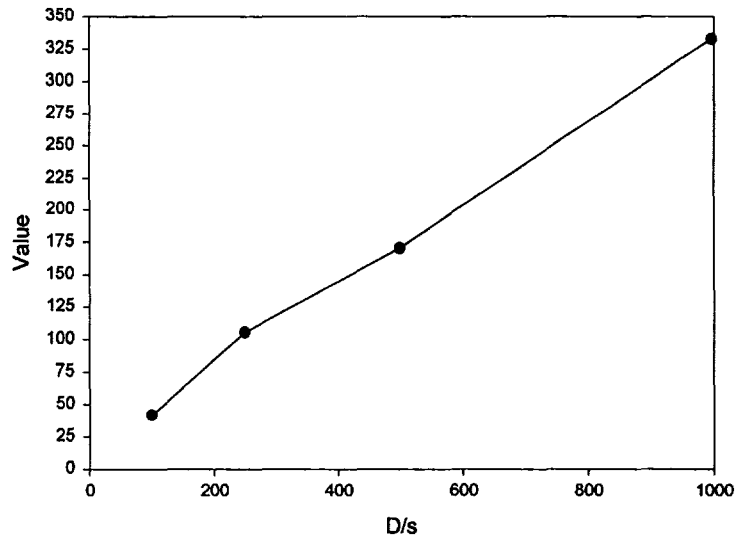


그림 3.2.45 CHF 상관식을 만들기 위한 무차원수의 일차원 식

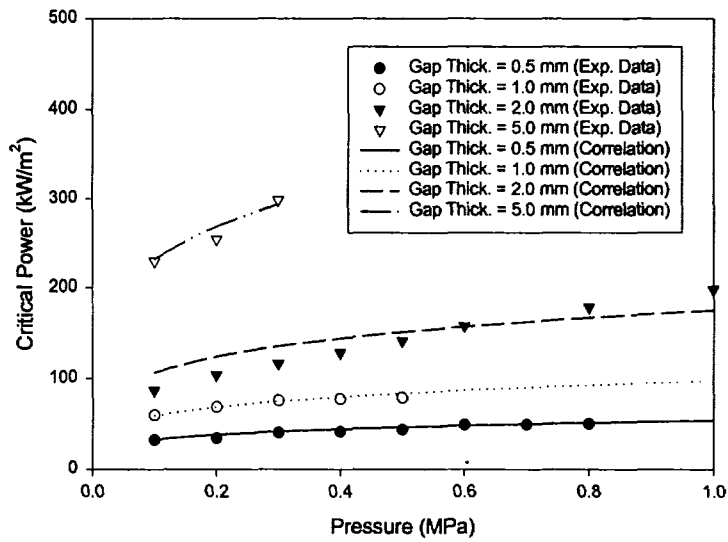


그림 3.2.46 CHF 실험결과와 상관식의 비교

식(3.2.30)에 증류수 실험결과를 대입하고 만족하는 a와 b를 구하면 a는 0.1375이고 b는 0.21이다. 따라서 본 연구에서의 실험결과에 대한 상관식은 다음과 같이 나타난다.

$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{0.1042}{1 + 0.1375 (\rho_g/\rho_l)^{0.21} (D/s)} \quad (3.2.31)$$

본 연구에서 개발한 상관식과 CHF 실험결과를 비교하여 보여주는 것이 그림 3.2.46이다. 간극의 크기가 간극의 크기가 2.0mm인 경우에 조금 차이를 보여주나 전반적으로 개발한 상관식이 실험결과를 잘 대표하고 있다. 그림 3.2.47은 식(3.2.31)의 새 상관식의 실험결과에 대한 정확도를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 새 상관식은 20 % 이내로 실험결과를 잘 대변하고 있다. 본 연구에서 개발한 상관식(3.2.31)은 용융물이 반구면을 완전히 채웠을 때 용융물과 반구면 사이에 형성될 수 있는 간극을 통하여 제거할 수 있는 열량 계산에 유용하게 사용될 수 있다.

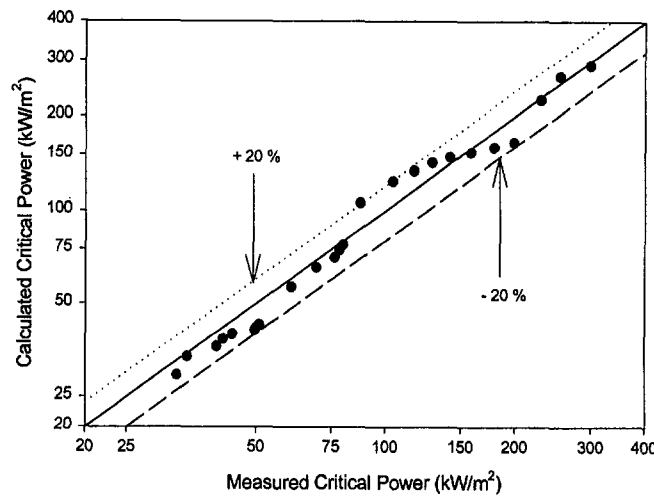


그림 3.2.47 CHF 실험결과에 대한 개발된 상관식의 정확도

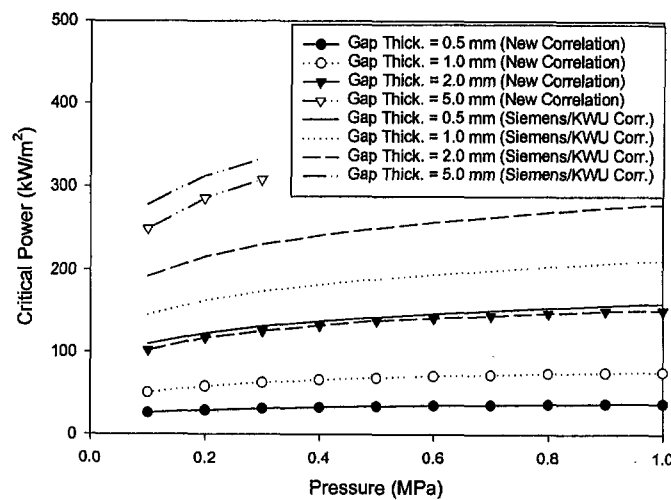


그림 3.2.48 CHF 상관식과 Siemens/KWU 상관식의 비교

본 연구에서 개발한 상관식(3.2.31)을 용융물이 반구를 완전히 채우지 않은 경우에도 적용하기 위해서는 보다 일반화하는 작업이 필요하다. 그림 3.2.48에서 보는 바와 같이 본 실험결과를 이용하여 개발한 상관식(3.2.31)은 Siemens/KWU 상관식(3.2.23)에 비하여 매우 낮은 값을 예측하고 있다. 이와 같이 임계출력 값이 낮은 원인은 반구에서 용융물이 차지하는 각도와 밀접한 관련이 있기 때문이다. 즉, 용융물이 차지하는 각도는 가열길이와 직접적인 관련이 있기 때문이다.

반구형 원자로 용기 하부 반구에서 용융물이 차지하는 각도는 그림 3.2.49와 같이 나타낼 수 있다. CHF 실험에서는 각도가  $\pi/2$ 인 반구에 대해 수행한 것이다. 독일의 Siemens/KWU에서는 TMI-2 사고를 모의하였기 때문에 용융물이 차지하는 각도가  $5\pi/36$ 이다. 이와 같이 용융물이 차지하는 각도 차이 때문에 본 연구에서 개발한 상관식이 낮게 나타난 것이다. 따라서 본 연구에서는 Siemens/KWU 상관식을 이용하여 상관식을 일반화하는 작업을 수행하였다.

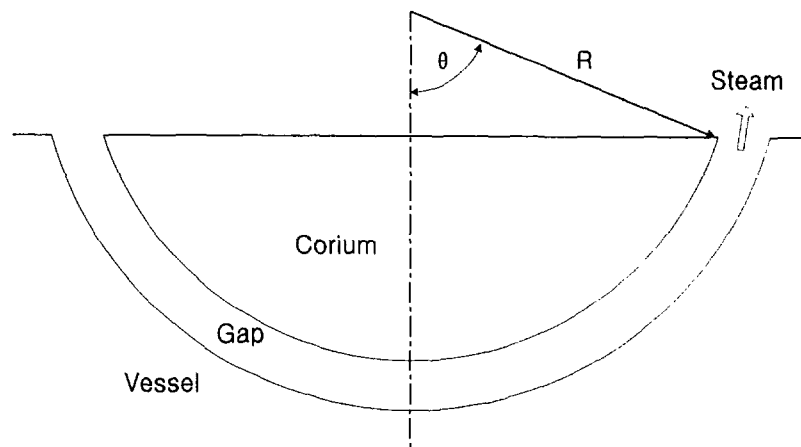


그림 3.2.49 용융물이 구형좌표에서 차지하는 각도

반구형 간극에서 임계출력 발생은 CCFL이 많은 영향을 미친다는 결과를 이용하여 임계출력에 용융물이 차지하는 각도가 미치는 영향을 평가할 수 있다. 반구형 간극의 상부에서 증기의 겉보기 속도(superficial velocity)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$j_g = \frac{m_g}{\rho_g A_{gap}} = \frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \frac{A_h}{A_{gap}} \quad (3.2.32)$$

반구형 간극 상부에서 CCFL이 발생한다면 증기의 속도는 용융물이 차지하는 각도  $\theta$ 의 크기에 관계없이 일정하다고 할 수 있다. 따라서 크기가  $\pi/2$ 인 지점의 증기의 속도와 임의의  $\theta$ 에서 증기의 속도가 동일하다고 하면 다음과 식(3.2.33)을 유도할 수 있다.

$$\frac{q_{CHF, \theta}}{q_{CHF, \pi/2}} = \frac{A_{h, \pi/2}}{A_{h, \theta}} \cdot \frac{A_{gap, \theta}}{A_{gap, \pi/2}} \quad (3.2.33)$$

간극의 크기  $s$ 가 반경  $R$ 에 비하여 매우 작은 경우를 가정하여 식(3.2.33)에 용융물이 차지하는 각도가  $\pi/2$ 와  $\theta$ 에 해당하는 가열면적과 간극 면적을 각각 대입하면 식(3.2.34)를 얻을 수 있다.

$$\frac{q_{CHF, \theta}}{q_{CHF, \pi/2}} = \frac{2\pi R^2}{2\pi R^2(1 - \cos \theta)} \cdot \frac{2\pi R s \sin \theta}{2\pi R s} = \frac{\sin \theta}{1 - \cos \theta} \quad (3.2.34)$$

그림 3.2.50은 용융물이 차지하는 각도  $\theta$ 가 0도에서 90도까지 변화할 때 임계출력의 변화량을 각도  $\theta$ 가  $\pi/2$ 인 경우와 비교하여 나타낸 것이다. 용융물이 차지하는 각도가 작아질수록 발열하는 면적이 작아지기 때문에 임계 출력 값이 증가하는 것을 알 수 있다.

식(3.2.34)에 용융물이 차지하는 각도  $\theta$ 가  $\pi/2$ 인 본 연구에서 개발한 상관식을 대입하고 수정계수  $c$ 를 도입하면 식(3.2.35)가 된다.

$$\frac{q_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot 4 \sqrt{\frac{\rho_g^2}{g \sigma \Delta \rho}} = \frac{0.1042}{1 + 0.1375 (\rho_g / \rho_l)^{0.21} (D/s)} \left( \frac{\sin \theta}{1 - \cos \theta} \right)^c \quad (3.2.35)$$



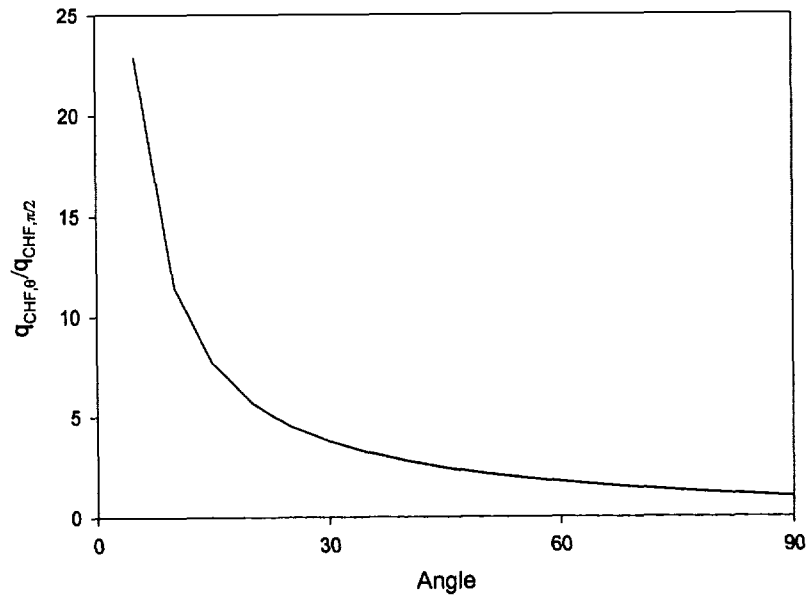


그림 3.2.50 용융물이 차지하는 각도가 임계출력에 미치는 영향

식(3.2.35)에 Siemens/KWU 상관식을 만들 때의 조건인 용융물이 차지하는 각도  $5\pi/36$ 와 반구 직경 4.44 m를 대입하고, 이 상관식과 일치시키면 수정계수  $c$ 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$c = -0.3944 \ln(s/1.0) + 2.02 \quad (3.2.36)$$

식(3.2.36)에서  $s$ 는 간극의 크기를 나타내며 이때 단위는 [mm]이다.  $s$ 의 적용 범위는 0.5 mm부터 5.0 mm까지이다. 그림 4.2.51은 식(3.2.35)의 상관식과 Siemens/KWU 상관식을 비교하여 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 본 연구에서 개발한 상관식(3.2.35)은 Siemens/KWU에서 개발한 상관식과 거의 일치한다. 따라서 식(3.2.35)의 상관식은 Siemens/KWU에서 개발한 상관식을 잘 대변하고 있다는 것을 확인할 수 있었다. 본 연구에서 개발한 이 상관식은 원자로용기 하반구에 용융물이 재배치되어 용융물과 원자로용기 사이에 간극이 형성되었을 때 열을 제거하는 상관식으로 유용하게 사용할 수 있다.

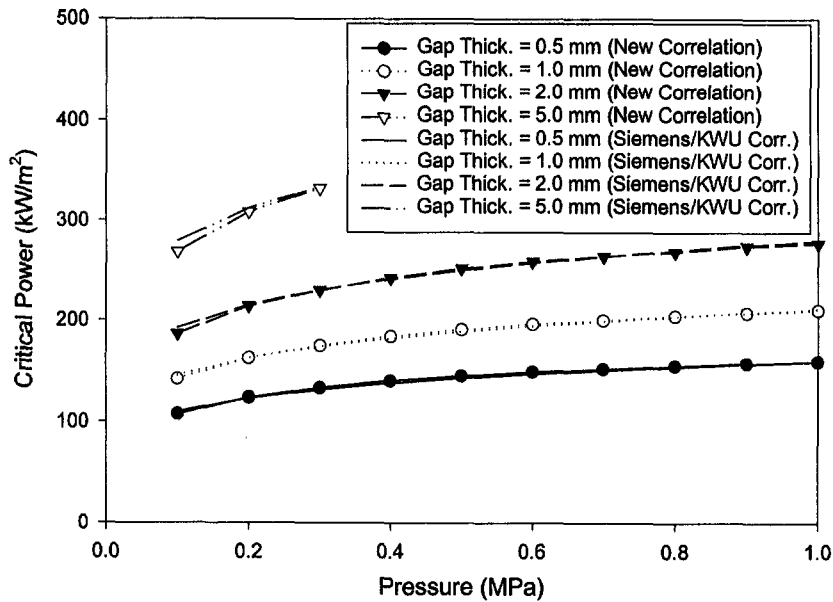


그림 3.251 각도에 따라 보정된 CHF 상관식과 Siemens/KWU 상관식[3.2.31]의 비교

#### 다. 간극 냉각(quenching) 모델

CHF 실험[3.2.1.가]은 저온 상태에서 반구형 히터를 이용하여 냉각재를 가열하여 반구형 간극에서 제거할 수 있는 최대 열제거량을 정량화하는 실험이다. 이와 같은 실험은 정상상태나 준정상상태를 기준으로 한다. 그러나 실제 중대사고시 노심 용융물의 냉각과정은 CHF 실험 조건과는 다르다. 실제로는 고온의 노심용융물이 비교적 저온인 냉각재에 의해 냉각되는 과정과 같다. CHF 실험은 간극이 있는 상태에서 제거할 수 있는 최대 열제거량을 제시해 주기는 하지만, 실제 중대사고 상황에서 노심 용융물이 냉각되는 과정을 설명해 주지는 못한다. 이러한 노심 용융물의 냉각과정의 이해는 중대사고 실증코드 개발에 있어서 간극냉각 모델의 개발에 필수적인 요건이다. 이와 같은 필요성에 의해 간극에서의 급냉(quenching) 실험이 수행되었으며, 이 실험에 대한 내용은 이미 3.2.1.나 항에 기술하였다. 본 항에서는 급냉실험 결과를 바탕으로 간극냉각과정을 설명하고자 한다.

급냉실험[3.2.1.나] 결과 얻어진 온도 및 열속 분포를 바탕으로 미소간극을 가진 하향 반구 표면의 냉각과정을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 반구표면은 하부부터 냉각되기 시작한다.
- (2) 반구하부가 핵비등 영역으로 천이하여 급냉되기 시작하면 이와 같은 현상이 상부까지 수 십 초 내에 급격히 전파된다.
- (3) 간극이 작은 경우의 냉각과정이 간극이 큰 경우보다 더 느리다.

이상과 같은 관찰결과를 바탕으로 간극 내 냉각과정을 유추할 수 있다. 그림 3.2.52는 미소간극을 가진 하향 반구 표면의 냉각과정을 설명한 것이다. 즉 벽면을 따라 흘러 들어간 냉각수가 반구의 아래에서 증발하여 증기의 흐름을 만들고 이 증기의 흐름이 상부에서의 냉각유체의 진입을 막는 CCFL에 의해 지배되는 모델이다. 반구의 온도가 점점 감소하여 Leidenfrost 온도가 하로 떨어지면 하부표면이 냉각수에 의해 침수되게 된다. 이때 열전달 계수가 급격히 상승하여 반구의 표면온도가 급격히 감소한다. 이와 같은 급격한 온도감소는 냉각수 유입량 증가의 원인이 되며, 따라서 상부까지 냉각수가 빠른 시간 내에 차오르게 되는 것이다.

이와 같은 간극냉각 모델은 반구의 외벽이 가열되지 않은 상태에서 얻은 결과이다. 즉, 내부반구보다 상대적으로 차가운 외부반구의 안쪽면을 통해서 냉각수가 유입되었는데, 만약 외부반구도 내부반구와 같은 온도로 가열된 상태이고 외부반구와 내부반구의 열용량이 비슷하다면 외부반구를 통한 냉각수의 유입을 보장할 수 없다. 이와 같은 관점에서의 보다 다양한 급냉실험이 필요하다.

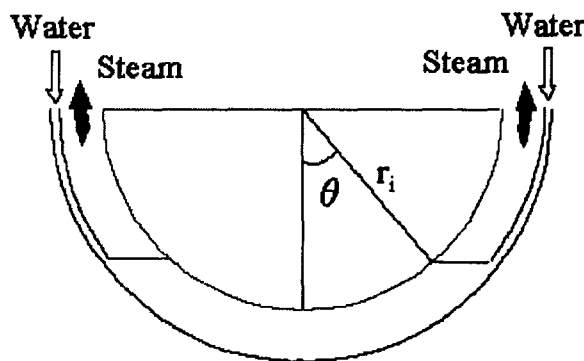


그림 3.2.52 간극냉각과정 모델

### 제 3 절 노내 노심용융물 냉각 해석 코드(LILAC) 개발

#### 1. 노심 용융물 해석 모델 (MELTPOOL Model)

##### 가. LILAC-meltpool의 지배방정식

질량, 운동량 그리고 에너지의 보존방정식을 적분형 일반 방정식으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho C \phi r d\Omega + \oint \rho C \phi \vec{V} \cdot \vec{r} dA = \oint \Gamma_{\phi} \nabla \phi \cdot \vec{r} dA + \int_{\Omega} S_{\phi} r d\Omega \quad (3.3.1)$$

$$S_{\phi} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{\partial p}{\partial x} + (\rho - \rho_{ref})g_x \\ -\frac{\partial p}{\partial y} + (\rho - \rho_{ref})g_y \\ -\frac{\partial p}{\partial z} + (\rho - \rho_{ref})g_z \\ Q_v \\ S_k \\ S_{\epsilon, \omega} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{\partial}{\partial x} (\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (\mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial z} (\mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial x}) \\ \frac{\partial}{\partial x} (\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial y} (\mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z} (\mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial y}) \\ \frac{\partial}{\partial x} (\mu_{eff} \frac{\partial u}{\partial z}) + \frac{\partial}{\partial y} (\mu_{eff} \frac{\partial v}{\partial z}) + \frac{\partial}{\partial z} (\mu_{eff} \frac{\partial w}{\partial z}) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ A_s u \\ A_s v \\ A_s w \\ \frac{\partial \rho \Delta H}{\partial t} + \nabla (\rho \Delta H \vec{u}) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

변수  $\phi$ 는  $[1, u, v, w, T, k, \phi_{\epsilon, \omega}]$ 이며, C는 변수가 온도 T인 경우만 비열  $C_p$ 를 나타내고 그 외에는 1의 값을 갖는다. 운동량방정식은 직각좌표 속도 (cartesian velocity)를 종속변수로 사용하며 엔탈피(enthalpy)로 표현된 에너지방정식은 온도에 대해 명시적(explicit)으로 표현되었다. 난류방정식은 2-방정식 모델을 기본으로 사용하고 있으며  $k-\epsilon$  모델을 사용하는 경우는  $\phi_{\epsilon, \omega} = \epsilon$  이고  $k-\omega$  모델에서는  $\phi_{\epsilon, \omega} = \omega$  이다.

$S_{\phi}$ 는 원천항을 나타내는 것으로 첫 번째 항은 압력구배와 부력 그리고 열원 등을 포함한다. 두 번째 항은 점도의 변화에 따라 발생하는 점성 플럭

스로서 온도에 따른 점도변화, 난류유동의 와점도 등에 의해 발생한다. 그리고 세 번째 항은 용융물의 고화와 같이 상이 변화할 때 발생하는 잠열과 고화된 부분에서 운동량에 대한 저항을 의미한다. 2차원 3차원 유동에서는  $r$ 이 1이며, 축대칭 유동인 경우  $r$ 은 그 대칭 축( $x$  혹은  $y$ )을 나타내며 각각에 대한 축대칭 원천항이 발생한다. 체력항의 크기를 줄이기 위해  $\rho_{ref} \mathbf{g}$ 를 압력구배에 첨가함으로써  $p$ 는 압력에 정수압을 포함한 수정압력이 된다. 비압축성 유체에서 밀도는 온도만의 함수이며 온도차가 매우 크지 않으면 Boussinesq 가정을 이용하여 부력항의 밀도를 제외한 다른 항들에서 밀도변화를 무시할 수 있다. 그리고 부력항을 체적팽창계수 ( $\beta$ )를 이용하여 나타내면 다음과 같다.

$$(\rho - \rho_{ref}) \mathbf{g} = -\beta \rho_{ref} (T - T_{ref}) \mathbf{g} \quad (3.3.2)$$

#### (1) 에너지 방정식 및 고화 모델

용융물의 고화와 같은 상변화를 수반하는 열전달을 해석하는 방법으로 Voller[3.3.1]의 source-based법을 사용하였다. 이 방법은 고체와 액체가 공존하는 경우에 고정된 격자를 사용하며 상이 변하면서 발생하는 잠열을 원천항으로 처리함으로써 상변화를 쉽게 처리하는 방법이다. 상변화가 일어나는 경우 엔탈피는 다음과 같이 표현된다.

$$H(T) = \int_{T_{ref}}^T C_p dT + f_l(T)L = h + \Delta H \quad (3.3.3)$$

여기서  $f_l$ 은 수치 셀의 체적에 대한 액체의 분율(liquid fraction)이고  $L$ 은 상변화 잠열을 나타낸다. 현열( $h$ )과 잠열( $\Delta H$ )을 포함한 엔탈피  $H$ 로 표현된 에너지 방정식은 식 (3.3.4)와 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i H) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (3.3.4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i C_p T) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) - \left[ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \Delta H) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \Delta H) \right] \quad (3.3.5)$$

식 (3.3.5)에서 우변의 중괄호 안에 있는 항이 상변화에 의해 발생하는 엔탈

피 변화량이다.

$$g_l = \begin{cases} 1 & T_l < T \\ (T - T_s)/(T_l - T_s) & T_s < T < T_l \\ 0 & T < T_s \end{cases} \quad (3.3.6)$$

액분을  $g_l$ 은 고체상에서 0, 액체상에서 1의 값을 가지며, mushy 영역에서는 식 (3.3.6)과 같이 액상온도( $T_l$ )와 고상온도( $T_s$ )을 이용한 무차원 값으로 표현된다.

고화된 영역에서의 속도 성분은 0이 되며 수치적으로 운동량방정식에서 다공매질의 운동량 감소항으로 처리한다.

$$A_s = C \frac{(1 - g_l)^2}{g_l^3 + b} \quad (3.3.7)$$

상수  $C$ 는 morphology와 관련된 값이며  $b$ 는 0으로 나뉘어지는 것을 막기 위한 값으로 각각  $C=1.6 \times 10^6$ 과  $b=1 \times 10^{-3}$ 을 사용하였다.

## (2) 2-방정식 난류 모델

2-방정식 모델은 난류 와점성계수를 구하기 위하여 2개의 난류 모델 방정식을 푼다.  $k-\epsilon$  방정식,  $k-\omega$  등이 여기에 속한다. 난류모델 방정식은 일반적인 수송방정식의 형태로 다음과 같이 적분형으로 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \phi \, r \, d\Omega + \oint \rho \phi \vec{V} \cdot r \, d\vec{A} = \oint \Gamma_{\phi} \nabla \phi \cdot r \, d\vec{A} + \int_{\Omega} S_{\phi} \, r \, d\Omega \quad (3.3.8)$$

식 (3.3.8)에서  $\phi$ 는  $k-\epsilon$  모델에서는  $k$ 와  $\epsilon$ 이고,  $k-\omega$  모델에서는  $k$ 와  $\omega$ 이다. 일반적으로 2-방정식 난류모델은 그 형태가 비슷하며 경계조건과 원천항에서 차이를 보인다.

### 표준 $k-\epsilon$ 모델

표준  $k-\epsilon$  모델에서 변수  $\phi$ 는 난류유동에너지  $k$ 와 난류운동에너지 소산율

$\varepsilon$ 이고 난류 와점성계수  $\mu_t$ 는 식 (3.3.9)로 표현된다.

$$\mu_t = C_\mu \rho k^2 / \varepsilon \quad (3.3.9)$$

그리고 난류 확산계수는

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}, \Gamma_\varepsilon = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \quad (3.3.10)$$

로 주어진다. 대류와 확산을 제외한 난류 운동에너지  $k$ 와 난류 운동에너지 소산을  $\varepsilon$ 의 생성 및 소멸은 원천항에 포함되며 식 (3.3.11)로 표현된다.

$$S_k = P_k + G_k - \rho\varepsilon, \quad S_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{k}(C_{\varepsilon 1}P_k + C_{\varepsilon 3}G_k) - C_{\varepsilon 2}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (3.3.11)$$

$P_k$ 는 난류 운동에너지의 생성률로 다음과 같이 정의된다.

$$P_k = -\rho \overline{u_i' u_j'} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \left( \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} + \rho k \right) \delta_{ij} \quad (3.3.12)$$

우변의 두 번째 항은 압축성 유동일 때만 첨가한다.

비압축성 3 차원 유동인 경우 위의 생성률을 다음과 같이 나타낸다.

$$P_k = \mu_t [2(u_x^2 + v_y^2 + w_z^2) + (u_y + v_x)^2 + (u_z + w_x)^2 + (v_z + w_y)^2] \quad (3.3.13)$$

참고로 2 차원인 경우는 다음과 같다.

$$P_k = \begin{cases} \mu_t [2(u_x^2 + v_y^2) + (u_y + v_x)^2], & \text{for plane} \\ \mu_t [2(u_x^2 + v_y^2 + (\frac{v}{y})^2) + (u_y + v_x)^2], & \text{for x - axisymmetric} \\ \mu_t [2(u_x^2 + v_y^2 + (\frac{u}{x})^2) + (u_y + v_x)^2], & \text{for y - axisymmetric} \end{cases} \quad (3.3.14)$$

$G_k$ 는 부력에 의하여 발생하는 난류 에너지 생성률로 온도구배와 중력가속도의 내적으로 표현된다.

$$G_k = \beta \frac{\mu_t}{Pr_t} \nabla T \cdot \mathbf{g} \quad (3.3.15)$$

여기서  $Pr_t$ 는 난류 Prandtl수로 0.9를 사용한다. 그리고 표준  $k-\epsilon$  난류모델에서 사용된 상수 값은 다음과 같다.

$$C_{\epsilon 1} = 1.44, C_{\epsilon 2} = 1.92, C_{\epsilon 3} = 1.44, C_{\mu} = 0.09, \sigma_k = 1.0, \sigma_{\epsilon} = 1.3$$

표준  $k-\epsilon$  난류모델은 고레이놀즈수 모델(high-Reynolds number model)이라 부르며 벽면등과 같이 경계층에 의해 레이놀즈수가 낮은 영역에서는 벽법칙(wall-law)을 사용한다. 즉 벽면 근처에서의 무차원 속도분포는 벽함수(wall function)로 알려진 다음과 같은 속도분포를 가정한다.

$$u^+ = \begin{cases} y^+, & y^+ \leq 11.6 \\ \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+), & y^+ > 11.6 \end{cases} \quad (3.3.16)$$

, 여기서  $u^+ = \frac{u}{u_{\tau}}$ ,  $y^+ = \frac{\rho u_{\tau} y}{\mu}$ ,  $u_{\tau} = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$ ,  $\kappa = 0.4187$  이다.

벽면근처에서  $\epsilon$ 방정식의 대류항과 확산항을 무시하면  $u_{\tau} = C_{\mu}^{1/4} k^{1/2}$ 을 얻을 수 있다.

운동량방정식과 에너지 방정식은 벽면에서 전단력과 열속을 다음의 식으로 처리하게 된다.

$$\vec{T}_w = \mu_w \frac{\vec{V}_0 - \vec{V}_w}{\delta n} A_w, \quad q_w = k_w \frac{T_0 - T_w}{\delta n} A \quad (3.3.17)$$

$\delta n$ 은 벽면에 이웃하는 셀의 중심에서 벽면까지 수직거리이다.  $\mu_w$ ,  $k_w$ 은 벽면에서 유동조건에 다음과 같이 정의된다.

점성저층(viscous sublayer):  $y^+ \leq 11.6$

$$\begin{aligned} \mu_w &= \mu \\ k_w &= k \end{aligned} \quad (3.3.18)$$



완전난류영역(fully turbulent layer):  $y^+ > 11.6$

$$\mu_w = \frac{\rho u_\tau \delta n}{u^+} = \frac{\rho C_\mu^{1/4} k^{1/2} \delta n}{\frac{1}{\chi} \ln(Ey^+)} \quad (3.3.19)$$

$$k_w = \frac{\mu C_p}{Pr_t} \frac{y^+}{\frac{1}{\chi} \ln(Ey^+) + P(\frac{Pr}{Pr_t})}, P(\frac{Pr}{Pr_t}) = 0.9(\frac{Pr}{Pr_t} - 1)(\frac{Pr}{Pr_t})^{-1/4} \quad (3.3.20)$$

벽함수를 이용하여 얻어진 벽면근처의 난류에너지 생성률은

$$P_k = |\tau_w| \frac{C_\mu^{1/4} k^{1/2}}{\chi \delta n} \quad (3.3.21)$$

이고, 벽면에 인접한 셀의 난류운동에너지 소산을  $\epsilon$ 은 다음 값으로 고정된다.

$$\epsilon = \frac{C_\mu^{3/4} k^{3/2}}{\chi \delta n} \quad (3.3.22)$$

### Wilcox의 $k-\omega$ 모델(1998년)

Wilcox[3.3.2]의  $k-\omega$  모델에서 변수  $\phi$ 는 난류운동에너지  $k$ 와  $\omega (= \epsilon/k)$ 이고 난류 와점성계수  $\mu_t$ 는 식 (3.3.23)으로 표현된다.

$$\mu_t = \rho k / \omega \quad (3.3.23)$$

그리고 난류확산계수는

$$\Gamma_k = \mu + \sigma^* \mu_t, \quad \Gamma_\omega = \mu + \sigma \mu_t \quad (3.3.24)$$

로 주어진다. 대류와 확산을 제외한 난류운동에너지  $k$ 와  $\epsilon/k$ 인  $\omega$ 의 생성 및 소멸은 원천항에 포함되며 식 (3.3.25)로 표현된다.

$$S_k = P_k + G_k - \rho \beta^* k \omega, \quad S_\omega = \alpha \frac{\omega}{k} G - \beta \rho \omega^2 \quad (3.3.25)$$

그리고 Wilcox의  $k-\omega$ (1998) 난류모델에서 사용된 상수 값은 다음과 같다.

$$\alpha = \frac{13}{25}, \quad \beta = \beta_0 f_\beta, \quad \beta^* = \beta_0^* f_{\beta^*}, \quad \sigma = \frac{1}{2}, \quad \sigma^* = \frac{1}{2}, \quad \beta^* = \frac{9}{125} \quad (3.3.26)$$

$$f_\beta = \frac{1+70\chi_\omega}{1+80\chi_\omega}, \quad \chi_\omega = \left| \frac{\Omega_{ij}\Omega_{jk}S_{ki}}{(\beta_0^*\omega)^3} \right|, \quad \beta_0^* = \frac{9}{100}$$

$$f_{\beta^*} = \frac{1+680\chi_k^2}{1+400\chi_k^2}, \quad \chi_k = \max\left[0, \frac{1}{\omega^3} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right]$$

### 저 Reynolds수 $k-\epsilon$ 모델

저 Reynolds수  $k-\epsilon$  모델은 벽면 근처의 저 Reynolds수 영역(점성저층)까지 계산이 가능하도록 표준  $k-\epsilon$  모델을 수정한 것으로 대표적인 저 Reynolds수  $k-\epsilon$  모델에는 Jones-Launder 모델, Launder-Sharma 모델, Lam-Bremhorst 모델, Chien 모델 등이 있다. 이 모델의 특징은 벽면까지 적분하여 해를 구할 수 있기 때문에 난류 열유동 문제를 표준  $k-\epsilon$  모델보다 더 정확히 계산할 수 있다고 알려져 있으나 여전히 역압력구배의 유동에 대해 취약할 뿐 아니라 원천항의 비선형성으로 인하여 수치계산을 불안정하게 만든다. LILAC-meltpool은 벽면의 수직거리를 사용하지 않는 Launder-Sharma[3.3.3] 모델을 사용한다.

표준  $k-\epsilon$  모델과 마찬가지로 변수  $\phi$ 는 난류유동에너지  $k$ 와 난류운동에너지 소산을  $\epsilon$ 이고 난류 와점성계수  $\mu_t$ 는 식 (3.3.27)로 표현된다.

$$\mu_t = C_\mu f_\mu \rho k^2 / \epsilon \quad (3.3.27)$$

난류확산계수는 표준  $k-\epsilon$ 과 같으며 원천항은 다음과 같다.

$$S_k = P_k + G_k - \rho\epsilon + D_k \quad (3.3.28)$$

$$S_\epsilon = \frac{\epsilon}{k} (f_1 C_{\epsilon 1} P_k + C_{\epsilon 1} G_k) - f_2 C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + E_\epsilon$$

$$G_k = \frac{\mu_t}{\sigma_t} \beta \mathbf{g} \cdot \nabla T, \quad D_k = 2\mu \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i} \frac{\partial \sqrt{k}}{\partial x_i}, \quad E_\epsilon = 2\mu \frac{\mu_t}{\rho} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k} \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_k}$$

Launder-Sharma 모델에서 사용된 상수와 감쇠함수는 아래와 같다.

$$C_{\varepsilon 1}=1.44, C_{\varepsilon 2}=1.92, C_{\varepsilon 3}=1.44, C_{\mu}=0.09, \sigma_k=1.0, \sigma_{\varepsilon}=1.3 \quad (3.3.29)$$

$$f_{\mu}=\exp\left(\frac{-3.4}{1+Re_{\mu}/50}\right), f_1=1, f_2=1-0.3\exp(-Re_i^2)$$

벽면에서  $k, \varepsilon$ 의 경계조건은 0이 된다. 한편 벽면에서 용융물의 고화에 의해 피막층이 형성되면 고화 및 mushy 영역에서 난류에 의한 와점성계수를 감소시킬 필요가 있으며 이를 위해 Shyy등[3.3.4]이 사용한 방법으로  $\mu_t$ 를 수정한다.

$$\mu_t=C_{\mu}f_{\mu}\sqrt{g_i}\rho k^2/\varepsilon \quad (3.3.30)$$

여기서  $g_i$ 은 고화모델에서 얻어지는 액분율이다.

#### 나. 지배방정식의 이산화

수치계산 영역은 임의 모양의 셀로 구성되며 각각의 셀이 바로 검사체적이 되고 압력과 속도성분을 모두 셀의 중심에 저장하는 셀중심 유한체적법을 사용하였다. 각 셀은 여러 개의 면으로 이루어져 있고 각 면의 중심에서 플럭스를 계산하여 적분한다.

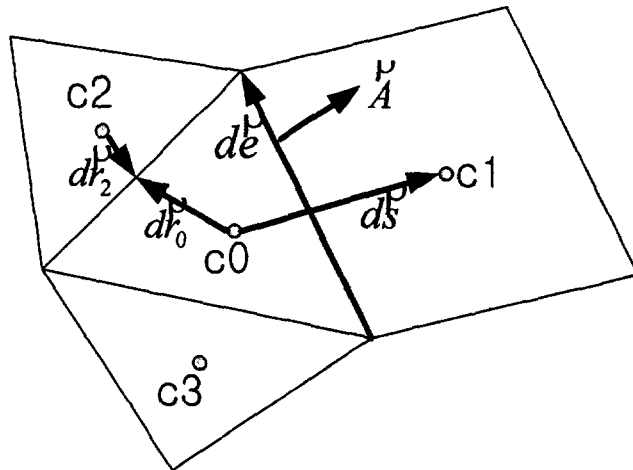


그림 3.3.1 검사체적(CV)과 이산화에 필요한 기하 벡터

(1) 대류항의 이산화

셀의 각 검사면에서 질량유량  $J_f$ 를 이용하여 대류항을 다음과 같이 이산화 형태로 표현할 수 있다.

$$J_f = (\rho \vec{V} \cdot \vec{A})_f$$
$$\int \phi (\rho \vec{V} \cdot \vec{dA}) \approx \sum_f \phi_f J_f = \sum_f C_f \quad (3.331)$$

적분면 상에서의  $\phi_f$ 를 구하는 방법에 따라 크게 저차(lower-order)와 고차(higher-order)의 정확도를 가지는 기법으로 나뉘어진다. 저차 정확도 기법에는 1차 상류(1st-order upwind), power-law, hybrid 등이 있으며, 고차 정확도에는 2차 상류(2nd-order upwind), 2차 중앙차분(2nd-order central) 등 2차 이상의 기법들이 포함된다. 저차 정확도의 기법은 수치적으로 매우 안정적이거나 수치오차를 많이 발생시킨다. 반면에 고차의 기법들은 매우 정확한 해를 생산하지만 수치적으로 불안정하다. 이런 고차의 기법들은 물리적인 불연속점에서 발생하는 해의 진동 막기 위해 TVD(Total Variation Diminishing), NVF(Normalized Variable Formulation) 개념을 도입하기도 한다. LILAC-meltpool에서 사용하고 있는 대류 기법을 정리하면 다음과 같다.

**1차 상류 기법(1st-order upwind scheme):**

$$C_f^{FU} = J_f \phi_U = \max(J_f, 0) \phi_0 + \min(J_f, 0) \phi_1 \quad (3.332)$$

**2차 중앙차분법((2nd-order central scheme):**

$$\phi_{CD} = \frac{1}{2} [(\phi_0 + \nabla \phi_0 \cdot \vec{dr}_0) + (\phi_1 + \nabla \phi_1 \cdot \vec{dr}_1)] \quad (3.333)$$

**2차 상류 기법(2nd-order upwind scheme):**

$$\phi_{2U} = \frac{1}{2} \{ [1 + \text{sign}(J_f)] (\phi_0 + \nabla \phi_0 \cdot \vec{dr}_0) + [1 - \text{sign}(J_f)] (\phi_1 + \nabla \phi_1 \cdot \vec{dr}_1) \} \quad (3.334)$$

**2차 TVD 기법:**

$$\phi_{TVD} = \frac{1}{2} \{ [1 + \text{sign}(J_f)] \phi_l + [1 - \text{sign}(J_f)] \phi_r \} \quad (3.3.35)$$

$$\phi_l = \phi_0 + \frac{s_0}{4} [(1 - ks_0) \Delta^- + (1 + ks_0) \Delta]$$

$$\phi_r = \phi_1 - \frac{s_1}{4} [(1 - ks_1) \Delta^+ + (1 + ks_1) \Delta]$$

$$\Delta = \phi_1 - \phi_0, \quad \Delta^- = 2 \nabla \phi_0 \cdot \vec{ds} - \Delta, \quad \Delta^+ = 2 \nabla \phi_1 \cdot \vec{ds} - \Delta$$

$$s_0 = \max \left\{ 0, \frac{2\Delta^- \Delta + \epsilon}{(\Delta^-)^2 + (\Delta)^2 + \epsilon} \right\}, \quad s_1 = \max \left\{ 0, \frac{2\Delta^+ \Delta + \epsilon}{(\Delta^+)^2 + (\Delta)^2 + \epsilon} \right\}$$

2차 NVF 기법:

$$\phi_{NVF} = \frac{1}{2} \{ [1 + \text{sign}(J_f)] \phi_l + [1 - \text{sign}(J_f)] \phi_r \} \quad (3.3.36)$$

$$\phi_l = \phi_0 + \gamma_0 [w_f \phi_0 + (1 - w_f) \phi_1 - \phi_0]$$

$$\phi_r = \phi_1 + \gamma_1 [w_f \phi_0 + (1 - w_f) \phi_1 - \phi_1]$$

$$\gamma_0 = \max(0, \min(\tilde{\phi}_0 / \beta_m, 1)) \cdot \max(0, \text{sign}(1/\beta_m - \tilde{\phi}_0 / \beta_m))$$

$$\gamma_1 = \max(0, \min(\tilde{\phi}_1 / \beta_m, 1)) \cdot \max(0, \text{sign}(1/\beta_m - \tilde{\phi}_1 / \beta_m))$$

고차의 대류 수치 기법들은 셀면에 이웃한 두 셀(c0, c1)뿐만 아니라 그 주위의 더 많은 셀에서 해를 이용하여 셀면의 값으로 내삽을 하게 된다. 이 경우 각 셀의 이산방정식은 주위의 많은 셀과 연결됨으로 산술 방정식의 매트릭스 해를 구하기가 매우 어렵다. Peric[3.3.5]은 이산방정식의 계수는 저차의 기법으로 처리하고 고차 대류 플럭스와 저차로 계산된 대류 플럭스의 차이를 원천항으로 처리하는 방법을 사용하였다. 이 방법은 SIMPLE 알고리즘과 같이 반복계산법에서 고차와 저차의 대류플럭스 차이 즉 수정값(correction)으로 전단계 값을 사용하기 때문에 deferred-correction(지연수정)이라 불린다.

$$C_f = C_f^{FU} + [C_f^{HO} - C_f^{FU}] = J_f \phi_U + J_f [\phi_H - \phi_U] \quad (3.3.37)$$

저차의 첫 번째 항을 계수로, 두 번째 항을 원천항으로 처리함으로써 행렬식의 계수 매트릭스는 계산에 이로운 대각 지배적(diagonal-dominant) 형태가 된다.

(2) 해의 구배

셀 중심에서 해의 구배(gradient)  $\nabla\phi$ 는 고차의 대류항과 원천항의 계산 등에 필요하다. 이 구배를 구하는 방법에는 크게 세 가지의 방법이 있다. 첫째 방법은 국소 좌표변환(local coordinate transform)과 유한차분법을 통하여 얻는 방법으로 일반적으로 정렬격자에서 많이 사용되고 있다. 두 번째 방법은 가우스 정리(Green-Gauss theorem)를 이용하는 방법이다.

$$\begin{aligned}\nabla\phi_0 &= [\int \nabla\phi_0 d\Omega] / \Omega_0 = [\sum_f \phi_f \vec{A}_f] / \Omega_0 \\ &= \left\{ \sum_i [w_f \phi_0 + (1-w_f)\phi_i] \vec{A}_i \right\} / \Omega_0\end{aligned}\quad (3.3.38)$$

이 방법은 격자의 찌그러짐이 심한 경우 수치오차가 발생하는 반면 보존법칙을 잘 만족시킨다. 세 번째 방법은 최소자승법(Least-square method)을 이용하는 것이다. 최소자승법은 이웃하는 두 셀 사이의 변수값의 차이( $d\phi$ )를 그 변수의 구배로 표현( $\vec{ds} \cdot \nabla\phi$ )하고  $\phi_x, \phi_y, \phi_z$ 를 이웃하는 셀을 이용하여 최소자승으로 구하는 것이다. LILAC-meltpool에서는 가우스법과 최소자승법을 사용하고 있으며 특히 가우스법은 격자의 찌그러짐을 고려하기 위하여 반복계산법을 활용하고 있다.

(3) 확산항

확산항을 이산화하기 위해서는 적분면(셀면)에서 해의 구배  $\nabla\phi_f$ 를 알아야 한다.

$$\int \Gamma \nabla\phi \cdot \vec{dA} \approx \sum_f \Gamma_f \nabla\phi_f \cdot \vec{A}_f = \sum_f D_f \quad (3.3.39)$$

적분면(셀면)에서 해의 구배 벡터  $\nabla\phi_f$ 는 그 면에 이웃하는 두 셀의 중심을 잇는  $\vec{ds}$  방향의 성분과 적분면에 접하는 성분으로 나눌 수 있다.

$$\nabla\phi_f = (\phi_1 - \phi_0) \frac{\vec{A}}{\vec{ds} \cdot \vec{A}} + \left[ \overline{\nabla\phi_f} - (\overline{\nabla\phi_f} \cdot \vec{ds}) \frac{\vec{A}}{\vec{ds} \cdot \vec{A}} \right] \quad (3.3.40)$$

여기서  $\bar{\quad}$ 는 두 셀 중심의 값을 거리 가중평균한 값이다. 식 (3.3.40)에 면적 벡터를 곱하여 확산 플럭스  $D_f$ 를 구할 수 있다.

$$D_f = (\phi_1 - \phi_0) \frac{\Gamma A}{\vec{ds} \cdot \vec{n}} + \Gamma [ \overline{\nabla \phi_f} \cdot \vec{A}_f - ( \overline{\nabla \phi_f} \cdot \vec{ds} ) \frac{A}{\vec{ds} \cdot \vec{n}} ] \quad (3.3.41)$$

식 (3.3.41)에서 우변의 첫 번째 항(주확산항, main diffusion)은 내재적으로 처리하고 두 번째 항(엇확산항, cross diffusion)은 원천항에 첨가한다.

#### (4) 비정상항

비정상항을 이산화하는 방법으로, 1차 시간정확도를 갖는 Euler 후방차분법, 2차 정확도의 Crank-Nicholson법 그리고 MAC, Fractional-Step법 등에서 사용되는 양해법인 Euler 전방차분법 등이 있다. 본 연구에서는 큰 시간 간격에서도 안정적이며 2차 정확도를 갖는 2차의 후방차분법을 이용한다.

$$\int \frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} d\Omega = \frac{\rho\Omega}{2\Delta t} (3\phi^{n+1} - 4\phi^n + \phi^{n-1}) \quad (3.3.42)$$

여기서 우변의 첫째 항은 내재적으로 처리하고 나머지 두 항은 원천항에 첨가한다.

#### (5) 이산화 방정식

일반적인 적분형 수송방정식 (3.3.1)의 비정상항, 대류항, 확산항, 원천항 등을 이산화 하면 다음과 같은 이산화 방정식을 얻는다.

$$A_{pi}\phi_i + \sum_j^{nmb} A_{nbj}\phi_j = S_i \quad (3.3.43)$$

$\phi$ 는 속도성분과 온도를 나타내며  $S_i$ 는  $i$  셀의 원천항으로 선형화되지 않은 모든 값들을 포함한다.  $j$ 는 셀  $i$ 의 이웃하는  $nmb$ (number of neighbouring cells) 개의 셀이며 계수  $A_{nbj}$ 에 의해 서로 연결된다. 정렬격자에서  $nmb$ 는 2차원에서 4, 3차원에서 6으로 고정되어 있으나 비정렬격자에서는 셀마다 다른 임의의 값을 갖는다. 비정렬격자에서  $nmb$ 가 임의적이라는 특성으로 인하

여 정렬격자에서 많이 사용되는 TDMA(Tri-Diagonal Matrix Algorithm)은 사용할 수 없으며 Gauss-Seidel 혹은 CG(Conjugate Gradient) 계열의 matrix solver가 사용된다. LILAC-meltpool에서는 point-Jacobi, Gauss-Seidel, PCG, PBiCGStab 등을 사용할 수 있다.

#### 다. 비압축성 유동 수치해법

비압축성 유동장의 해를 얻기 위해 SIMPLEC 알고리즘을 사용하였다. 먼저 가정된 압력장에서 운동량방정식을 푼 다음, 질량보존을 만족시키기 위하여 연속방정식에서 유도된 압력수정방정식을 풀어 속도의 수정 성분을 얻는다. 속도성분과 그 외 모든 스칼라량을 셀의 중심에 저장하는 비엇갈림 격자법을 사용한다.

##### (1) 셀 면에서의 속도

압력과 속도성분을 같은 곳에 저장하는 비엇갈림격자 기법은 동일한 검사체적을 사용하기 때문에 저장해야할 격자 자료를 많이 줄일 수 있어 매우 효율적이거나 압력장의 진동을 막기 위한 특별한 방법을 사용해야 한다. 비엇갈림 격자 기법에서 압력장의 진동을 막기 위해서 Rhie, Chow 등[3.3.6]은 압력의 3차미분항을 셀면의 중앙차분 속도에 더하는 압력가중내삽법(PWIM)을 사용하였다. Rhie등의 압력가중내삽법을 비정렬격자와 같이 임의의 셀면에 적용하면 다음과 같다.

Rhie-Chow의 PWIM :

$$u_f = u_{CD} - \left( \frac{a\Omega}{A_p} \right) [(p_1 - p_0) - \tilde{\nabla} p \vec{ds}] \frac{n_x}{dn} = u_{CD} - D_p \quad (3.3.44)$$

$$u_{CD} = w_f u_0 + (w_f - 1) u_1$$

식 (3.3.44)의 압력항은 압력의 3차 미분항으로 이산화된 연속방정식에서는 4차의 압력 미분항으로 작용한다. 이 Rhie-Chow의 PWIM은 중앙차분에 의한 면 속도에 수치적 압력감쇠항을 더한 것으로 표현할 수 있다. 그러나 자연대류 등과 같이 압력이 비선형적으로 변하는 문제에서 PWIM 기법은 수렴해를 구하는데 문제점을 야기시킬 수 있음이 알려졌다. 그 원인은 PWIM에 사용된 압력감쇠항의 크기가 비선형적인 압력장으로 인하여 중앙차분으



로 구한 속도의 크기에 비하여 상대적으로 증가하기 때문에 발생하는 것으로 나타났다. 압력감쇠항  $D_p$ 가  $u_{CD}$ 에 비해 과도하게 커지는 것을 막기 위하여 압력감쇠항의 크기를 제한하면 다음과 같이 표현된다.

$$u_f = u_{CD} - \min(C_{limit}, \left\| \frac{D_p}{U_{CD}} \right\|) \| U_{CD} \| \text{sign}(D_p) \quad (3.3.45)$$

## (2) 압력수정 방정식

밀도가 일정한 비압축성 유동에서 압력장을 푸는 방법에는 여러 가지가 있으나 여기서는 SIMPLEC에 기반을 둔 압력수정 방정식을 사용하였다. 비정렬격자에서 이산화된 u-운동량 방정식은 다음과 같은 이산화방정식의 형태가 된다.

$$Ap_0^u u_0 + \sum A_{nb} u_{nb} = S_0^u - \left( \frac{\partial p}{\partial x} \Omega \right)_0 \quad (3.3.46)$$

식 (3.3.46)를 풀기 위해서는 정확한 압력을 알고 있어야하나 가정된 압력 혹은 전단계의 압력을 사용하면 다음 식을 만족하는 u-속도 성분을 얻게 된다.

$$Ap_0^u u_0^* + \sum A_{nb} u_{nb}^* = S_0^u - \left( \frac{\partial p^*}{\partial x} \Omega \right)_0 \quad (3.3.47)$$

식 (3.3.46)에서 (3.3.47)을 빼면 보정속도  $u'$ 에 관한 식을 얻는다. 그리고  $u'_0 = u'_{nb}$  라는 SIMPLEC의 가정을 도입하여 정리하면 다음과 같은 속도수정 방정식을 얻을 수 있다.

$$u'_0 = \frac{-\Omega_0}{Ap_0^u + \sum A_{nb}} \left( \frac{\partial p'}{\partial x} \right)_0 = -d_0^u \left( \frac{\partial p'}{\partial x} \right)_0 \quad (3.3.48)$$

$$v'_0 = \frac{-\Omega_0}{Ap_0^v + \sum A_{nb}} \left( \frac{\partial p'}{\partial y} \right)_0 = -d_0^v \left( \frac{\partial p'}{\partial y} \right)_0$$

$$w'_0 = \frac{-\Omega_0}{Ap_0^w + \sum A_{nb}} \left( \frac{\partial p'}{\partial z} \right)_0 = -d_0^w \left( \frac{\partial p'}{\partial z} \right)_0$$

식 (3.3.48)은 셀 c0에 관한 속도 수정식이며, 셀 면에서의 수정속도는 이웃하는 두 셀의 값을 평균해서 얻을 수 있다. 연속방정식을 셀 면에서의 수정 질량유량을 이용해 표현하면 식 (3.3.49)가 된다.

$$\sum J_f = \sum J_f^* + \sum \dot{J}_f = 0. \quad (3.3.49)$$

$$\begin{aligned} \dot{J}_f &= \rho_f (u'_f A_x + v'_f A_y + w'_f A_z) \\ &= -\rho_f \left[ d_f^u \left( \frac{\partial p'}{\partial x} \right)_f A_x + d_f^v \left( \frac{\partial p'}{\partial y} \right)_f A_y + d_f^w \left( \frac{\partial p'}{\partial z} \right)_f A_z \right] \end{aligned} \quad (3.3.50)$$

식 (3.3.50)은 셀 면에서  $\nabla p'$ 을 필요로 하며 식 (3.3.40)을 이용하여 구할 수 있다. 그러나 압력수정방정식을 풀기 전에는  $p'$ 을 알 수 없기 때문에 반복 계산을 하지 않으면  $\nabla p'$ 을 얻을 수 없다.

SIMPLEC와 같은 반복 계산법에서는  $p'$ 은 아주 작은 값이며 최종적으로 소거되는 값이므로 식 (3.3.40)의 두 번째 항을 무시할 수 있다.

$$\nabla p'_f \approx (p'_1 - p'_0) \frac{\hat{n}}{ds \cdot \hat{n}} \quad (3.3.51)$$

$$\dot{J}_f = -\rho_f \left[ d_f^u \frac{n_x}{ds \cdot \hat{n}} A_x + d_f^v \frac{n_y}{ds \cdot \hat{n}} A_y + d_f^w \frac{n_z}{ds \cdot \hat{n}} A_z \right] \times (p'_1 - p'_0) \quad (3.3.52)$$

격자의 찌그러짐이 매우 심한 경우  $\widehat{\nabla p'}$  항을 고려함으로써 좀 더 안정된 해를 얻을 수 있으나 일반적인 경우에는 거의 영향을 받지 않는다. 식 (3.3.49)에 식 (3.3.52)을 대입하면  $p'$ 에 대한 이산화방정식을 얻을 수 있다.

### (3) 수치해석 알고리즘

SIMPLE 알고리즘을 이용하여 정상 및 비정상 유동 해석을 하는 순서도를 그림 3.3.2에 나타내었다. 정상유동해석은  $\Delta t$ 에 무관하게 내부 반복(Niter)만으로 계산하고 비정상 유동해석은 매 시간 간격마다 내부반복을 수행한다.

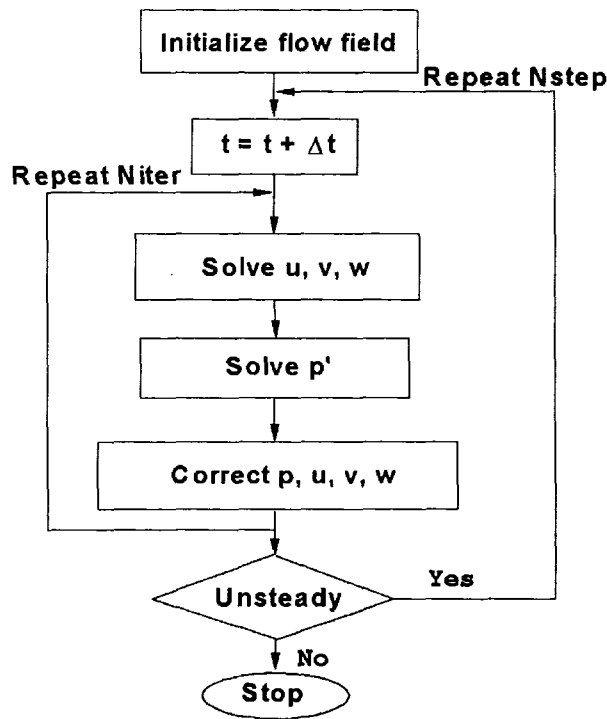


그림 3.3.2 SIMPLE 알고리즘의 정상 및 비정상 상태 유동해석 흐름도

#### 라. 경계조건

경계조건에는 입구와 출구 조건 그리고 벽면 조건으로 크게 나눌 수 있다. 입구와 출구에서는 유동의 상태 그리고 주어진 조건에 따라 적절한 방법을 선택하여야 한다. 비압축성 유동인 경우 입구는 압력을 제외한 속도와 스칼라량을 고정시키는 속도경계조건과 그 반대로 정체 압력을 고정시키고 속도와 압력을 외삽하는 방법이 있으며, 출구에서는 질량유량 보존법칙을 이용하는 방법과 압력을 고정하는 방법이 있다. 벽면에서는 속도를 점착조건에 의해 구하고 압력을 외삽하는 방법이 사용된다. 이렇게 구하여진 물성치들은 셀 중심 유한체적법을 이용하는 경우 경계에 놓인 셀면의 중심에 저장한다. 여기서는 용융 폴리 해석을 위한 벽면 경계조건에 대해서 설명한다.

##### (1) 속도 경계조건

벽에서는 점착조건에 의해 대류 플럭스는 존재하지 않으며, 벽면에서의

전단력은 벽에 이웃한 셀에서의 속도를 이용하여 구할 수 있다.

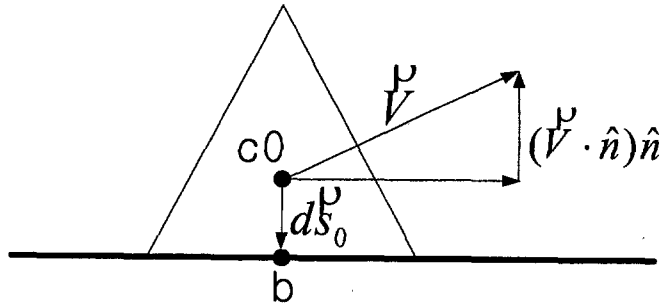


그림 3.3.3 벽면에 이웃한 검사체적

$$\begin{aligned}
 \vec{T}_w &= -\mu_w \frac{A_w}{ds_0 \cdot \hat{n}} [\vec{V}_0 - (\vec{V}_0 \cdot \hat{n})\hat{n} - \vec{V}_b] \\
 &= [-h_0 u_0 + h_0(V_{n0} n_x + u_b)] \hat{i} \\
 &\quad + [-h_0 v_0 + h_0(V_{n0} n_y + v_b)] \hat{j} \\
 &\quad + [-h_0 w_0 + h_0(V_{n0} n_z + w_b)] \hat{k}
 \end{aligned} \tag{3.3.53}$$

$h_0$ 는 점성계수와 기하학적 계수를 곱한 값( $\mu_w A_w / (ds_0 \cdot \hat{n})$ )이며  $u_0, v_0, w_0$ 로 표현되는 항은  $A_b$ 에 더하고 나머지 항들은 원천항에 더함으로써 이산화방정식의 행렬 값을 개선하여 좀더 안정적으로 해를 구할 수 있다.

$\mu_w$ 은 벽면에서의 유효 점성계수(effective viscosity)로 유동 특성에 따라 달라진다. 층류유동 혹은 난류의 점성저층 영역에서는  $\mu_w = \mu_l$  이며 완전난류 영역에서는  $\mu_w = \mu_{eff}$ 를 사용한다.

## (2) 온도 경계조건

벽면에서 온도가 주어졌을 때 열속은 이웃하는 셀에서의 온도구배를 이용하여 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 q_b &= k_w \frac{A}{ds_0 \cdot \hat{n}} (T_b - T_0) + k_w [\nabla T_0 \cdot \vec{A} - (\nabla T_0 \cdot \vec{ds}_0) \frac{A}{ds_0 \cdot \hat{n}}] \\
 &= h_0 (T_b - T_0) + S_0
 \end{aligned} \tag{3.3.54}$$

$k_w$ 은 벽면에서의 유효 열전도계수(effective conductivity)로 층류유동 혹은

난류의 점성저층 영역에서는  $k_w = k_l$  이며 완전난류영역에서는  $k_w = k_{eff}$ 를 사용한다. 대류나 복사, 비등과 같은 열 경계조건은 다음과 같이 일반적인 식으로 표현할 수 있다.

$$q_b = -q''_{out} A = C(T_b^*) - D(T_b^*) T_b \quad (3.3.55)$$

여기서  $q''_{out}$ 은 벽면에서 제거되는 열속을 나타낸다. 식 (3.3.54)와 (3.3.55)를 같게 놓고 정리하면 다음과 같이 벽면에서의 온도와 열 유량을 구할 수 있다.

$$q_b = -\frac{Dh_0}{h_0 + D} T_0 + \frac{Ch_0 + S_0 D}{h_0 + D} \quad (3.3.56)$$

$$T_b = \frac{h_0}{h_0 + D} T_0 + \frac{C - S_0}{h_0 + D} \quad (3.3.57)$$

일반적으로 벽면에서 제거되는 열속은 벽면 온도  $T_b$ 에 대하여 비선형 함수로 표현되는 경우가 많으며 선형화하는 방법에는 해석적인 방법과 수치적인 방법이 있다.

$$q''_{out} = f(T_b) = f(T_b^*) + \frac{df}{dT}(T_b - T_b^*) \quad (3.3.58)$$

$$\frac{df}{dT} = \frac{f(T_b^* + \epsilon) - f(T_b^*)}{\epsilon} \quad (3.3.59)$$

식 (3.3.58)은  $q''_{out}$ 을 1차 도함수를 이용하여 선형화하는 방법을 표현한 것으로 1차 도함수  $df/dT$ 는 해석적으로 구하기가 힘든 경우 식 (3.3.59)를 이용하여 수치적으로 구할 수 있다. 여기서  $\epsilon$ 은 매우 작은 값으로  $10^{-8} \sim 10^{-12}$  사이의 값을 사용한다.

### (3) 압력 경계조건

비엇갈림 격자에서는 운동량방정식의 압력 구배 항을 구하기 위하여 모

든 경계에서 압력을 알아야 한다. 경계에서 압력을 구하는 방법으로는 경계에 접하는 셀의 압력 값을 그대로 사용하는 방법과 선형 및 포물형으로 외삽하는 방법이 있다. 일반적인 유동 문제에서 벽면의 압력은 0차 혹은 1차의 외삽으로 충분하나 자연대류에서는 압력이 중력 방향에 대하여 포물형 이상으로 변한다. 즉 자연대류 유동해석을 위해서는 경계에서 포물형 이상의 압력 외삽이 필요하다. 그러나 벽면에 격자를 밀집시킴으로써 영차 혹은 선형의 외삽을 사용할 수 있다. 한편 벽면에서 압력구배를 부력과 같다고 가정하고 압력을 외삽하여 용융물의 자연대류 유동을 해석할 수 있다. 즉 벽면에 인접한 셀에서 속도의 크기를 무시하고 압력구배를 부력항과 같다고 가정한다.

$$\nabla p_o = -\beta\rho_{ref}(T_o - T_{ref})\mathbf{g} \quad (3.3.60)$$

벽면에서의 압력은 셀에서의 압력구배를 변위벡터  $\vec{ds}_0$  와 내적으로 구할 수 있다.

$$p_b = p_o + \nabla p_o \cdot \vec{dr}_0 = p_o - \beta\rho_{ref}(T_o - T_{ref})\mathbf{g} \cdot \vec{dr}_0 \quad (3.3.61)$$

#### (4) 인터페이스

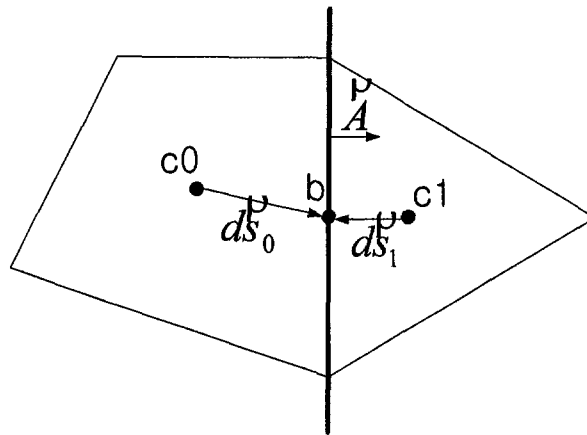


그림 3.3.4 인터페이스에 이웃한 검사체적

층간경계 즉 인터페이스에서는 두 개의 이웃하는 셀에 의해서 속도값이나

전단력이 결정된다. 일반적으로 직각격자에서 인터페이스가 x-축에 평행한 경우 경계조건은 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\left(\mu \frac{\partial u}{\partial y}\right)_0 = \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y}\right)_1, \quad v_b = 0 \quad (3.3.62)$$

경계밀착 격자(비직교 격자)나 본 연구에서 사용한 비정렬 격자에서는 인터페이스에서 두 셀 중심을 잇는 벡터가 엔터페이스와 직교하지 않기 때문에 위와 같은 단순한 1차원적인 식을 사용할 수 없다. 벽면에서 전단력을 구하는 식을 활용하면 인터페이스를 기준으로 왼쪽 셀에서 구한 전단력이 오른쪽 셀에서 구한 전단력과 크기가 같게 놓을 수 있다. 위 식을 수정하여 왼쪽 셀에서의 전단력을 x-운동량방정식의 성분만 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} F_{x0} &= h_0(u_b - u_0) + h_0 V_{x0} n_x \\ h_0 &= \mu_0 \frac{A}{ds_0 \cdot \hat{n}} \end{aligned} \quad (3.3.63)$$

마찬가지로 오른쪽 셀에 대하여 x-방향 전단력을 나타내면,

$$\begin{aligned} F_{x1} &= h_1(u_b - u_1) + h_1 V_{x1} n_x \\ h_1 &= -\mu_1 \frac{A}{ds_1 \cdot \hat{n}} \end{aligned} \quad (3.3.64)$$

한 면에서 전단력은 서로 반대 방향이므로  $F_{x0} = -F_{x1}$ 으로 두고 정리하면  $u_b$ 와  $F_x$ 를 얻을 수 있다.

$$F_x = \frac{h_0 h_1}{h_0 + h_1} (u_1 - u_0) + \frac{h_1 (h_0 V_{x0} n_x) - h_0 (h_1 V_{x1} n_x)}{h_0 + h_1} \quad (3.3.65)$$

$$u_b = \frac{h_0 u_0 + h_1 u_1}{h_0 + h_1} - \frac{h_0 V_{x0} n_x - h_1 V_{x1} n_x}{h_0 + h_1} \quad (3.3.66)$$

인터페이스에서의 전단력을 위 식으로 표현함으로써 인터페이스는 일반적인 내부의 셀 면과 같은 방법으로 처리되며 좌우의 두 셀은 계수에 의해 서로

직접 영향을 받는다.

고체와 유체의 경계 혹은 서로 다른 물질이 만나는 인터페이스에서는 열전도계수와 비열을 정의할 수 없으며 단지 온도가 한가지 값만을 갖고 열속이 보존된다는 조건을 사용해야 한다. 1 차원 및 직각격자에서는 조화평균한 열전도계수가 위의 조건을 만족하지만 일반격자에서는 격자의 비직교에 의한 교차 확산항을 고려해 주어야 한다.

$$\begin{aligned} q_{b0} &= k_0 \frac{A}{ds_0 \cdot \hat{n}} (T_b - T_0) + k_0 [ \nabla T_0 \cdot \vec{A} - (\nabla T_0 \cdot ds_0) \frac{A}{ds_0 \cdot \hat{n}} ] \\ &= h_0 (T_b - T_0) + S_0 \end{aligned} \quad (3.3.67)$$

$$\begin{aligned} q_{b1} &= k_1 \frac{A}{ds_1 \cdot (-\hat{n})} (T_b - T_1) + k_1 [ \nabla T_1 \cdot (-\vec{A}) - (\nabla T_1 \cdot ds_1) \frac{A}{ds_1 \cdot (-\hat{n})} ] \\ &= h_1 (T_b - T_1) + S_1 \end{aligned} \quad (3.3.68)$$

$q_{b0}$ 는 인터페이스의 왼쪽 셀에서  $\vec{A}$  방향의 열속이며  $q_{b1}$ 은 오른쪽 셀에서  $-\vec{A}$  방향의 열속이므로  $q_{b0} = -q_{b1}$ 이 된다.

$$h_0 (T_b - T_0) + S_0 = h_1 (T_1 - T_b) - S_1 \quad (3.3.69)$$

위 식을 정리하면 인터페이스에서의 온도를 구할 수 있다.

$$T_b = \frac{h_0 T_0 + h_1 T_1}{h_0 + h_1} - \frac{S_0 + S_1}{h_0 + h_1} \quad (3.3.70)$$

$$q_b = \frac{h_0 h_1}{h_0 + h_1} (T_1 - T_0) - \frac{h_0 S_1 - h_1 S_0}{h_0 + h_1} \quad (3.3.71)$$

#### 마. 간극 냉각 모델

하반구에 재배치된 용융물은 온도차이에 의한 자연대류와 고화과정을 거치면서 냉각된다. 용융물은 압력용기 내의 냉각수와 재료적 특성 등으로 인하여 탄소강으로 이루어진 반구와 완전한 용접이 이루어지지 않는 경우 용융물이 냉각 수축되면서 열팽창을 하는 하반구의 내부 표면 사이에 간극이 형성된다. 간극형성 메커니즘은 현재 해석 코드에 모델링되어 있지 않음



며 단순히 입력 시각에 입력한 크기의 간극이 완성되게 되어있다. 반구 내부면과 용융물 피막층 사이에 간극이 형성되면 간극 입구로부터 냉각수가 침투되어 고온의 반구 내면과 피막층 표면으로부터 비등에 의한 냉각이 이루어진다.

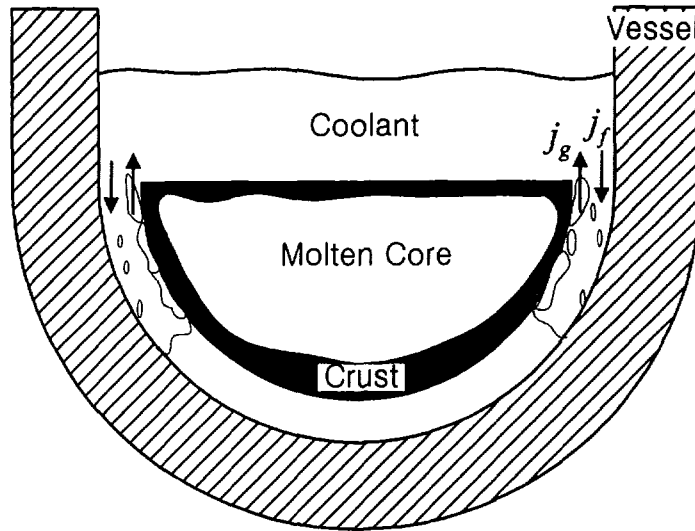


그림 3.3.5 간극냉각에 대한 도식적 그림

그림 3.3.5는 압력용기 내에서 노심 용융물의 냉각에 대한 개략도를 나타낸다. 용융물의 가장자리에서 피막층이 형성되어 있으며 간극을 통해 냉각수와 증기가 유입 유출하고 상부 표면은 냉각수에 의해 냉각된다.

#### (1) 간극내 냉각수 침투깊이

간극 입구에서 공급되는 냉각수 유량은 배출되는 증기와 상호작용을 하며 냉각수 침투 깊이는 이 CCFL 현상에 의해 결정된다. 간극 내에서 가열면 ( $A_h$ )은 압력용기의 안쪽 면과 용융물의 고화된 표면으로 이루어져있다. 이 가열면에서 비등에 의한 열전달은 다음 식으로 표현할 수 있다.

$$q'' A_h = \dot{m} h_{fg} = \rho_g j_g A_{gap} h_{fg} \quad (3.3.72)$$

즉 발생된 증기가 배출되는 간극의 입구에서의 증기 속도는 가열면에서 공급되는 열속으로 표현된다. 간극 입구로 유입되는 냉각수 공급량이 증기 배

출량보다 적으면 간극은 시간에 따라 건조되어 가며, 반대로 냉각수 공급량이 증기 배출량보다 많으면 간극으로 냉각수가 더 침투한다. 냉각수와 증기의 질량유량이 같은 점에서 간극내는 질량이 보존되는 준정상상태에 도달한다.

$$\rho_g j_g A_{gap} = \rho_f j_f A_{gap} \quad (3.3.73)$$

간극 입구에서는 냉각수와 증기의 유동방향이 서로 반대인 대향류를 형성하며 서로 상호작용을 하게된다. 액상과 기상의 유체가 서로 반대방향으로 흐를 때 액체와 기체의 유속은 상호작용에 의해 제한을 받게되며 Wallis는 실험을 통해 다음과 같은 식을 제시하였다.

$$\sqrt{j_g^*} + m\sqrt{j_f^*} = C, \quad j_g^* = j_g \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt{gD\Delta\rho}}, \quad j_f^* = j_f \frac{\sqrt{\rho_f}}{\sqrt{gD\Delta\rho}} \quad (3.3.74)$$

Koizumi등은 수직관의 직경을 변화시켜가면서 CCFL을 측정하였으며 그 실험 값을 Wallis의 식으로 표현하면 다음과 같이 간극의 크기에 따른 m과 c 값을 얻을 수 있다.

$$m = 0.671 / (1000 \times s + 0.917), \quad C = 0.6 / (1000 \times s + 3.0) + 0.2 \quad (3.3.75)$$

그림 3.3.6은 식 (3.3.73)과 (3.3.74)를 도식적으로 표현한 그림이다. 식 (3.3.73)의 점 O와 점 A 사이에서는 CCFL이 발생하지 않고 비등에 의해 제거된 양만큼 충분히 간극 입구로부터 냉각수를 공급받을 수 있다. 점A에서는 식 (3.3.73)과 (3.3.74)가 만나는 점으로 CCFL 발생 점이 된다. 만약 가열면에서 점 B만큼 비등이 된다면 간극내 냉각수가 줄어들지 않으려면  $(j_f)_B$  만큼 냉각수가 공급되어야 하지만 CCFL에 의하여 점 B는 점 C로 이동하게된다. C 점에서는 증기 발생량만큼 냉각수가 공급되지 못하여 간극내 냉각수 침투깊이가 줄어들거나 비등열속이 줄어들어 다시 점 A로 이동하게 될 것이다. A 점에서의 증기 배출속도  $j_g$ 는 식 (3.3.73)과 (3.3.74)를 이용하여 구할 수 있다.

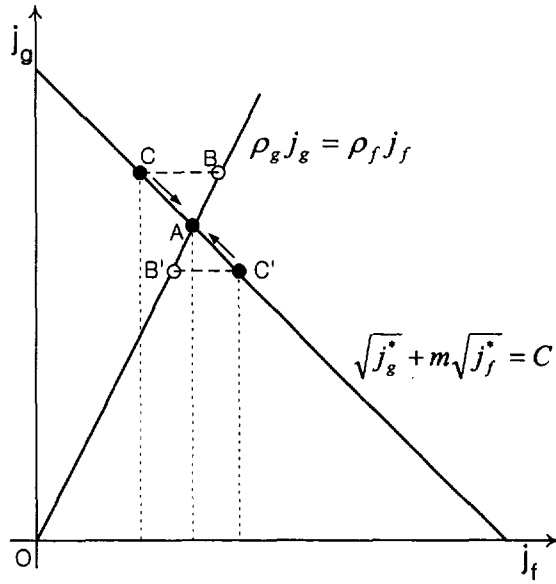


그림 3.3.6 간극 입구에서의 CCFL 현상에 의해 제한된 간극냉각

$$j_g = \frac{C^2 \sqrt{\rho_g g \Delta \rho D}}{\rho_g (1. + m^4 \sqrt{\rho_g / \rho_f})^2} \quad (3.3.76)$$

Maruyama등[3.3.7]은 식 (3.3.76)을 이용하여 간극내 냉각수 침투깊이를 결정하였다. 그러나 이 식은 수직관에 대한 CCFL 상관식을 이용하였기 때문에 반구형의 용융물 풀에 적용하기에는 문제가 있다.

한편 Park등[3.3.8]은 반구형 간극에서의 임계열속 실험에서 다음과 같은 상관식을 개발하였다.

$$q''_{CHFG} = \frac{\rho_g h_{fg}}{4 \sqrt{\frac{\rho_g^2}{g \sigma (\rho_f - \rho_g)}}} \frac{0.1042}{1. + 0.1375 (\rho_g / \rho_f)^{0.21} (D/s)} \left( \frac{\pi}{\alpha} \right)^{-0.332 \ln s + 1.7} \quad (3.3.77)$$

식 (3.3.72)와 (3.3.77)을 이용하면 반구형 간극에서 CCFL에 의한  $j_g$ 를 얻을 수 있다.

$$(j_g)_{CCFL} = \frac{A_h}{\rho_g h_{fg} A_{gap}} q''_{CHFG} = \frac{q''_{CHFG}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \frac{h}{s} \quad (3.3.78)$$

용융물의 깊이에 따른 가열면의 면적( $A_h$ )은  $2\pi Dh$ 이며 간극 입구의 단면적( $A_{gap}$ )은  $\pi D_s$ 이다.

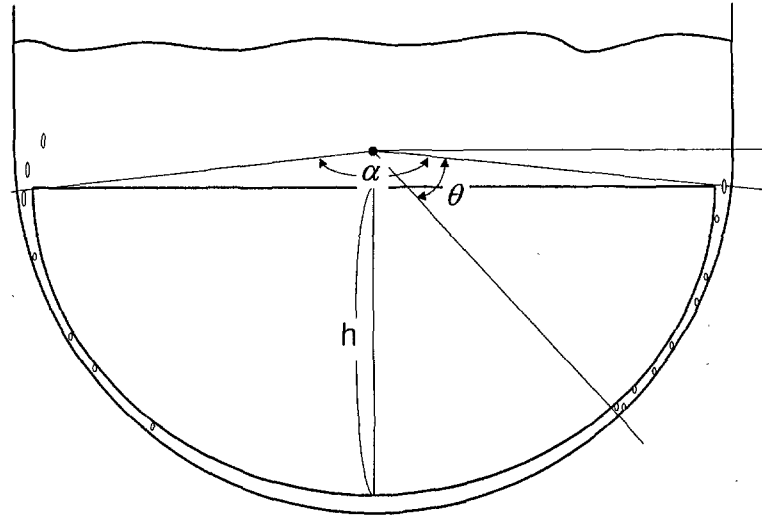


그림 3.3.7 간극냉각의 냉각수 침투 깊이

냉각수의 침투깊이는 가열면의 표면온도와 비등곡선을 이용하여 구한다. 각도  $\theta$ 까지 적분한 비등열량이 생성할 수 있는 증기의 배출속도  $j_g$ 가  $(j_g)_{CCFL}$  과 같아지면 그 지점이 냉각수의 침투 깊이가 된다.

$$j_g = \frac{\sum_i^{\theta} (q'' A)_i}{\rho_g h_{fg} A_g} = (j_g)_{CCFL} \quad (3.3.79)$$

현재까지 반구형 간극 내에서 핵비등, 막비등을 포함하는 완전한 비등곡선에 대한 자료가 없으므로 일반적인 수조비등에서의 상관식을 사용하였다. 핵비등 영역에서는 Rohsenow의 상관식을 그리고 막비등 영역에서는 Berenson의 상관식을 사용하였으며, 임계열유속은 Monde의 상관식을 이용하였다.

## (2) 간극 내에서의 열전달

간극이 형성되는 초기에는 간극 내에 냉각수가 존재하지 않고 증기가 존재한다고 볼 수 있다. 그리고 냉각수가 하반구의 정점까지 완전히 침투하

지 못한 경우에도 그 영역에서는 비등은 이루어질 수 없으며 단지 증기층에 의한 전도와 두 가열면 사이의 복사에 의한 열전달이 이루어진다고 가정한다.

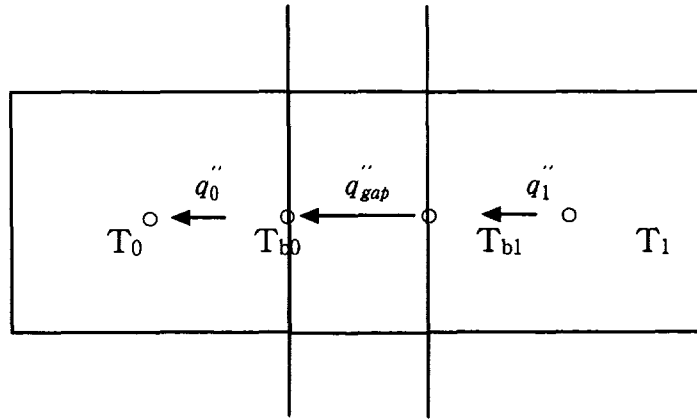


그림 3.3.8 간극에서 에너지 보존법칙을 적용하기 위한 검사체적

그림 3.3.8은 간극에서의 열전달을 보여주는 것으로  $q_1''$ 은 고화층에서의 전도에 의한 열유속,  $q_0''$ 은 반구 내부에서 간극에 인접한 셀에서의 전도 열속을 나타낸다. 그리고  $q_{gap}''$ 는 간극에서 전도와 복사에 의한 열속이다.

$$\begin{aligned}
 q_{gap}'' &= \frac{k}{s} (T_{b1} - T_{b0}) + \epsilon\sigma (T_{b1}^4 - T_{b0}^4) \\
 &= \frac{k}{s} (T_{b1} - T_{b0}) + \epsilon\sigma (T_{b1}^* + T_{b0}^*) (T_{b1}^{*2} + T_{b0}^{*2}) (T_{b1} - T_{b0}) \quad (3.3.80) \\
 &= h_b (T_{b1} - T_{b0})
 \end{aligned}$$

이 경우에는  $q_0'' = q_{gap}'' = q_1''$ 이므로 간극에서의 에너지 보존식은 다음과 같이 표현된다.

$$h_0(T_{b0} - T_0) + S_0 = h_b T_{b1} - h_b T_{b0} = h_1(T_1 - T_{b1}) + S_1 \quad (3.3.81)$$

$S_0$ 와  $S_1$ 은 격자가 간극면에 대해 직각이 아닌 경우에 발생하는 값으로 직각격자에서는 0이 된다. 식 (3.3.81)을 정리하여 매트릭스 형태로 표현하면 식 (3.3.82)이 되고 Cramer 정리를 이용하여 간극 표면에서의 온도를 구할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} (h_0 + h_b) & -h_b \\ -h_b & (h_1 + h_b) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{b0} \\ T_{b1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_0 T_0 - S_0 \\ h_1 T_1 + S_1 \end{bmatrix} \quad (3.3.82)$$

$$T_{b0} = T_0 + \frac{h_b h_1 (T_1 - T_0)}{D} + \frac{h_b S_1 - (h_1 + h_b) S_0}{D}$$

$$T_{b1} = T_1 + \frac{h_b h_0 (T_0 - T_1)}{D} + \frac{(h_0 + h_b) S_1 - h_b S_0}{D}$$

$$q_f'' = h_0 (T_{b0} - T_0) + S_0 = \frac{h_0 h_b h_1}{D} (T_1 - T_0) + \frac{h_0 h_b S_1 + h_b h_1 S_0}{D} \quad (3.3.83)$$

$$D = h_1 (h_b + h_0) + h_0 h_b$$

식 (3.3.82)에서 구한 간극 표면 온도  $T_{b0}$ ,  $T_{b1}$ 을 이용하면 식 (3.3.83)과 같이 간극을 통해 나가는 열속을 구할 수 있으며, 우변의 첫 번째 항은 이산화방정식의 계수에 포함되고 두 번째 항은 원천항에 포함하여 계산한다.

간극 내에 냉각수가 침투한 경우는 복사와 비등에 의한 열전달이 이루어진다. 그림 3.3.9은 간극 내에서 비등이 일어나는 경우 열전달을 도식적으로 나타낸 그림이다.  $Q_{b0}$ 과  $Q_{b1}$ 는 간극면에서 비등에 의해 제거되는 열속이고,  $q_{gap}''$ 은 복사만을 고려하였다. 빗금으로 표시된 오른쪽 검사체적에 대해 에너지 보존식을 쓰면 다음과 같다.

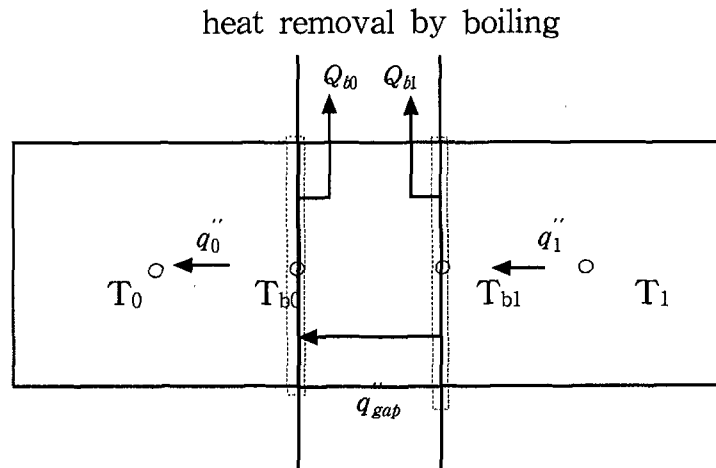


그림 3.3.9 간극에서 비등에 의해 열제거가 일어나는 경우 에너지 보존법칙을 적용하기 위한 검사체적

$$\varepsilon\sigma(T_{b1}^4 - T_{b0}^4) = h_1(T_1 - T_{b1}) + S_1 - Q_{b1} \quad (3.3.84)$$

왼쪽 검사체적에 대해 에너지 보존식은

$$\varepsilon\sigma(T_{b1}^4 - T_{b0}^4) = h_0(T_{b0} - T_0) + S_0 + Q_{b0} \quad (3.3.85)$$

이다. 간극내 열속을 식 (3.3.80)과 같이 전단계 값으로 선형화하여 매트릭스 형태로 표현하면 식 (3.3.86)이 된다.

$$\begin{bmatrix} (h_0 + h_b) & -h_b \\ -h_b & (h_1 + C_b) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{b0} \\ T_{b1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_0 T_0 - S_0' - Q_{b0} \\ h_1 T_1 + S_1 - Q_{b1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_0 T_0 - S_0' \\ h_1 T_1 + S_1' \end{bmatrix} \quad (3.3.86)$$

여기서  $S_0' = S_0 + Q_{b0}$ 이고  $S_1' = S_1 - Q_{b1}$ 이고 식 (3.3.86)은 식 (3.3.82)와 같은 형태가 된다. Cramer 정리를 이용하면 간극 표면에서의 온도와 열속을 구할 수 있다.

$$(q_f'')_{b0} = h_0(T_{b0} - T_0) + S_0 = \frac{h_0 h_b h_1}{D} (T_1 - T_0) + \frac{h_0 h_b S_1' + h_b h_1 S_0'}{D} - Q_{b0}$$

$$(q_f'')_{b1} = h_1(T_1 - T_{b1}) + S_1 = \frac{h_0 h_b h_1}{D} (T_1 - T_0) + \frac{h_0 h_b S_1' + h_b h_1 S_0'}{D} + Q_{b1}$$

#### 바. Lumped-pool model

원자로 압력용기 내에 재배치된 용융 풀에 의한 vessel의 열적 거동을 해석적으로 평가하는 방법으로 용융 풀의 자연대류와 고화 및 vessel의 열전도를 동시에 해석하는 방법과 실험 혹은 수치해석으로 얻은 용융 풀의 열전달 상관식을 이용하여 vessel의 열전달만을 해석하는 방법이 있다. 용융 풀은 붕괴열에 의한 발열량( $\sim 1\text{MW/m}^3$ )이 매우 높아서 높은 Rayleigh수( $\sim 1 \times 10^{16}$ )의 비정상 자연대류를 발생시킨다. 이로 인하여 용융 풀의 자연대류를 해석하는 방법은 수치계산이 매우 어렵거나 많은 계산 시간을 필요로 하는 반면, 실험이나 수치계산에서 얻은 열전달 상관식을 이용하여 용융 풀을 lumped-pool로 가정하고 vessel의 열전달만을 수치계산하는 방법은 원자로

용기의 열적 거동을 파악할 수 있는 경제적인 방법이다.

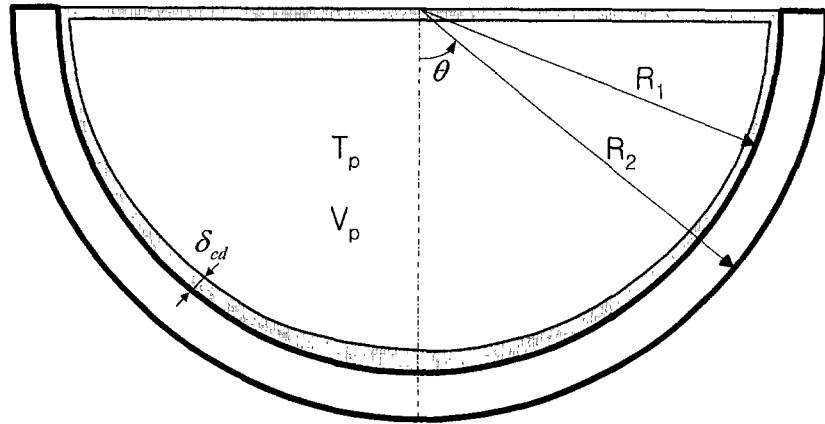


그림 3.3.10 원자로 하반구에 재배치된 용융 풀의 도식적 그림

(1) 용융 풀의 자연대류에 의한 열전달

Lumped-pool 모델에서는 용융 풀의 자연대류는 모의하지 않고 실험이나 계산에서 얻어진 상관식을 이용하여 용융 풀의 온도를 계산한다. 용융 풀의 Rayleigh수는 식 (3.3.88)과 같이 정의된다.

$$Ra = \frac{g\beta\rho^2 C_p q''' R_1^5}{\mu k^2} \quad (3.3.88)$$

반구형 풀에서 자연대류에 의한 열전달 계수는 하부면에 대해서 Mayinger[3.3.9]의 상관식을, 상부면에 대해서는 Kulacki, Emara 등[3.3. 10]의 상관식을 사용하였다.

Mayinger의 상관식:  $h_{d,av} = 0.55(Ra)^{0.2} \frac{k_p}{R_1}$  (3.3.89)

Kulacki, Emara의 상관식:  $h_{u,av} = 0.345(Ra)^{0.226} \frac{k_p}{H}$  (3.3.90)

그리고 반구의 하부 벽면을 따라 국소 열전달 계수는 Park등[3.3.11]의 식을 사용하였다.



$$h_d(\theta) = h_{d,av}(b_1 \sin^2 \theta + b_2), \quad b_1 = \frac{9.12(1 - \cos \theta_0)}{8 - 9 \cos \theta_0 + \cos 3\theta_0}, \quad b_2 = 0.24 \quad (3.3.91)$$

Lumped된 용융 풀의 온도는 위의 열전달 계수를 이용하여 에너지 보존법칙을 적용하면 구할 수 있다. 여기서  $T_p$ 는 용융 풀의 온도를,  $T_m$ 은 풀을 구성한 물질의 용융온도를 나타낸다.

$$q''' V_p = A_d h_{d,av}(T_p - T_m) + A_u h_{u,av}(T_p - T_m)$$

$$T_p = \frac{q''' V_p + (A_d h_{d,av} + A_u h_{u,av}) T_m}{h_{d,av} + A_u h_{u,av}} \quad (3.3.92)$$

용융 풀에서 피막층으로 전달되는 열속은 식 (3.3.93)을 이용하여 얻을 수 있다.

$$q_d'' = h_d(T_p - T_m) \quad (3.3.93)$$

(2) 정상상태에서의 피막층 두께(Equilibrium crust thickness)

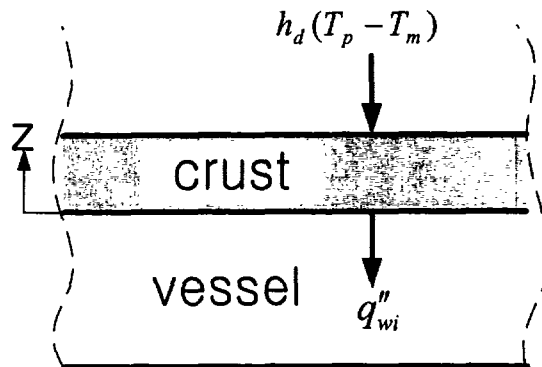


그림 3.3.11 피막층을 통한 열전달

피막층내에서 발생하는 붕괴열을 고려한 열전달 방정식은 식 (3.3.94)로 표현된다.

$$q_{wi} = h_d(T_p - T_m) + q_{cd}\delta_{cd} \quad (3.3.94)$$

반구 내벽을 통해 나가는 열속은 피막층의 전도에 의한 것이며 그 지점에서 온도 구배를 계산하기 위하여 피막층 두께의 절반에 대하여 다시 열전달 방정식을 쓰면 식 (3.3.95)와 같이 된다.

$$q_{wi}'' = k_{cd} \frac{dT_{cd}}{dz} = \frac{q_{cd}'''}{2} \delta_{cd} + \frac{k}{\delta_{cd}} (T_m - T_{wi}) \quad (3.3.95)$$

여기서  $T_{wi}$ 는 반구의 내벽 온도를 의미한다. 식 (3.3.94)와 식 (3.3.95)를 등치시키면 다음과 같은 피막층 두께에 대한 2차 방정식이 만들어진다.

$$\begin{aligned} \frac{q_{cd}'''}{2} \delta_{cd} + h_d(T_p - T_m) - \frac{k}{\delta_{cd}} (T_m - T_{wi}) &= 0 \\ q_{cd}''' \delta_{cd}^2 + 2h_d(T_p - T_m)\delta_{cd} - 2k(T_m - T_{wi}) &= 0 \end{aligned} \quad (3.3.96)$$

식 (3.3.96)으로부터 피막층의 두께를 얻을 수 있다.

$$\delta_{cd} = \frac{-h_d(T_p - T_m) + \sqrt{[h_d(T_p - T_m)]^2 + 2kq_{cd}'''(T_m - T_{wi})}}{q_{cd}'''} \quad (3.3.97)$$

식 (3.3.97)로부터 얻은 피막층의 두께를 식 (3.3.94) 혹은 식 (3.3.95)에 대입하면 반구 내벽을 통해 반구로 전달되는 열속을 얻을 수 있으며 이 열속은 LILAC 코드의 경계조건으로 사용된다.

### (3) 반구에서의 열전달

반구에서의 열전달은 LILAC 코드로 모의하며 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\oint k \nabla T \cdot r d\vec{A} = 0 \quad (3.3.98)$$

반구의 내벽은 피막층과 접하고 있으며 그 피막층으로부터 주어지는 열속은 식 (3.3.94)로부터 구해진다. 그리고 외벽은 냉각수에 의한 외벽냉각이 있을 때는 비등곡선을 이용한 냉각조건을 사용한다.

(4) 반구의 외벽냉각

**핵비등(Nucleate boiling):**

핵비등 열속은 Rohsenow의 상관식을 이용하여 계산한다.

$$q''_{nb} = \left[ \frac{C_{bf}}{h_{fg} C_{sf} Pr^m} \right]^{1/n} \left[ \frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/4} \times (T - T_{sat})^{1/n} \quad (3.3.99)$$

여기서  $C_{sf}$ 는 0.013,  $n$ 은 0.33 그리고  $m$ 은 1을 사용한다.

**임계열유속(Critical heat flux):**

Zuber의 임계열속 상관식은 다음과 같다.

$$q''_{CHF} = K h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g(\rho_f - \rho_g)]^{1/4} \quad (3.3.100)$$

식 (3.3.100)에서 Zuber는  $K$ 를  $\pi/24 (=0.131)$ 을 사용하였고, Kutateladze는  $K=0.16 \pm 0.03$ 을 Lienhard는  $K=0.149$ 를 사용하였다. El-Genk 등[3.3.12]은 열전달 표면의 기울기에 따른 임계열속의 차이를 고려하여 Zuber의 임계열속 상관식을 수정하였다.

$$q''_{CHF} = C_{CHF}(\theta) h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g(\rho_f - \rho_g)]^{1/4} \\ C_{CHF}(\theta) = 0.034 + 0.0037 \theta^{0.656} \quad (3.3.101)$$

식 (3.3.101)에서  $\theta=0$ 은 하향평판(반구 외벽의 정점)을  $\theta=90$ 은 수직평판(반구의 최상부)을 나타낸다. 그리고 Ivey, Morris 등은 냉각수의 과냉각도가 증가하면 임계열속이 증가하는 것을 보정하기 위하여 다음과 같은 보정식을 사용하였다.

$$q''_{CHF} = C_{CHF}(\theta) h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g(\rho_f - \rho_g)]^{1/4} [1 + B \Delta T_{sub}] \quad (3.3.102)$$

$$B = 0.1 \left( \frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.75} \left( \frac{C_{CHF}}{h_{fg}} \right)$$

반구 외벽의 기울기 효과를 고려한 다른 임계열속 상관식으로 Theofanous 등[3.3.13]의 ULPU 실험 결과가 있다.

$$q''_{CHF} = \begin{cases} 500 + 13.3\theta & \theta < 15^\circ \\ 540 + 10.7\theta & 15^\circ < \theta < 90^\circ \end{cases} \quad (3.3.103)$$

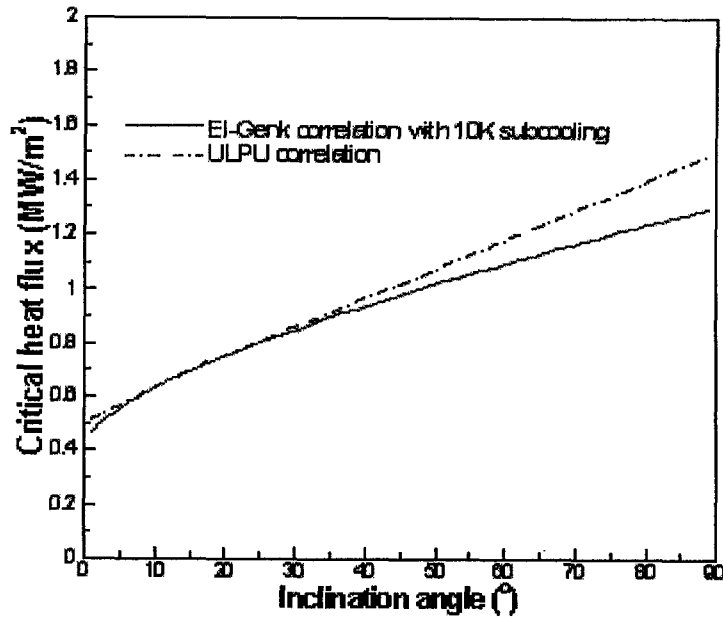


그림 3.3.12 외벽의 기울기에 따른 임계열속의 영향

#### 막비등(Film boiling):

막비등에 의한 열유속은 Berenson의 상관식을 사용한다.

$$q''_{film} = 0.425 \left[ \frac{g(\rho_f - \rho_g) \rho_g k_g^3}{\mu_g \Delta T \sqrt{\sigma / g(\rho_f - \rho_g)}} \times h_{fg} (1 + 0.68 C_{bg} \Delta T / h_{fg}) \right] \times \Delta T \quad (3.3.104)$$

그리고 최소 막비등 열속은 Zuber의 상관식으로부터 구한다.

$$\ddot{q}_{mfilm} = 0.09 \rho_g h_{fg} \left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \left[ \frac{\rho_f}{(\rho_f + \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3.3.105)$$

외벽에서 막비등이 발생하는 경우 그 표면 온도는 매우 높기 때문에 복사에 의한 열전달을 무시할 수 없으며 Bromley는 다음과 같은 복사를 고려한 열전달 계수식을 제안하였다.

$$h = h_{film} + 0.75 h_{rad}, \quad h_{rad} = \epsilon \sigma \left[ \frac{T_w^4 - T_f^4}{T_w - T_f} \right] \quad (3.3.106)$$

## 2. 노심 파편층 해석 모델(MELTPROG Model)

중대사고시 노심으로부터 원자로 하반구로 재배치 되는 용융물은 원자로 하부에 냉각수가 차 있는 경우 냉각수와 반응에 의해 파편층을 형성하게 되며 일부는 용융물 cake 형태로 존재한다. 냉각수 고갈에 의해 파편층은 재 가열되며 파편층의 임계 열유속을 초과한 경우 용융물은 재 용융된다. 원자로 하반구 발열 파편층내부에서 일어나는 파편층 가열, 용융, 파편층내에서 용융물의 재배치, 내부에서 용융물의 형성, 파편층 경계를 통한 용융물의 성장 및 고화 과정의 예측은 원자로 하반구에서 노심용융물의 냉각거동을 규명하는 중요한 단서를 제공한다.

상기 공극 파편층에서 상변화 현상과 관련된 다양한 연구 [3.3.14-19]가 수행되어 왔다. Ogniewicz and Tien[3.3.14] 등은 3상 (3 phase) 시스템 (고체, 액체, 기체)에 대한 액체/기체의 상변화를 조사하였고, Beckermann 및 Viskanta[3.3.19] 등은 고체/액체로 이루어진 2상 (2 phase) 시스템에 대한 상변화를 연구하였다. 본 연구의 주된 관심사는 고상 (solid phase), 액상 (liquid phase), 기체 (gas) 혼합물로 이루어진 파편층 내부의 천이온도 분포 (transient temperature distribution), 시간에 따른 파편층내 용융물 및 조성에 대한 분포를 계산하는 역학적 2차원 (mechanistic two-dimensional) 모델 MELTPROG-DRY 모듈과 냉각수 존재하에 파편층의 거동을 모의하는 모델 MELTPROG-WET 모듈을 개발하는 것이다. 본 연구를 통하여 개발된 MELTPROG-DRY 모듈은 파편층 내부에서 파편입자의 용융, 아래로 작용하는 중력 (gravity force) 및 공극 입자들간의 모세관 현상 (capillary force)

하에서 액체 용융물의 재배치, 그리고 파편층 저온 경계면 부근으로 재배치된 용융물의 고화를 주로 다룬다. 또한, 냉각수에 의한 파편층 냉각과정을 모의하는 MELTPROG-WET 모듈은 MELTPROG-DRY 모듈을 기반으로 파편층과 접하고 있는 냉각수 조건에 따라 급냉영역, 건조영역, 천이영역으로 구분하고 파편층 조건에 따른 열전달 상관식을 사용하는 MELTPROG-WET Parametric 모듈과 파편층 내부에 존재하는 냉각수와 파편층간의 거동을 역학적으로 모의하는 MELTPROG-WET Mechanistic 모듈 두가지 독립적인 모듈로 구성된다.

### 가. MELTPROG-DRY 모델

MELTPROG-DRY는 원자력발전소 중대사고시 원자로 하반구에 재배치된 발열 노심파편층 또는 재배치 과정동안 하반구내 잔존냉각수와 노심용융물간의 급냉 반응으로 인하여 잔존 냉각수가 모두 증발하고 난후 안정화 상태에 이른 노심용융물 파편층의 용융/재배치/고화과정을 모의한다. 초기조건으로는 파편층의 공극률 및 온도, 고체입자 크기, 파편층내 일정한 열발생율을 사용할 수 있으며, 경계조건으로는 파편층 각 면에 대한 단열, 등온, 열방사(thermal radiation), 전도, 외부열속등 7가지 유형을 다룰 수 있다. 파편층은 기본적으로 두가지 물질이 혼합된 공융용융체를 다루며 각 물질의 용융점은 mole fraction의 함수로 주어진 phase diagram을 사용하여 결정하고, 용융물 구성성분 각각에 대한 물리적 특성은 온도의 함수를 사용하여 모의한다. MELTPROG-DRY에 대한 수치모델을 개발하기 위하여 다음과 같은 가정을 사용하였다.

- 파편층 입자의 평균 직경은 파편층 온도와 성분농도 (species concentration)에 대한 거시적 변화 (macroscopic change)의 파편층에서의 특성거리(distance characteristic,  $x_c$ )보다 훨씬 작다. 이는 파편층에 대한 미시적 지배방정식은 거시적(macroscopic) 방정식을 얻기 위하여 체적평균 (volume average)으로 다루어질 수 있음을 의미한다. 또한, 본 연구에서 고려한 파편층은 건조 상태(dryout state) 이거나 파편층 형성 이전 단계에서 대부분의 용융물이 산화된 경우를 다루므로 더 이상의 파편층 산화반응은 고려하지 않는다. 따라서, 질량 및 에너지 보존식에서 산화반응에 의한 산화물 및 열생성 항은 무시되었다.
- 고체, 액체 및 기체 3상의 거동을 고려하기 위하여 수정된 Darcy [3.3.20]

방정식을 사용하며, 파편층 내에서 가스의 이동 속도는 매우 작아 용융물의 재배치에 거의 영향을 주지 않는다고 가정한다.

- 파편층 내부에서 방사열전달(radiative heat transfer)은 온도의 함수를 사용하여 모의될 수 있다.
- 파편층 입자의 구성성분은 용융상태에서도 잘 혼합된다(well-mixed)고 가정하며 용융점은  $UO_2-ZrO_2$ 에 대한 상변화도(phase diagram) [3.3.21]를 사용하여 추정한다. 이는 파편층 확산계수  $D$ , 파편층 가열과 관련된 시간상수  $\tau_c$ 에 대하여  $d_p \ll (D\tau_c)^{1/2}$ 를 의미한다. 또한, 구성성분의 확산은 특성거리에 견주되는 길이상수(length scale)에 비하여 무시된다고 가정한다. 즉,  $d_p \ll (D\tau_c)^{1/2} \ll x_c$ 이다.
- 용융물의 모든 물질특성(material properties)은 온도의 함수로 주어지고, 고체, 액체, 및 기체 사이의 열적평형(thermal equilibrium)이 가정된다. 상기 가정은 표면적이 상대적으로 크고 (파편층 입자의 직경이 매우 작음), 액체 용융물의 유동속도가 매우 작으며, 유동에 대한 저항(flow resistance)이 매우 큰 밀집(tightly packed) 입자파편층에 대하여 적용할 수 있다.
- 고체입자의 용융시 해당 입자는 파편층내 다른 위치로 이동하지 않고 파편층내의 본래 위치에 머물러 있다고 가정한다. 물론, 상기 가정은 매우 높은 공극율하에서는 명백히 합리적이지 못하나, 몇몇 실험(scoping experiments)[3.3.22] 결과 공극율이 0.7을 초과할 때까지 입자들은 아래로 이동하지 않는다는 결과를 보여주는 것으로 볼 때 상기 가정은 공극율 0.7까지는 타당성이 있다.
- 본 연구에서 고려된  $UO_2-ZrO_2$  계(system)는 액상의 조성이 온도의 함수로 주어지는 공용혼합물(binary eutectic mixture)로 취급된다. 이 경우 액상은 먼저  $ZrO_2$ 의 용융에 의하여 형성되고 다음으로 액체상태의  $ZrO_2$ 에 의하여  $UO_2$ 가 용해됨으로써 액상의  $UO_2-ZrO_2$  공용혼합물이 형성된다.

상기 가정을 사용하면 파편층 거동에 대한 다음과 같은 지배방정식을 구성할 수 있다.

#### (1) 질량보존식

질량보존식은 제어체적(control volume) 내에 존재하는 액체용융물의 질량, 해당 제어체적으로 들어가는 대류질량속(convective mass flux), 그리고 파편층 구성성분 각각에 대한 용융/고화에 의한 질량생성 및 고갈의 평형으로 주어진다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(Y_{l,j}\rho_{l,j}\epsilon S) + \nabla \cdot (Y_{l,j}\rho_{l,j}\vec{u}) = \frac{\partial}{\partial t}[Y_{s,j}\rho_{s,j}(1-\epsilon)] \quad (3.3.107)$$

상기 질량보존식에서, 첨자  $l$  과  $s$  는 액체 및 고체상태를 나타내며,  $j$  는 파편층 구성성분 ( $j=1$  은  $UO_2$ ,  $j=2$  는  $ZrO_2$ )을 나타낸다. 또한, 공극률  $\epsilon$  은 액체 및 기체가 차지하는 체적율(volume fraction), 절대포화도  $S$  는 공극율에 대하여 액체가 점유하는 비율,  $\vec{u} = (u, v)$ 는 파편층 공극을 통한 액체 용융물의 표면속도 (superficial velocity),  $Y_{i,j}$ 는 성분  $j$ 가 차지하는 각 상(phase)  $i$  ( $l, s$ )의 상대적인 비율을 나타내며,  $Y_{s,2} = 1 - Y_{s,1}$ ,  $Y_{l,2} = 1 - Y_{l,1}$ 로 주어진다.

## (2) 운동량보존식

운동량 보존식은 파편층 내에서 유체의 속도에 대한 선형변화를 가정한 viscous drag force, 그리고 압력과 중력의 변화에 대한 운동량 평형으로부터 유도될 수 있다.

$$\rho \frac{\partial(\vec{u})}{\partial t} + \frac{\mu}{\chi_l} \vec{u} = -\nabla \cdot P_l - g\rho_l \quad (3.3.108)$$

여기서,  $\mu$ 는 파편층내 유체의 점성도(dynamic viscosity),  $g$ 는 중력가속도,  $\chi_l$ 은 유체의 상대침투도,  $P_l$ 은 유체의 압력을 나타낸다.

상기 운동량 방정식과 전통적인 Darcy 방정식과의 유일한 차이점은 상기 방정식에서는 고체, 액체, 기체로 이루어진 3상의 존재를 설명하기 위하여 통상의 절대침투도( $\chi$ ) 대신에 상대 침투도( $\chi_l$ )가 사용된 점이다. 전형적으로 상대침투도  $\chi_l$ 는 파편층 입자들의 직경과 공극율( $\epsilon$ ), 절대포화도( $S$ ), 및 상대



포화도로 특징되는 임계포화도( $S_c$ )에 의존한다. 여기서 절대포화도는 액체 용융물에 의하여 차지하는 비고체(nonsolid) 체적의 비율로 정의되고, 상대포화도  $S_r$ 는 유체의 유동 유무에 대한 경계값으로 정의되는 데 이 경우 포화 임계도값 이하에서는 유체의 유동이 고려되지 않는 것으로 간주된다. 즉,  $S \leq S_c$ 에 대하여  $x_l = \vec{u} = 0$ 이다. 또한, 절대포화도가 임계포화도보다 작은 경우 유체는 표면장력( $\sigma_l$ )에 의하여 입자들 사이에 포획된다. 극단적인 경우로, 포화도가 1에 접근하면 상대침투도는 절대침투도로 접근하게 되고 결국 포화도가 1이 되면서 파편층은 액체와 고체의 2상 상태만 남게 된다. 이 경우 상대침투도는 파편층에서 단상유체(single fluid)의 유동에 대한 절대침투도와 같게 된다.

한편, 유체의 표면장력에 의하여 유발되는 모세관력(capillary force)은 파편층에서 유체압력과 가스 압력의 차이( $P_c = P_g - P_l$ )로 정의된다. 따라서 표면장력이 0이 되는 계(system)에서는 모세관력이 존재하지 않는다. 만일, 파편층내 가스의 절대압력이 낮거나 압력변화가 작은 경우 유체의 압력변화는 모세관력의 변화로 접근하게 된다. 즉,  $\nabla P_l = -\nabla P_c$ 이 된다. 이 경우 모세관력은 모세관 압력이 보다 높은 영역으로 유체를 이동시키는 원동력이 된다. Leverett[3.3.23]는 차원분석에 의하여 표면장력과 유효포화도( $S_e$ )에 대한 함수로 모세관 압력에 대한 상관식을 제시하였다. Leverett 상관식에 따르면, 입자직경이 증가하면 절대침투도는 증가하나 모세관 압력이 감소하므로 모세관력은 입자의 직경이 클수록 작아짐을 보여준다. 또한, 공극률이 증가하면 모세관력 또한 증가하므로 이 경우 모세관력은 유체를 보다 낮은 공극률이 존재하는 영역으로 이송시킴을 알 수 있다. 이러한 거동은 Batchelor[3.3.24]의 고전적 모세관 현상 증명과정에서도 입증되었다.

### (3) 에너지보존식

에너지 보존식은 고체 및 액체상태의 파편층에 저장된 에너지, 대류, 확산, 및 파편층 내부에서 생성된 열들간의 평형을 고려하여 유도하며, 고상 및 액상간의 상변화를 고려하기 위하여 아래와 같은 Enthalpy 방정식을 사용하였다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \sum_{j=1} [ (1-\epsilon) Y_{s,j} \rho_s h_{s,j} + \epsilon S Y_{l,j} \rho_l h_{l,j} ] + \nabla \cdot \sum_{j=1} (\vec{u} Y_{l,j} \rho_l h_{l,j}) =$$

$$\nabla \cdot (k_{eff} \nabla T) + [(1-\epsilon)\rho_{s,1}Y_{s,1} + \epsilon S\rho_l Y_{l,1}]Q_{dec} - a_v h_d (T - T_g) \quad (3.3.109)$$

상기 에너지 보존식에서,  $h_{i,j}$ 는 상(phase)  $i$ 에서 성분  $j$ 의 열함량 (enthalpy),  $Q_{dec}$ 는 핵분열 생성물  $UO_2$ 의 단위질량당 붕괴열 발생량,  $k_{eff}$ 는 파편층 내부의 유효 열전도도(effective thermal conductivity)를 나타낸다. 또한, 파편층으로부터 가스(또는 증기)로의 열전달을 나타내는 항은 상기식의 오른쪽 마지막 항에 주어지며,  $a_v$ 는 단위체적당 파편층 노드의 표면적,  $T_g$ 는 가스(증기)의 온도, 그리고  $h_d$ 는 파편층과 가스사이의 열전달 계수를 나타낸다. 마지막으로, 상기 보존식에서 사용된 용융물의 물리적 특성값( $\rho_b$ ,  $\sigma_b$ ,  $\mu_b$ ,  $k_l$ )은 용융물 구성성분 및 해당 제어체적에 대하여 평균(volume average)한 값으로 정의된다.

파편입자의 용융점(melting point) 부근에서 액체용융물에 대한 확산도(diffusivity)는 전형적으로  $10^{-9} m^2/s$  정도가 되는 데, 이 경우  $10^8$  초 정도의 시간상수(time scale)에 대하여 확산특성거리 (distance characteristic of diffusion)는 대략  $10^{-8} m$  정도가 된다. 이 사실은 앞에서 주어진 파편층 거동 모델에 대한 가정에서도 언급한 것처럼 액체상태의 용융물의 확산은 평균 입자직경에 견주될 만한 길이상수(length scale)에 대하여 중요하게 고려될 수 있다는 것을 의미하므로 상기 에너지 보존식에서 용융물 구성성분들에 대한 확산항은 무시되었다.

#### (4) 기타 변수 정의 및 상관식

$$\text{Solid enthalpy} : h_{s,i} = c_{p,s,j}(T - T_{ref})$$

$$\text{Liquid enthalpy} : h_{l,j} = c_{p,l,j}(T - T_{ref}) + h_{fg}$$

$$\text{Effective conductivity} : k_{eff} = \Psi k_g^* + \frac{1 - \Psi}{k_o \omega + k_g^*(1 - \omega)} k_o k_g^*$$

$$\omega = 0.3 \Phi^{1.6} (\lambda_o / \lambda_g^*)^{-0.044}$$

$$\Psi = (\Phi - \omega) / (1 - \omega)$$

$$\Phi = \epsilon(1 - S)$$

$$k_g^* = k_g + k_{rad}$$

$$k_{rad} = 4\epsilon_r \sigma_{SB} d_p T^3$$

$$\text{Volume averaged conductivity} : k_{\sigma} = \frac{1}{\alpha_s + \alpha_l} [\alpha_s \sum_{j=1} Y_{s,j} k_{s,j} + \alpha_l \sum_{j=1} Y_{l,j} k_{l,j}]$$

$$\alpha_l = \epsilon S_l$$

$$\alpha_s = (1 - \epsilon)$$

$$\alpha_s + \alpha_l + \alpha_g = 1$$

$$\text{Permeability} : \kappa = \frac{d_p^2 \epsilon^3}{150(1 - \epsilon)^2}$$

$$\text{Relative permeability} : \kappa_l = \kappa S_e^3 \quad \text{for } S > S_r$$

$$0 \quad \text{for } S < S_r$$

$$\text{Saturation} : S = \alpha_l / (\alpha_l + \alpha_g) = \alpha_l / (1 - \alpha_s)$$

$$\text{Effective saturation} : S_e = (S - S_r) / (1 - S_r)$$

$$\text{Residual saturation} : S_r = \frac{1}{86.3} \left[ \frac{\sigma}{\kappa \rho_l g} \right]^{0.263}$$

$$\text{Liquid pressure} : P_l = P_g - \sigma_l \cos \theta \cdot \left( \frac{\epsilon}{\kappa} \right) J(s)$$

Leverett function :

$$\text{Hofmann \& Barleon} : J(s) = a(S_e + b)^{-c}, \quad a=0.38, \quad b=0.014, \quad c=0.27$$

$$\text{Mayinger et al.} : J(s) = 1.5 - 9.2s + \frac{88}{3}s^2 - \frac{880}{27}s^3, \quad \text{if } s < 0.3$$

$$= 0.62 - 0.4s, \quad \text{if } 0.3 < s < 0.8$$

$$= 14.7 - 53.2s + 66s^2 - \frac{55}{2}s^3, \quad \text{if } s > 0.8$$

한편, 용융물의 압력에 대한 관계식에서  $\theta$ 는 액체용융물과 고체용융물간의 접촉각(wetting angle 또는 contact angle)을 나타내며, 상대포화도  $S_r$ 는  $0^\circ < \theta < 90^\circ$ 에 대하여 정의되고,  $90^\circ < \theta < 180^\circ$ 로 주어진 비접촉시스템(nonwetting system)에서는 상대포화도가 0( $S_r=0$ )이 된다. 본 연구에서는  $\theta=0$ 을 사용하였다.

#### (5) 수치 알고리즘

과편층 거동을 계산하기 위하여 앞에서 유도된 질량, 운동량 및 에너지

방정식은 엇갈림격자하에서 time-explicit 유한체적방법(finite volume method)을 사용하여 해를 구한다[3.3.25]. 이 경우 온도와 용융물 각 구성성분의 체적비율은 primary grid point, 속도항은 인접하는 primary grid points 사이에서 결정된다. 또한, 액체용융물의 이동속도가 작다고 가정하면 운동량 및 에너지방정식의 대류항(convective term)은 중앙차분방식(central difference scheme)을 사용하여 구할 수 있다. 하지만 상기 방정식의 해를 구하는 과정은 시간에 대한 편미분항(time derivative)이 일차변수(primitive variables),  $T$ ,  $\epsilon$ ,  $S$ ,  $Y_{s,j}$ ,  $Y_{l,j}$  등을 포함하기 때문에 약간 복잡하게 되는데, 이러한 복잡성은 아래와 같이 밀도, 엔탈피에 대한 체적기반(volume-based) bulk quantities를 사용함으로써 상당히 단순화 될 수 있다.

Volumetric bulk density for species 1 :

$$\rho_1 = (1 - \epsilon)Y_{s,1}\rho_{s,1} + \epsilon SY_{l,1}\rho_{l,1} \quad (3.3.110)$$

Volumetric bulk density for species 2 :

$$\rho_2 = (1 - \epsilon)Y_{s,2}\rho_{s,2} + \epsilon SY_{l,2}\rho_{l,2} \quad (3.3.111)$$

Volumetric bulk enthalpy :

$$H = \sum_{j=1} [(1 - \epsilon)Y_{s,j}\rho_{s,j}h_{s,j} + \epsilon SY_{l,j}\rho_{l,j}h_{l,j}] \quad (3.3.112)$$

액체 또는 고체로만 구성되어 있는(single phase) 경우 상기 방정식의 해는 추가적인 관계식 없이도 구할 수 있으나, 파편층 제어체적이 액체 및 고체 2상(two phase)으로 구성된 경우 상기 방정식에서 반응율(reaction rate)에 의하여 결정되는 각 구성성분의 온도에 따른 체적비율  $Y_{i,j}$ 을 구하기 위해서는  $UO_2-ZrO_2$ 에 대한 추가적인 평형상변화도(equilibrium phase diagram)를 필요로 한다. 예를 들면, 고체상태의 용융고형물은 온도가 용융점에 도달하면 녹기 시작한다. 이 경우 용융점은 용융물의 조성(composition)에 따라 달라지므로 고형체에서 용융체로의 상변화 및 그 때의 용융물 구성성분 각각에 대한 몰분율은 상변화도에 주어진 특정한 온도에 대한 용융물 조성비를 변화시킴으로써 구할 수 있다. 아래의 식은 상변화도를 사용하여 용융물 구성성분  $j=2$  ( $ZrO_2$ )에 대한 액상 및 고상의 체적비율( $Y_{s,2}$ ,  $Y_{l,2}$ )을 구하는 관계식을 보여준다.

Solid volume fraction :

$$(Y_{s,2}\rho_{s,2}/M_2)/(\sum_{j=1} Y_{s,j}\rho_{s,j}/M_j) = f(T) \quad (3.3.113)$$

Liquid volume fraction :

$$(Y_{l,2}\rho_{l,2}/M_2)/(\sum_{j=1} Y_{l,j}\rho_{l,j}/M_j) = g(T) \quad (3.3.114)$$

상기 식에서 주어진 두 종류의 온도함수  $f(T)$  와  $g(T)$  는 상변화도에서 특정 온도  $T$  및 몰분율(mole fraction) 에 대한 고체 및 액체상태의 혼합성분의 몰분율을 각각 나타내며,  $M_j$ 는 용융물 구성성분  $j$ (  $UO_2, ZrO_2$ )에 대한 분자량을 나타낸다.

### 과도 포화를 방지하기 위한 보정

과편층 내부에서 용융된 액체용융물의 이동시 receiving mesh 에서의 과포화도(over saturation)에 기인한 속도항의 불안정성을 제거하기 위하여 유효포화도와 관련된  $x_{rl}$  은 doner mesh에서 정의된다. 그 결과, y-방향의 속도는 아래와 같이 보정되며 x-방향의 속도는 아래의 보정식에서 중력항 (gravity term)이 없는 경우와 같다.

$$u_{j+1/2}^{n+1} = \min\left(\frac{x_j}{\mu_{l,j}}, \frac{x_{j+1}}{\mu_{l,j+1}}\right) x_{rl,j+1}^{n+1} S_u, \quad \text{if } u_{l,j+1/2}^{n+1} < 0$$

$$\min\left(\frac{x_j}{\mu_{l,j}}, \frac{x_{j+1}}{\mu_{l,j+1}}\right) x_{rl,j}^{n+1} S_u, \quad \text{if } u_{l,j+1/2}^{n+1} > 0 \quad (3.3.115)$$

여기서,

$$S_u = \left( \frac{P_{l,j+1}^{n+1} - P_{l,j}^{n+1}}{\Delta z} - (S_{l,j+1}\rho_{l,j+1} + S_{l,j}\rho_{l,j})g \right)$$

$$x_{rl} = S_e^3 \quad (\text{즉, } x_l = x \cdot x_{rl})$$

한편, 액체용융물이 공극매개체가 더 이상 존재하지 않는 과편층 내부의 빈 공간(void region)으로 이동할 때 상기 방정식은 더 이상 유효하지 않으며, 이 경우 속도장(velocity field)을 계산할 수 있는 Navier-Stokes 방정식이 사용되어야 한다. 하지만, Navier-Stokes 방정식을 직접 다루는 것은 상기 모델하에서 추가적인 수치적 문제를 유발할 수 있고 보다 많은 계산시간을 필요로 하므로 다음과 같은 가정을 함으로써 문제를 보다 단순화시킬 필요

가 있다.

- 빈 공간에서의 모든 속도는 공극 매개체에서의 속도보다 훨씬 크다.
- 빈 공간에서의 침투도는 매우 크고 모세관현상이 존재하지 않는다.

상기 가정에 의하여, 파편층 빈 공간에서의 운동량방정식은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{\partial P_l}{\partial z} = -S_l \rho_l \cdot g \quad (3.3.116)$$

결과적으로 위에서 주어진 방정식을 사용함으로써 운동량방정식의 본질적인 수정 없이도 빈 공간으로의 액체용융물의 낙하 및 액체용융물의 수평 높이 등을 구할 수 있다. 하지만, 용융풀(molten pool)에서의 액체용융물의 속도를 zero로 처리한 상기 가정은 실제상황을 대표하는 것이 아님을 주의해야 할 필요가 있다.

#### (6) MELTPROG-DRY모듈의 검증

##### 검증대상, 조건 및 가정

MELTPROG-DRY모듈의 검증을 위하여 가로/세로 0.5 m x 0.5 m의 사각형, 균일한 다공율과 투과율을 가진  $UO_2-ZrO_2$ 의 2차원 다공성 밀폐공간을 고려하였다. 초기 조건으로 공극율 0.4, 파편층 온도 1500K, 및 파편층 입자직경 1 mm, 초기 용융물 구성은  $UO_2$  질량대  $ZrO_2$  질량비 0.1을 가정하였으며, 경계조건으로 1500 K로 유지된 상/하/좌우 경계면 외부로의 열방사(thermal radiation)를 적용하였다. 상기 파편층 조성으로부터  $UO_2-ZrO_2$ 의 용융점은 2820 K가 적용되며 파편층 중심축을 통한 용융물 이동은 0으로 계산된다. 또한, 용융물 이동을 보다 상세히 모의하기 위하여 제어체적은 32 x 32 노드를 적용하였으며 계산에 사용된  $UO_2-ZrO_2$  물성치는 표3.3.2-1에 보여진 것처럼 온도에 무관한 값을 사용하였다.

##### 검증계산 결과 및 결론

MELTPROG-DRY모듈에 상기 조건을 적용한 결과 3100 초까지는 파편

층 입자의 용융없이 파편층의 온도가 지속적으로 상승(heat-up)하였으며, 3100 초 정도에서 파편층 입자의 용융(debris melting)이, 3400 초 정도에서 용융물의 이동(melt relocation)이 시작되었다. 주목할 점은 파편층 용융이 이루어진후 용융물이 이동하기 전까지 해당 제어체적에 속한 용융물의 온도는 거의 일정한 값을 유지한다는 것이다. 이는 해당 제어체적에서 발생된 붕괴열이 파편층 용융(상변화)에 주로 기여하기 때문이다. 이후 생성된 액체 용융물은 주변 경계면 부근으로 이동하게 되며 경계면 부근에 도달한 액체 용융물은 열손실에 의하여 고화가 되면서 Crust를 형성한다. 그림 3.3.13은 파편층의 용융/이동/고화가 이루어진 후의 온도분포를 보여준다. 결론적으로, MELTPROG-DRY모들에 의한 상기 파편층 열적 거동에 대한 경향은 중대사고시 노심 또는 원자로 하반구에서 예측된 노심 파편층의 거동에 대한 경향과 잘 일치하는 것으로 파악되지만, 상기 모델에 대한 보다 상세하고도 정확한 검증을 위해서는 보다 많은 실험 데이터와의 비교가 요구된다. 하지만, 현실적으로 파편층 열적 거동에 대한 실험자료는 매우 제한되어있다. 향후 이 분야에 대한 실험자료가 충분히 확보되면 보다 실제적인 검증을 통한 상기 모델의 보완이 이루어질 수 있을 것으로 판단된다.

표 3.3.1 MELTPROG-DRY 계산에 사용된  $UO_2$ - $ZrO_2$  열적물성치

| Property  | $UO_2$ | $ZrO_2$ |
|---|--------|---------|
| Liquid density, $\rho_{si}$ [ $kg/m^3$ ]                | 10,000 | 5,700   |
| Liquid density, $\rho_{li}$ [ $kg/m^3$ ]                | 9,000  | 5,700   |
| Solid specific heat, $c_{p,si}$ [ $J/kg \cdot k$ ]      | 930    | 700     |
| Liquid specific heat, $\rho_{p,li}$ [ $J/kg \cdot k$ ]  | 490    | 815     |
| Solid thermal conductivity, $k_{si}$ [ $W/m \cdot k$ ]  | 3.0    | 2.0     |
| Liquid thermal conductivity, $k_{li}$ [ $W/m \cdot k$ ] | 5.5    | 2.7     |
| Heat of fusion, $h_{f,i}$ [ $kJ/kg$ ]                   | 274    | 706     |
| Viscosity, $\mu_i$ [ $mPa \cdot s$ ]                    | 5.8    | 3.5     |
| Surface tension, $\sigma_i$ [ $N/m$ ]                   | 0.45   | 0.45    |
| Decay heat, $Q_{dec}$ [ $W/kg$ ]                        | 300    | -       |

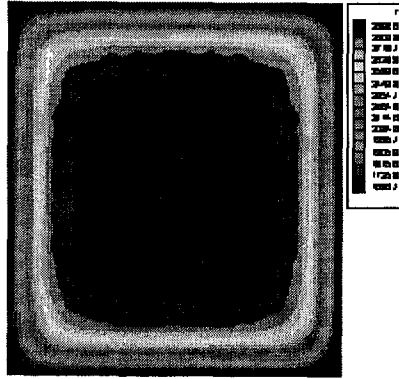


그림 3.3.13 3800 초에서의 파편층 온도장 (MELTPROG-DRY)

#### 나. MELTPROG-WET 모델(Parametric Cooling Model)

원자로 하반구에 재배치된 발열 노심파편층 또는 재배치 과정동안 하반구내 잔존냉각수에 의한 노심용융물의 냉각과정(quenching/ transition/ dryout cooling)을 모의하는 MELTPROG-WET Parametric 모듈은 건조 파편층 거동을 모의를 위한 MELTPROG-DRY 와 냉각수 및 증기에 의한 냉각과정을 모의하는 파편층 냉각 모듈로 구성되어 있다. 냉각모듈은 파편층과 접촉하고 있는 냉각수 상태에 따라 고유의 상관식(quenching heat flux model, dryout heat flux model)을 사용하고 있으며, 이들 두 가지 영역이 공존하는 계산 노드는 해당 노드에서 quenching 영역과 dryout 영역을 복합적으로 고려하여 냉각거동을 모의한다. 또한, 온도 및 압력에 의한 냉각거동을 효과적으로 모의하기 위하여 냉각수의 물리적 값들은 상기 프로그램의 일부로 들어 있는 증기테이블로부터 구하고 있다. 마지막으로, 파편층과 냉각수와 반응 시 발생하는 증기의 거동 및 이에 따른 파편층내 quenching/transition/dryout cooling 영역의 상대적 변화에 대한 모의는 MELTPROG-WET parametric 냉각 모듈에서 아직 고려되지 않고 있다.

##### (1) 파편층 표면에서의 비등열전달

파편층 상부 표면으로부터 파편층 상부를 덮고있는 냉각수로의 열전달은 파편층 표면온도와 냉각수간의 온도차이 및 냉각수 조건에 의하여 결정



된다. 즉, 파편층 표면온도와 냉각수 온도와의 차이가 큰 경우는 막비등(film boiling)에 의하여, 작은 경우는 핵비등(nucleate boiling)에 의하여 열전달이 이루어진다고 가정하며 임계열유속(critical heat flux)은 핵비등에 의하여 제거될 수 있는 최대 열속으로 고려된다. MELTPROG-WET 모듈에서는 중대 사고 종합해석 코드 MELCO [3.3.26] 에서 사용된 것과 같은 방식으로 입자층 상부표면을 통한 열유속은 비등열전달(pool boiling heat transfer) 모델로 계산하며 적절한 비등영역의 선택은 아래와 같이 임계열유속에 대한 Zuber[3.3.27] 상관식, 막비등에 대한 Modified Bromley[3.3.26] 상관식, 그리고 핵비등에 대한 Roshenow[3.3.27-28] 상관식을 참조하여 결정한다.

$$q'' (Roshenow) \leq q''_{chf} (Zuber) \Rightarrow \text{핵비등 영역}$$

$$q''_{film}(m-Bromley) \geq q''_{mfilm} (Zuber) \Rightarrow \text{막비등 영역}$$

만일 상기 조건중 어느 것도 해당되지 않으면 파편층 표면은 과도비등영역(transition boiling)으로 정의되며, 이 경우 파편층 표면 온도에서의 열속은 표면온도의 선형내삽(linear interpolation)에 의하여 결정된다.

### 핵비등 열유속

핵비등 열유속 ( $q''_{nb}$ ) 은 다음과 같이 주어진다.

$$\left[ \frac{c_{pl} (T_s - T_{us})}{h_{fg}} \right] = C_{sf} \left[ \frac{q''_{nb}}{\mu h_{fg}} \left( \frac{\sigma}{g (\rho_l - \rho_v)} \right)^{1/2} \right]^n \quad \text{Pr}^m \quad (3.3.117)$$

상기 식에서,  $T_{us}$ 은 냉각수 포화온도,  $c_{pl}$ 은  $T_{us}$ 에서의 열함량(heat capacity),  $T_s$ 는 파편층 표면온도,  $C_{sf}$ 는 여러 가지 표면온도 및 냉각수 조건에서 실험적으로 결정된 상수 (=0.013),  $\mu$  는 파편층 표면과 냉각수 온도의 평균  $T_{avg} = (T_s + T_{us})/2$  에서 결정된 동적점성도 (dynamic viscosity),  $\sigma$ 는  $T_{avg}$ 에서 결정된 표면장력(surface tension),  $g$ 는 중력가속도 (gravity acceleration),  $h_{fg}$ 은 냉각수의 기화잠열(latent heat of vaporization),  $\rho_l$  및  $\rho_v$ 는  $T_{us}$ 에서의 냉각수(liquid) 및 증기(vapor)의 밀도, Pr 수는 파편층 표면에서 냉각수의 Prandtl number, 마지막으로  $n(=0.33)$ 과  $m(=1.0)$ 은 상수들

나타낸다.

### 임계열유속

임계열유속( $q''_{CHF}$ )은 다음과 같이 주어진다.

$$q''_{CHF} = C_{CHF} \rho_v h_{fg} [\sigma(\rho_l - \rho_v)g/\rho_v^2]^{1/4} [\rho_l/(\rho_l + \rho_v)]^{1/2} \quad (3.3.118)$$

상기 식에서 상수  $C_{CHF}$ 는 Zuber[3.3.27] 임계열유속 상관식에서는 0.131, Rohsenow[3.3.28] 상관식에서는 0.18 이 사용된다.

### 최소 막비등열유속

Zuber의 최소 막비등열유속 (minimum film boiling heat flux) 는 다음과 같이 주어진다.

$$q''_{mfilm} = 0.09 \rho_v h_{fg} [\sigma(\rho_l - \rho_v)g/\rho_l^2]^{1/4} [\rho_l/(\rho_l + \rho_v)]^{1/2} \quad (3.3.119)$$

### 막비등 열유속

수정된 Bormley 막비등 열유속은 다음과 같이 주어진다.

$$q''_{film} = 0.943 [\rho_v(\rho_l - \rho_v)g/k_v^3(h_{fg} + c_{pv}\Delta T/2)/\mu_v L_c]^{1/4} \Delta T^{3/4} \quad (3.3.120)$$

상기 식에서,  $L_c$ 는 파편층 표면의 특성길이 (characteristic length),  $\Delta T (= T_s - T_{us})$ 는 파편층 표면온도와 냉각수 포화온도와의 차이,  $c_{pv}$ 는  $T_{us}$ 에서 증기의 열함량,  $\mu_v$ 는  $T_{avg}$ 에서 결정된 증기의 동점성계수(dynamic viscosity), 그리고  $k_v$ 는  $T_{avg}$ 에서 결정된 증기의 열전도도(thermal conductivity)를 나타낸다.

### 과도상태 열유속

과도비등영역에 대한 상관식( $q''_{tran}$ )은 다음과 같이 주어진다.

$$q''_{tran} = \text{Exp} [ (\ln(q''_{CHF})(\ln \Delta T_s - \ln \Delta T_{mfilm}) + \ln(q''_{mfilm})(\ln \Delta T_c - \ln \Delta T_s))$$

$$/(\ln \Delta T_c - \ln \Delta T_{mfilm})] + q_{rad}'' \quad (3.3.121)$$

위 식에서,

$$T_c = T_{ws} + (q_{chf}'' \Delta T^3 / q_{nb}'')^{1/3}$$

$$T_{mfilm} = T_{ws} + [q_{mfilm}'' \Delta T^{3/4} / (q_{film}'' + q_{rad}'')]^{4/3}$$

$$\Delta T_s = T_s - T_{ws}$$

$$\Delta T_{mfilm} = T_{mfilm} - T_{ws}$$

$$\Delta T_c = T_c - T_{ws}$$

마지막으로, 방사 열유속(thermal radiation)  $q_{rad}''$ 은 다음과 같이 주어진다.

$$q_{rad}'' = C_{sb} (T_s^4 - T_{pl}^4) \quad (3.3.122)$$

위 식에서  $C_{sb}$  는 Stefan-Boltzmann 상수(=  $5.669 \times 10^{-8}$ )이다.  $T_{pl}$ 은 파편층 표면을 덮고 있는 냉각수 온도를 나타낸다.

## (2) 입자층 내부의 냉각수에 의한 냉각 열전달

파편층 내부의 건조조건(dryout condition)은 입자층을 포함하는 제어체의 에너지 변화율이 양수(positive)일 때 이루어진다. 일단 건조조건이 만족되면 파편층 상부를 덮고있는 냉각수는 고압조건하에서 입자층으로부터 상승되는 증기역류를 통과하여 입자층 내부로 침투(ingression)하면서 입자층 내부를 급냉시킬 수 있다. 파편입자층 내부로 상부냉각수 침투시 입자층에서의 급냉열전달은 대류열전달과 복사열전달의 합으로 주어지며 그 크기는 냉각수 침투능력에 의존한다.

### 건조 열속 모델 (Dryout Heat Flux Model)

입자층 내부가 건조 조건에 도달한 경우 MELTPROG-WET 모듈에서는 중대사고 종합해석 코드 MAPP4 [3.3.29] 에 사용된 것과 유사한 방식으로 모의되는 데 아래에 주어진 건조 열속에 대한 두 가지 상관식을 사용자가 선택적으로 사용할 수 있다.

#### Lipinski Dryout Heat Flux

Lipinski [3.3.30] 의 건조 열속 모델은 다음과 같이 표현된다.

$$q_{dry}'' = h_{fg} [\rho_v(\rho_l - \rho_v)g\eta_{pb} (1 + \gamma_{pb}/z_{pb})]^{1/2} / [1 + (\rho_v/\rho_l)^{1/4}]^2 \quad (3.3.123)$$

위 식에서  $\kappa_{pb}$ 는 파편층을 통한 유체의 침투도(permeability),  $\eta_{pb}$ 는 난류제한 조건하에서 파편층을 통한 침투도를 나타내며 각각에 대한 관계식은 아래와 같이 주어진다.

$$\gamma_{pb} = [\sigma_{pb}(\epsilon_{pb}/\kappa_{pb})^{1/2}] / [\sqrt{5}(\rho_l - \rho_v)g]$$

$$\kappa_{pb} = \frac{d_{pb}^2}{180} \frac{\epsilon_{pb}^3}{(1 - \epsilon_{pb})^2}$$

$$\eta_{pb} = \frac{d_{pb}}{1.75} \frac{\epsilon_{pb}^3}{1 - \epsilon_{pb}}$$

또한  $\epsilon_{pb}$ 은 파편층 유효공극률(effective porosity),  $d_{pb}$ 는 파편층 입자의 직경, 그리고  $z_{pb}$ 는 건조상태(dryout)에 있는 입자층의 높이를 나타낸다.

#### Henry-Epstein-Fauske Dryout Heat Flux

Henry-Epstein-Fauske [3.3.31] 의 건조 열속 모델은 다음과 같이 표현된다.

$$q_{dry}'' = \rho_v U_v h_{fg} \quad (3.3.124)$$

상기 식에서,

$$U_v = \left[ \frac{(\rho_l - \rho_v)g d_{dp} \epsilon_{pb}^3}{2C_f \rho_v} \right]$$

$$C_f = \frac{3}{8} \epsilon_{pb}^3 C_D$$

$$C_D = \frac{8}{3\epsilon_{pb}^3} \left[ \frac{75(1 - \epsilon_{pb})}{Re_{dp}} + 0.875 \right]$$

$$Re_{dp} = (\rho_v U_v d_{dp}) / \mu_v$$

또한, 상수  $C_D$ 는 입자 저항계수 (Drag coefficient),  $C_f$ 는 입자 마찰계수

(frictional coefficient),  $Re_{dp}$ 는 입자층의 Reynolds number를 나타낸다.

### 급냉 열속 모델 (Quenching Heat Flux Model)

파편층 내부가 냉각수로 가득 차 있는 경우 파편층과 냉각수 사이의 열 전달은 급냉 열속 모델에 의하여 모의된다. 즉, MELTPROG-WET 모듈에서는 아래와 같은 급냉 열속 모델을 사용한다.

$$q_{qnc}'' = h_s A_s (T_d - T_{w, sat}) \quad (3.3.125)$$

위 식에서  $h_s$ 는 입자층 표면에서의 열전달 계수,  $A_s$ 는 입자층 단위 체적당 입자들의 표면적,  $T_d$ 는 입자층 온도, 그리고  $T_{ws}$ 는 입자층 내부의 냉각수 포화온도를 나타낸다.

### 천이 영역에 대한 열전달(Heat Transfer in Transition Region)

파편층 내부의 일부는 냉각수로 차 있고 일부는 건조상태를 유지하는 경우 냉각수와 접한 부분은 급냉열전달, 건조 상태에 있는 파편층은 건조 열속에 의하여 모의된다. 즉, MELTPROG-WET 모듈에서는 아래와 같은 천이 열속 모델을 사용한다.

$$q_{trn}'' = \Delta f_{qnc} [h_s A_s (T_d - T_{w, sat})] + (1 - \Delta f_{qnc}) q_{dry} \quad (3.3.126)$$

$$\Delta f_{qnc} = z_{qnc} / z_{i,j}$$

상기 식에서,  $\Delta f_{qnc}$ 는 냉각수와 접한 입자층 각 노드의 높이 분율,  $z_{qnc}$ 은 각 제어체적에서 냉각수와 접한 부분(급냉영역)의 높이, 그리고  $z_{i,j}$ 은 각 제어체적의 높이를 나타낸다.

### 다. MELTPROG-WET Mechanistic Model 개발

본 연구에서 개발된 MELTRPOG-WET mechanistic 모듈은 모세 다공성 매체를 통한 2상 유동에 대한 새로운 식을 이용하여 구성된 역학적 모델 및 전산코드이다. MELTRPOG-WET Mechanistic 모델은 물리적으로 의미가 있고, 실제적으로 유용하다. Two-phase mixture model[3.3.29]이라고 불

리어지는 이 모델에서, 두 상들은 이중 혼합물(binary mixture) 중 하나의 성분으로 간주된다. 상투적인 용어인 다성분 혼합물(multicomponent mixture)로부터 이 혼합물을 구별하기 위해 여기서부터는 다상 혼합물(multiphase mixture)로 언급될 것이다. 이러한 정의에서, 상(phase)은 계면의 면적을 가지는 뚜렷하고 분리된 성분으로 가정된다. 또한, 그들의 혼합물은 상의 조성을 천천히 변화시키는 단일 물질로 처리된다. 아래에는 SFM과 유사한 two-phase mixture model이 언급될 것이다.

전통적으로, 다공성 매체에서 2상 유동의 수치적 문제는 Separate Flow Model(SFM)[3.3.32-33]에 의해 접근되어 왔다. 이 방법은 연속체 원리에 근거한다. 이 모델에서 기체와 액체상은 각상의 열역학, 수송 물성치와 유체 속도로서 별개의 유체로 간주된다. 이 현상은 각 상을 분리하여 보존 법칙과 두 상사이의 적절한 경계면 조건에 의해 수학적으로 묘사된다. 두 상의 상대적 투과율은 다른 유체의 존재로 인한 효율 유동 단면적의 감소를 설명해야 하기 때문에 각각의 식에서 중요한 개념이다. 2상유동(two phase flow)의 고유의 비선형성 때문에, 정확한 해는 일차원으로 제한된다. 다차원 효과, 중력, 모세관 현상 등을 포함하는 실제적인 문제를 계산하는 것은 적절한 수치적 방법을 필요로 한다. 유한 차분과 유한 요소법을 이용한 강력한 수치적인 알고리즘을 개발하기 위한 많은 노력들이 있었다. SFM은 직접적으로 다공성 매체에서 2상 유동의 강력한 수학적 묘사를 제공한다. 그의 형태는 계산되어져야 할 미분방정식의 수가 많아서 단상(single phase)의 경우보다 두 배의 계산시간을 요구한다. 따라서, 수치적인 묘사에서 사용에 대한 불편한 점이 없지 않다. 이 방법의 단점은 다차원에서 더욱 심각해진다. 종종, 방정식의 수를 줄이기 위해서, 다양한 수정된 식들이 수치적인 처리에 앞서 성립된다. 전통적인 다성분 혼합물에서처럼 다상 혼합물의 모든 물성치는 각 성분의 물성치의 결과이다. 그러나, 그들의 함수 형태는 선행된 연구가 아니라, SFM으로부터 유도된 것이다. 그래서, SFM과 수학적으로 동일하다. 단지 차이점이라면 지배방정식, 물리적 의미, 수치적 수행에 대한 것이다. MELTRPOG-WET Mechansitic 모듈은 측면에서 가열된 다공성 매체에서 액체-증기 상변화를 가진 열전달과 유체 유동에 적용하여 검증되었다.

### (1) Two-phase mixture model의 구성

다공성 매체에서 2상 유동에 대한 현재의 식은 성분으로서 두 개의 상을 갖는 다상 혼합물의 개념을 가지고 시작한다. 전통적인 다성분 혼합물과

유사하고, 다상 혼합물은 확산 성분으로 구성된 것으로 생각될 수 있다. 후자의 경우, 계면의 면적(interfacial area)은 무시할 정도로 작지 않지만 유한한 스케일을 가진다. 결과적으로, 두 가지 기본적이고 물리적인 가정은 다상 혼합물식의 기초가 된다.

- 두 개의 분리된 상들은 이 두상들에 의해 동시에 점유된 위치에 있는 연속체로서 간주될 수 있다.

- 미분형태의 모델이 기본이 되는 제어체적은 어떠한 상요소의 최대 차원보다 커야하고, 시스템의 특성길이보다 작아야 한다.

위의 다상 혼합물의 개념적인 정의 말고도, 몇 개의 평균 혼합물 물성치가 보존 방정식을 구성하기에 앞서 정의될 필요가 있다.

혼합 밀도(mixture density)

$$\rho = \rho_l s + \rho_v (1 - s) \quad (3.3.127)$$

혼합 속도(mixture velocity)

$$\rho \mathbf{u} = \rho_l \mathbf{u}_l + \rho_v \mathbf{u}_v \quad (3.3.128)$$

$s$  는 액체 응축(liquid saturation), 액체에 의해 차지하는 빈 공간의 체적분율이다.  $\mathbf{u}$  는 유체와 다공성 매체에 걸친 유동단면적에 근거한 겉보기(superficial, Darcian)속도 벡터이다. 상의 겉보기 속도는 상 체적 분율에 의해 고유 속도와 관계 되어있기 때문에, 식 (3.3.128)는 혼합속도가 다공도(porosity)에 의해 곱해지는 고유 상 속도(intrinsic phase velocity)의 질량가중 평균임을 나타낸다. 혼합 압력은 모세관력에 의한 액체와 기체 압력사이의 차이 때문에 수반된다. 여기서 수정된 Chavent's pressure variable[3.3.34]을 사용함으로써 이러한 문제점을 피할 수 있다.

$$\nu(s) = \frac{1}{\frac{k_{rl}(s)}{\nu_l} + \frac{k_{rv}(s)}{\nu_v}} \quad (3.3.129)$$

위 식은 2상 혼합물의 평균 동점성계수(kinematic viscosity)를 나타낸다. 상대적인 모빌리티(relative mobilities)를 아래와 같이 정의한다.

$$\lambda_l(s) \equiv \lambda(s) = \nu(s)k_r(s)/\nu_l \quad (3.3.130)$$

그리고,

$$\lambda_v(s) \equiv 1 - \lambda(s) = \nu(s)k_m(s)/\nu_v \quad (3.3.131)$$

가상 혼합 압력은 다음 식으로 표현된다.

$$p = \frac{p_l + p_v}{2} + \frac{1}{2} \int_0^{p_c} [\lambda_v(\xi) - \lambda_l(\xi)] d\xi \quad (3.3.132)$$

첨자  $l$  과  $v$ 는 각각 액체와 증기(기체) 상을 나타낸다.  $k_r$ 은 상대 투과율 (relative permeability),  $p_c$ 는 모세관 압력 즉, 경계의 표면장력 때문에 일어나는 두상의 압력차이를 의미한다. 명백히 모세관압력은 무시할 만큼 작을 때  $p = p_l = p_v$ 가 된다. 또한 액체 포화(liquid saturation,  $s$ )는 순수한 액체일 때는 1이고, 순수한 증기일 때는 0이다. 혼합 압력은 단일 상압력으로 줄어 든다.

## (2) Classical Separate Flow Model (SFM)의 구성

Scheidegger[3.3.32] 와 Bear[3.3.33]가 연구한 것처럼, 다공성 매체에서 2 상, 비혼합(immiscible), 비압축성 유동을 지배하는 방정식의 전형적인 형태는 아래와 같다.

① 2상에 대한 질량 보존의 원리를 표현하는 미분방정식은 아래와 같다.

$$\rho_l \left[ \epsilon \frac{\partial s}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{u}_l \right] = \dot{m}_l \quad (3.3.133)$$

$$\rho_v \left[ \epsilon \frac{\partial (1-s)}{\partial t} + \nabla \cdot \mathbf{u}_v \right] = \dot{m}_v \quad (3.3.134)$$

$\dot{m}_l$ 와  $\dot{m}_v$ 는 각각 액체와 증기의 질량 소스이고, 내부 상변화 혹은 화학반 응 때문에 일어난다. 어떠한 외부의 소스나 싱크가 없을 때는  $\dot{m}_l + \dot{m}_v = 0$



와 같다. 위 두 식은 다공성 매체가 변형되지 않고, 유체가 비압축성이라는 가정 하에 세워진다.

② 상 압력들과 유동 속도와의 관계를 반영하는 Darcy flow model은 아래와 같다.

$$\mathbf{u}_l = -K \frac{k_{rl}}{\mu_l} (\nabla p_l - \rho_l \mathbf{g}) \quad (3.3.135)$$

$$\mathbf{u}_v = -K \frac{k_{rv}}{\mu_v} (\nabla p_v - \rho_v \mathbf{g}) \quad (3.3.136)$$

여기서 가속이 고려된다.  $K$ 는 다공성 매체의 절대 투과율(absolute permeability)을 나타낸다.

③ 두상들 사이의 모세관 압력( $p_c$ )은 아래와 같이 표현된다.

$$p_c = p_l - p_v \quad (3.3.137)$$

모세관 압력은 Leverett's J function [3.3.32]에 의해 표현될 수 있다.

$$p_c(s) = \left( \frac{\epsilon}{K} \right)^{1/2} \sigma J(s) \quad (3.3.138)$$

여기서  $\sigma$ 는 증기-액체 계면 장력을 나타낸다. 위의 방정식들은 미지수 속도 벡터( $\mathbf{u}_l, \mathbf{u}_v$ )와 스칼라 압력( $p_l, p_v$ ), 그리고 스칼라 액체 포화( $s$ )를 가진 지배방정식의 완전한 시스템을 구성한다.

### Conservation of mass

2상 유체에 대한 질량 보존 방정식은 상 보존 방정식 (3.3.133)과 (3.3.134)의 첨가에 의해 쉽게 얻어질 수 있다. 기체 상의 생성( $\dot{m}_v$ )은 액체 상에서 나와야 한다.

$$\epsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (3.3.139)$$

위 연속 방정식을 보면 단일 상 혼합물에 대한 방정식과 아주 유사함을 알 수 있다. 혼합 밀도는 아주 변화가 심하기 때문에 다상 혼합물 유동은 압축성 유동에 범주화 되어야한다.

### Conservation of momentum

Two-phase mixture에 대한 운동량 보존을 지배하는 방정식은 약간의 대수적인 처리가 필요하다. 먼저, 2상에 대한 방정식 (3.3.135), (3.3.136)은 각 상밀도에 의해 곱해지고, 각 식을 함께 더하면 아래와 같은 식이 유도될 수 있다.

$$\rho \mathbf{u} = -\frac{K}{\nu(s)} [(\lambda_l \nabla p_l + \lambda_v \nabla p_v) - (\lambda_l \rho_l + \lambda_v \rho_v) \mathbf{g}] \quad (3.3.140)$$

식 (3.3.132)에서 혼합 밀도의 정의로부터 아래와 같은 식이 유도된다.

$$\lambda_l \nabla p_l + \lambda_v \nabla p_v = \nabla p \quad (3.3.141)$$

따라서, Two-phase mixture에 대한 운동량 방정식은 아래와 같다.

$$\mathbf{u} = -\frac{K}{\mu(s)} [\nabla P - \rho_x(s) \mathbf{g}] \quad (3.3.142)$$

혼합 점도(mixture viscosity)는  $\mu(s) = \rho(s) \cdot \nu(s)$ 로 정의된다. 식 (3.3.142)에서 중력가속도 항 앞에 보이는 새로운 혼합 밀도가 도입되었다.

$$\rho_x(s) = \rho_l \lambda_l(s) + \rho_v \lambda_v(s) \quad (3.3.143)$$

Wang[3.3.35]등은 이것을 기존의 식 (3.3.127)에서 정의된 정 밀도(static density)와 구별하기 위해 동 혼합밀도(kinematic mixture density)라 부른다. 새로운 이름이 필요한 이유는 상들의 상대 모빌리티에 대한 의존도가 강하기 때문이다.

### (3) Two-phase mixture model의 장점

- ① 전통적인 separate-flow model을 다시 재구성했지만, 수학적으로 동일한 형태를 갖는다.
- ② 액상과 2상영역사이의 움직이는 경계면을 추적하는 것을 피하여 고정된 격자를 사용한다.
- ③ 단일 상(single-phase)로 된 프로그램을 사용하여 서브루틴 형식으로 삽입하여 코드를 구성할 수 있다.
- ④ separate-flow model과 계산될 방정식의 숫자로 비교한다면, 반으로 식의 갯수를 줄일 수 있다.

Two-phase mixture model에 근거한 지배방정식은 아래와 같이 주어진다.

### Conservation of mass

$$\varepsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (3.3.144)$$

$$\varepsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho_l u_l + \rho_v u_v) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho_l v_l + \rho_v v_v) = 0 \quad (3.3.145)$$

### Conservation of momentum (Darcy's law)

$$\mathbf{u} = -\frac{K}{\mu} (\nabla P - (\rho_x - \rho_0) \mathbf{g}) \quad (3.3.146)$$

$$u = -\frac{K}{\mu} \left( \frac{\partial P}{\partial x} - (\rho_x - \rho_0) g_x \right) \quad (3.3.147)$$

$$v = -\frac{K}{\mu} \left( \frac{\partial P}{\partial y} - (\rho_x - \rho_0) g_y \right) \quad (3.3.148)$$

운동량방정식을 연속방정식에 대입하여 정리하면 아래와 같이 포와송 형태의 압력 방정식(Poisson-type pressure equation)이 된다.

$$\nabla^2 P = \frac{\nu}{K} \left[ \varepsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} - \nabla P \cdot \nabla \left( \frac{K}{\nu} \right) + \nabla \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x \mathbf{g} \right) \right] \quad (3.3.149)$$

$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 P}{\partial y^2} = \frac{\nu}{K} \left[ \varepsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} - \frac{\partial P}{\partial x} \cdot \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{K}{\nu} \right) - \frac{\partial P}{\partial y} \cdot \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{K}{\nu} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_x \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_y \right) \right] \quad (3.3.150)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \frac{\partial P}{\partial y} \right) \\ & = \epsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_x \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_y \right) \end{aligned} \quad (3.3.151)$$

### Conservation of energy

$$\begin{aligned} & \Omega \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\gamma_h u H) + \frac{\partial}{\partial y} (\gamma_h v H) \\ & = \frac{\partial}{\partial x} \left( \Gamma_h \frac{\partial H}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \Gamma_h \frac{\partial H}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( f(s) \frac{K \Delta \rho h_{fg}}{\nu_v} g_x \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( f(s) \frac{K \Delta \rho h_{fg}}{\nu_v} g_y \right) \end{aligned} \quad (3.3.152)$$

### 혼합 변수(mixture variables)의 정의

Density  $\rho = \rho_l s + \rho_v (1 - s)$

Velocity:  $\rho \mathbf{u} = \rho_l \mathbf{u}_l + \rho_v \mathbf{u}_v$

Enthalpy:  $H = \rho(h - 2h_{v,sat}), \rho h = \rho_l s h_l + \rho_v (1 - s) h_v$

Kinetic density:  $\rho_x = \rho_l [1 - \beta_l (T - T_{sat})] \lambda_l(s) + \rho_v [1 - \beta_v (T - T_{sat})] \lambda_v(s)$

Effective conductivity:

$$k_{eff} = k_c + k_r \text{ (for liquid } 0.85 \text{ W/mK)}$$

$$k_r = \frac{\epsilon' + \tau}{1 - \tau} 4 \sigma d_p T^3$$

$\epsilon'$ : particle emissivity ( $\approx 0.3$ )

$\tau$ : transmission coefficient ( $\approx 0.21$ )

$\sigma$ : Stefan-Boltzmann ( $= 5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{K}^4$ )

$d_p$ : particle diameter ( $= 0.0005 \text{ m}$ )

Heat capacitance ratio:  $\rho_s c_s = \rho_l c_l \times 0.5820$

porosity (liquid+gas volume fraction):  $\epsilon = 0.42$

Absolute permeability:  $K \approx 2.9 \times 10^{-10} \text{ m}^2$

Viscosity:  $\mu = \frac{\rho_l s + \rho_v (1 - s)}{(k_{nl}/\nu_l) + (k_{nv}/\nu_v)}$

Advection correction coefficient:

$$\gamma_h = \frac{[(\rho_v/\rho_l)(1-s) + s][h_{v,sat}(1+\lambda_l) - h_{l,sat}\lambda_l]}{(2h_{v,sat} - h_{l,sat})s + (\rho_v h_{v,sat}/\rho_l)(1-s)}$$

Effective heat capacitance ratio:  $\Omega = \epsilon + \rho_s c_s (1 - \epsilon) \frac{dT}{dH}$

Effective diffusion coefficient:  $\Gamma_h = \frac{1}{1 + (1 - \rho_v/\rho_l)h_{v,sat}/h_{fg}} D + k_{eff} \frac{dT}{dH}$

Capillary diffusion coefficient:  $D(s) = \frac{(\epsilon K)^{1/2} \sigma}{\mu_l} \frac{k_{rl} k_{rv}}{(\nu_v/\nu_l)k_{rl} + k_{rv}} [-J'(s)]$

Relative mobilities:

$$\lambda_l(s) = \frac{k_{rl}/\nu_l}{(k_{rl}/\nu_l) + (k_{rv}/\nu_v)}, \quad \lambda_v(s) = \frac{k_{rv}/\nu_v}{(k_{rl}/\nu_l) + (k_{rv}/\nu_v)}$$

Hindrance function:  $f(s) = \frac{k_{rl} k_{rv}/\nu_l}{(k_{rl}/\nu_l) + (k_{rv}/\nu_v)}$

추가적인 관계식(supplemental relations)의 정의

$$T = \begin{cases} \frac{H + 2\rho_l h_{v,sat}}{\rho_l c_l} & H \leq -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) \\ T_{sat} & -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) < H \leq -\rho_v h_{v,sat} \\ T_{sat} + \frac{H + \rho_v h_{v,sat}}{\rho_v c_v} & -\rho_v h_{v,sat} < H \end{cases}$$

$$\frac{dT}{dH} = \begin{cases} \frac{1}{\rho_l c_l} & H \leq -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) \\ 0 & -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) < H \leq -\rho_v h_{v,sat} \\ \frac{1}{\rho_v c_v} & -\rho_v h_{v,sat} < H \end{cases}$$

$$s = \begin{cases} 1 & H \leq -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) \\ -\frac{H + \rho_v h_{v,sat}}{\rho_l h_{fg} + (\rho_l - \rho_v)h_{v,sat}} & -\rho_l(2h_{v,sat} - h_{l,sat}) < H \leq -\rho_v h_{v,sat} \\ 0 & -\rho_v h_{v,sat} < H \end{cases}$$

$$\rho_l \mathbf{u}_l = \lambda_l \rho \mathbf{u} + \mathbf{j}$$

$$\rho_l u_l = \lambda_l \rho u + j_x, \quad \rho_l v_l = \lambda_l \rho v + j_y$$

$$\rho_v \mathbf{u}_v = \lambda_v \rho \mathbf{u} - \mathbf{j}$$

$$\rho_v u_v = \lambda_v \rho u - j_x, \quad \rho_v v_v = \lambda_v \rho v - j_y$$

$$\mathbf{j} = -\rho_l D(s) \nabla s + f(s) \frac{K \Delta \rho}{\nu_v} \mathbf{g}$$

$$j_x = -\rho_l D(s) \frac{\partial s}{\partial x} + f(s) \frac{K \Delta \rho}{\nu_v} g_x$$

$$j_y = -\rho_l D(s) \frac{\partial s}{\partial y} + f(s) \frac{K \Delta \rho}{\nu_v} g_y$$

### 구성 관계식(constitutive relationships)

Relative permeabilities:  $k_{rl}(s) = s^3$ ,  $k_{rv}(s) = (1-s)^3$

Capillary pressure:  $P_c(s) = P_v - P_l = \left(\frac{\epsilon}{K}\right)^{1/2} \sigma J(s)$

$$J(s) = 1.417(1-s) - 2.120(1-s)^2 + 1.263(1-s)^3$$

$$J'(s) = -1.417 + 4.24(1-s) - 3.789(1-s)^2$$

(4) Two-phase mixture model의 알고리즘

- ① 물성치 계수를 가정한다.
- ② 포와송 형태의 압력방정식을 계산한다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \frac{\partial P}{\partial y} \right) \\ &= \epsilon \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_x \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \frac{K}{\nu} \rho_x g_y \right) \end{aligned}$$

- ③ 혼합 속도장을 계산한다.

$$\mathbf{u} = -\frac{K}{\mu} (\nabla P - (\rho_x - \rho_0) \mathbf{g})$$

- ④ 엔탈피 방정식을 계산한다.
- ⑤ 온도장과 액체 분율을 계산한다.
- ⑥ 물성치 계수를 업데이트한다.
- ⑦ 수렴할 때까지 2로 가서 반복한다.

(5) MELTPROG-WET(mechanistic 모듈)의 검증

#### 검증대상, 조건 및 가정

MELTPROG-WET(mechanistic 모듈)의 검증을 위하여 사각형, 균일한 다공율과 투과율을 가진 2차원 glass bead 다공성 밀폐공간을 고려하였다.

초기에는 공간이 액체 물로 포화된 상태를 가정하였다. 상부벽은 등온 (20°C, 대기온도), 하부벽은 75°C, 왼쪽 벽은 단열, 그리고 오른쪽 벽에는 균일한 열유속이 일정하게 주어진다고 가정하였다. 또한, 양쪽 수직벽은 모두 비투과성(impermeable)조건이다. 이들 초기조건과 경계조건은 아래에 자세히 제시되어 있다.

초기조건 (t=0)

$$H = H_0 = \rho_l (c_l T_0 - 2h_{v, sat}), \quad P = 0$$

경계조건

①  $y=0$  (bottom wall):

$$H = H_0 = \rho_l (c_l T_b - 2h_{v, sat}), \quad \frac{\partial P}{\partial y} = -\rho_x g \text{ (impermeable)}$$

②  $y=L_h$  (top wall):

$$H = H_0 = \rho_l (c_l T_t - 2h_{v, sat}) \text{ (isothermal)}, \quad P = 0 \text{ (permeable)}$$

③  $x=0$  (left wall):

$$\frac{\partial H}{\partial x} = 0 \text{ (adiabatic)}, \quad \frac{\partial P}{\partial x} = 0 \text{ (impermeable)}$$

④  $x=L_w$  (right wall):

$$-\Gamma_h \frac{\partial H}{\partial x} = q_w, \quad \frac{\partial P}{\partial x} = 0 \text{ (impermeable)}$$

MELTPROG-WET(mechanistic 모듈)의 검증시 사각형 격자는 격자 의존도를 반영하여  $42 \times 42$  격자노드를 채택하였고,  $Ra = KL_y g \rho_l \beta_l (T_{sat} - T_0) C_{pl} / (\nu_l k_{eff}) = 10, Q_w = 10$  의 조건을 사용하였다. 검증에 사용된 다공성 매질의 물성치는 표3.3.2에 나타나 있다.

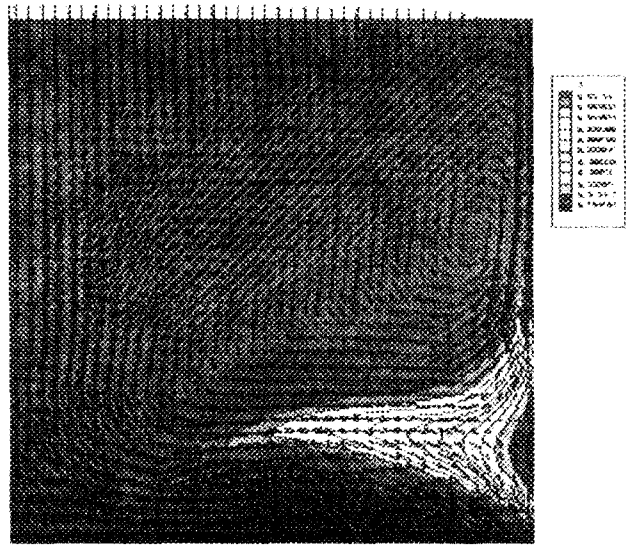
표 3.3.2 Water-steel and-Glass bead 에 대한 열적물성치

| property                   | symbol    | solid matrix               | Liquid                   | Vapor                    | Unit     |
|----------------------------|-----------|----------------------------|--------------------------|--------------------------|----------|
| Density                    | $\rho$    | 8000(steel)<br>2500(glass) | 995.7                    | 0.598                    | $kg/m^3$ |
| Specific heat              | $c$       | 480(steel)<br>750(glass)   | $4.178 \times 10^3$      | $1.548 \times 10^3$      | $J/kgK$  |
| Kinematic viscosity        | $\nu$     | -                          | $4.67 \times 10^{-7}$    | $2.012 \times 10^{-5}$   | $m^2/s$  |
| Expansion coefficient      | $\beta$   | -                          | $5.23 \times 10^{-4}$    | $2.4 \times 10^{-3}$     | $K^{-1}$ |
| Thermal conductivity       | $k_{eff}$ | -                          | 5.0(steel)<br>1.1(glass) | 3.5(steel)<br>0.9(glass) | $W/mK$   |
| Interfacial tension        | $\sigma$  | -                          |                          | 0.0588                   | $N/m$    |
| Enthalpy                   | $h_{sat}$ |                            | $0.41904 \times 10^6$    | $2.6761 \times 10^6$     |          |
| Latent heat of evaporation | $h_{fg}$  | -                          |                          | $2.257 \times 10^6$      | $J/kg$   |

### 검증계산 결과

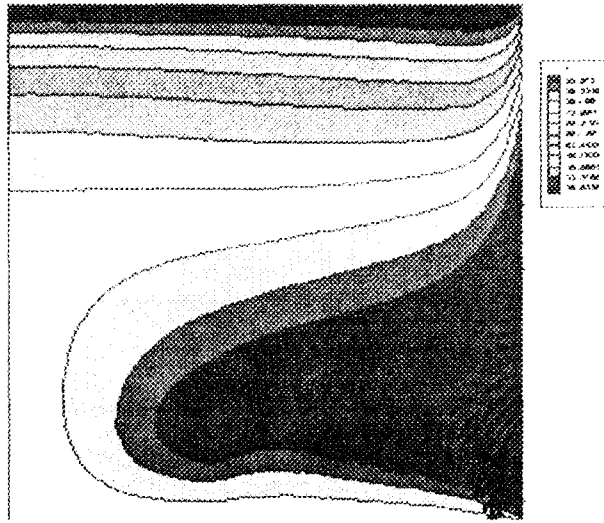
검증계산 결과 그림 3.3.14(a)는 4000초에서 액체 속도벡터와 액체 분을 등고선을 나타낸다. 그림 3.3.14(a)에서 보는 바와 같이, 입자층 영역 대부분이 액체가 아직 지배적으로 대류하고 있으며, 액체와 증기의 혼합영역 ( $0 < s < 1$ ) 은 오른쪽 벽밀에서 성장하고 있다. 또한, 그림 3.3.14(b)는 증기속도와 온도분포를 보여주고 있다. 그림 3.3.14(b)에서 보는 바와 같이, 오른쪽에서 멀리 떨어져 대류가 일어남을 볼 수 있다. 이것은 오른쪽 벽에서의 열유속이 부력에 영향을 미친다는 것을 알수가 있다. 즉 열유속이 크면 오른쪽 벽에 가까이 대류가 일어날 것이다. 그림 3.3.15(a)는 8000초에서 액체 속도벡터와 액체 분을 등고선을 나타낸다. 이 경우, 대부분이 증기와 액체의 혼합영역이 지배적이며, 액체와 증기의 혼합영역 ( $0 < s < 1$ )은 하부벽밀에서 자리잡고 있다. 그림 3.3.15(b)는 증기 속도와 온도분포를 보여주고 있다. 이 경우, 열유속이 주어지는 오른쪽 벽에 가까이 증기속도가 활발함을 볼 수가 있다.





time = 4000 sec

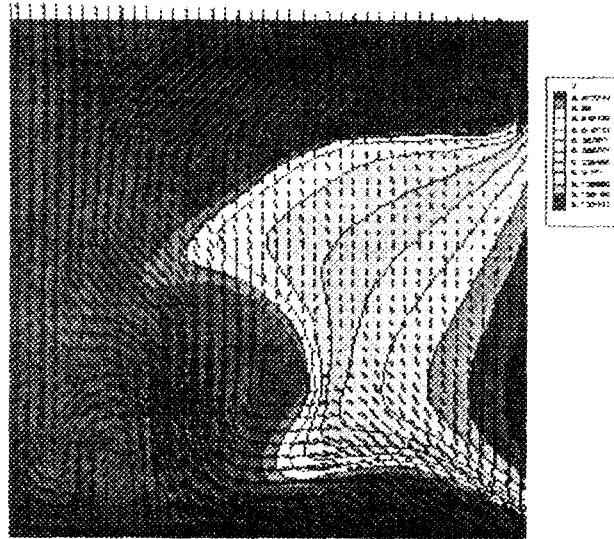
(a)



time = 4000 sec

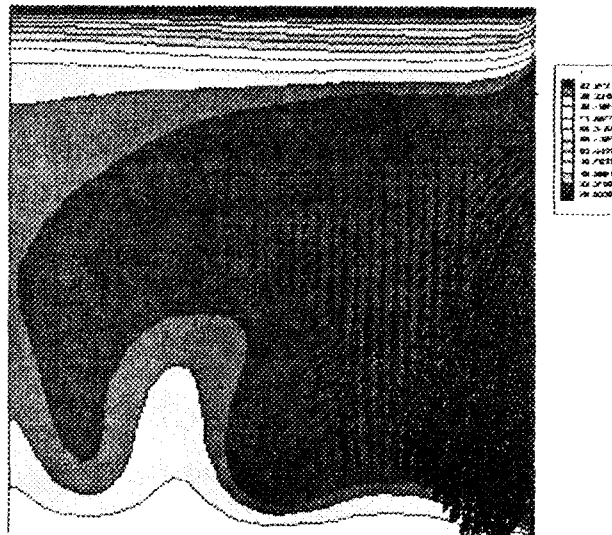
(b)

그림 3.3.14 (a) 액체 속도 벡터와 액체 분율 등고선  
(b) 증기 속도 벡터와 온도 등고선



time = 8000 sec

(a)



time = 8000 sec

(b)

그림 3.3.15 (a) 액체 속도 벡터와 액체 분율 등고선  
(b) 증기 속도 벡터와 온도 등고선

### 3. 노내 노심용융물의 냉각 특성 해석

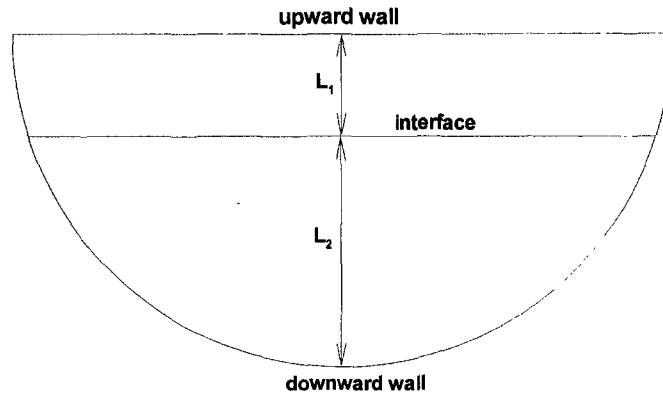
#### 가. 용융물 풀의 열전달 특성 해석

##### (1) 층상(Stratified) 유동 및 focusing 효과

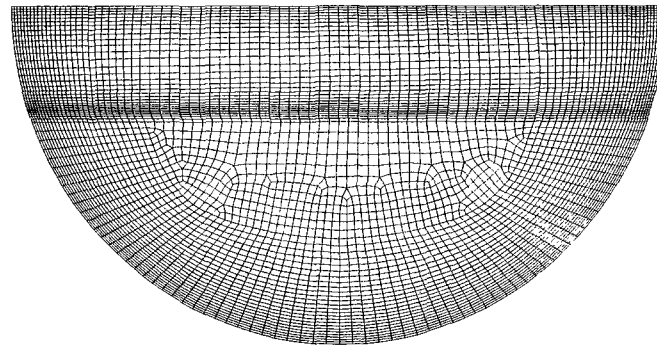
단일 유체로 채워진 용기내의 자연대류 현상에 대해서는 오랫동안 실험과 수치해석을 통해 많이 연구되어져 왔으나 유체가 층을 이루고 있는 경우에 대해서는 그렇지 못하였다. 중대사고시에 원자로 노심의 용융으로 인하여 그 용융물은 원자로 압력용기의 하반구에 재배치된 상태에서 자연대류를 포함하는 냉각과정을 거치게 된다. 지금까지의 대부분의 연구는 용융물을 하나의 혼합된 물질로 간주하고 단일 유체의 자연대류현상으로 모의하였다. 그러나 RASPLAV 관련 실험연구[3.3.36]에서 코륨 용융물은 우라늄이 많은 층과 지르코늄이 많은 층으로 나뉘어지는 성층화 현상이 일어난다고 관찰되었다. 그리고 이 성층화된 용융 풀은 자연대류에 의한 열전달 현상에 큰 영향을 미친다. 최근에 Gubaidullin, Sehgal[3.3.37] 등은 CFX 상용코드를 활용하여 2차원 반구내에서 두 개의 층으로 나뉘어진 유체의 열원에 의한 자연대류현상을 해석하고 단일유체의 열전달 특성과 비교하였다. 본 연구에서는 LILAC-mletpool 코드에 도입된 성층화 모델을 검증하기 위하여 Gubaidullin 등이 해석한 성층 자연대류 유동을 해석하였으며 단일층 유동과 2층의 성층 유동을 비교함으로써 성층화가 자연대류 열전달에 미치는 영향을 파악하였다.

##### (가) 2차원 반원 내에서 열원이 존재하는 성층유동

지름이 0.26m 인 반원 모양의 밀폐된 용기내에 Prandtl 수가 6.7인 물질이 열원을 포함하고 있는 경우에 대하여 수치 해석을 하였다. 유체층의 높이는 상층이  $L_1$ , 하층이  $L_2$ 이며 길이 비는 8:18이다. 위의 편평한 벽과 아래의 반원 모양의 벽은 등은 조건을 주었으며 유체층의 인터페이스는 고정되어 있으며 단지 전단력과 열속만이 두 층 사이에 교환된다. 용기내 초기온도는 외벽과 같이 두었으며, 열원에 의해 열이 외벽을 통해 밖으로 빠져나간다. 대표 파라미터는 열원을 기준으로 무차원한 Rayleigh 수로 다음과 같이 표현된다.



(a)

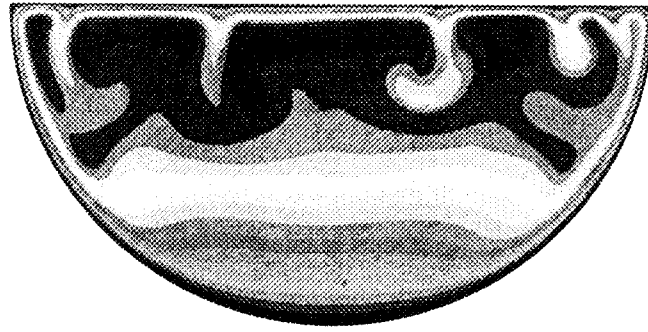


(b)

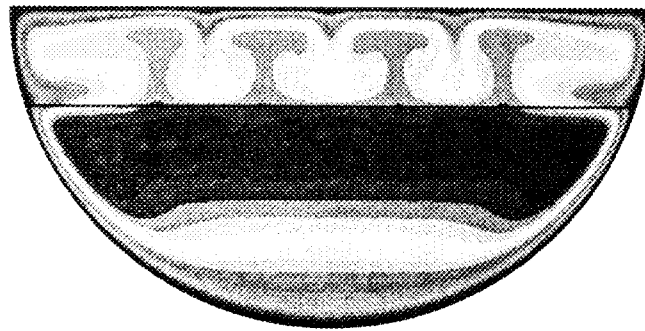
그림 3.3.16 (a)2차원 반원 모양의 성층 폴의 구조, (b)수치해석 격자  
(  $L_1:L_2 = 8:18$  ), upper layer:2250 cells, lower layer:2696 cells.

$$Ra = \frac{g\beta\rho^2 C_p Q_v L^5}{\mu k^2}, \quad Ra_d = \frac{g\beta\rho^2 C_p Q_v L_2^5}{\mu k^2} \quad (3.3.153)$$

유체의 성층화가 유동 및 열전달에 미치는 특성을 고찰하기 위하여 두 유체 층을 같은 물질로 채우고 계산하였다. L에 대한 Rayleigh 수가  $1.3 \times 10^8$ 인 경우에 대하여 단일 유체층으로 이루어진 경우와 2층으로 이루어진 경우를 각각 계산하고 비교하였다.



(a)



(b)

그림 3.3.17 열원에 의한 풀의 온도 분포  
(a)단일층 풀 (b)2층 풀,  $Ra=1.3 \times 10^8$ ,  $Ra_d=2 \times 10^7$

그림 3.3.17은 층이 있는 경우와 없는 경우에 대해 온도 분포를 보여주는 것으로 성층화가 열전달에 크게 영향을 미치는 것을 볼 수 있다. 일반적으로 열원을 포함하는 유체가 반구 내에서 자연대류를 할 때, 반구의 제일 아래 부분은 대류효과가 매우 작고 열전도가 지배적인 영역이다. 이 영역에서는 위로 올라가면서 온도가 증가하는 안정된 온도분포를 하고 있다. 반구의 위 부분은 상부 벽에서 식은 유체가 하강하고 중심부의 고온 층과 활발히 열교환을 일으키며 Benard 셀을 형성하기도 한다. 그리고 반구벽을 따라 고온의 유체가 외벽을 통해 열을 발산하면서 얇은 경계층을 만들어 낸다. 그림 3.3.17a를 통해 3 영역으로 나뉘어진 것을 짐작할 수 있으나, 유체가 두 개의

층으로 분리되어 있는 경우(그림 3.3.17b)에는 가장 고온의 유체층이 층 경계 바로 아래에 위치하고 있음을 보여준다. 위 층에서는 상부벽에서의 냉각으로 인해 Benard 셀이 형성되어 대류에 의한 활발한 열교환이 있음을 알 수 있다. 그림 3.3.17b에서 보는 바와 같이 고온층이 인터페이스 아래에 위치하고 있는 것은 반구 외벽으로의 열부하가 단일층으로 된 플에서의 열부하와 전혀 다르게 만드는 주요 원인이 된다.

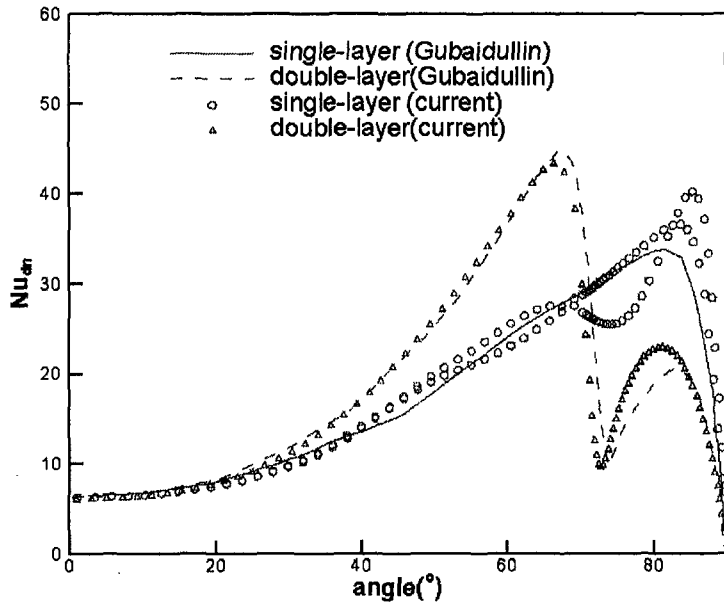


그림 3.3.18 하부 벽면을 통해 전달되는 열속 분포,  
 $Ra=1.3 \times 10^8$ ,  $Ra_d=2 \times 10^7$

그림 3.3.18은 반구의 외벽을 따라 Nusselt수의 분포를 보여준다. 여기서는 Nusselt수를 다음과 같이 체적평균 온도를 이용하여 무차원화하였다.

$$Nu = \frac{q_w}{k(T_w - T_{av})/L} \quad (3.3.154)$$

두 유체층의 인터페이스가 외벽과 만나는 점은  $72.1^\circ$ 이며 최고의 Nusselt 수는 그 점 바로 아래에 위치하고 있다. 단일 층인 경우와 두 개의 층으로 된 경우에 대해 평균 Nusselt수와 상부와 하부로 전달되는 열량비를 다음의 표 3.3.3에 나타내었다.

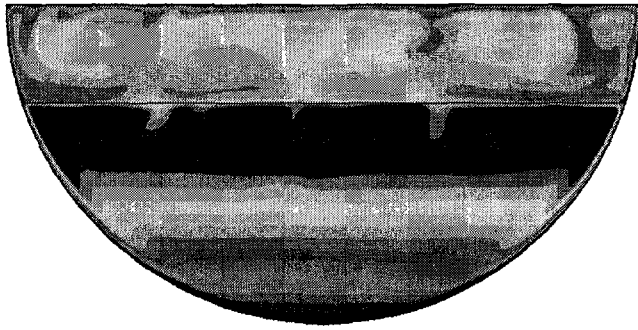
표 3.3.3 단일층과 2층 풀의 열전달 특성 비교

| Pool type    | $Nu_{up}$ | $Nu_{dn}$ | $q_{up}/q_{dn}$ |
|--------------|-----------|-----------|-----------------|
| Single-layer | 30        | 18        | 1.06            |
| Double-layer | 18        | 23        | 0.8             |

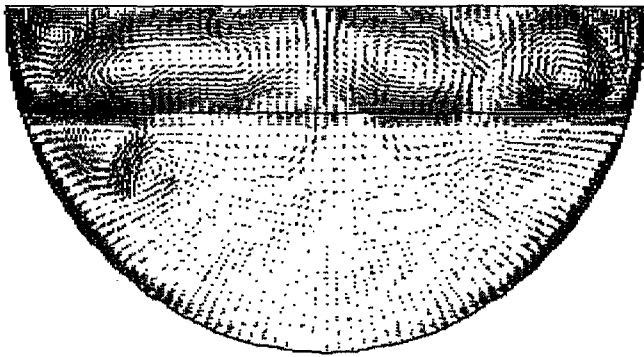
두 유체층으로 된 경우가 단일 유체층으로 된 경우에 비해 상부로의 열속은 감소시키고 하부 반구벽으로 나가는 열속을 증가시키는 것을 알 수 있다. 계산 결과로 볼 때 Rayleigh수가  $1.3 \times 10^8$ 인 경우에는 성층화가  $q_{up}/q_{dn}$ 를 20% 정도 증가시키는 것으로 나타났다.

(나) 성층유동에서 열원의 존재에 따른 열전달 특성

용기내에서 두 개의 유체층으로 성층화가 된 경우 열원의 존재에 따른 열전달 특성을 비교하였다. Rayleigh수가  $1.3 \times 10^{10}$ 인 경우에 대하여 상부 유체층에 열원  $Q_{v1}$ 이 없는 경우와  $Q_{v1}$ 이 하부 유체층의 열원  $Q_{v2}$ 와 같은 경우에 대하여 계산을 수행하였다. 그림 3.3.19는  $Q_{v1}$ 이  $Q_{v2}$ 와 같은 경우 어느 한순간에 대한 속도장과 온도장을 보여주고 있다. 높은 Rayleigh수로 인하여 유동장은 시간에 따라 변하는 비정상상태이며 좌우의 비대칭성을 보여주고 있다. 상부 유체층은 Benard 셀 모양의 유동구조를 보여주고 있으며 인터페이스 바로 아래 부분에서도 불규칙적인 와도현상이 나타난다. 그리고 반구 벽면에 매우 얇은 경계층이 형성되어 있다. 상부 유체층에 열원이 있는 경우 그 열은 위쪽 벽면과 인터페이스 위의 반구벽을 통해 빠져나가게 되며 이는 상부 유체층에 열원이 없는 경우에 비해 더 큰 열부하를 만들어낸다.  $Q_{v1}$ 이 존재하는 경우가  $Q_{v1}$ 가 없는 경우에 비해 인터페이스 전에서 최고 Nusselt수가 작게 나타나는 것은 Nusselt수의 정의에서 체적평균 온도를 사용함에 기인한 것으로 생각된다.



(a)



(b)

그림 3.3.19 (a) 2차원 반원의 성층 풀에서 온도분포, (b)속도장,  $Ra=1.3 \times 10^{10}$ ,  $Ra_d=2 \times 10^9$

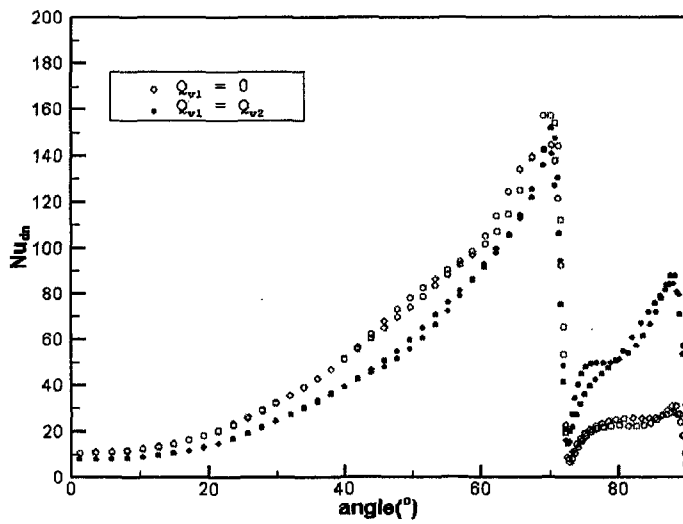


그림 3.3.20 하부벽의 각도에 따른 Nusselt수 분포,  $Ra=1.3 \times 10^{10}$ ,  $Ra_d=2 \times 10^9$



## (2) 높은 Rayleigh수 자연대류

중대사고시의 노심 용융물은 우라늄과 지르코늄의 산화물을 주로 하는 혼합물로 이루어져 있으며 우라늄의 붕괴열로 인하여  $1\text{MW}/\text{m}^3$  정도의 높은 열을 방출한다. 노심 용융물은  $3000\text{K}$  정도의 고온이며 Prandtl수는 약 1 전후의 값을 갖는다. 이와 같은 노심 용융물의 자연대류 현상을 파악하는 것은 실험적으로 불가능한 일이므로 상사물을 이용한 실험과 수치계산이 많이 이루어져 왔다. 대표적인 실험으로는 Mayinger의 실험, UCLA 실험, COPO 실험, ACOPO 실험, 그리고 최근의 RASPLAV SALT 실험 등이 있다. 이런 일련의 실험을 통해 하부와 상부 벽을 통해 나가는 열속을 측정하고 실험결과로부터 상관식을 얻어냈다. 실험을 통한 용융물의 자연대류에 대한 연구는 대부분 물이나 프레온을 이용하기 때문에 실제 용융물의 Prandtl수를 맞추기가 힘들고 Rayleigh수를  $10^{16}$ - $10^{17}$ 까지 높이기 힘들다. 그러나 현재까지 연구되어 온 결과로부터 추정하면 Prandtl수의 영향은 측정 Nusselt수의 10% 오차 범위 내에 들 정도로 작게 나타났으며 Rayleigh수에 대한 영향도 수치해석의 도움으로 지금까지 실험에서 얻은 상관식의 적용범위를 확대해도 무리가 없는 것으로 나타났다. 본 연구는 LILAC-meltpool 코드를 이용하여 높은 Rayleigh수의 자연대류 해석하여 LILAC-meltpool 모델이 기존의 실험 데이터를 재생산해낼 수 있는지를 평가하는 것이다.

### (가) Mayinger 실험

Mayinger등은 물에 나트륨화합물을 용해시켜 전류를 흘려 열을 발생시켰다. 외벽의 온도는 일정하게 유지하고  $Ra'$ 수에 따라 벽면의 평균 Nusselt 수를 얻었다.

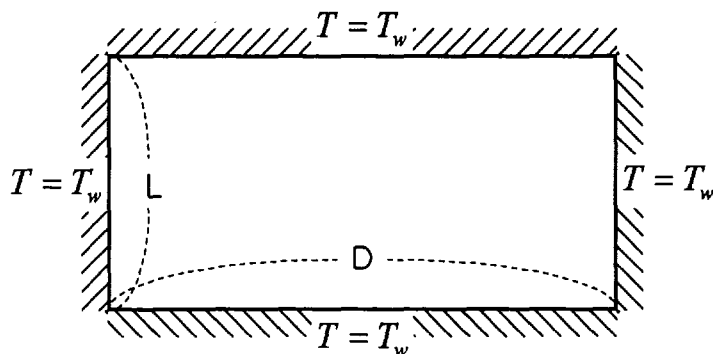


그림 3.3.21 직사각형 cavity 내의 자연대류를 위한 형상 및 경계조건

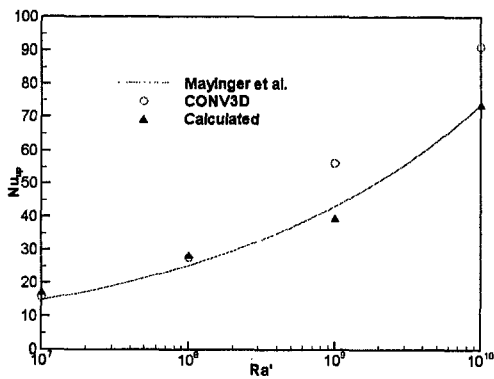
실험에 사용된 물의 Prandtl수는 7이며 직사각형 cavity의 가로세로비(L/D)가 0.5보다 작은 경우에 대하여 실험에서 얻은 평균 Nu수는 다음의 상관식으로 표현된다.

Ra'수의 적용범위 :  $1 \times 10^7 \leq Ra' \leq 1 \times 10^{10}$

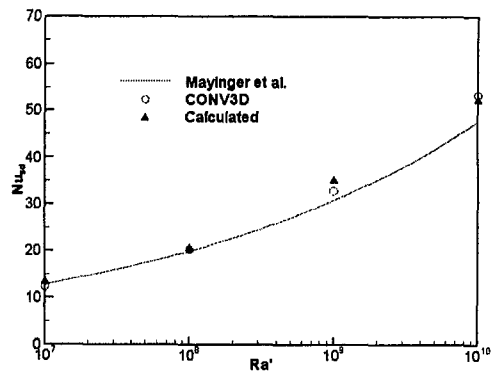
$$\overline{Nu}_{up} = 0.345 Ra'^{0.233} \quad \text{for upper wall} \quad (3.3.155)$$

$$\overline{Nu}_{sd} = 0.6 Ra'^{0.19} \quad \text{for side wall}$$

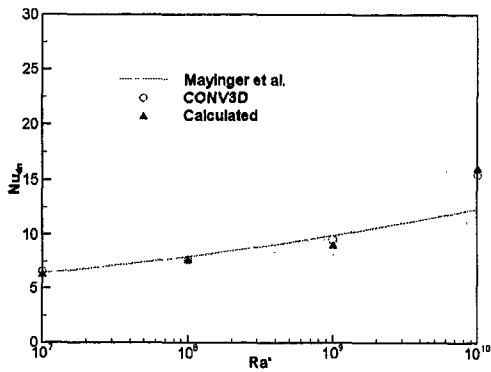
$$\overline{Nu}_{dn} = 1.389 Ra'^{0.095} \quad \text{for downward wall}$$



(a)



(b)



(c)

그림 3.3.22 평균 Nusselt수의 비교, (a)상부벽, (b)수직벽, (c)하부벽

직사각형 cavity내의 자연대류 열전달을 2차원으로 모의하여 LILAC-meltpool 코드로 계산하였으며 벽면에서의 평균 Nu수를 Mayinger의 상관식 및 CONV 코드의 계산 결과와 비교하였다(그림 3.3.22).

Mayinger등은 반원형의 cavity내의 열원이 있는 자연대류 현상을 실험하였으며 그 기하학적 형상과 경계조건은 그림 3.3.18에 나타내었다. 실험에서 얻은 평균 Nu수는 다음의 상관식으로 표현되며 Ra'수의 적용범위는  $1 \times 10^7$ 에서  $5 \times 10^{10}$ 까지 이다.

$$\overline{Nu}_{up} = 0.36 Ra'^{0.23} \quad \text{for upper wall} \quad (3.3.156)$$

$$\overline{Nu}_{dn} = 0.54 Ra'^{0.18} \quad \text{for downward wall}$$

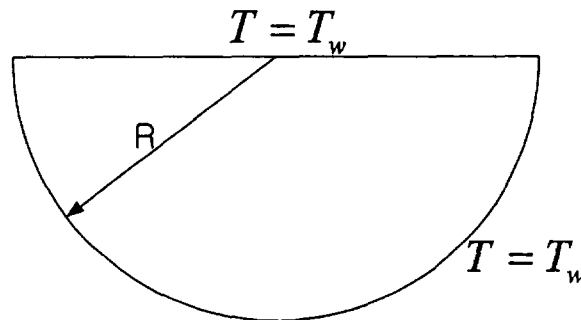
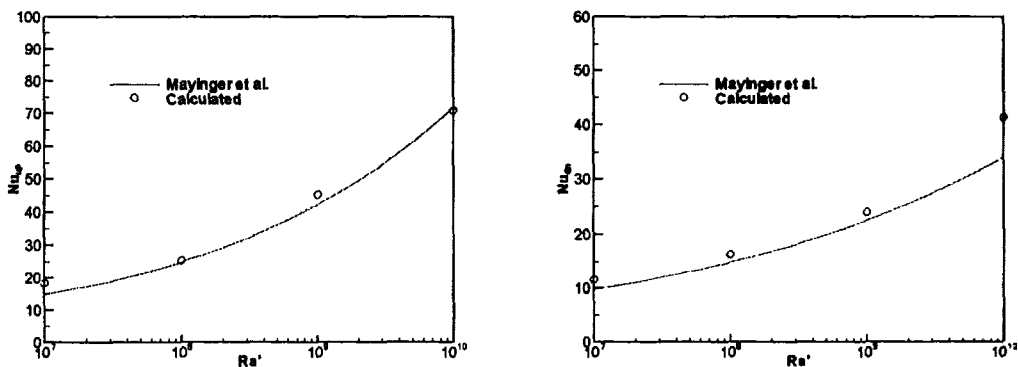


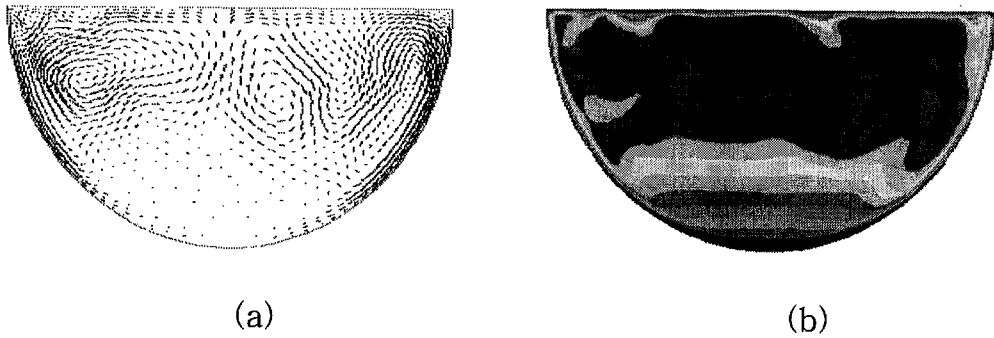
그림 3.3.23 반원형 cavity 내의 자연대류를 위한 기하학적 형상 및 경계조건



(a)

(b)

그림 3.3.24 평균 Nusselt수의 비교, (a)상부벽, (b)하부벽



(a) (b)  
 그림 3.3.25 속도장과 온도장,  $Ra' = 10^{10}$

그림 3.3.24와 3.3.25는 2차원 계산 결과이며 같은 문제를 3차원으로 계산하여 실험결과와 비교하였다.

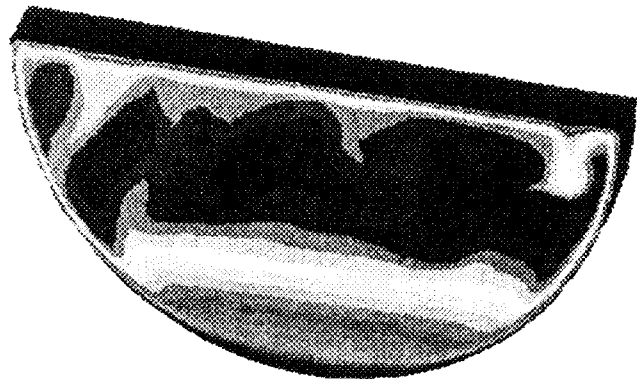
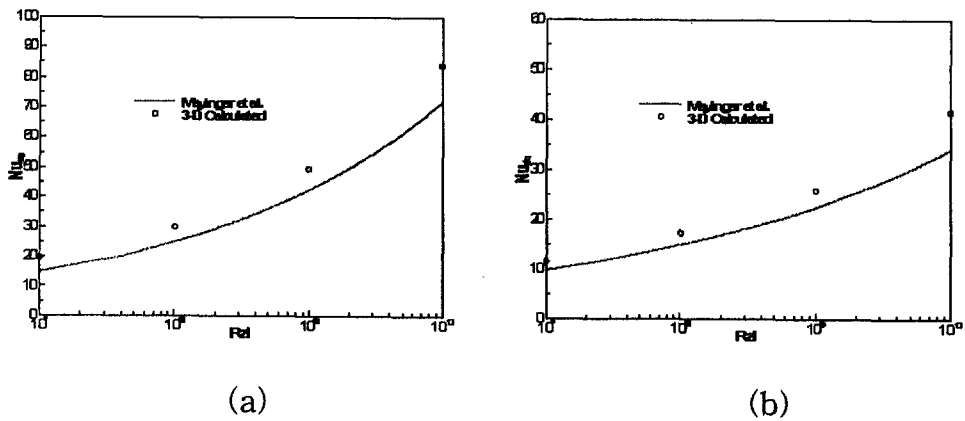


그림 3.3.26 반원형 3차원 풀 내의 자연대류에 의한 온도분포,  $Ra' = 10^{10}$



(a) (b)  
 그림 3.3.27 평균 Nusselt수의 비교, (a)상부벽, (b)하부벽

(나) mini-ACOPO 실험 해석

Mini-ACOPO[3.3.38] 실험은 내부 발열을 모의하는 대신 고온의 풀이 저온 외벽으로 열을 발산하면서 냉각되는 cool-down 실험이다. Cool-down 실험의 특징은 다른 실험에서처럼 열원을 모의하기 위한 Joule 가열이나 microwave 가열이 필요 없고 냉각율로부터 수정 Rayleigh수를 계산한다.

$$\int \frac{\partial}{\partial t} (\rho C_p T) d\Omega + \sum q'' S = 0 \quad (3.3.157)$$

식 (3.3.157)은 풀 전체에 대한 에너지 보존방정식을 나타낸 것으로 풀의 경계로 빠져나가는 열속  $q''$ 의 면적 적분한 열유량은 풀의 냉각율과 같다. 이 냉각율 항을 우변으로 넘기면 열원이 있는 에너지 방정식이 된다.

Mini-ACOPO 실험은 직경 22cm의 반구형 실험 장치를 사용하였으며 A 실험은 물을 이용하였으며 B 실험은 프레온을 상사물로 이용하였다. Mini-ACOPO 실험에서 유효 단위 체적당 열량은 다음 식으로 계산된다.

$$q_v''' = (S_{up} q''_{up} + S_{dn} q''_{dn}) / V \quad (3.3.158)$$

Mini-ACOPO B 실험은 Prandtl수의 영향을 평가하기 위하여 약 100°C의 물을 사용하고 외벽의 온도는 3, 26, 66°C로 냉각하였다. 이 실험에서 Prandtl수는 물의 온도에 따라 약 2.5~11의 값을 갖는다.

B3 실험에 대하여 LILAC-meltpool로 계산을 하였으며 물의 초기온도는 100°C, 외벽의 온도는 3°C이다. 해석 영역은 축대칭 2차원으로 모의하였으며  $k-\omega$  난류모델을 사용하였다. 그림 3.3.28은 계산된 온도장을 보여주는 것으로 (a)는 5분, (b)는 7분이 지난 시점에서 결과이다. 반구의 벽면을 따라 형성된 경계층에 의하여 등온도선은 큰 변화를 보여주고 있다. 이 벽면을 따라 흘러 내려가면서 냉각된 유체는 다시 반구 바닥에서 풀의 중심부로 상승하면서 온도가 올라간다. 그림 3.3.28의 온도장에서는 수평의 등온도선으로 나타나 있는 부분으로 매우 안정하게 성층화가 이루어져 있음을 알 수 있다. 풀의 상부에서는 수평 벽의 낮은 온도에 의해 활발한 자연대류가 발생하고 있다. 특히 상부벽 근처에서 생성되는 thermal spike는 시간에 따라 위치를 바꾸고 있는 것을 볼 수 있다.

mini-ACOPO 실험은 초기의 풀과 외벽의 온도차에 의해 자연대류가 발생하

고

서서히 냉각되는 실험이다. 시간에 따라 냉각율의 감소, 풀의 체적평균 온도의 감소로 인한 풀의 Prandtl수 변화 등으로 풀의 수정 Rayleigh수는 감소한다. 그림 3.3.29는 수정 Rayleigh수에 따른 평균 Nu수의 변화를 보여주고 있다. mini-ACOPO 실험에서 구한 상관식과 비교하였을 때 계산 결과는 10%의 오차범위 안에 들어감을 알 수 있다. 상사물을 이용한 용융 풀의 자연대류 실험의 중요한 결과는 반구의 벽면을 따라 Nusselt수의 분포를 파악하는 것으로 그림 3.3.30은 반구의 벽면을 따라 Nusselt수의 분포를 계산 값과 mini-ACOPO 실험 결과를 비교한 것이다. 계산 결과는 2, 4, 6, 8분 후의 값으로 서로 상사성을 보여주고 있다.

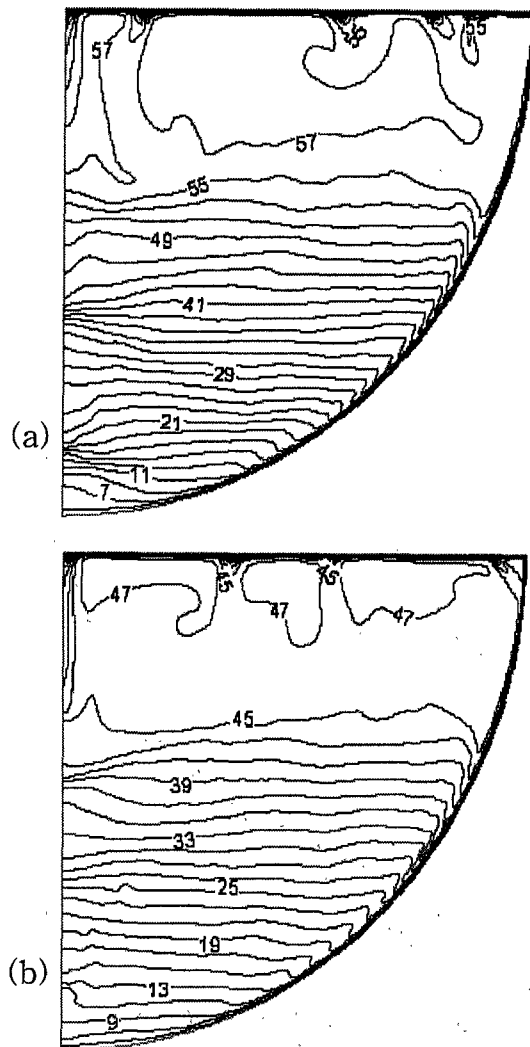


그림 3.3.28 LILAC-meltpool로 계산된 mini-ACOPO B3 실험의 온도분포,  
(a)T=300s, (b)T=420s.

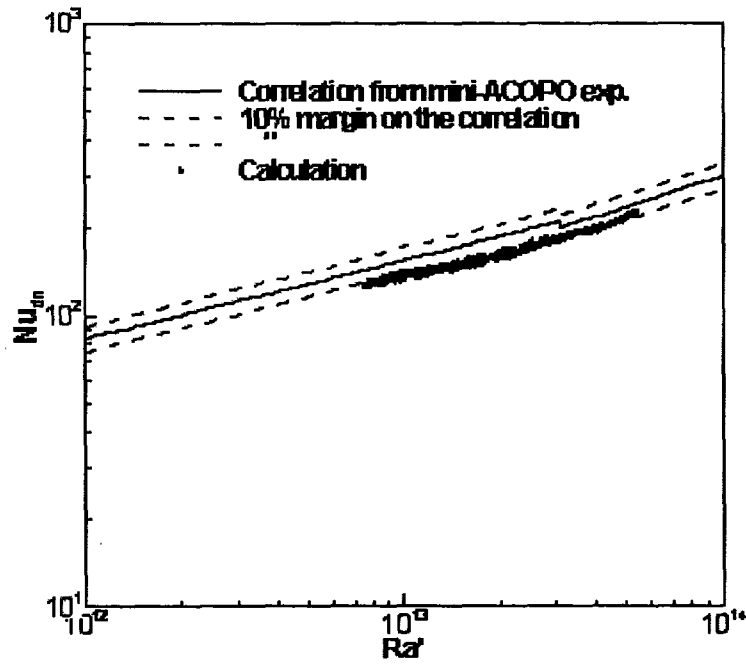


그림 3.3.29 수정 Ra수에 따른 반구 벽의 평균 Nusselt수

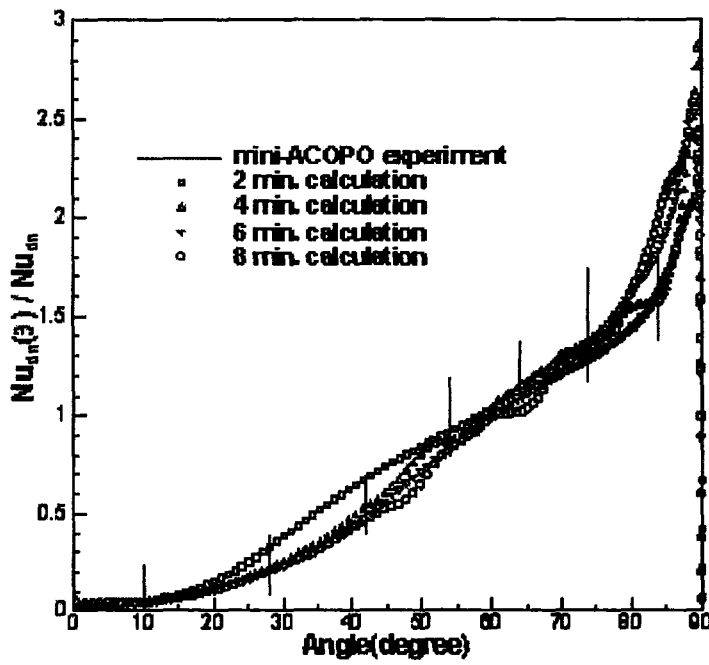


그림 3.3.30 반구 벽을 따른 국소 Nusselt수의 분포

## 나. 노내 간극 냉각 실험(LAVA) 해석

### (1) $Al_2O_3/Fe$ 용융물의 냉각 실험 해석

중대사고 시 원자로 하부 반구에 재배치된 노심용융물을 원자로 내부에서 냉각시키기 위한 방법으로 하반구의 외벽냉각은 매우 효과적인 수단이 될 수 있다. 원자로용기 외벽의 비등 냉각의 특성을 규명하기 위한 일련의 LAVA-EVC 실험을 수행하였다. 반응 용기는 직경 50cm, 두께 2.5cm의 탄소강으로 된 반구이며 노심용융물을 모의하기 위하여 thermite 반응에 의한  $Al_2O_3/Fe$  용융물을 사용하였다. 알루미늄과 산화철 분말을 용기내에서 반응시켜 2800K 이상 고온의 용융물을 얻게된다. 산화알루미늄과 철 용융물은 밀도차에 의해 성층화가 이루어지고 용기벽면과 용융물의 상부 표면을 통해 냉각된다. 외벽냉각이 없는 경우에 대한 실험에서 용기는 두 용융물의 경계 바로 아래부분에서 용발에 의해 파손이 되었다.[3.3.39]

실험을 통해 고온의 용융물이 냉각되는 과정과 특히 성층면에서 용기가 파손되는 물리적 현상을 파악하는데는 한계가 있기 때문에 수치계산을 통하여 용융물의 냉각 및 용기의 가열과정을 모의하였다. 그림 3.3.31은  $Al_2O_3/Fe$  용융물의 냉각 실험을 해석하기 위하여 사용한 격자를 보여준다. 총 9683 개의 사각형 셀로 구성되어 있으며, 해석 영역은 하부의 용융철, 상부의 산화알루미늄층 그리고 용기를 포함한다. Thermite 화학반응 후 산화알루미늄과 철이 완전히 성층화가 이루어진 시점부터 계산하였으며 초기 용융물의 온도는 2800K로 하였다. 용융물의 상부 표면과 용기 외벽은 대기에 의한 복사와 자연대류를 고려하였다. 그림 3.3.32는 30초 후에 온도분포를 보여주는 것으로, 하부의 철 층은 반구용기와 접촉면이 넓어서 빨리 냉각되어 산화알루미늄 층보다 낮은 온도분포를 갖고 있고 반구형 용기는 용융물의 성층면 바로 아래 부분에서 온도가 가장 높게 나타난다. 용융물은 냉각이 가장 활발한 상부 표면과 용기와 접하는 곳에서부터 고화가 일어난다. 그러나 그림 3.3.33에서 보는 바와 같이 아래에 위치한 철 층은 30초 후에도 성층면 바로 아래에서 용기와 접하는 부분은 용융상태로 남아 있다. 이것은 자연대류에 의한 활발한 열전달에 기인하는 것으로 용융철은 고온의 산화알루미늄과 접하는 성층면에서 열을 받아 외벽을 통해 냉각되면서 그 벽을 따라 하강한다. 그림 3.3.34에 용기 외벽에서의 온도분포를 나타내었다. 30초 후에 최고 온도가 성층면 바로 아래에서 위치하는 것을 알 수 있다. 실험에서는 용기의 정점에서 위도  $15^\circ$  동심원에서  $90^\circ$  간격으로 네 지점에서 외벽의 2mm 깊이에 K형 열



전대를 설치하여 온도를 측정하였다. 그림 3.3.35에서는 실험값의 최대온도와 최저온도를 계산한 값과 비교하였다. 위도 15°에서 측정한 온도가 서로 다른 것으로 보아 3차원 특성이 존재하는 것으로 생각된다. 실험 값이 수치계산 결과와 다소 차이를 보이고 있는데 그 원인은 수치모델이 축대칭 2차원이고 용기 내에서 초기 thermite 반응을 모의하지 않았으며 고온에서 용융물의 물성치에 대한 불확실성이 존재하기 때문이라 생각된다.

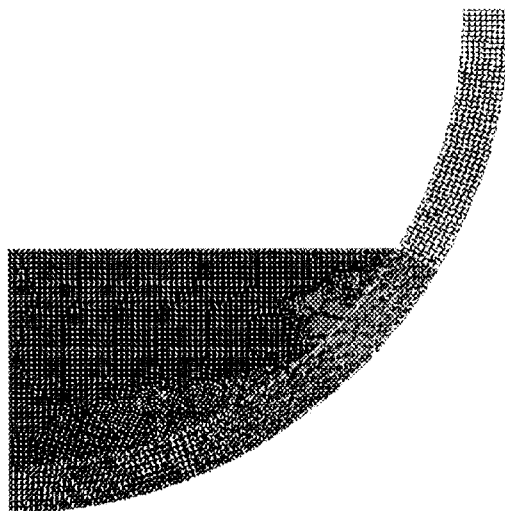


그림 3.3.31 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe 용융물 실험 해석을 위한 해석영역과 격자

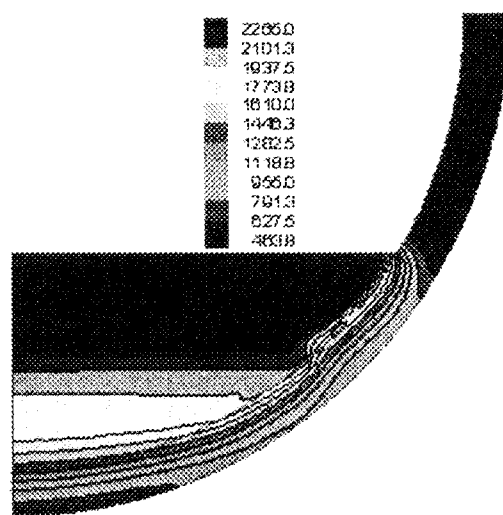


그림 3.3.32 30초 후의 온도 분포

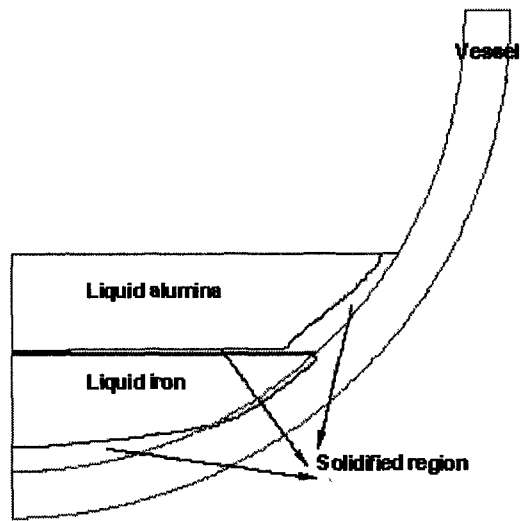


그림 3.3.33 30초 후의 용융물의 고화 및 반구의 용발

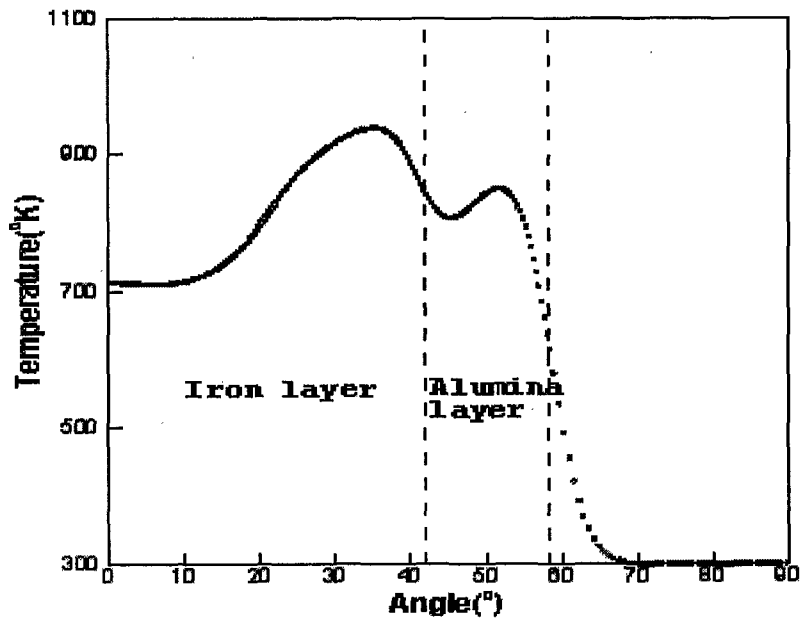


그림 3.3.34 30초 후 반구 외벽의 온도 분포

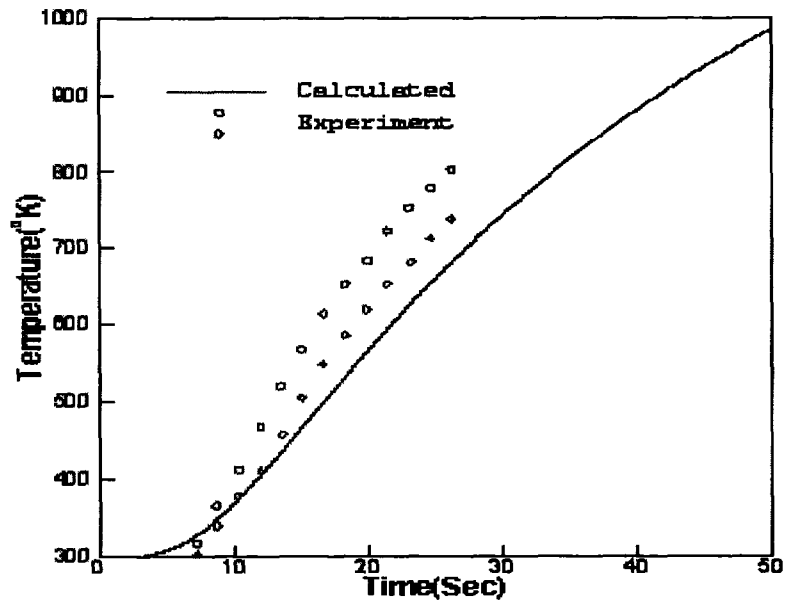


그림 3.3.35 반구의 하부 정점에서 15° 동심원상의 외벽에서 2mm 안에서 시간에 따른 온도 변화

## (2) 간극냉각 해석

간극 냉각 모델을 검증하기 위하여 LAVA 4 실험[3.3.40]을 해석하였다. LAVA 4 실험은 반응로에서 thermite 반응을 일으켜 고온의 산화알루미늄과 철의 용융물을 얻고 분리기에서 밀도차이에 의해 산화알루미늄을 분리해서 냉각수가 있는 반구형 용기에 자유낙하로 주입시킨다. 용기에 주입된 산화알루미늄의 질량은 30kg이며 용융물의 초기 온도는 대략 2400 K 정도이며 초기 내부 압력은 17기압이다. 그리고 냉각수의 온도는 427 K이다. 실험에서 반구의 외벽 온도는 K형 열전대를 이용하여 실시간으로 측정하며 온도에 의한 반구의 변형을 선형 변위 측정기로 측정하였다. 실험 종료 후 냉각된 용기를 절단하여 간극의 크기를 측정하였으며 그 값은 1-3 mm 정도 되었다. 반구의 외벽 온도 측정을 위해 설치한 K형 열전대를 외벽에서 2mm 깊이에서 15° 간격으로 설치하였다.

그림 3.3.36은 LAVA 실험을 해석하기 위해 사용한 격자와 경계를 나타낸다. 해석 영역은 축대칭 2차원이며 3502 개의 사각형 셀을 사용하였다. BC1은 대칭축이며 BC2, BC3는 용융물의 상부면으로 복사와 수조비등조건을 사용하였다. BC4, BC5 등은 용기의 벽면으로 복사와 대류 경계조건을 사용하

였다. 특히 BC3 경계는 냉각수가 채워져 있는 부분으로 계산 중에 벽면 온도가 포화온도보다 높아지면 수조비등조건이 사용된다.

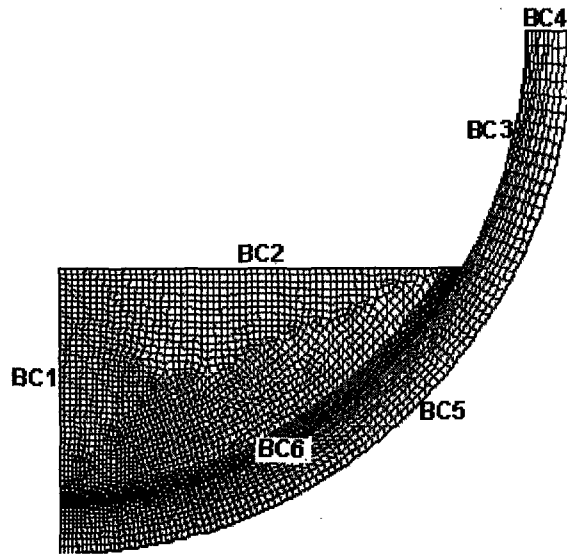


그림 3.3.36 LAVA-4 실험 해석을 위한 격자와 경계조건, BC1: 대칭축, BC2, BC3: 냉각수에 의한 비등 경계조건, BC4,BC5:복사와 대류에 의한 냉각 조건, BC6:간극냉각 조건

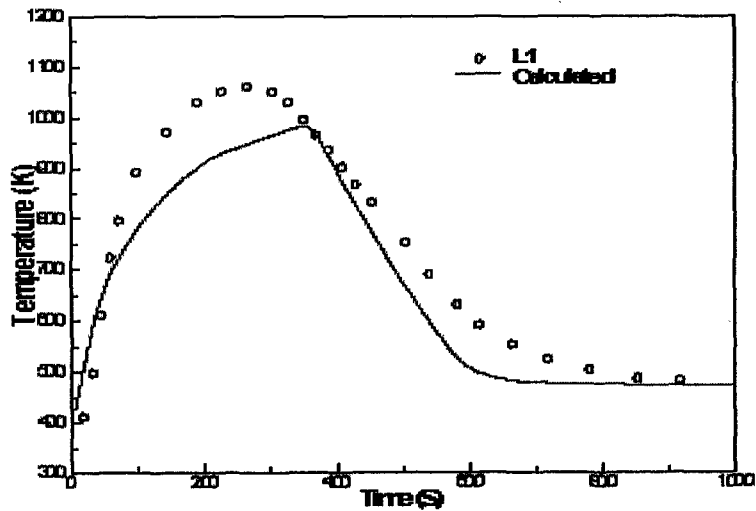


그림 3.3.37 반구의 하부 정점, 외벽에서 2mm 안쪽 지점에서 시간에 따른 온도 변화

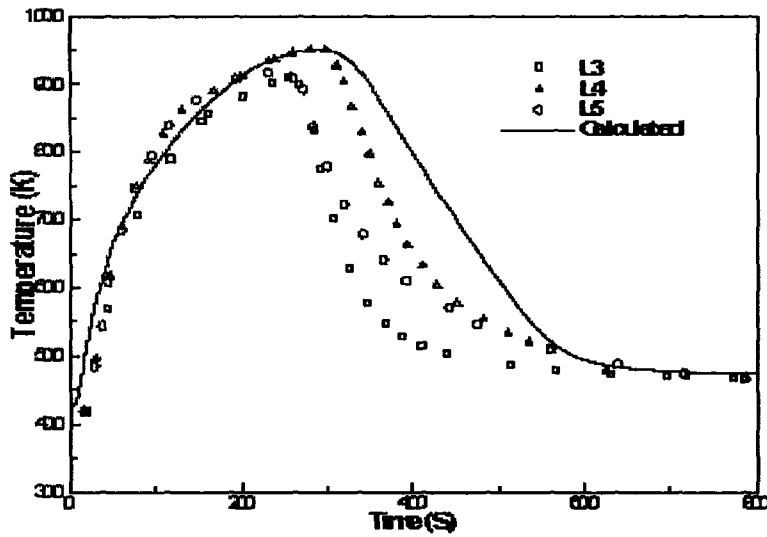


그림 3.3.38 반구의 하부 정점에 15° 동심원, 외벽에서 2mm 안쪽 지점에서 시간에 따른 온도 변화

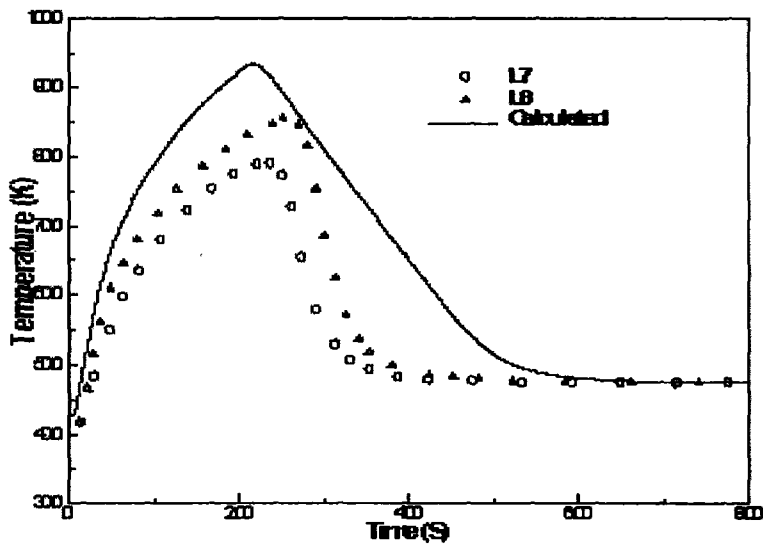


그림 3.3.39 반구의 하부 정점에 30° 동심원, 외벽에서 2mm 안쪽 지점에서 시간에 따른 온도 변화

이 계산에서는 200초 후에 간극이 2mm 크기로 생성된다고 가정하였다. 그리고 용융물의 초기 온도는 2400 K이고 반구는 냉각수의 온도를 사용하였다. 용융물과 반구의 온도차를 기준으로 한 초기의 Ra수는  $4.4 \times 10^9$  정도로 층류와 난류 자연대류의 천이영역이라 할 수 있으므로 현재 계산에서는 난류모델을 사용하지 않았다. 그림 3.3.37, 38, 39는 각각  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$  지점에서 시간에 따른 외벽의 온도 변화를 실험 값과 비교한 것이다.

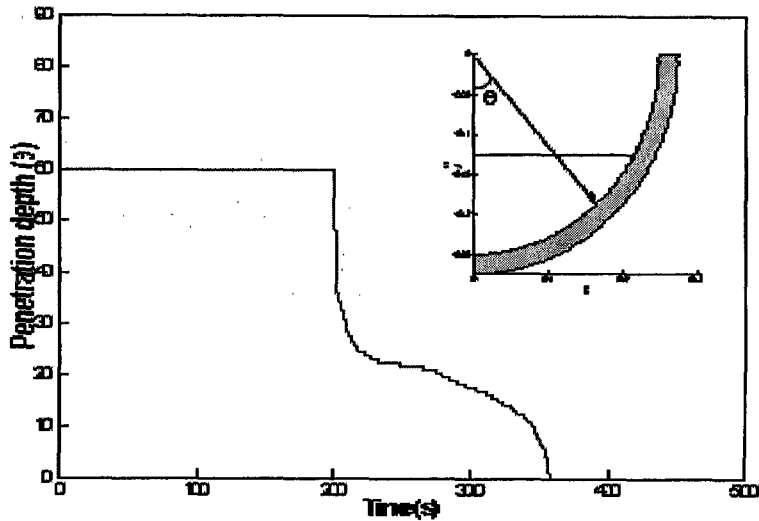


그림 3.3.40 간극을 통한 냉각수 침투 깊이

그림 3.3.40에 시간에 따른 냉각수의 침투 깊이를 각도로 표시하였다. 30 kg의 산화알루미늄은 직경 0.5 m의 반구에 약  $60^\circ$ 까지 차게된다. 200 초부터 간극 냉각을 시작하였으며 이때 약  $35^\circ$ 까지 냉각수가 침투된다. 더 이상 침투하지 못하는 것은 간극 입구에서 CCFL 현상에 의해 냉각수 유입 속도에 제한을 받기 때문이다. 시간이 지남에 따라 피막층 표면과 반구 내벽이 냉각수 비등에 의해 냉각되면서 냉각수의 침투깊이도 점점 증가한다. 약 350 초 정도 지나면서 냉각수는 바닥까지 완전히 침투한 것을 그림에서 알 수 있다. 그림 3.3.41은 300초 후 그리고 그림 3.3.42는 600초 후의 계산 결과이다. 오른쪽은 등온선을 나타내고 왼쪽은 액상과 고상의 경계를 의미하는 액상분률 등고선(liquid fraction contour)이다. 용융물은 상부 표면과 하부표면에서부터 고화가 시작되며 시간이 진행됨에 따라 서서히 내부로 진행된다. 그림 3.3.40에서 300 후에는 냉각수가  $17^\circ$ 까지 침투하였으며 그림 3.3.41의 등온선 그림에서도 반구는 냉각수가 침투된 영역까지는 내벽이 외벽보다 온도가 더

낮음을 알 수 있다. 반구의 정점 부근에는 아직 냉각수가 침투하지 못하여 아직 높은 온도를 유지하고 있다. 600 초가 지난 뒤에는 냉각수가 반구의 정점까지 완전히 침투하여 반구에 거의 온도 구배가 없는 것으로 보인다. 그러나 용융물의 고화층은 여전히 고온상태로 유지되어 있는 것으로 보인다.

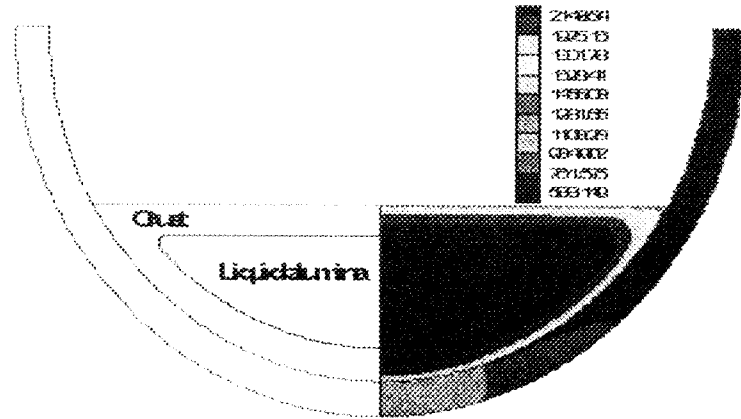


그림 3.3.41 300초 후의 온도 분포(우), 피막층의 두께(좌)

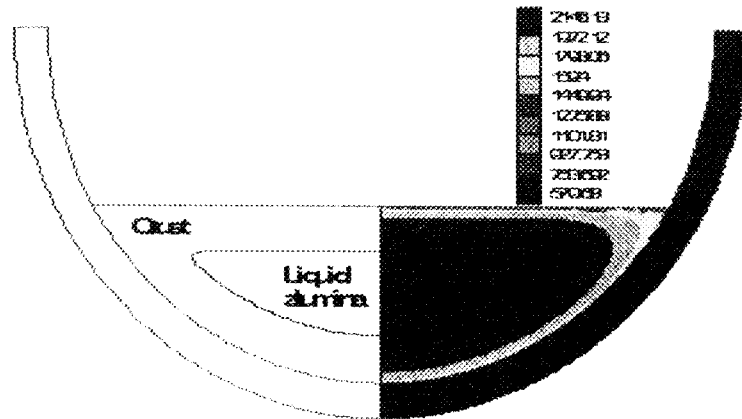


그림 3.3.42 600초 후의 온도 분포(우), 피막층의 두께(좌)

다. 원자로 하부의 노심용융물 냉각 특성 해석

(1) KNGR에 대한 외벽냉각시 반구의 열적 거동 해석

KNGR 하반구에 노심 용융물이 가득 찬 경우에 대하여 외벽냉각을 고려한 반구의 열적 거동을 lumped-pool 모델을 이용하여 계산하였다. KNGR 반구의 내벽 반경은 2.37m, 두께는 16.5cm이다. 그리고 노심 용융물은 금속층을 제외한 산화물층만을 고려하였다. 실제 계산에 사용된 용융물의 물성치는 표3.3.2와 같다. 그리고 이 물성치로부터 계산된 용융 풀의 Rayleigh수는  $7.63 \times 10^{15}$ 이다. Mayinger의 상관식 (3.3.89)과 Park의 반구 내벽 열속분포식 (3.3.91)을 이용하여 반구형 풀의 하부 벽면에서 열전달 계수를 구하면 그림 3.3.43과 같다. 그리고 용융 풀에서 피막층으로 전달되는 열속은 식 (3.3.92)로부터 구하였으며 그림 3.3.44에서 보는 바와 같이 최대 열속은  $0.6 \text{ MW/m}^2$  정도이다.

표 3.3.4 Corium의 물성치

|                     | corium  | crust | unit                 |
|---------------------|---------|-------|----------------------|
| pool radius         | 2.37    |       | [m]                  |
| heat source         | 1.0e6   | 1.0e6 | [m]                  |
| melting temperature | 2800    |       | [K]                  |
| latent heat         | 2.7e5   |       | [J/kg]               |
| thermal expansion   | 1.4e-4  |       | [1/K]                |
| viscosity           | 3.28e-2 |       | [kg/ms]              |
| density             | 8200    | 8100  | [kg/m <sup>3</sup> ] |
| specific heat       | 470     | 520   | [J/kgK]              |
| conductivity        | 3.6     | 8     | [W/mK]               |

피막층으로부터 반구의 내벽으로 전달되는 열속은 피막층 내에서의 붕괴열로 인하여 용융 풀에서 피막층으로 전달되는 열속보다 약간 더 증가했음을 그림 3.3.45에서 볼 수 있다. 식 (3.3.97)로부터 구한 피막층의 두께분포(그림 3.3.46)를 보면 반구의 하부에서는 9cm 정도로 두꺼운 반면 상부로 갈수록 급격히 얇아짐을 알 수 있다.



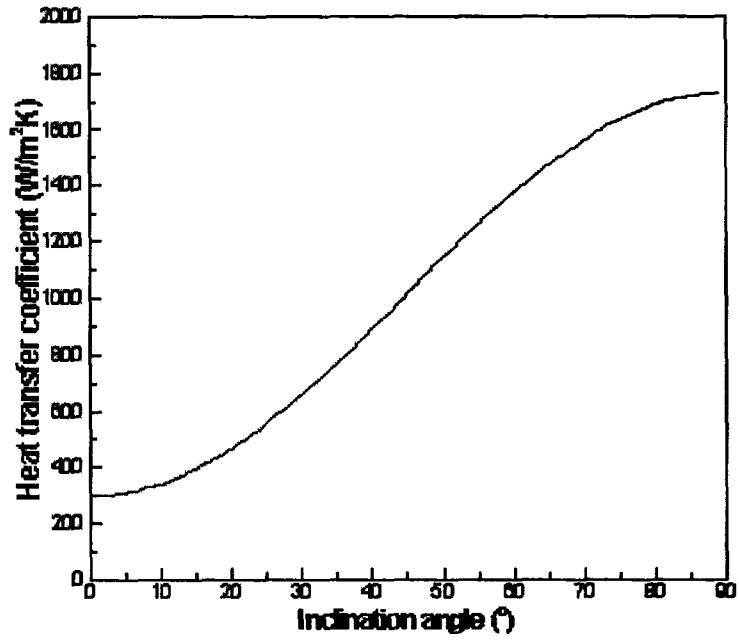


그림 3.3.43 Mayinger 상관식을 이용한 반구형 쉘의 열전달 계수

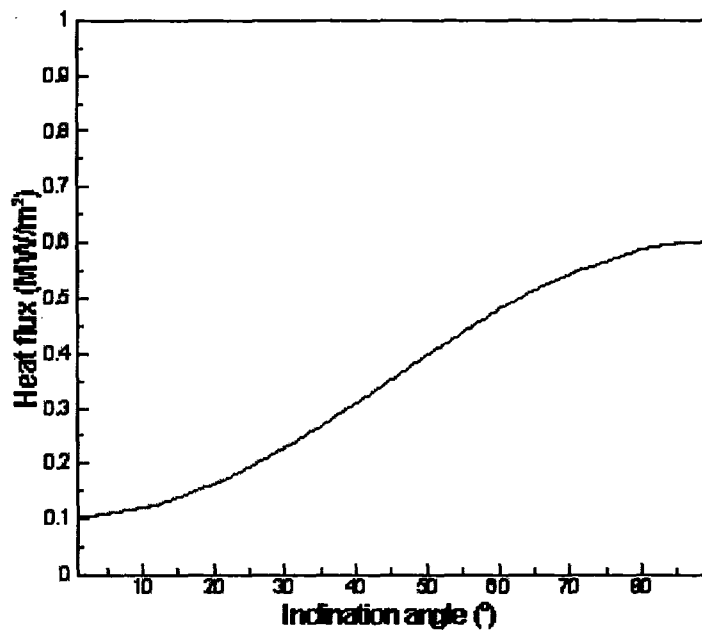


그림 3.3.44 반구형 쉘의 열속 분포

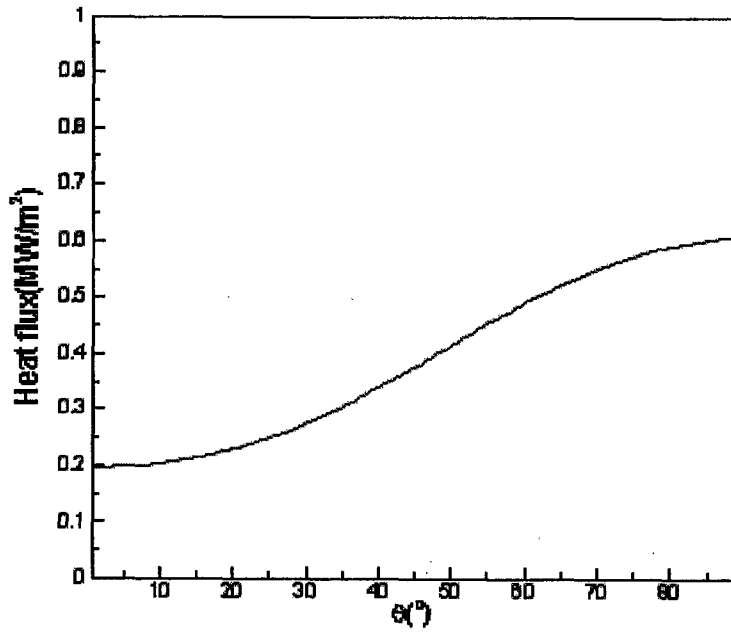


그림 3.3.45 피막층에서 반구의 내벽으로 전달되는 열속

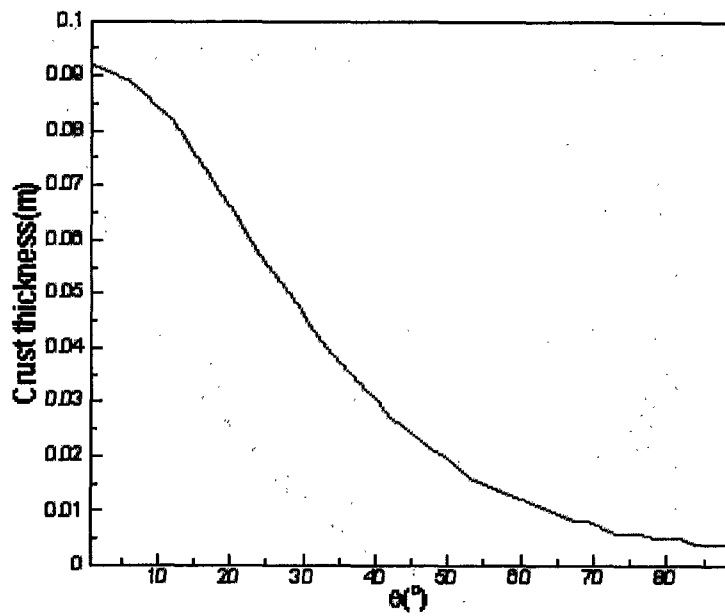


그림 3.3.46 반구 내벽에 형성된 피막층의 두께

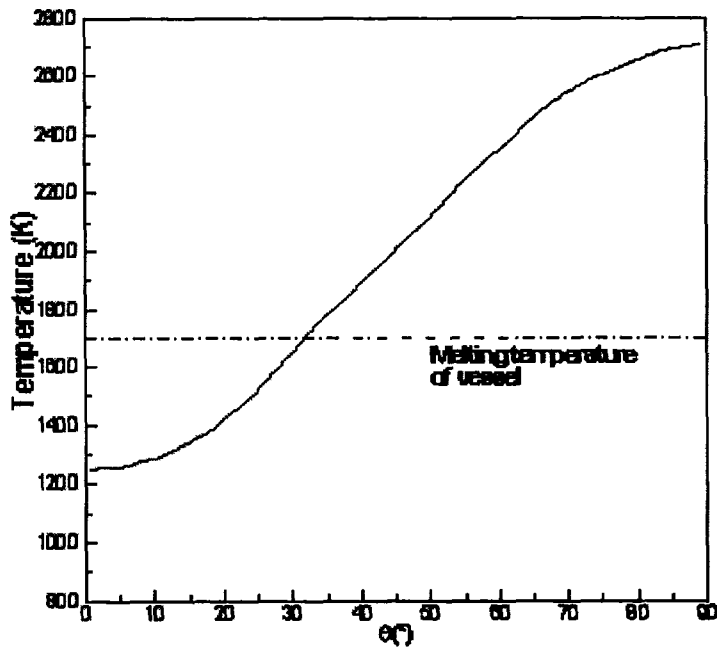


그림 3.3.47 반구 내벽의 온도 분포

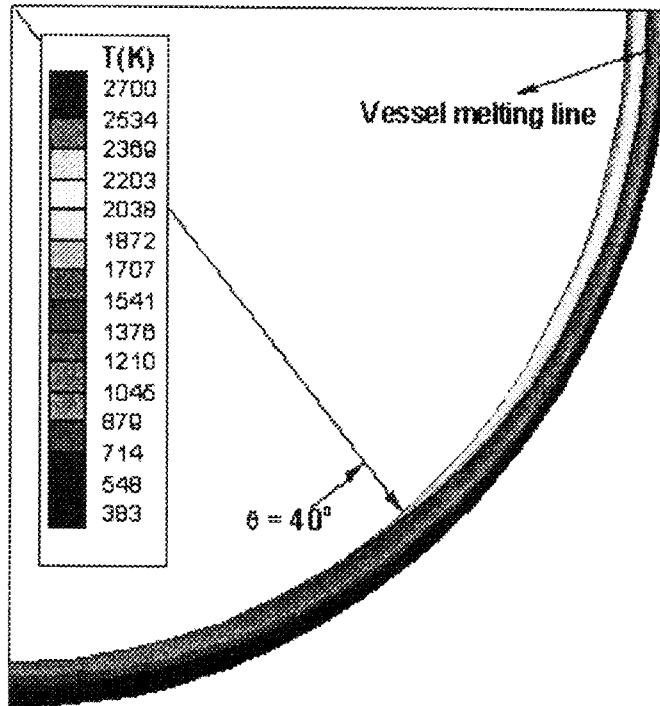


그림 3.3.48 반구의 온도 분포와 용발

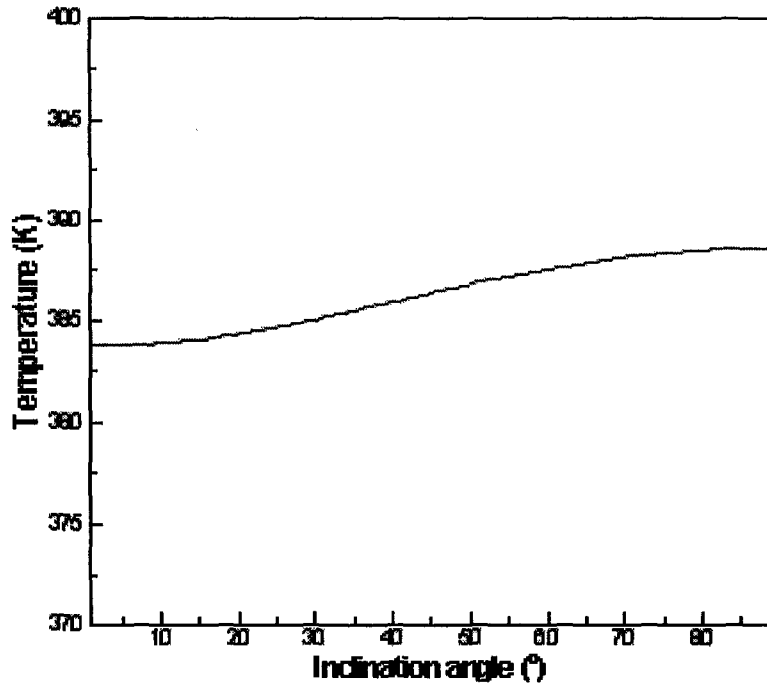


그림 3.3.49 반구 외벽의 온도 분포

그림 3.3.47은 반구 내벽의 온도분포를 보여주는 것으로 반구의 35° 아래에 서는 내벽 온도가 용융점보다 낮다. 그리고 그림 3.3.48에서 반구의 온도분포를 보면 상부 벽은 약 1/3 정도가 용발이 일어난 것으로 보인다. 그림 3.3.49는 반구 외벽 온도 분포를 보여주며 모든 지점에서 핵비동에 의한 열제거가 이루어지고 있음을 알 수 있다.

#### 라. LILAC 코드 개발 및 향후 연구 분야

##### (1) 연구 결과 요약

본 연구의 목적은 중대사고 시에 하반구에 재배치된 노심 용융물의 열 수력 거동과 하반구의 열적 거동을 해석할 수 있는 코드를 개발하고 실험 해석을 통해 검증하는 것이다. 본 연구를 통하여 얻은 결과를 종합하고 정리하면 다음과 같다.

##### (가) LILAC-meltpool 코드의 개발

본 연구에서 개발된 다차원 열유동 해석 코드 LILAC-meltpool은 Reynolds 평균 Navier-Stokes 방정식과 에너지 방정식을 지배방정식으로 사용하고 2-방정식 난류모델을 이용하여 난류 유동을 모의한다. 그리고 용융물의 피막층 형성은 enthalpy-porosity 고화 모델을 이용하여 해석한다.

#### (나) LILAC-meltprog 코드의 개발

노심 파편층의 열적 기계적 거동을 해석하는 meltprog는 하반구에 잔존하는 냉각수에 의한 파편층 냉각효과를 모의하는 meltprog-wet 부분과 잔존 냉각수가 모두 증발하고 난 후 안정화 상태에 이른 노심 용융물 파편층의 용융/재배치/고화과정을 모의하는 meltprog-dry 부분으로 구성되어 있다.

#### (다) 노내 노심용융물의 냉각특성 해석

성층화된 유동의 열전달 특성을 파악하기 위해 반구형 용기 내에 두 개의 층으로 나뉘어진 풀의 자연대류 열전달을 해석하였으며 산화알루미늄/철 용융물을 이용한 실험을 계산하고 실험결과와 비교하였다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 용기내 단일 층으로 구성된 풀에서는 고온부가 상부벽 바로 아래 위치하며 이로 인해 하부 반구벽의 가장 윗 부분에서 Nusselt수가 가장 큰 반면, 두 유체층으로 이루어진 경우는 유체의 고온부가 유체층 경계 바로 아래 위치하였으며 국소 Nusselt수의 최고점도 이 인터페이스 바로 아래 부분에서 발생하였다.

- 산화알루미늄과 철로 구성된 용융물의 자연냉각 과정은 용융물의 성층화에 의해 크게 영향을 받으며, 용융물의 인터페이스 바로 아래에서 가장 높은 온도분포를 보여주었다. 그리고 용융물은 상부 표면과 용기 내벽과 인접한 지역에서 먼저 고화되나, 용융물의 자연대류와 인터페이스의 영향으로 용기 내벽의 인터페이스 바로 아래 부분에서는 다른 부분보다 더 오랫동안 용융 상태로 남아 있음을 확인하였다.

높은 Rayleigh수의 자연대류에 대한 기존의 실험연구를 LILAC 코드로 계산하였다.

- Mayinger의 직사각형 및 반원형 풀에 대한 자연대류 실험을 해석하고 벽을 통한 열전달 계수를 실험치와 비교하였다. 수정 Reyleigh수에 따

른 평균 Nusselt수는 실험과 계산이 비슷한 경향을 보였다.

- 반구형 cool-down 실험인 mini-ACOPO를 LILAC-meltpool로 계산하고 그 결과를 비교하였다. 계산을 통해 얻은 각 시간 별 하부 반구의 Nusselt수 분포는 매우 유사한 경향을 보여주었다.

CCFL 현상에 기초한 간극 냉각 모델을 이용하여 LAVA 실험을 해석하고 실험결과와 비교하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- LAVA 실험에서 산화알루미늄 용융물이 반구형 용기에 재배치된 후 용기의 초기 온도상승 곡선은 간극 형성 메커니즘에 주로 영향을 받는다. 간극 형성 시기와 간극의 크기를 결정할 수 있는 모델이 개발되면 초기 온도상승을 좀 더 정확히 예측할 수 있을 것이다.

- 간극 입구에서의 CCFL 현상에 의해 냉각수 유입 속도는 제한을 받으며 이것으로부터 냉각수의 침투깊이가 결정된다. 시간이 지남에 따라 피막층 표면과 반구 내벽이 냉각수 비등에 의해 냉각되면서 냉각수의 침투깊이도 점점 증가한다. 계산 결과 LAVA4 실험의 경우 400초 이후 냉각수가 바닥까지 완전히 침투한 것으로 나타났다. LAVA 실험과 같이 내부 열원이 없는 경우에는 냉각수가 짧은 시간 안에 바닥까지 침투하며 간극을 통한 냉각이 매우 효율적인 반면, 실제 원전은 증대사고시 노심 용융물의 붕괴열이 지속적으로 발생할 것이며 이로 인해 냉각수의 침투도 매우 제한적일 것이다.

- 용융물의 자연대류에 의해 외벽으로 전달되는 열속은 원자로용기의 상부로 갈수록 증가한다. 간극 냉각은 용기 상부에서 증대된 열속을 줄이기 위한 중요한 도구로 활용될 수 있다.

## (2) 향후 연구 분야

### (가) LES를 이용한 노심 용융물의 자연대류 현상 해석

원자로 노심 용융물의 자연대류현상은 높은 Rayleigh수와 내부 발열로 인하여 실험으로 모의하기가 매우 어려우며 수치계산에서도 적절할 난류모델의 부재로 인하여 신뢰성 있는 결과를 내기가 매우 어려웠다. 수치 모델링 분야에서는 현재 LES(Large Eddy Simulation) 혹은 DNS(Direct Numerical Simulation)등을 통하여 해석해를 얻으려는 시도를 하고 있다. 모든 크기의 난류와(eddy)를 직접 모사하는 DNS 기법은 어떤 난류의 모델링도 들어가지 않기 때문에 가장 정확한 값을 생산할 수 있으나 계산에 필요

한 격자의 크기가 방대하기 때문에 현재는 적용하기가 불가능하거나 매우 어려운 반면, 필터링을 통해 큰 난류와만 직접 계산하고 격자보다 작은 난류와는 산술 난류 모델등으로 계산하는 LES 기법은 가장 현실성 있는 대안이다. 이 LES를 활용한 노심 용융물의 자연대류현상 해석은 앞으로 많은 관심을 모을 것이며 신뢰성 있는 결과를 생산해 낼 것이다.

(나) 성층화된 용융 풀의 자연대류에 의해 반구로 전달되는 열속 계산

원자로 하반구에 재배치된 core debris가 붕괴열로 인해 용융이 일어나면 밀도차에 의해 산화물층과 금속층으로 혹은 U층과 Zr층 등으로 성층화가 발생할 수 있다. 본 연구를 통하여 알 수 있었던 것처럼 성층화는 단일층의 유동과는 다른 유동 구조와 열속 분포를 보여준다. 특히 층간의 인터페이스 바로 아래지점에서는 열속이 집중되는 focusing 효과가 나타나며 이것에 의한 열속의 크기를 정확히 예측하는 것은 반구의 건전성을 평가하는데 있어 매우 중요한 부분이 될 것이다.

## 제 4 절 중대사고 실험 계측 기술 개발

### 1. 초음파를 이용한 간극 측정 기술 개발

초음파 펄스 반사법의 기본원리를 이용한 시간영역 A스캔 신호 분석법과 컴퓨터 위치 제어 시스템을 제작하여 3차원 입체 형상 표현이 가능한 B 및 C스캔 영상처리 시스템을 개발하여 반구의 간극 분포를 측정하였다. 영상처리 시스템 개발 절차는 초음파 영상 처리 기술과 PC 위치 제어 시스템으로 구분하여 각각 독립적으로 병행 개발하여 두 시스템을 결합하였다. 간극 측정은 검사체의 구조적 복잡성과 신호 해석의 어려움으로 시간 영역의 정확한 분해능 및 감도가 동시에 요구된다. 이러한 문제점을 개선하기 위한 선결 방법으로서 신호 대 잡음비를 개선하고자 접촉 및 수중 비접촉 신호 감지 기술과 새로운 Digital Signal Processing 기술을 적용하였다. 또한 비파괴검사 장비로서 사용되어온 종래의 초음파 영상 시스템은 단순히 시료에 대한 반사신호의 진폭만을 측정하여 초음파 영상을 구현하였으나 미세구조 및 고감쇠 시료에 대해서는 반사신호의 진폭성분이 민감하게 작용하지 못하여 영상의 질이 저하된다. 이러한 여건에서 초음파 영상 시스템의 기능을 개선하고자 간극 신호 진폭의 미세한 진폭변화를 갖는 진폭영상과 위상영상의 질을 높이고자 적절한 신호처리를 적용하였다. 진폭과 위상을 동시에 측정하기 위하여 2.25MHz, 3MHz, 5MHz의 동작주파수에서 위치제어 시스템은 1/1000mm 미세 변위에도 동작할 수 있는 초음파현미경 시스템 수준으로 설계 제작하였다[3.4.1].

본 영상처리 시스템의 특징은 기존의 포락선 검출기에 의한 초음파현미경에서는 획득이 불가능한 위상 정보를 기존의 진폭 정보와 더불어 동시에 획득할 수 있는 쿼드러춰 검출기에 의한 초음파현미경 구성 방법을 적용하고 실제 미세한 변화를 갖는 간극시편에 대해 진폭과 위상을 복원하여 간극 영상을 처리하였다. 쿼드러춰 검출기는 수신신호의 동위상 성분인 신호의 실수부와 쿼드러춰 성분인 신호의 허수부를 분리하여 동시에 출력하는 장치로서 수신신호의 위상 정보뿐만 아니라 기존의 포락선 검출기에서 획득한 진폭 정보도 동시에 획득할 수 있다는 장점이 있다.

반구의 간극 측정 실험을 위하여 우선 초음파현미경에서 포락선 검출기를 쿼드러춰 검출기로 대체하여 발생될 수 있는 오차를 줄일 수 있는 쿼드러춰 검출기를 설계 제작하여 초음파현미경을 구성하였다. 이때 초음파변환



기의 동작주파수는 3MHz에서 비대역폭이 45%인 변환기를 사용하였다. 본 실험의 사전 준비단계로서 일차적으로 교정 시편에 대한  $V(z)$ 곡선을 획득하여 상대적인 영상강도의 변화를 분석한 후 다음 단계로서 LAVA 반구 실제 모재와 보정 시험편의 간극을 진폭과 위상 영상 정보로 얻고자 하였다. 초음파 검사 범위는 반구를 십자 모양의 L0구간과 L1구간을 설정하여 한 구간을 검사 지점으로 선택하여 각 구간에 간극 거리와 진폭값을 측정하였다. 일부 반구의 하부 직경 5cm 범위에서는 대부분 무간극 상태의 신호가 나타났으며, 이들 일부 신호는 용융 접합성인 무간극 신호의 양상도 나타났다.

#### 가. 초음파현미경 시스템 구성

초음파현미경의 기본원리와 초음파 반사 신호에서 진폭과 위상을 검출하는 방법을 해석하고 이를 바탕으로 초음파현미경의 시스템 설계 및 제작 과정을 기술하였다.

#### 나. 초음파현미경의 기본원리

초음파현미경은 일반적으로 투과형과 반사형으로 크게 나누며 반사형 초음파현미경은 기존의 레이더(Radar)나 소나(Sonar)시스템과 유사하다. 그림 3.4.1은 반사형 초음파현미경의 기본적인 동작을 보여주고 있다.

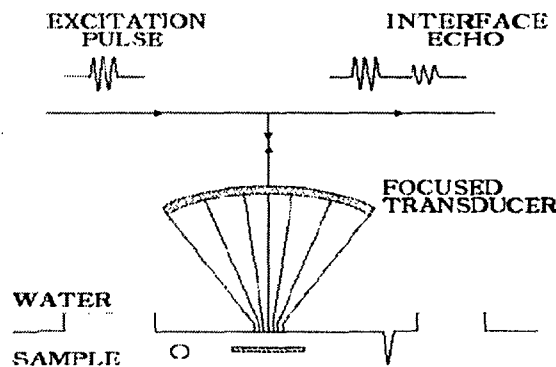


그림 3.4.1 반사형 초음파현미경의 기본 동작

반사형 초음파현미경 시스템의 초음파변환기는 송수신기로 사용되며, 전기적인 신호를 음향 에너지로 또는 음향에너지를 전기에너지로 변환시키는 역할을 한다. 반사형 초음파현미경에서는 반사신호를 보다 큰 에너지를 수집하기 위하여 음향렌즈를 초음파변환기에 부착하여 피사체에 음향파를 집중시켜 보다 큰 에너지의 반사신호를 얻는다. 초음파 현미경에서 초음파 변환기에 전기적인 신호를 입력하면 초음파 변환기에 의해서 음향파로 변환되고 이는 음향렌즈에 의해서 피사체에 집중된다. 음향 렌즈에 의해서 집중된 음향파의 일부는 피사체의 내부로 전달되고 나머지 일부는 피사체의 반사계수에 따라 피사체의 표면으로부터 반사된다. 반사신호는 시료의 음향임피던스와 렌즈사이의 거리 함수로서 진폭과 위상을 변화시킨다. 초음파현미경은 일반광학현미경과는 달리 CRT를 사용하여 출력되므로 이를 위해서는 양자화과정과 영상처리 과정이 필요하다. 데이터 획득을 위하여 반사신호검출 장치와 A/D 변환기가 필요하며 공간적으로 초음파변환기를 이동을 위하여 기계적인 스캔 장치와 스캔제어장치가 필요하다. 초음파변환기의 공간적인 이동은 2차원의 영상을 얻기 위한 것으로 획득된 데이터는 피사체의 공간적인 위치와 모니터의 픽셀을 일치시켜야 한다. 초음파영상 복원은 획득한 데이터의 강도를 모니터의 강도 변화나 컬러로 대응시켜 CRT등에 디스플레이 한다.

#### 다. 초음파 반사신호의 진폭과 위상신호 해석

초음파현미경에서는 초음파변환기에 입력되는 전기적인 신호로서 튜브스트파를 여기시킨다[3.4.2]. 이러한 전기적인 신호는 초음파변환기에 의해서 음향파로 변환되고 보다 큰 반사신호를 얻기 위하여 음향렌즈에 의해서 집중된다. 이때 초음파변환기는 송수신기로 사용되며 피사체로부터 반사된 음향파는 다시 초음파변환기에 의해서 전기적인 신호로 변환되어 출력된다. 피사체로부터 반사된 신호는 두가지 요인에 의해서 변화되는데 첫째는 피사체의 표면의 지형학적인 변화에 의해서 반사되는 음향에너지의 양적 변화에 의한 것이고, 둘째는 피사체가 갖는 음향 임피던스의 변화에 의한 것이다. 초음파변환기가 2차원적으로 원형이면서 대칭이고 피사체가 X-Y평면에 대해서 균질하면서 등방성인 경우 반사신호는 단순히 초음파변환기와 시료사이의 경로차에 의해 거리함수로 결정된다. 해석을 위하여 초음파변환기에 인가하는 전기적인 튜브스트파를  $f(t)$ 라 하고  $F(\omega)$ 가  $f(t)$ 의 푸리에변환 값이

라면 시료에서 반사되는 파형은 식(3.4.1)과 같이 시간지연으로 표현될 수 있다[3.4.2].

$$\text{了 } f(t-\Delta t) = F(\omega)e^{-j\omega\Delta t} \quad (3.4.1)$$

이때 반사파의 지연시간은 근사적으로  $\Delta t = 2D/c$ 이고  $D$ 는 초음파변환기에서 시료까지의 거리이고  $c$ 는 결합매질에서 음향속도이다. 파수  $k = 2\pi/\lambda = \omega/c$ 인 관계에서 위상  $\psi$ 는 식(3.4.3)와 같이 초음파 변환기에서 시료까지의 왕복 거리에 비례하는 관계를 갖는다[3.4.4].

$$\psi = \omega\Delta t = 2kD \quad (3.4.2)$$

만일 시료의 높이가 변화하면 초음파변환기와 시료사이의 거리가 이에 대응하여 변화하므로 식(3.4.2)에서 의해서 위상이 변화하게 된다. 따라서 위상변화량  $\Delta\psi$ 는 초음파변환기와 시료사이의 거리  $\Delta D$ 에 비례하며 식(3.4.3)과 같다.

$$\Delta\psi = 2k\Delta D \quad (3.4.3)$$

이때 위상정보는  $|\Delta\psi| < \pi$ 인 제한을 가지므로 위상영상 복원시 깊이 변화가 한 파장 범위로 제한된다. 쿼드러춰 검출기에 의한 초음파현미경의 데이터 획득과정을 살펴보기 위하여  $Z = Z_0$ 인 면에서 반사된 초음파반사신호를  $A(t)\cos(\omega t + \psi(t))$ 라고 하고 기준신호를  $\cos(\omega t + \theta)$ 라고 하였다. 초음파반사신호와 기준신호를 곱하면 주파수 영역에서 두 신호의 합과 차주파수의 항의 합으로서 나타나며 식(3.4.4)와 같다[3.4.5].

$$\begin{aligned} S(t) &= A(t)\cos(\omega t + \psi(t))\cos(\omega t + \theta) \\ &= \frac{A(t)}{2}\cos(\psi(t) - \theta) + \frac{A(t)}{2}\cos(2\omega t + \psi(t) + \theta) \end{aligned} \quad (3.4.4)$$

이때  $A(t)$ 는 반사신호의 포락선값이고  $\theta$ 는 기준신호의 초기 위상각이고  $\omega$ 는 각주파수이고  $\psi(t)$ 는 위상 변화값이다. 식(3.4.4)에서 두 번째 항은 반사신호와 기준신호의 합주파수 성분인 고주파성분이므로 제거되며 저역통

과필터에 의해서 제거된다. 식(3.4.4)에서 혼합된 기준신호의 초기위상값인  $\theta$ 를  $0^\circ$ 와  $90^\circ$ 만큼 위상차를 주고 곱한 후 저역통과 필터를 통과시키면 식(3.4.5)와 같은 관계를 갖는다.

$$S(t)_r = \frac{A(t)}{2} \cos(\psi(t))$$

$$S(t)_i = \frac{A(t)}{2} \cos(\psi(t) - \frac{\pi}{2}) = \frac{A(t)}{2} \sin(\psi(t)) \quad (3.4.5)$$

식(3.4.5)에서 기준신호의 초기 위상이  $\theta=0^\circ$ 인 경우  $A\cos(\psi(t))$ 가 되며  $\theta=90^\circ$ 인 경우는  $A\sin(\psi(t))$ 가 되며 이는 반사신호의 복소진폭에 대한 실수부와 허수부성분이다. 따라서 식(3.4.6)에서 각각 진폭과 위상을 구할 수 있다.

$$A(t) \propto \sqrt{S(t)_r^2 + S(t)_i^2}$$

$$\psi(t) = \tan^{-1}\left(\frac{S(t)_i}{S(t)_r}\right) \quad (3.4.6)$$

라. 쿼드러춰 검출기를 이용한 초음파현미경 설계

쿼드러춰 검출기를 이용한 초음파현미경 시스템은 진폭과 위상을 동시에 검출하여 영상처리하는 장치로서 시스템의 구성은 크게 5개 부분으로 구분할 수 있다.

#### (1) 초음파변환기

초음파변환기는 전기적인 입력신호를 음향에너지로 변환하거나 또는 역으로 음향파를 전기에너지로 바꿔주는 장치로서 초음파현미경의 성능에 따라서 복원된 초음파영상의 콘트라스트를 크게 좌우한다. 이러한 초음파영상은 초음파변환기의 동작주파수와 음향렌즈의 특성에 따라서 영상의 질에 크게 기여한다. 초음파변환기는 압전물질로 제작되며 압전물질은 유전율, 전기-음향 결합계수, 파동속도, 특성임피던스 및 온도에 의한 안정성을 고려하여 선택되어야 한다. 특히 광대역 변환기를 설계하기 위해서는 정합회로, 백킹 매질, 매칭등을 고려하여야 하며 또한 음향에너지의 집속을 위하여 음향렌즈

가 필요하다. 종래의 피스톤형 초음파변환기는 초음파 변환기가 회절에 의하여 확산되기 때문에 효율과 분해능이 크게 떨어졌다. 음향렌즈는 초음파를 집중시켜 초점에서 음향강도를 높여주고 분해능을 향상시키는데 사용되며 기하학적인 파라미터는 그림 3.4.2와 같다. 이때  $\theta_L$ 는 개구면 각도, A는 개구면의 지름, R은 곡률반경을 나타낸다. 음향렌즈에 설계에 있어서 개구면의 각도는 Snell의 법칙을 이용한다. 즉 Snell의 법칙에 의해서 입사각은

$$\psi = \sin^{-1}\left(\frac{1}{r_1 \sin \theta}\right) \quad (3.4.7)$$

여기서  $r_1$ 은 결합용액과 시료재료의 음향 속도비로서 정의되는  $c_3/c_2$ 이며 음향렌즈의 초점거리인  $F=R(1-r_0)$ 을 이용하면  $\theta_L$ 과  $\psi$ 의 관계는 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\theta_L = \tan^{-1}\left(\frac{r_0 \sin \psi}{r_0 \cos \psi - 1}\right) \quad (3.4.8)$$

여기서  $r_0$ 는 렌즈의 재료와 결합용액의 음향속도비로서  $c_1/c_2$ 이다. 따라서 기하학적인 구조에서 개구면의 지름과 곡률반경과 개구면의 각도와 관계는 식(3.4.9)와 같다.

$$A/R = 2 \sin \theta_L \quad (3.4.9)$$

그러므로 시료에서 굴절각  $\theta$ 이 결정되면  $\theta_L$ 이 결정되어 A와 R을 결정할 수 있다.

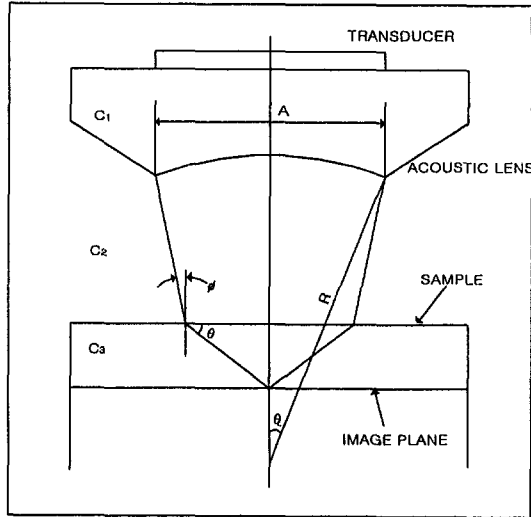


그림 3.4.2 음향렌즈의 기하학적인 파라미터

초음파 영상 복원에 있어서 피사체와 초음파변환기의 거리에 따라서 포커싱모드 동작과 디포커싱 동작 모드로 구분될 수 있다. 포커싱모드 동작은 변환기에 부착된 음향렌즈의 초점을 피사체의 표면에 일치시켜 스캔하는 방법으로 피사체의 표면 상태를 영상화하는데 사용된다. 한편 시료의 내부의 결함을 탐상하고자 할 때는 변환기를 피사체의 표면에 접근시켜 초점이 내부에 형성되도록 하며 이러한 동작을 디포커싱 모드 동작이라고 한다. 그림 3.4.3은 시료의 표면에 음향파의 초점이 형성된 경우 3.4.4는 고체 내부에 Defocusing 초점이 형성되는 경우이며  $F, A, R$ 은 각각 렌즈의 초점거리, 개구면 지름, 곡률반경이며,  $\rho, c$ 는 매질의 밀도와 음향속도이다.

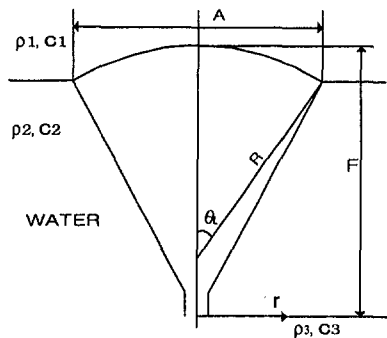


그림 3.4.3 피사체에 대한 음향렌즈 포커싱

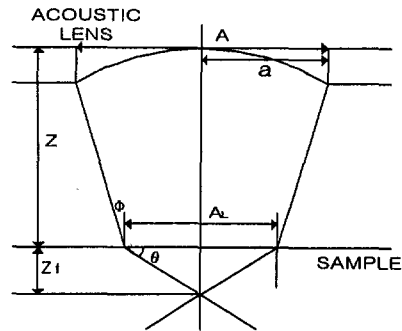


그림 3.4.4 피사체에 대한 음향렌즈 디포커싱

디포커싱 모드에서는 그림 3.4.4에서 보는 바와 같이 결합용액과 시료의 경계면에서 굴절이 일어나게 되며 기하학적인 초점면에 비하여 표면에 가깝게 초점이 형성하게 된다. 이와 같은 굴절은 결합용액과 시료사이의 음향임피던스에 의해서 결정되며 Snell의 법칙에 의해서 쉽게 구할 수 있다. 그러나 음향렌즈에 의해서 시료의 표면에 입사되는 각도에 따라서 경계면에서 종파(longitudinal bulk wave)와 횡파(shear bulk wave), 그리고 탄성표면파(pseudo-Rayleigh surface wave)가 발생된다.

## (2) 신호 발생부

신호발생부는 초음파변환기에 입력되는 전기적인 신호를 발생시키는 장치로서 고주파 신호발생기, 디지털 위상지연기, 대역통과 필터등으로 구성되었다. 초음파변환기에 입력되는 전기적인 신호는 임펄스신호나 톤버스트 신호를 사용한다. 일반적으로 초음파현미경에서는 보다 큰 반사신호와 위상 정보를 획득하기 위해서 시간영역에서 제한된 톤버스트파를 사용한다. 톤버스트파는 고주파의 synthesized RF 신호발생기의 출력을 분주시켜 CW의 구형파를 만든 후 대역통과 필터와 게이트 소자를 사용하여 톤버스트파를 만든다.

톤버스트 게이트 신호는 위상 지연기에 의해서 구동되어지며 게이트 신호의 반복율은 반사신호가 다음 입력 신호에 의해서 간섭되지 않는 영역이 되도록 선택되어야 한다. 게이트 신호의 펄스폭은 게이트 신호에 포함된 정현파의 개수와 중신주파수를 고려하여 조정된다. 이와같은 게이트 신호는 고주파 신호발생기의 신호를 클럭신호로 사용하여 분주시켜 사용되며 또한 출력단에서 발신신호 검파에서도 사용된다.

## (3) 쿼드러춰 검출부

쿼드러춰 검출기는 반사신호의 진폭과 위상을 동시에 검출할 수 있는 장치로서 믹서, 저역통과 필터로 구성된다. 기존의 초음파현미경에서는 포락선 검출기를 사용하였으며 단일 채널로 이뤄졌기 때문에 구조가 단순하면서 공간적, 시간적으로 동기가 이뤄지면 에러가 발생하는 부분이 적다. 이와는 달리 쿼드러춰 검출기는 실수부와 허수부가 동시에 출력되기 때문에 양자화 과정에서 다중 채널을 사용한다[3.4.6-8]. 일반적으로 쿼드러춰 검출기는 2개의 채널로 구성되며 이와 같은 다중 채널의 쿼드러춰 검출기를 사용하여 초

음파현미경을 구성할 시 처리 시간은 단축할 수 있다는 장점은 있으나 하드웨어 제작시 쿼드러춰 검출기를 구성하는 소자, 즉 믹서나 저역 통과 필터가 동일한 지연을 갖도록 제작하기가 매우 어려우며 다중 채널을 사용하므로 발생하는 하드웨어 낭비 및 채널사이의 위상, 진폭, A/D변환 과정에서 발생하는 지연 오차 등으로 인한 에러의 발생 확률이 포락선 검출기에 비하여 높다. 따라서 본 연구에서는 쿼드러춰 검출기에 사용되는 하드웨어를 최소화 하면서 다중 채널에 의해 발생하는 오차를 최소화하기 위해서 단일 채널인 쿼드러춰 검출기를 설계 제작하여 구성하였다. 그림 3.4.5는 본 연구에서 설계된 단일 채널에 의한 쿼드러춰 검출기의 블록선도이다. 단일 채널의 쿼드러춰 검출기는 믹서, 저역 통과필터와 초기위상을 변화시키는 위상지연기 및 컴퓨터에 의한 제어 신호와 전자스위치를 사용하여 구현된다.

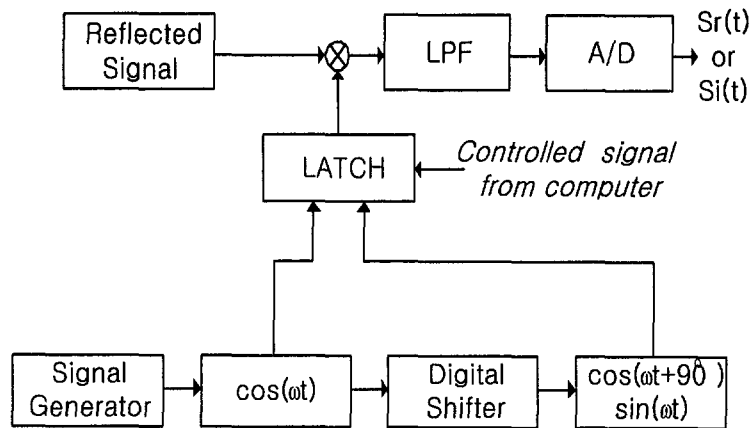


그림 3.4.5 쿼드러춰 검출기의 블록선도

디지털 위상 지연기를 사용하여 초기 위상이  $0^\circ$  와  $90^\circ$  만큼 차가 나는 두 개의 기준 신호를 Latch 에 입력하고 컴퓨터에 의한 제어 신호에 의해서 하나의 신호만 선택하도록 하였다. 이 신호는 반사신호와 믹싱된 후 저역통과 필터를 통과하여 양자화 된다. 양자화 작업이 끝나면 다시 다른 기준 신호를 선택하여 반복처리 된다. 한편 데이터 획득은 컴퓨터에 의한 제어 신호와 피사체의 공간적인 위치와 동기를 이뤄 순차적으로 실수부와 허수부를 획득하게 하였다. 따라서 실수부와 허수부의 채널에 의해서 발생할 수 있는 오차의 성분을 줄이면서 구성된 하드웨어의 수를 줄일 수 있었다.



## 라. PC 기반 3축 위치제어 시스템

초음파현미경에서 2차원의 영상을 복원하기 위해서는 2차원의 공간에 대해서 초음파변환기를 2차원적으로 이동시켜야 한다. 이를 위해서 본 연구에서는 기계적인 스캔 시스템을 두 종류로 구분하여 반구 수중 비접촉식 스캐너 시스템과 반구 접촉식 스캐너 시스템을 제어할 수 있는 PC 기반 2축 및 3축 위치 제어 시스템을 설계 제작하였다. 이 시스템의 주요 기능은 Edit, Auto, Single, Immediate, Remote 등의 5개의 동작모드를 수행할 수 있으며 피사체의 크기와 화소 수에 따라서 가변이 가능하고 주사속도와 데이터획득 속도와 동기가 이뤄져야 한다. 또한 3축은 1/1000mm 미소 거리 이동과 2축과 3축이 동시에 제어될 수 있다. 위치 제어 신호 처리는 초음파 현미경을 제어하는 컴퓨터의 NI 포트와 제작된 Controller를 인터페이스 함으로써 가능하다. 이 Controller의 규격 및 시스템 구성도는 다음과 같다. 표 3.4.1은 위치제어 장치의 기능 및 사양을 나타낸다.

표 3.4.1 C-Scan 영상처리 장치의 위치제어 장치의 기능 및 사양

| 순번 | 기능             | 사양                     | 순번 | 기능            | 사양               |
|----|----------------|------------------------|----|---------------|------------------|
| 1  | 전원 전압          | 220VAC                 | 11 | 탐촉자 Holder    | JIG 설치           |
| 2  | 제어축 수          | 3축                     | 12 | Motor step    | 0.001mm          |
| 3  | 사용 Actuator    | Closed Loop Step Motor | 13 | 빠른 이동단계       | Parallel Control |
| 4  | Linear Motion  | Ball Screw             | 14 | 연속 이동         | Program 제어       |
| 5  | Guide          | LM                     | 15 | 축 이동          | 3축 동시            |
| 6  | Holding Torque | 3Kg-cm                 | 16 | 입의 위치         | 0점 set 기능        |
| 7  | 수통크기           | 400x300x100mm          | 17 | Motor control | 현재위치 확인          |
| 8  | 배수구설치          | N/A                    | 18 | PC 환경         | Win NT, '98      |
| 9  | 운반손잡이          | N/A                    | 19 | 입출력           | NI PCI-DIO-96    |
| 10 | 안전장치           | Limit 스위치              | 20 |               |                  |

본 장치의 설계사양은 초음파 탐촉자를 장착하고 있는 초음파 주사장치를 검사체 표면위로 주어진 조건에 따라 일정한 간격으로 X,Y,Z 3축을 동시에 움직일 수 있어야 한다. 일부 Linear Motion System, LM Guard, Tank 등의 일부 사진들은 그림 3.4.6, 3.4.7, 3.4.8, 3.4.9 에 나타내었다.

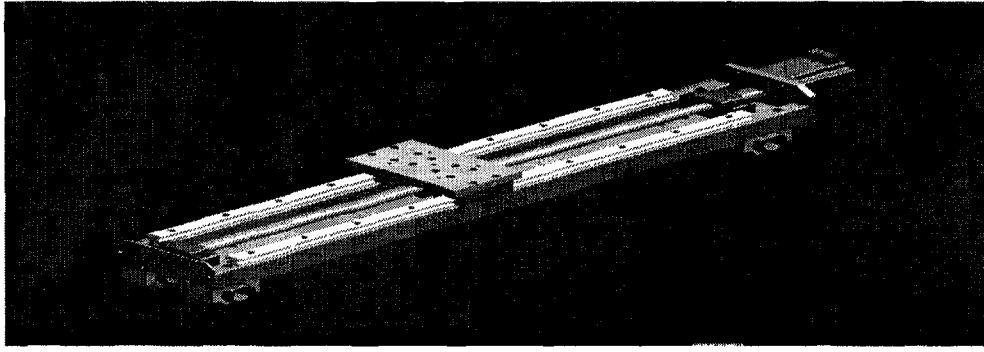


그림 3.4.6 X, Y축 Linear Motion System

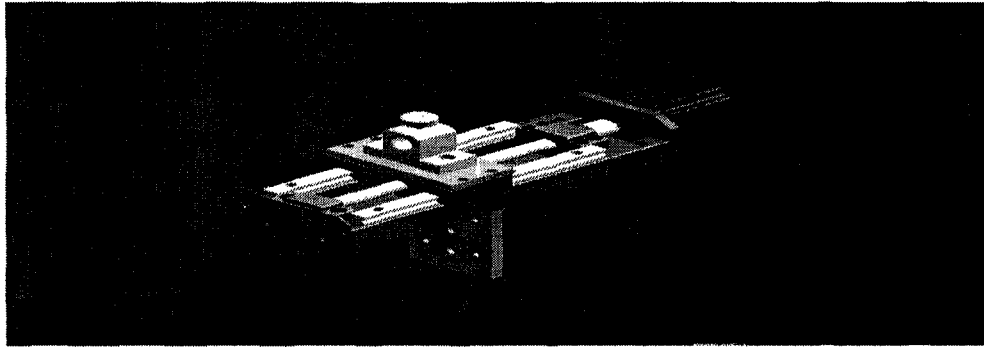


그림 3.4.7 Z축 Linear Motion System

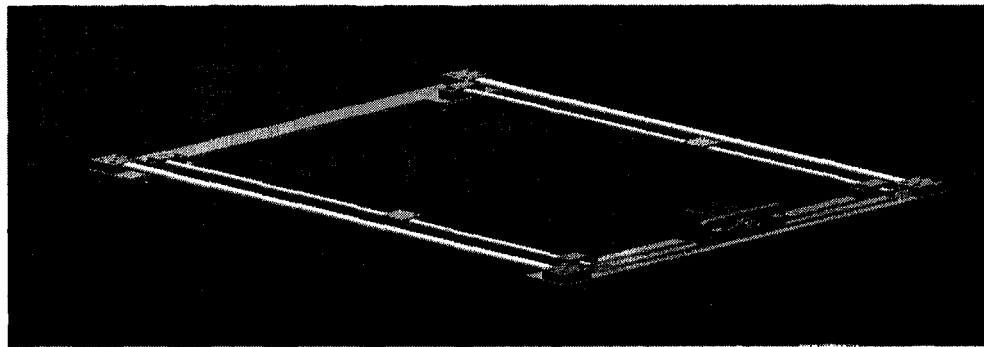


그림 3.4.8 Linear Motion System의 LM Guard

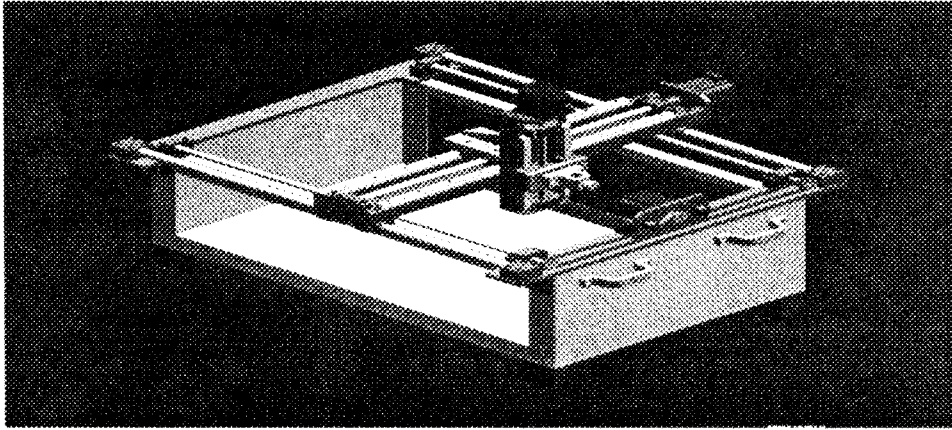


그림 3.4.9 Linear Motion System, LM Guard, Immersion Tank로 구성된 반구 수중 비접촉식 스캐너 시스템

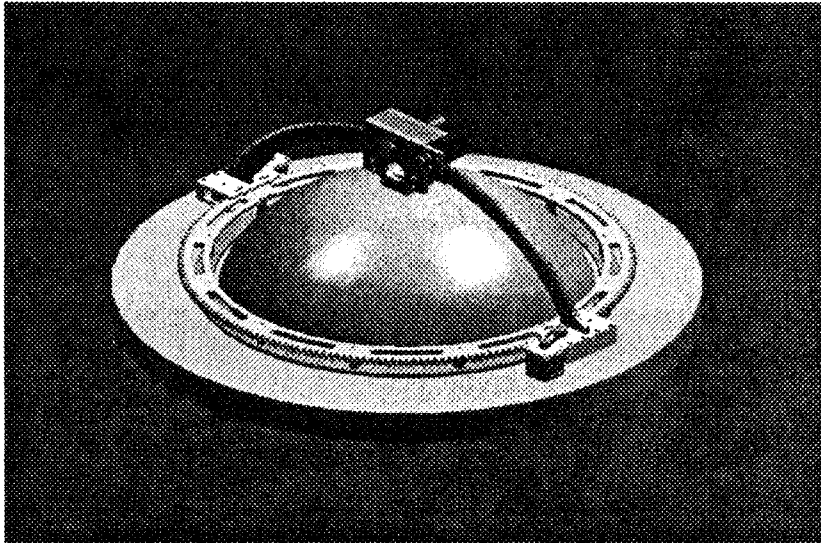


그림 3.4.10 반구 접촉식 스캐너 시스템

#### 마. Image Signal Processing 기술

데이터 획득은 쿼드러춰 검출기의 출력신호를 A/D변환기를 사용하여 양자화 한 후 피사체의 공간적인 한 지점과 초음파 영상의 화소를 일치시켜 양자화된 데이터에 대응되는 컬러를 디스플레이 시킴으로써 초음파 영상을

복원한다. 따라서 데이터 획득 및 초음파 영상처리에 있어서 가장 중요한 요소는 A/D변환기와 데이터 획득의 표본화율 및 획득 데이터와 복원 영상의 화소가 일치되어야 한다. 따라서 피사체의 한 지점에서 한 화소의 값을 획득하기 위해서는 스캐너와 튜버스트의 반복율을 고려하여 결정되어야 한다. 획득된 데이터는 히스토그램을 이용하여 데이터 분포를 분석하여 데이터의 값에 대응되는 컬러 값을 대응시켜 초음파영상을 복원한다.

### (1) B- Scan 영상처리

B-Scan 영상처리 장비는 PANAMETRICS 사 EPOCH III를 사용해서 LAVA 10, LAVA-11 반구의 간극을 측정하였다. 이때 스캐너는 절대 위치 판독이 가능하고, 접촉 매질은 물로 사용하는 장치를 보완하여 직접 접촉식 방법으로 개조하였다. 그러나 탐촉자의 외형에 따라서 스캐너에 부착이 용이하지가 않았다. 또한 반구의 곡률과 표면의 거칠기 때문에 스캐너의 엔코더 단자와 탐촉자를 분리하여 검사를 수행하였다. 검사전 보정 시험편을 이용하여 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm 크기의 간극 신호를 수집하였다. 이 간극 신호들은 A-scan 신호와 B-scan 신호를 모두 수집하였다. 그림 3.4.11은 보정 시험편의 B-scan 간극 신호이다. 그림 3.4.12는 LAVA 실험 반구의 간극을 당 실에서 개발한 Image Pro. S/W를 이용하여 수중 비접촉형 B 스캔 영상 처리한 결과이다.

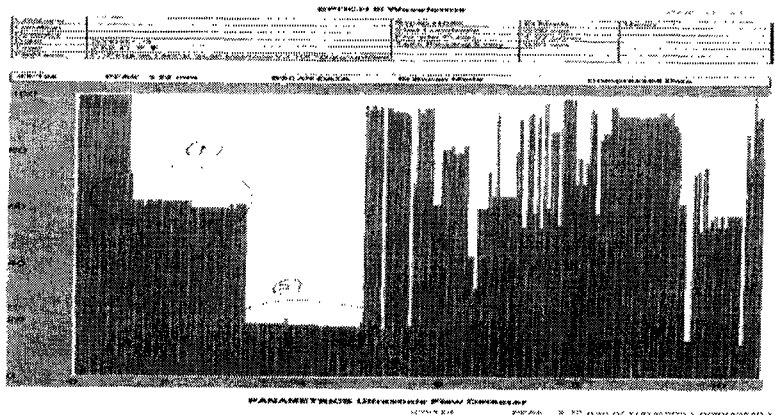


그림 3.4.11 보정 시험편의 접촉형 B-scan 간극 신호

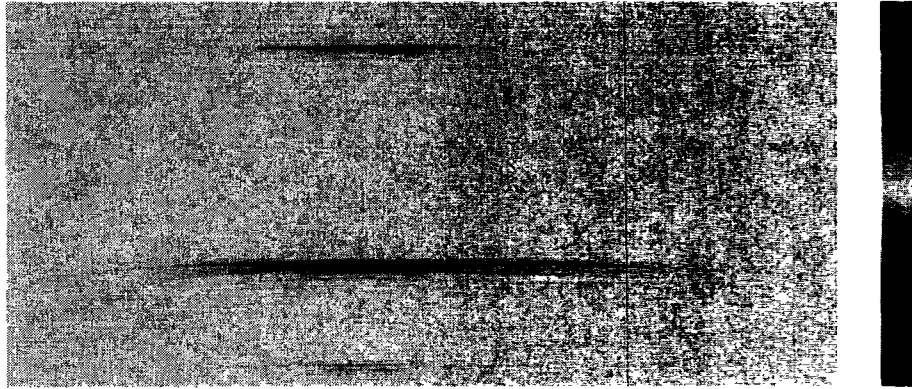


그림 3.4.12 간극 수중 비접촉형 B 스캔 영상처리 신호

(2) 다층 구조 간극측정용 B-스캔 영상처리 프로그램

노내 노심용융물 냉각 기구를 규명하기 위하여 노심 용융물과 원자로 용기 하부 반구 내벽사이에 간극의 형성 여부를 초음파 펄스 반사법의 시간영역 신호 분석법과 컴퓨터 위치 제어 시스템을 이용하여 획득된 데이터를 B-스캔 영상처리로 표현하는 프로그램이다.

(가) 이미지 구성

프로그램을 실행하면 화면 왼쪽에 파일리스트를 표시해주는 파일창이 있으며, 이미지를 표현해주는 이미지창이 파일창 오른쪽에 위치해 있다. 이미지를 표시해주는 창에는 표현되는 컬러의 맵핑이 이미지창 오른쪽에 표시되어 있다. 이미지 창에서의 마우스 포인터 위치를 이미지창 아래의 상태바에 표시되며 이미지의 확대를 위한 확대영역 좌표가 마우스 포인터 옆에 표시되어 있다. 그림 3.4.13은 B-Scan S/W의 초기 화면을 나타낸다.

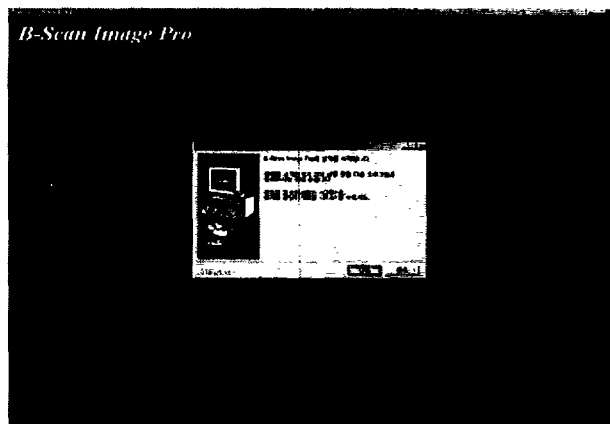


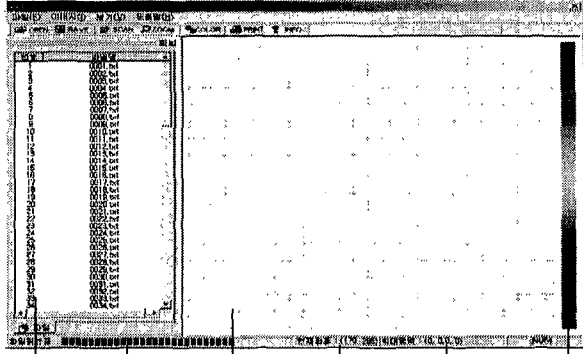
그림 3.4.13 B-Scan Image Pro S/W의 초기 화면

(나) 이미지 처리

B-Scan 이미지 표현을 위해서 아래와 같은 절차를 수행한다.

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴의 B-Scan 메뉴를 클릭한다.

그림 3.4.14은 B-Scan 이미지 처리 초기화면을 나타낸다.



파일 표시창 상태바 B-Scan 이미지창 마우스좌표 확대영역 좌표 컬러매핑

그림 3.4.14 B-Scan 이미지 처리 초기화면

(다) 평균 이미지 표현

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴의 평균이미지 메뉴를 클릭한다.

그림 3.4.15은 B-Scan 스텝 이미지 구성을 나타낸다.

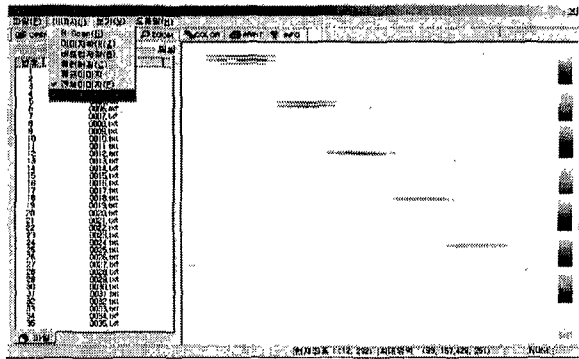


그림 3.4.15 B-Scan 스텝 이미지 구성

(라) step 이미지 표현

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴의 step이미지 메뉴를 클릭한다.

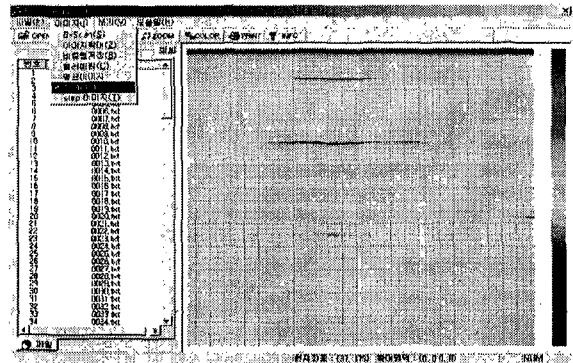
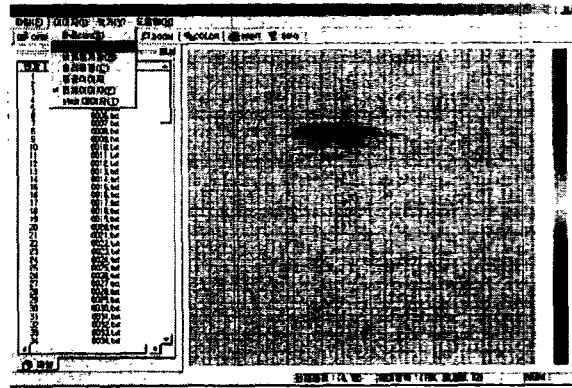


그림 3.4.16 B-Scan 전체 이미지 구성

(마) 전체 이미지 표현

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴의 전체 이미지 메뉴를 클릭한다.

그림 3.4.16은 B-Scan 전체 이미지 구성을 나타낸다.



#### (바) 이미지 확대

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴에서 표현하고자 하는 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ④ 확대를 원하는 구간을 마우스 왼쪽버튼을 클릭하여 지정한다.

그림 3.4.17 B-Scan 이미지 확대

그림 3.4.17은 B-Scan 이미지 확대 표현을 나타낸다.

#### (사) 비트맵저장

- ① 데이터를 불러온다.
- ② 프로그램의 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ③ 이미지 메뉴에서 표현하고자 하는 이미지 메뉴를 클릭한다.
- ④ 이미지 메뉴의 비트맵저장 메뉴를 클릭한다.
- ⑤ 이미지 저장 대화상자가 출력된다. 저장할 파일 이름을 입력하고 확인을 클릭한다.

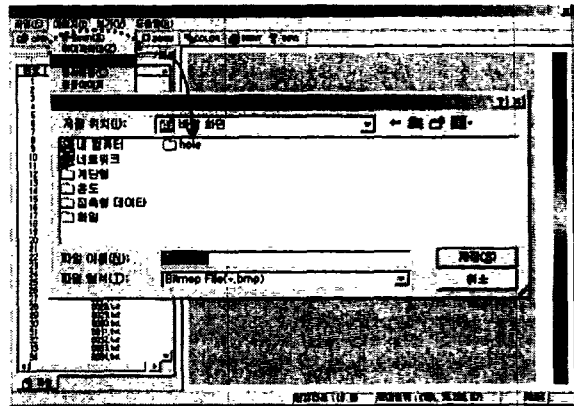


그림 3.4.18 B-Scan 비트맵 이미지 구성

그림 3.4.18은 B-Scan 비트맵 이미지 구성을 나타낸다.

(2) C-Scan 영상처리

데이터 획득은 쿼드러춰 검출기의 출력신호를 A/D변환기를 사용하여 양자화 한 후 피사체의 공간적인 한 지점과 초음파영상의 화소를 일치시켜 양자화된 데이터에 대응되는 컬러를 디스플레이 시킴으로써 초음파 영상을 복원한다.

| 구 분                  | 특 성                   |
|----------------------|-----------------------|
| Sampling rate        | 100 MHz               |
| Resolution           | 12 bits (4096 level)  |
| Input Channel        | 2 port                |
| Output Channel       | 2 port                |
| 16 bit Binary Input  | 1 port                |
| 16 bit Binary output | 1 port                |
| Input Voltage Range  | -5V ~ +5V, 0 ~ 10V    |
| option               | 외부 및 내부 트리거 펄스에 의한 제어 |

따라서 데이터 획득 및 초음파 영상처리에 있어서 가장 중요한 요소는 A/D변환기와 데이터 획득의 표분화율 및 획득데이터와 복원 영상의 화소가 일치되어야 한다. 따라서 피사체의 한 지점에서 한 화소의 값을 획득하기 위해서는 스캐너와 튜버스트의 반복율을 고려하여 결정되어야 한다. 획득된 데이터는 히스토그램을 이용하여 데이터 분포를 분석하여 데이터의 값에 대응되는 컬러 값을 대응시켜 초음파영상을 복원한다. 표 3.4.2는 C-Scan 영상처리 장치의 데이터 획득 장치의 특성을 보여주고 있다. 그림 3.4.19은 데이터 획득 및 영상처리를 위한 흐름도이다. 그림 3.4.20은 실험을 위하여 단일 채널의 쿼드러춰 검출기로 구성된 초음파현미경의 블록선도를 보여주고 있다. 이때 동작주파수는 3MHz로 하였으며 초음파변환기는 비대역폭이 45%인 변환기를 사용하였다. 초음파변환기에 입력되는 튜버스트파는 120MHz의 클럭신호를 분주시킨 후 3MHz의 대역통과 필터를 통과시켜 얻어진 CW신호를 게이트신호와 믹싱시켜 얻는다. 튜버스트파를 위한 게이트 신호는 120MHz신호를 클럭신호로 사용하여 디지털 위상 지연기에서 의해서 얻어지며 본 시스템에서는 반사신호의 다중반사에 의한 간섭효과가 나타나는 시간을 고려하여 주



기가  $200\mu\text{s}$ 가 되도록 설계하였다. 초음파변환기는 전기적인 신호를 음향파로 변환시키고 음향렌즈에 의해서 피사체에 집속시켜준다. 또한 초음파변환기는 송수신기로 사용되고 있기 때문에 피사체로부터 반사된 음향신호만을 획득하기 위해서는 초음파변환기의 출력신호를 게이트시켜 믹서의 RF단자에 입력시킨다. 한편 기준신호는 120MHz의 신호를 클럭신호로 사용하는 디지털 위상지연기를 사용하여  $0^\circ$  와  $90^\circ$  만큼 위상지연된 두 개의 기준신호를 얻었다. 각각의 지연된 신호는 latch에 입력되고 컴퓨터에 의해서 제어되는 신호에 의해서 두 신호 중 한 신호만 선택된다. 선택된 신호는 대역통과 필터를 통과시킨 후 믹서의 Lo단자에 입력한다. 기준신호의 선택은 컴퓨터에 의해서 순차적으로 선택되어지며 이후 A/D 변환기 의해서 순차적으로 저장된다. 믹서의 출력은 고주파수 성분이 포함되어져 있으므로 저역통과 필터를 사용하여 고주파수 성분을 제거한다. 믹서는 동작주파수 범위가 0.05에서 150MHz 인 1053A믹서를 사용하였으며 저역통과 필터는 차단주파수가 800kHz가 되도록 설계 제작하였다. 저역통과 필터에 의해서 출력된 신호는 A/D변환기에 의해서 양자화 되어 컴퓨터에 저장된다. 피사체의 한 지점에서 반사신호의 실수부와 허수부를 얻어야 하므로 컴퓨터는 2차원적인 스캔과 기준신호의 선택 및 A/D변환기의 샘플링 신호와 동기 되도록 제어한다. 2차원 영상을 얻기 위해서는 초음파변환기를 2차원 공간적으로 이동하여야 하며 본 시스템에서는 제작된 스캔 제어시스템을 사용하였다. Impulse Gen.에서 발생된 전기적인 신호는 변환기에 의해서 초음파를 여기 시키고 시편에서 반사된 신호를 다시 전기적인 신호로 변환시킨다. 반사된 전기적인 신호는 증폭기와 감쇄기를 통하여 게이트 되어진다. 피사체의 내부 중 원하는 신호만을 선택하여 영상처리하기 위해서는 게이트 작업이 이뤄져야 개선된 영상을 얻을 수 있다. 게이트로 출력된 반사신호는 저역통과 필터와 피크홀드 회로를 통과한 후 A/D변환기에 의해서 양자화 되어진다. 영상작업을 위해서는 2차원적으로 초음파변환기를 스캔 시켜야 하므로 기계적인 스캔 장치가 필요하다. 스캔 작업이 끝나면 획득된 데이터에 대응하는 그레이 값을 변환시켜 디스플레이 모니터에 출력한다.

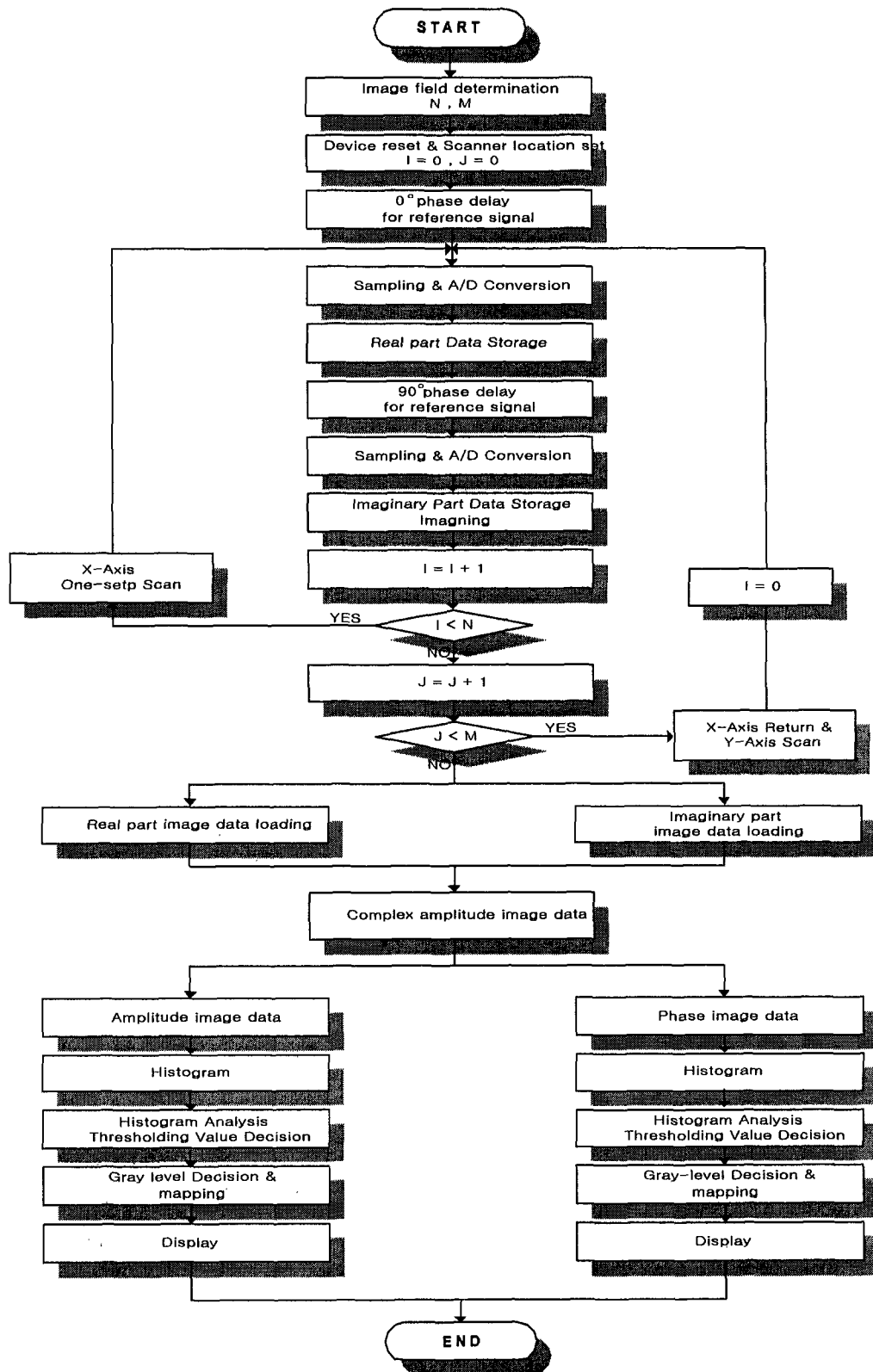


그림 3.4.19 데이터 획득 및 영상처리 흐름도

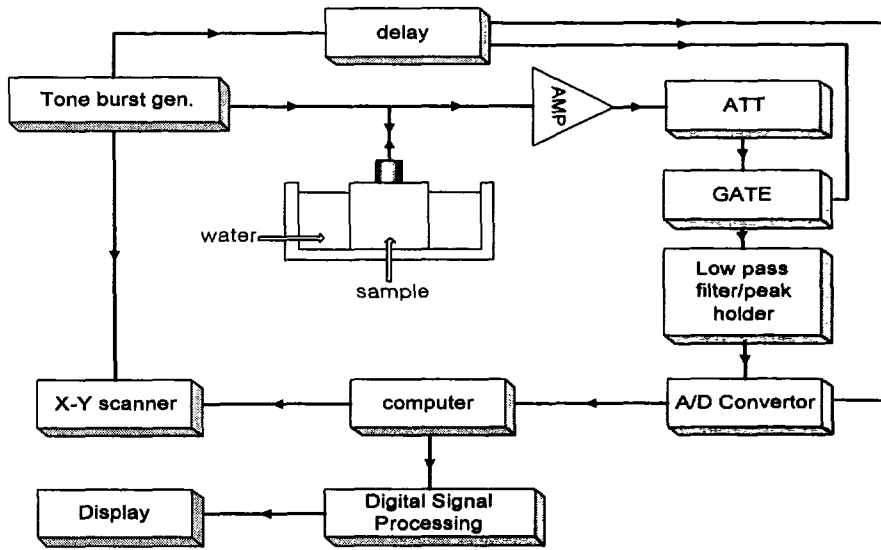


그림 3.4.20 초음파현미경 시스템의 블럭선도

실험에 사용된 보정 시험편의 반사체는 내부의 깊이가 2mm-10mm 범위로 설계하였으며, 데이터 수집 스캔은 E에서 A방향으로 하였다. 초음파변환기를 E지점에서 A지점으로 이동하면서 스캔하여 얻어진 A스캔의 파형은 다음과 같으며, 이때 A/D변환기의 샘플링율은 100MHz를 사용하였다. 실제 설계된 시료는 다층의 구조를 갖고 있기 때문에 다중반사에 의한 간섭현상으로 인하여 매우 복잡한 형태의 반사신호가 나타나게 된다.

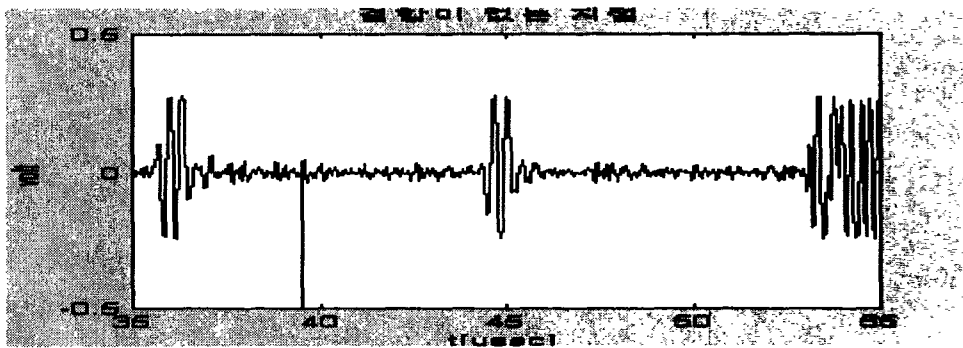


그림 3.4.21 보정 시험편의 두께 A-Scan 반사신호

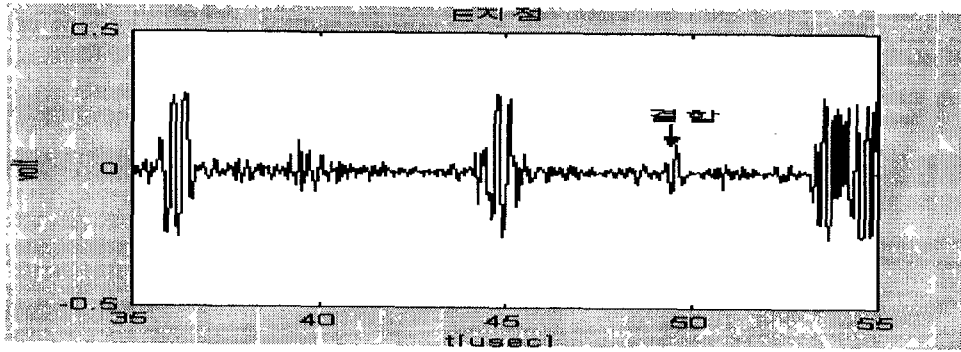


그림 3.4.22 E지점에서 A-Scan 반사신호

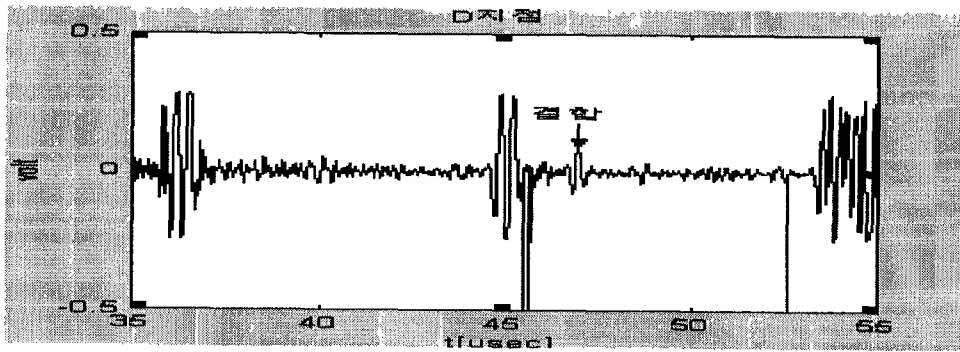


그림 3.4.23 D지점에서 A-Scan 반사신호

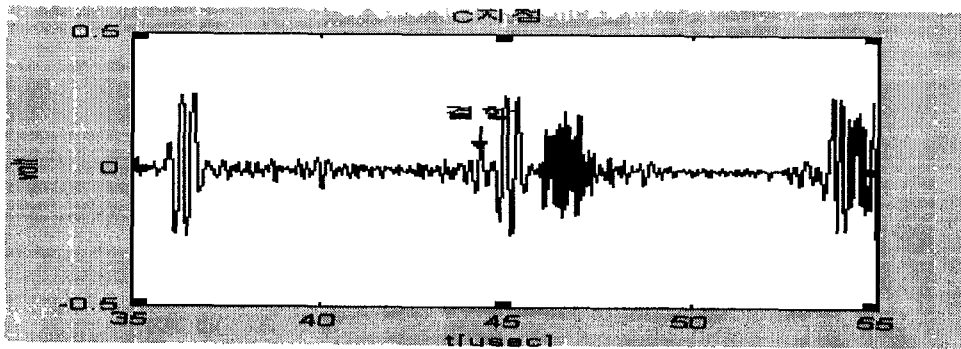


그림 3.4.24 C지점에서 A-Scan 반사신호

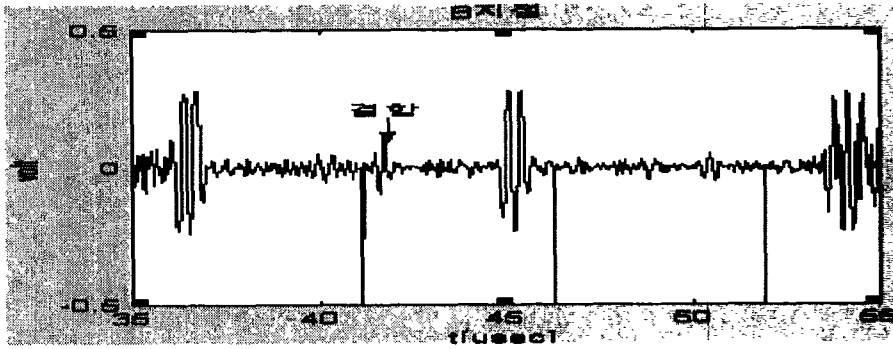


그림 3.4.25 B지점에서 A-Scan 반사신호

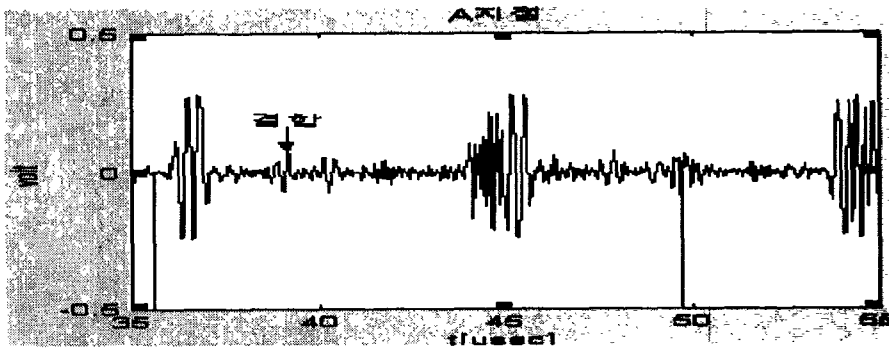


그림 3.4.26 A지점에서 A-Scan 반사신호

그림 3.4.21은 그림 3.4.22서 표기된 A~E점 이외의 A-Scan 반사신호가 나타나고 있지 않고, 단지 잡음과 상층부에 존재하는 시험편 내부 간극에 의해서 나타나는 다중반사신호만이 나타나고 있다. 그림 3.4.23에서 그림 3.4.26까지는 보정 시험편의 간극 A-Scan 반사신호를 나타내고 있다.

다음 그림에서 간극 반향자의 위치 변화가 달라질수록 반향자 신호의 위치가 변화하는 것을 볼 수 있다. 그러나, 그림 3.4.24에서 C와 같이 반향자 신호가 다중반사에 의하여 나타나는 신호와 간섭현상에 의해서 겹쳐져 나타나고 있다.

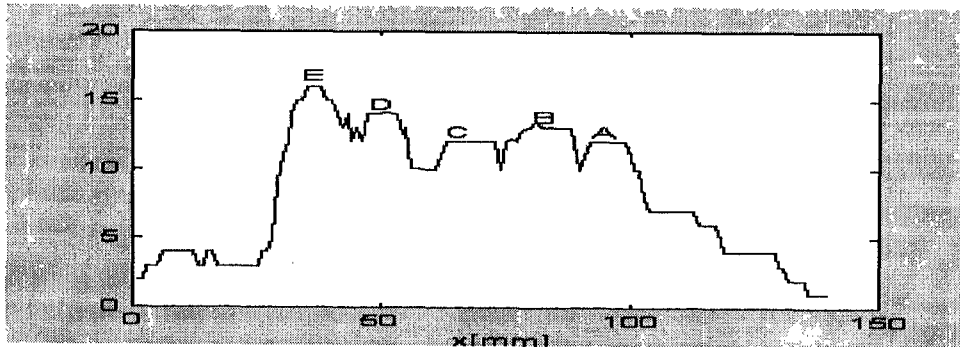


그림 3.4.27 보정 시험편의 라인스캔 반사신호

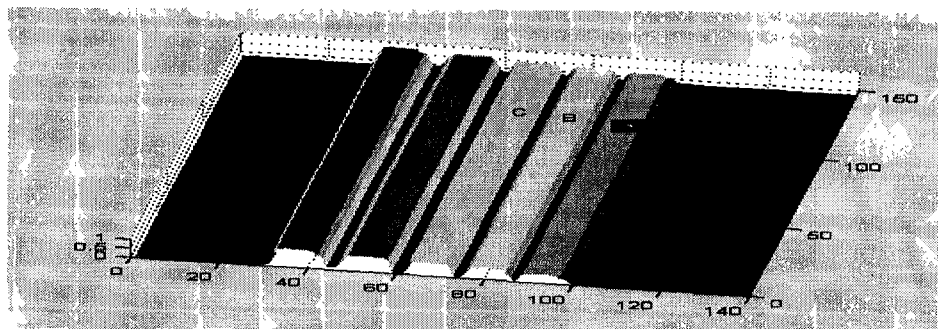


그림 3.4.28 보정 시험편의 개선된 영상 3차원 그래프

그림 3.4.27는 시험편에 대하여 1mm씩 라인 스캔하여 얻어진 영상이다. 이때 그림 3.4.21에서 그림 3.4.26까지 나타난 그림과 같이 간극 반향자에서 반사된 신호의 변화만을 획득하여 영상처리 하였고, 본 실험에서는 5개의 구역으로 나눠 게이트 처리하여 얻어진 데이터를 처리하여 그림 3.4.28와 같은 결과를 얻었다. 이 그림에서 보여지듯이 결함의 높이 변화에 대한 영상 강도의 변화가 보정 시험편과 일치하게 나타남을 알 수 있다. 그러나 C지점에서는 간섭현상으로 인한 게이트 작업이 충분하지 않게 나타나므로 인하여 작게 나타나고 있다. 한편 E부분에서 영상 강도의 값이 가장 크게 나타나는 이유는 포커스된 초음파 변환기를 사용하였으며 E지점에 초점을 맞추어 스캔하였기 때문에 이 부분에서 영상 강도가 가장 크게 나타난 반면 A부분으로 갈수록 작게 나타나고 있다. 이는 초음파현미경의 영상 콘트라스트를 결정하는 V(Z)곡선 이론에 의하여 이미 보고된 바 있다[3.4.8].

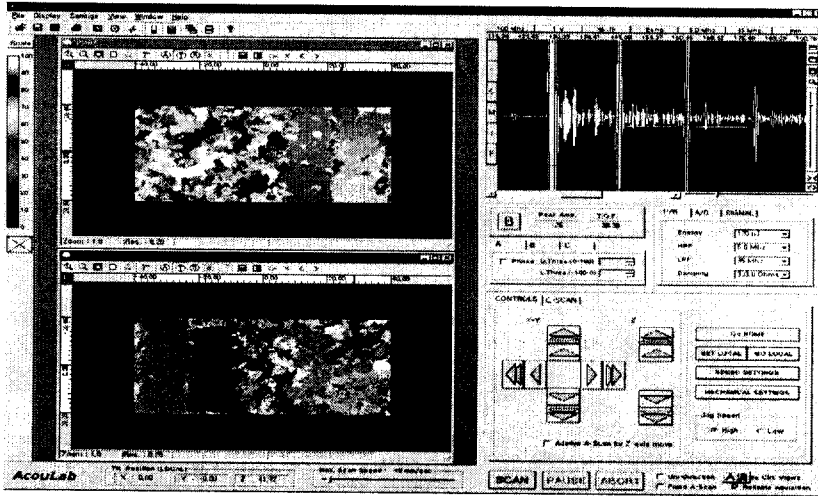


그림 3.4.29(a) 보정 시험편 간극 영상처리 신호 및 RF 신호



그림 3.4.29(b) 보정 시험편  
간극 영상처리 신호



그림 3.4.29(c) 보정 시험편  
간극 영상처리신호

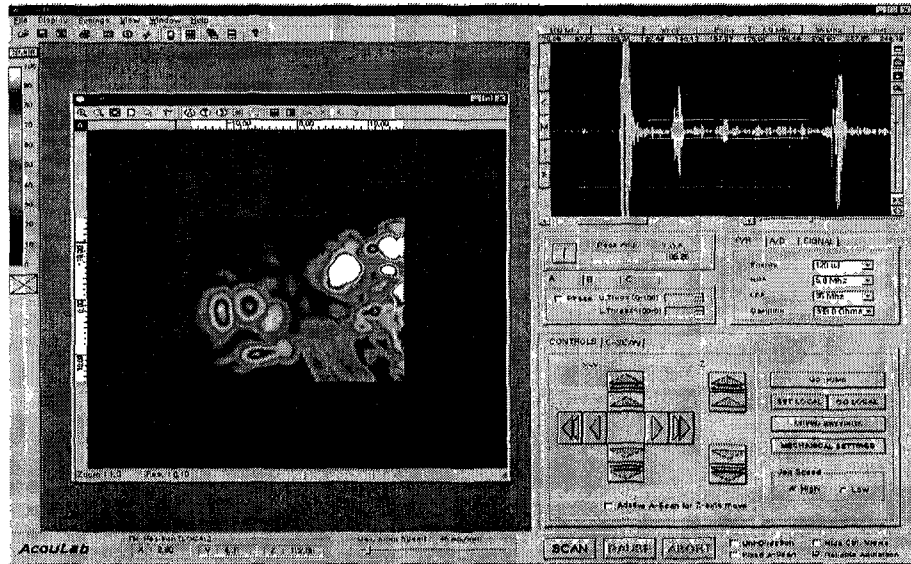


그림 3.4.30(a) 반구 시험편 간극 영상처리 신호 및 RF 신호



그림 3.4.30(b) 반구 시험편  
간극신호 영상처리 신호

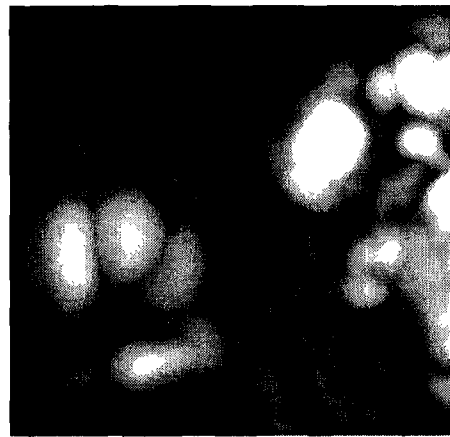


그림 3.4.30(c) 반구 시험편  
간극신호 영상처리 신호

그림 3.4.29(a)은 보정 시험편의 2mm, 4mm 간극 RF(Radio Frequency) 신호를 색 대 비를 가변하여 C-scan 영상 처리한 컴퓨터 화면이다. 그림



3.4.29(b)은 보정 시험편의 2mm 간극 RF 신호를 붉은 색 픽셀 밴드로 설정 하였으며, 4mm 간극 RF 신호를 푸른색 픽셀 밴드로 설정한 영상처리 결과 이다. 이때 2mm의 붉은 색 밴드와 4mm의 푸른색의 색 대 비가 떨어짐을 알 수 있었다. 그림 3.4.29(c)에서는 흑색 밴드로 표현하고 있으며 이때 색 대 비는 대체로 양호한 결과를 얻을 수 있었다. 그림 3.4.30(a)는 실제 시험편의 2mm에서 4mm 사이의 간극 RF(Radio Frequency) 신호에 대해서 색 대 비를 가변하여 C-scan 영상처리한 컴퓨터 화면이다. 그림 3.4.30(b)는 반구 시험편의 간극 RF 신호를 영상처리 결과이다. 이때 흰색은 간극 거리가 4mm 정도임을 알 수 있었으며, 검은 색은 무 간극 상태이다. 그림 3.4.30(c)는 색 대 비를 단지 명암으로 나타낸 것이다.

바. 반구 간극 측정

(1) A-scan 진폭-거리 측정

(가) 다층 구조에서 매질을 통과하는 음향 전달 이론

평면파가 매질 I을 지나 매질 II 그리고 매질 III로 전달하면 두께 (L), 각 매질의 특성 임피던스( $r_1, r_2, r_3$ ), 매질 I에서 매질 II사이의 경계면에 도착 할 때 에너지의 일부분은 반사되고 어떤 것은 두 번째 매질로 투과 된다. 전달된 파의 일부분은 매질 II를 통해서 진행하고, 다시 에너지의 일부분은 반사되고 나머지는 투과된다. 그림 3.4.31은 다층 물질에서 음향파의 투과와 반사 현상을 나타낸다.

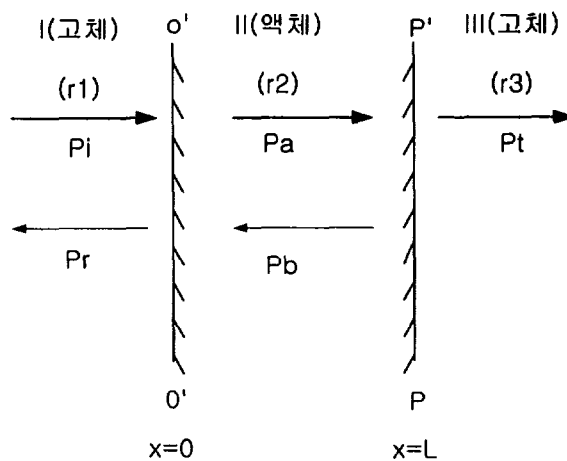


그림 3.4.31 다층 구조에서 음향의 반사 및 전송 방향

단일 주파수에서 연속 입사파가 2L과 비교하여 길다면, 입사파  $P_i$ 와 반사파  $P_r$ 은 식(3.4.10)과 같다. 이때  $k$ 는 그 매질에서 주파수이고,  $x$ 는 파의 진행 방향이다.

$$P_i = \overline{P}_i e^{j(\omega t - k_1 x)} \quad (3.4.10)$$

식(3.4.11)은 매질 I에서 반사파를, 식(3.4.12)는 매질 II에서 투과파와 반사파를 각각 나타낸다.

$$P_r = \overline{P}_r e^{j(\omega t + k_1 x)} \quad (3.4.11)$$

$$P_a = \overline{A}_i e^{j(\omega t - k_2 x)} \quad (3.4.12a)$$

$$P_b = \overline{B}_i e^{j(\omega t + k_2 x)} \quad (3.4.12b)$$

매질 III으로 전달되는 투과파는 식(3.4.13)과 같다.

$$P_t = \overline{P}_t e^{j(\omega t - k_3 x)} \quad (3.4.13)$$

고체 I와 액체 II 사이의 경계면은 식(3.4.14)에 주어진 임피던스와 일치한다. 여기에서  $U_i$ 는 고체 I에서 입사파의 속도,  $U_r$ 는 고체 I에서 반사파의 속도이다.

$$Z_2 = \frac{P_i + P_r}{U_i + U_r} \quad x=0 \text{ (경계면)} \quad (3.4.14)$$

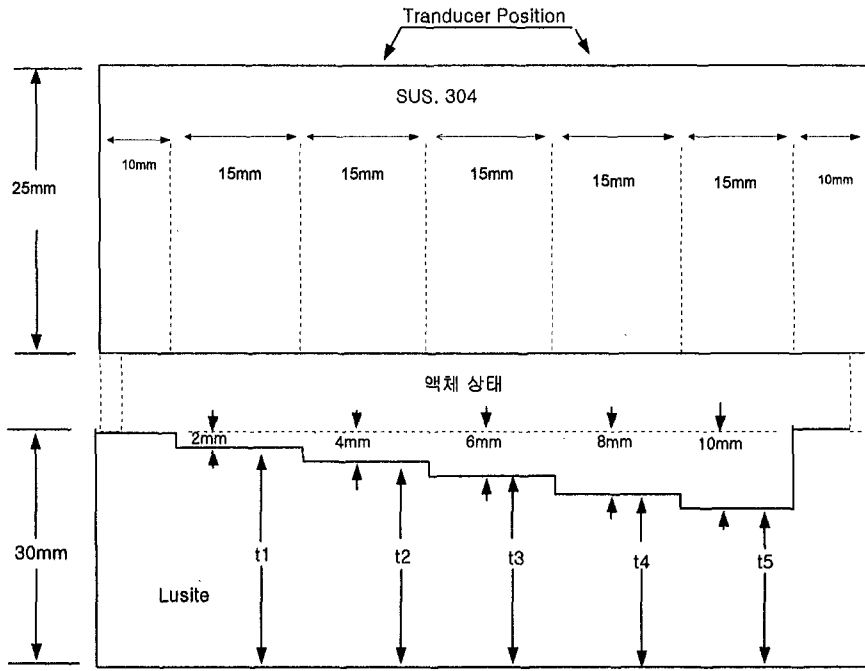
$P_i$ 에 의해서 분자, 분모를 나누면  $P = rU$ 의 관계를 사용하여 식(3.4.15)을 얻는다. 여기에서  $\overline{R}$ 은 반사계수이다.

$$Z_2 = r_1 \frac{1 + \overline{R}}{1 - \overline{R}} \quad (3.4.15)$$

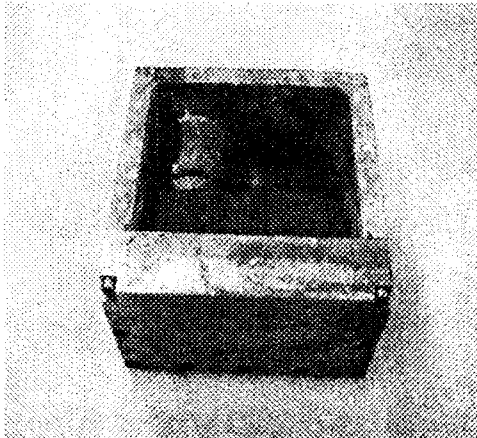
식(3.4.15)의 결과를 이용하면 액체 II와 고체 III 사이의 경계면에서  $z_3$ 의 임피던스가 계산된다.

#### (나) 초음파 검사 준비

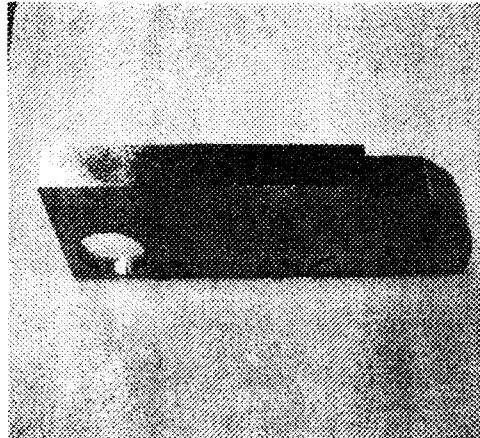
초음파 탐촉자 접촉을 개선하기 위해서 용기하부 곡울에 맞는 웨지를 가공하여 초음파 에너지의 전달이 잘 되도록 설계 제작하였다. 이때 접촉 매질은 점성율이 좋은 젤리를 사용하였다. 탐촉자 최적 파라미터 도출을 위하여 탐촉자의 특성은 3dB 대역폭이 약 1.5 MHz를 갖고 중심주 파수는 5 MHz인 K-B Aerotech사 감마 타입 탐촉자와 종파용 웨지를 사용하여 신호를 수집하였다. 탐촉자 분해능 조건은 1mm 간극 신호가 검출할 수 있도록 재료의 종파속도와 횡파속도에서  $f=5\text{MHz}$  경우 파장  $\lambda = 1.112\text{mm}$ ,  $f=10\text{MHz}$  경우 파장  $\lambda = 0.0556\text{mm}$ 의 분해능 갖도록 선택하였다. 종파모드 입사각용 탐촉자 웨지의 재료는 루사이트를 사용하였으며, 웨지의 치수는 0.5" \* 1" 사각 모양과 직경 0.5" 원통 모양의 두 종류로 가공하였으며, 이때 곡률 반지름은  $\phi = 275\text{mm}$ 이다. 보정시편은 검사부와 동일치수에 근접하게 설계 제작하고, 물 거리인 간극 거리는 반사체 아크틸을 반사체 거리가 2, 4, 6, 8, 10mm의 단계로 가공하였고, 금속 재료는 SUS. 304이고, 두께는 반구와 동일한 치수 인 250mm로 하였으며, 가공오차는 0.005mm이다. 그림 3.4.32에서는 초음파검사 전 보정을 위해서 제작된 보정시편의 개략도를 나타낸다. 또한 탐촉자 여기 펄스는 수 ns펄스 폭을 갖는다. 경과시간 길이에 대한 시간 간격은 주어진 재료의 속도를 고려하여 조정하였다. 일반적인 재질에서의 음향 속도에 대한 근사치는 ASNT VOL.7 초음파 검사 교본을 참조하였다. 균열, 혼입, 다공성의 기공과 같은 불연속체의 크기가 크면, 고주파수의 작은 탐촉자를 이용하여 좋은 결과를 얻을 수 있다. 그러나 불연속체의 크기가 작을 경우에는 탐촉자가 작으면 상대적으로 초음파 출력이 작아서 신호의 진폭 크기가 작아지므로 감도가 떨어지게 된다. 반향된 반사신호는 광대역 RF 수신단에서 증폭한다. 펄스 반복률은 초당 0.5k회를 반복한다. 측정 결과 S/N비가 낮은 일부 신호에 대해서 신호 처리를 위해서 게이트 범위를 설정하여 부분 구역 분할을 한다. 수집 데이터는 AD 변환기에서 50 MHz샘플링 주파수를 갖는다. 신호처리 데이터 구간은 1024 포인트이고 20.24  $\mu\text{s}$ 시간이다. 이들 신호는 신호 처리전 랜덤 잡음의 신호 대 잡음비를 개선하기 위해서 전처리 평균을 취한다.



(a)



(b)

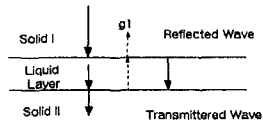


(c)

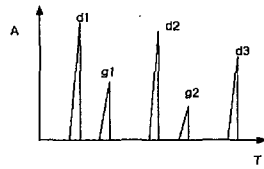
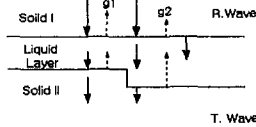
그림 3.432(a),(b),(c) 간극측정용 보정도면, IIW 시험편 사진

#### (다) 용융물 반사신호 패턴 분석

초음파 간극 신호는 용융물의 반사체 조건에 따라서 일반적인 초음파 측정법으로 정량적 분석이 용이한 경우와 복잡한 경우로 분류할 수 있다. 간극 신호가 정량적 분석이 가능한 경우는 일곱 가지 신호 패턴들로 분류하였다 [3.4.9-10]. 그림 3.4.33(a)는 한 개의 반사체일 경우 신호패턴이고, 이때 g 신호는 간극 반향신호이고, d 신호는 반구 두께의 반복 신호이다. 그림 3.4.33(b)는 ID-001 반구의 경우 간극 위치 L:3 W:4에서 한 개의 간극 거리가 2.5mm인 신호이다. 이 간극 신호는 간극 거리 측정이 용이한 신호 패턴이다. 그림 3.4.34(a)는 두 개의 반사체인 경우 신호패턴이고 g1과 g2는 거리가 다른 간극 반향신호이다. 그림 3.4.34(b)는 ID-001 반구의 간극 위치 L:9 W:4에서 한 개의 간극 거리가 2.4mm인 신호이다. 이들 두 그림에서는 동시에 두 개의 간극 신호가 존재하나 간극 측정에는 한 개의 신호만 측정하였다. 그림 3.4.35(a)는 세 개의 반사체 신호패턴이고 g1, g2, g3은 서로 거리가 다른 간극 반향신호이다. 그림 3.4.35(b)는 ID-002 반구의 간극 위치 L:17 W:8에서 세 개의 간극 신호이며, 첫 번째 신호의 간극 거리는 2.8mm이다. 그림 3.4.36(a)는 다수개의 반사체 신호패턴이고 g1, g2, g3, g4는 간극 반향신호이다. 그림 3.4.36(b)는 ID-002 반구의 간극 위치 L:6 W:8에서 다수개의 간극 신호이고, 간극 신호는 패턴이 복잡하고 신호 대 잡음비가 낮게 나타내었다. 이와 같이 신호 대 잡음비가 낮은 경우 본 신호 처리기술을 적용하고자 하였다. 그림 3.4.37(a)는 무간극에서 음향임피던스가 비정합일 경우 신호 패턴이다. 그림 3.4.37(b)는 ID-001 반구의 간극 위치 L:15 W:6에서 무간극 신호 패턴으로 간주할 수 있다. 그림 3.4.38(a)는 무간극에서 음향임피던스가 정합일 경우 신호패턴이다. 그림에서 간극은 존재하지 않지만, 반구로 침투한 입사 음향은 반구 뒷면에서 전반사가 발생하는 음향 임피던스가 비정합일 경우 신호 패턴이다. 그림 3.4.38(b)는 ID-001 반구의 간극 위치 L:7 W:6에서 반구재료와 용융물 사이에 음향 에너지가 전달되어 음향 임피던스가 정합된 경우의 신호들이다. 그림 3.4.39(a)는 간극이 존재하나 불규칙 반사영역 신호패턴이다. 그림 3.4.39(b)는 ID-002 반구의 간극 위치 L:4 W:4에서 간극이 존재하나 매우 불규칙 반사영역 신호이다. 이를 확인하기 위한 한 방법으로서 탐촉자의 미세 변위에 따라서 g1의 신호 진폭이 민감하게 변화를 나타낸다.



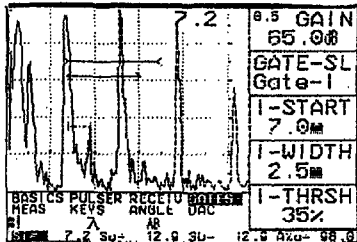
3.4.33(a)



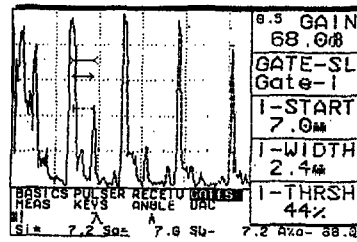
3.4.34(a)

그림 3.4.33(a) 한 개의 반향자 간극신호 패턴

그림 3.4.34(a) 두 개의 반향자 간극신호 패턴



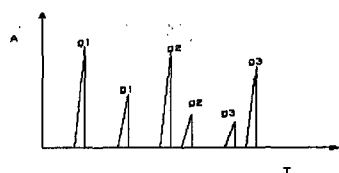
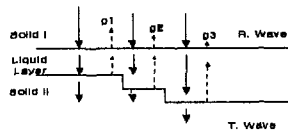
3.4.33(b)



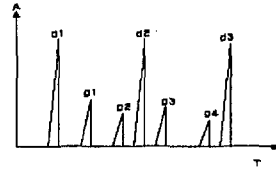
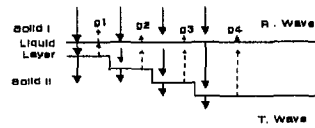
3.4.34(b)

그림 3.4.33(b) ID-001 반구의 한 개의 간극신호

그림 3.4.34(b) ID-001 반구의 두 개의 간극신호



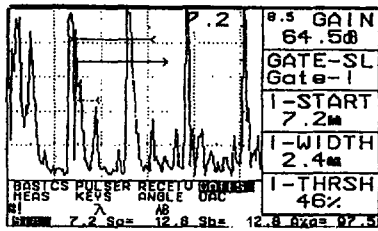
3.4.35(a)



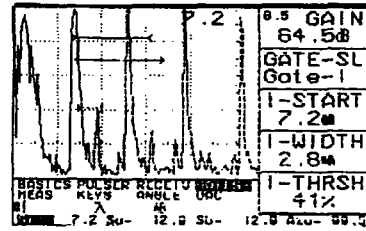
3.4.36(a)

그림 3.4.35(a) 세 개의 반향자 간극신호 패턴

그림 3.4.36(a) 네 개의 반향자 간극신호 패턴



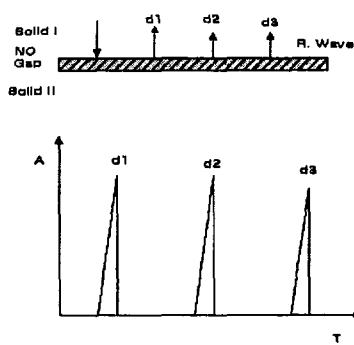
3.4.35(b)



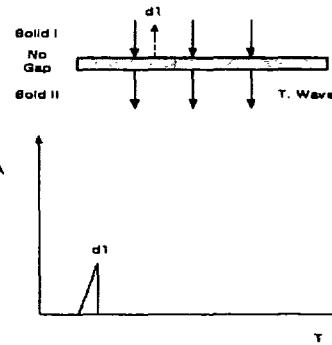
3.4.36(b)

그림 3.4.35(b) ID-002 반구의 세 개의 간극신호

그림 3.4.36(b) ID-002 반구의 네 개의 간극신호



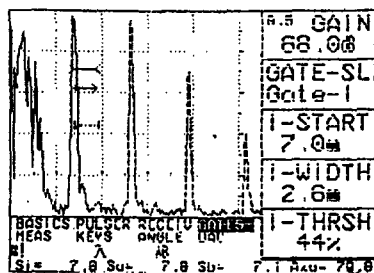
3.4.37(a)



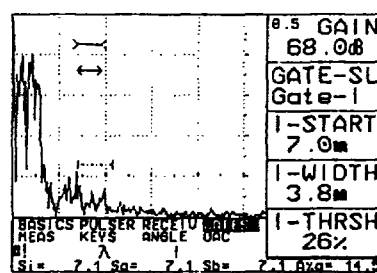
3.4.38(a)

그림 3.4.37(a) 부정합 무간극 신호 패턴

그림 3.4.38(a) 정합 무간극 신호 패턴



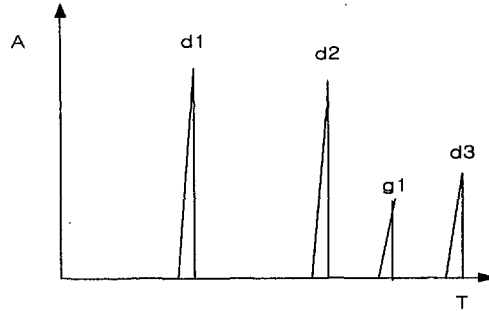
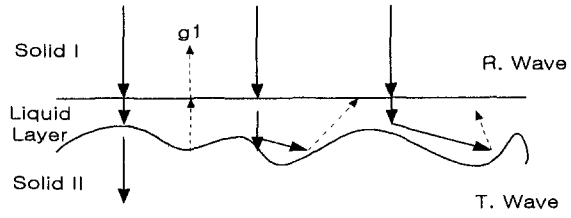
3.4.37(b)



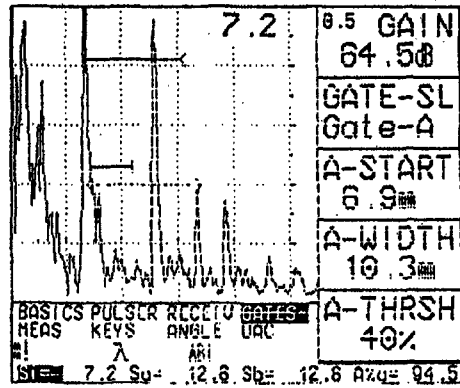
3.4.38(b)

그림 3.4.37(b) ID-001 반구의 부정합 무간극 신호

그림 3.4.38(b) ID-001 반구의 정합 무간극 신호



3.4.39(a)



3.4.39(b)

그림 3.4.39(a) 복합성 간극 신호패턴  
 그림 3.4.39(b) ID-002 반구의 복합성 간극신호



## 2. 초음파를 이용한 고온 계측 기술

### 가. 서론

LAVA 실험에서 기존의 접촉식 열전대 방식[3.4.11]에서는 열전대 재료의 내구성 및 절연 전환(insulant shunting) 영향 때문에 2000°C 이상의 온도측정이 불가능하다. 그리고 적외선이나 레이저를 사용하는 비접촉식 방식[3.4.12]에서는 빛의 직진성 때문에 검사체 표면의 온도측정은 가능하나 내면의 측정치가 정확하지 않고 접근성이 떨어지며, 외부조건에 의해 수증기 및 에어졸 등의 간섭이 발생되면 측정에 문제점이 있었다[3.4.13-15].

본 연구에서는 이러한 문제점을 해결하기 위하여 고온과 육안으로 접근이 어려운 환경에서 높은 온도를 정확하게 측정할 수 있는 초음파 지연시간을 이용한 초고온 측정 시스템을 개발하였다[3.4.16]. 이 방식은 접촉식에서 문제가 되고 있는 온도측정의 한계를 극복한 것으로 적외선이나 레이저를 이용하는 기존의 비접촉식 방식에서 불가능한 검사체 내면의 초고온을 측정하고자 하는 것이다. 또한 이 방식은 야기코일에서 발생된 전기펄스의 자기장을 자기 변형선을 이용하여 짧은 주기의 초음파 펄스로 변환한 다음 도파선을 따라 전파시켜 다수의 센싱 노치(sensing notch)에서 반사되는 초음파의 지연시간을 이용하여 평균온도를 측정하고자 하는 것이다.

그리고 본 연구에서는 이미 제안된 이론[3.4.17]을 바탕으로 원자력 분야에 적용이 가능한 초고온 측정 시스템을 개발하고, 초고온 측정 시스템에 사용되는 초음파 온도센서는 텅스텐 합금 재료를 이용하여 특수 가공하고, 센서 덮개는 텅스텐 합금 봉에 슈퍼 전자 빔 가공법을 적용하여 관으로 제작한다. 또한 용융물의 고온에 내구성을 가지는 특수 센서 덮개를 제작하였으며, 탐촉자는 미국의 Panametrics사 제품을 사용하고자한다. 음파 발생소자인 Remendur 합금소재를 자왜소자로 이용하였고, 자왜소자와 텅스텐의 합금은 전자 빔 용접방법으로 용융 결합하여 용접부에서 반사되는 음향에너지가 최소가 되도록 제작한다.

신호처리단은 초음파 발진부 및 수신부로 구성하였다. 초음파 탐상장치는 5058 PR Panametrics사와 USD-15 Krautkramer사의 제품을 병용하고, Tektronics사. Digital Phosphor 1GHz 대역 오실로스코프를 RS-232로 PC에 연결하여 데이터를 취득하도록 구성한다.

또한 본 연구에서는 초음파 반사신호의 지연시간을 측정하여 센서의 열전달 특성을 해석하고, 실험을 통하여 획득한 수집데이터를 보정곡선을 이용

하여 지연시간을 온도로 환산함으로써 약 2300℃의 고온 용융물의 온도를 측정할 수 있도록 한다.

나. 초음파 지연시간을 이용한 다중노치 초고온 측정법

기체, 액체, 고체 등에서의 음속은 온도에 의존적임으로 고체 내에서의 음속은 재료계수와 밀도의 함수로 식 (3.4.16)과 같이 표현된다[3.4.11 -14].

$$v = (M/\rho)^{1/2} \quad (3.4.16)$$

여기서 M은 재료계수이고,  $\rho$ 는 밀도이다.

식 (3.4.16)로부터 고체내의 재료계수와 밀도는 온도함수이므로 음속은 온도측정에 이용될 수 있다는 것을 알 수 있다. 직경이 작은 재료선에서는 음속측정에 영계수가 이용된다[3.4.13-15].

$$v = (E/\rho)^{1/2} \quad (3.4.17)$$

여기서 E는 영 계수(Young's module)이다.

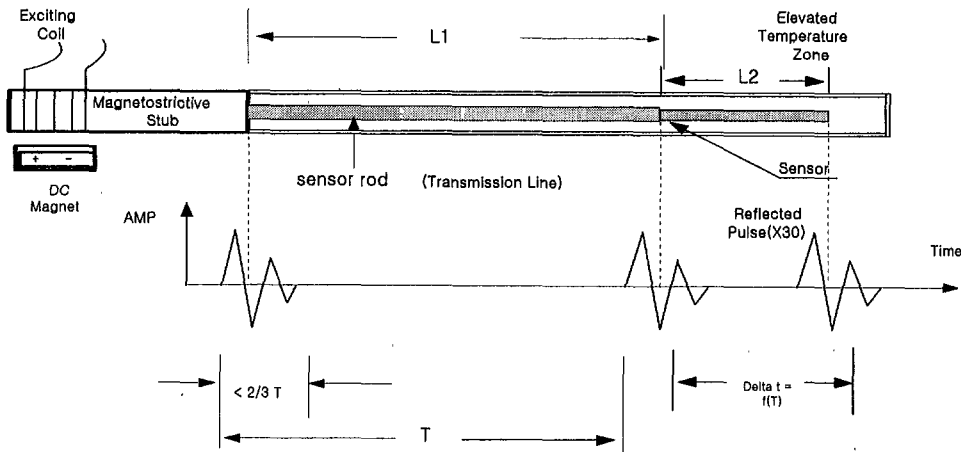


그림 3.4.40 초음파 온도센서의 동작원리 및 반향위치

그림 3.4.40은 본 연구에서 개발한 초음파 초고온 측정 시스템의 기본원리와 온도변화에 따라 지연되는 반향위치에서 반사신호의 패턴을 나타냈다. 야기코일에서 발생된 전기펄스의 자기장은 자기변형 선에서 짧은 주기성을 갖는 초음파 펄스를 갖는다. 도파선을 따라 전파되는 초음파 펄스는 음향 임피던스의 불연속 위치, 끝단, 직경이 변하는 위치에서 반사되고, 반사된 음향 신호는 다시 야기 코일에서 전기신호로 변환된다.

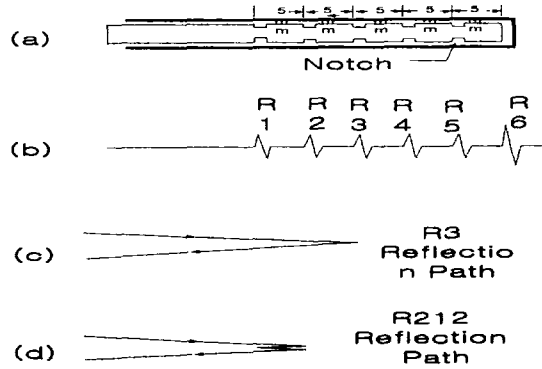


그림 3.4.41 다중 노치에서 반사 지연신호의 패턴 및 경로 (a) 5소자 초음파 온도센서, (b) 반사신호 패턴, (c) R3 반사경로, (d) R212 반사경로

초음파 펄스의 속도는 센서선의 온도에 밀접한 관계가 있으므로 반사체로부터 반사된 도착시간의 차이는 센서 선의 평균 온도와 관계가 있다. 초음파 지연시간을 이용한 방식에서는 매우 높은 온도의 측정이 가능하나 센서 재료의 용융점에 제한을 받는다. 일반적으로 텅스텐 합금을 사용할 경우 3410 °C 에서 온도 제한을 받게 되는데, 열전대 측정 방법과 비교하면 약 1000°C 이상 높은 온도이다.

본 연구에서는 기존의 적외선이나 레이저를 사용하는 방식과는 달리 초음파의 지연시간을 이용하여 원자력 분야에서 초고온을 측정할 수 있는 장치를 제시된 이론을 바탕으로 초고온 측정 시스템을 개발하고자 한다. 그림 3.4.41에 나타낸 것처럼 1개의 온도센서 선에 다수의 센싱 노치를 가공하여 각각의 노치에서 반사되는 초음파 지연시간을 식 (3.4.17)에 적용하여 온도를 측정하였다. 다중노치 방식의 장점은 노치 개수의 온도 분포 측정이 가능하나 단점으로는 신호의 구분이 어렵게된다. 그림 3.4.41에 다중 노치인 5 소자 온도센서와 센서로부터 반사된 신호패턴, 그리고 R3 반사경로와 R212 반사경로를 표시하였다.

## 다. 초음파 초고온 측정 시스템의 개발

본 연구에서는 단일 및 다중노치로부터 반사된 초음파 지연시간을 실시간으로 측정하여 온도함수로 변환하는 초음파 지연시간을 이용한 다중노치 초고온 센서를 제작하고, 원자력 분야에 적용이 가능한 초고온 측정 시스템을 개발하였다. 그림 3.4.42는 고온 실험용 전기로 전면이다.

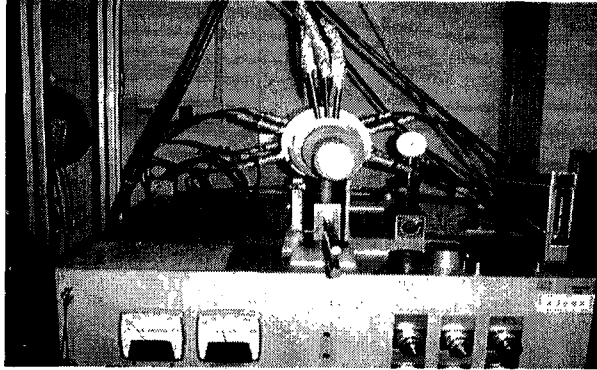
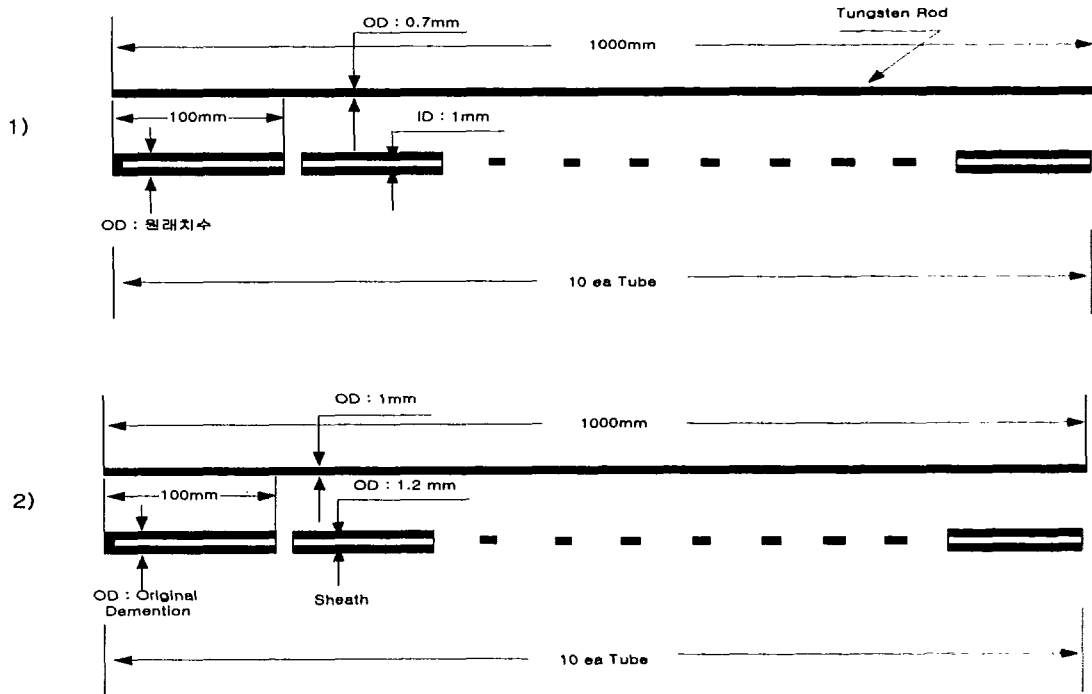


그림 3.4.42 고온 실험용 전기로 전면

### (1) 센서 및 덮개 설계 및 제작 절차

3개 센서에 대한 텅스텐 보호용 덮개관을 제작할 경우 총 길이가 3m 일 경우 막힘관 3개와 관통관 27개 제작이 요구된다. UTS 센서의 설계 및 제작 절차는 센서선을 먼저 가공하여 자왜소자와 특수 용접하고, 텅스텐 센서선 및 덮개는 국내업체의 가공 기술의 한계 때문에 설계하면서 가장 유사한 치수를 수입하여 제작하였다. 덮개인 센서 보호 관은 3단계로 센서선에 삽입하고 외부에 지지관으로 연결하였으며, 덮개의 끝단을 고온의 용융물의 유입을 막기 위해서 순수 텅스텐의 사다리 원뿔모양의 마개를 특수 제작하였다. 마개의 외경 치수는 덮개의 내경과 비교하여 약간 큰 상태에서 작은 상태로 기계적 고정이 되도록 가공하여 고온 상태에서 덮개에 결합시킨다. 이때 1000℃ 범위 실험에서는 센서선을 액체 실리콘을 코팅하고, 1600℃ 범위에서는 산화 이트륨( $YO_2$ )을 코팅하고 2300℃ 범위에서는 세라믹 용사코팅을 하여 센서선과 덮개사이의 접촉을 방지하였다. 완성된 센서의 자왜소자인 Remendur는 초음파 탐촉에 삽입하도록 한다. 그림 3.4.43은 텅스텐 센서 및 보호용 덮개 제작 도면이다.



[1] 1)번과 , 2)번은 동일한 치수이며 가능하면 3 Set 제작이 요구됨  
 [2] 스톱 센서의 OD는 실제 모제를 참조

그림 3.4.43 텅스텐 센서 및 보호용 덮개 제작

표. 3.4.3 자외 센서와 덮개의 가공 치수 및 제작 치수

|       | 재료       | 길이         | OD     | 너치 위치       | 너치 종류      | 너치 가공법  |
|-------|----------|------------|--------|-------------|------------|---------|
| 센서    | 레늄 텅스텐   | 1000mm     | 0.8mm  | 45mm, 300mm | Round, Vee | EB 및 기계 |
|       | 재료       | 길이         | OD     | ID          | 연결관 OD     | 연결관 ID  |
| 덮개    | 텅스텐      | 34.5mm x 3 | 3mm    | 1mm         | 6.5mm      | 3mm     |
| 자외 소자 | REME DUR | 50mm       | 14.3mm | N/A         | N/A        | N/A     |

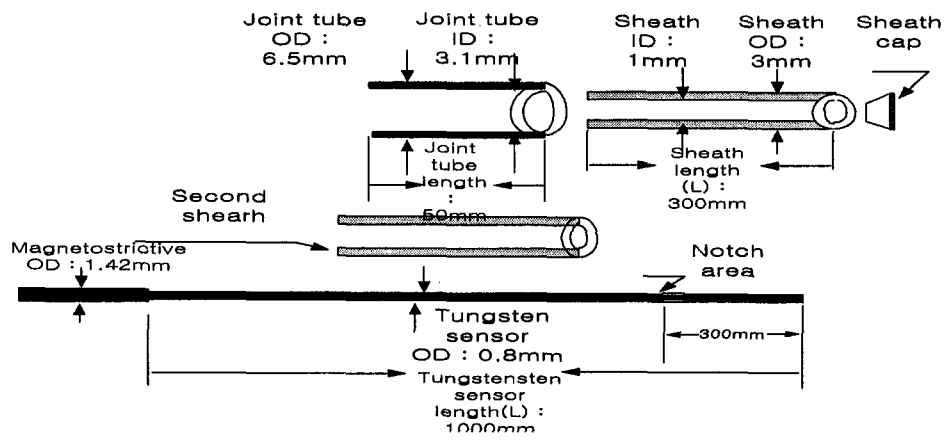


그림 3.4.44 UTS 센서선의 분해도면

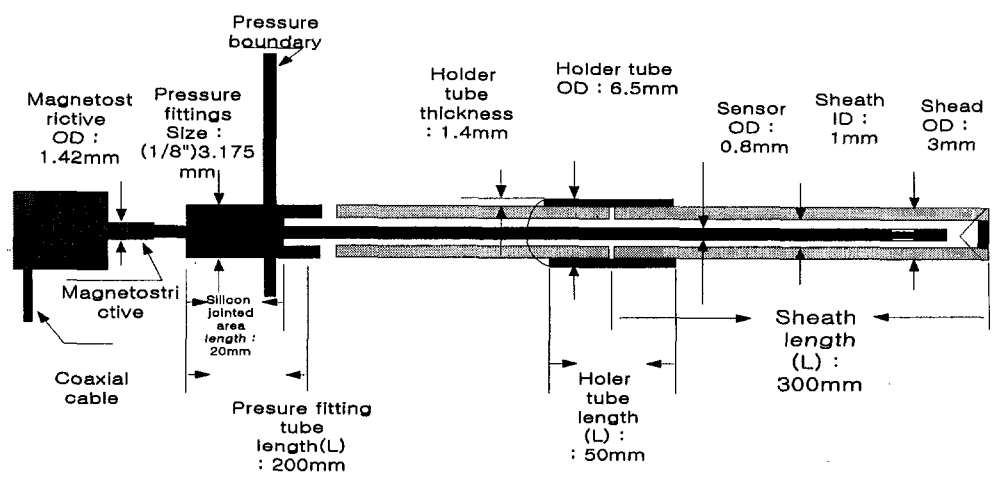


그림 3.4.45 UTS의 조립된 센서선의 도면

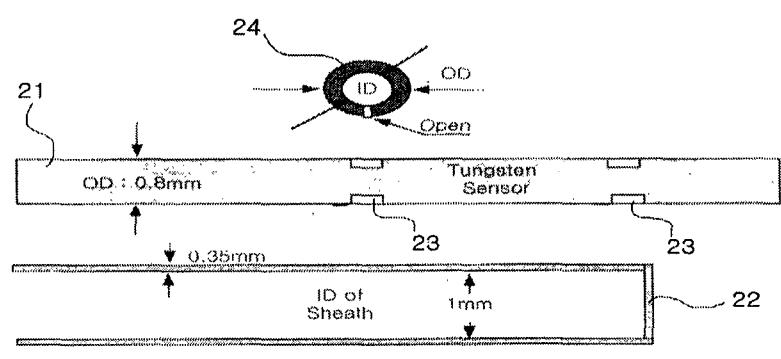


그림 3.4.46 UTS 센서 반향자 Notch에 Stand-off 설계도

그림 3.4.44 및 3.4.45는 분해 및 조립된 센서선의 도면이다. 초음파 센서 가공 치수와 제작 치수는 표 3.4.3과 같다. 또한 고온에서 열 교란잡음을 억제하기 위해서 Shunting 현상 해석하고 센서 반향자 Notch에 새로운 도나스형 Stand-off를 설계 제작하였다. 그림 3.4.46은 센서 반향자 Notch에 설치한 Stand-off 설계도이다. 동시에 3종류 UTS를 온도 발열 시설에 600℃부터 약 100℃ 간격으로 온도를 증분하여 2400℃ 까지 약 3시간에 걸쳐 각각의 온도 측정 결과를 PC에서 지연시간을 온도(dat)파일로 저장하고, 그 시점마다 Tetronix TDS 7104 10GHs/s 오실로스코프의 측정값은 데이터 용지에 기록하였다. 세계의 UTS의 Remendur는 Transducer인 Panametrics사 ET 100을 결합하고, 사용 주파수는 동일하다. 이들 센서의 측정 결과를 간단히 요약하면 다음과 같다. 1번 UTS의 측정 결과는 온도 증가에 따른 시간 지연 함수 관계가 양호한 선형 함수로 측정되었다.

표 3.4.4 UTS 의 덮개 및 센서의 제원

|     | Magneto-strictive rod |         | Sensor rod  |         | Notch Number (N.N)     | Coating Material (CM) | Weld Method (WM : mm) | Sheath (on, off) | Pressure Boudnary (on, off) | Gain-Value of Instrument (dB) | File Name                    |
|-----|-----------------------|---------|-------------|---------|------------------------|-----------------------|-----------------------|------------------|-----------------------------|-------------------------------|------------------------------|
|     | Length (mm)           | OD (mm) | Length (mm) | OD (mm) |                        |                       |                       |                  |                             |                               |                              |
| 1-1 | 915                   | 1.43    | N/A         | N/A     | N/A                    | N/A                   | N/A                   | OFF              | OFF                         | 65                            | uts-remendur-1-1             |
| 2-1 | 90                    | 1.43    | 1012        | 0.8     | lea from end : 52, 123 | N/A                   | Electronic Butt Weld  | ON               | OFF                         | 69.5                          | uts-tung-2-1<br>uts-tung-2-2 |
| 2-3 | "                     | "       | "           | "       | "                      | "                     | "                     | "                | "                           | 79.5                          | uts-tung-2-3                 |
| 2-4 | "                     | "       | "           | "       | "                      | ZrO <sub>2</sub>      | "                     | "                | "                           | 76.5                          | uts-tung-2-4                 |
| 3-1 | 60                    | 1.43    | 950         | 0.8     | lea from end : 150     | N/A                   | Electronic Butt Weld  | OFF              | OFF                         | 68                            | uts-tung-3-1                 |
| 3-2 | "                     | "       | "           | "       | "                      | ZrO <sub>2</sub>      | "                     | ON               | "                           | 76.5                          | uts-tung-3-2                 |
| 4-1 | 60                    | 1.43    | 1035        | 0.8     | lea from end : 150     | N/A                   | Electronic Butt Weld  | OFF              | OFF                         | 64                            | uts-tung-4-1                 |
| 4-2 | "                     | "       | "           | "       | "                      | "                     | "                     | ON               | "                           | 76.5                          | uts-tung-4-2                 |
| 4-3 | "                     | "       | "           | "       | "                      | ZrO <sub>2</sub>      | "                     | "                | "                           | 74.5                          | uts-tung-4-3                 |

본 텅스텐 센서의 형상은 길이 1050mm, 외경 0.5mm, Notch는 없었다. 2번 UTS의 측정 결과는 3개의 선서 중 불규칙한 시간 지연 함수로 나타났으며, 텅스텐 센서의 형상은 길이 990mm, 외경 0.8mm, Notch의 위치는 선서 끝단에서 550mm로 하였다. 3번 UTS의 측정 결과는 1번과 2번의 중간 상태의 시간 지연 함수로 나타났다. 텅스텐 센서의 형상은 길이 918mm, 외경 0.8mm, Notch의 위치는 선서 끝단에서 150mm로 하였다.

## (2) 자왜 탐촉자

10mm 길이의 토륨화 텅스텐 센서소자는 초음파 반사신호를 약  $4\mu\text{s}$  정도 지연시킨다. 따라서 반사신호의 분리를 위해서는 초음파 펄스폭은  $2\sim 3\mu\text{s}$  이하가 되어야 한다. 초음파 펄스의 간격은 자기장 펄스의 주기와 자기장 펄스와 결합된 자기 변형선의 길이에 의해서 결정되고 있다. 자왜 탐촉자의 펄스 간격과 모양에 관해서는 참고문헌 [3.4.16]에서 상세히 기술하고 있다. 펄스 자기장에 결합된 자왜선의 길이를 최소화하기 위한 방법으로 2mm의 짧은 폭 코일이 사용되며, 이 경우 코일의 끝단에 위치하는 페라이트 디스크의 길이는 약 4mm이다. 본 연구에서는 펄스주기를 최적화하기 위해 임피던스 값이 작은 Delrin R사(2mm 길이, 1.1mm 직경, #44 구리선, 100-150 권수의 코일을 이용하였으며, 이때 코일의 인덕턴스는  $15\mu\text{H}\sim 30\mu\text{H}$ 가 최적인 것으로 확인되었다. 그림 3.4.47에 연구팀이 제작한 초음파 온도 UTS 센서를 보여주고 있다.

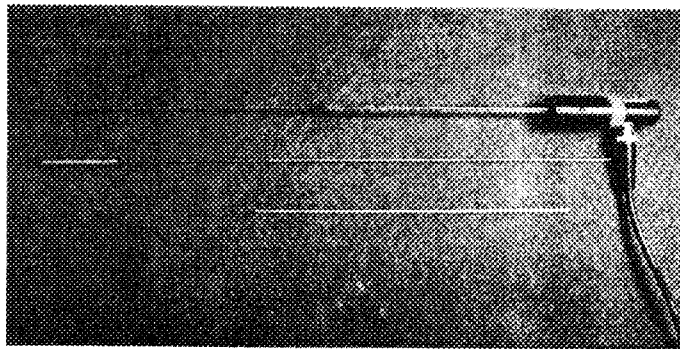


그림 3.4.47 텅스텐으로 제작한 온도측정용 UTS 센서



### (3) 자왜(magnetostrictive)선

자왜선의 직경은 야기되는 전기펄스와 초음파 펄스의 특성에 따라 결정되며, 자왜선의 직경이 너무 클 경우에는 파형과 진폭이 변한다. 반면에 자왜선의 직경이 너무 작을 경우에는 야기된 자기장과 에너지 결합도가 작아지므로 신호의 진폭이 작아지며, 최적의 자왜선 직경은 약 0.7-1.5mm 로 하였다. Remendur는 본 시스템에서 사용한 자기변형 재료중 하나로 높은 자왜계수를 가진다는 특징 때문에 초음파 온도 측정기에 사용되고 있다. 이들 자왜소자는 입력 전기신호에 야기되어 최대 자왜효과를 얻기 위해서는 열처리가 필요하다.

본 시스템에서는 보호된 대기 중에서 다양한 온도로 처리하여 최대의 자기장 특성을 갖도록 하였으며, DC 자기장을 Remendur에 걸어주면 자왜효과가 향상되었다. 직경이 5mm이고 길이가 25mm인 Alnico 리드자석을 Remendur 선으로부터 3-5mm 근접한 거리에서 사용할 때 최대 진폭을 얻을 수 있었다. 자기변형 선의 길이는 Butt 용접부에서 약 10% 정도의 신호가 반사되었다. 텅스텐-Remendur 접합부에서 작은 임피던스 부정합이 발생하므로 Remendur의 길이는 센서에서 반사되는 신호와 연결부 반사신호와의 간섭을 방지할 수 있도록 설정해야 한다. 따라서 Remendur 지역을 진행하는 초음파 펄스의 전파시간을 측정하여 두 센서에서 반사되는 신호간의 시간간격보다 작거나 크게 하여 중첩됨을 피하는 것이 필요하다.

본 실험에서는 텅스텐-Remendur 접합부에서 발생하는 신호를 배제하기 위해서 Remendur 재료에서 가장 긴 전파 시간이 가장 높은 온도에서 두 지점 사이의 지연시간을 초과하도록 설계하였다. Remendur의 속도가 실내 온도에서 5400m/s이고 3000℃에서의 토륨화 텅스텐의 음속이 3300m/s인 것을 고려하면 10mm 간격으로 5개가 있는 82mm 이상 되는 센서는 Remendur의 길이가 텅스텐 소자보다 1.64 배 정도 길어야 한다. 한편, Remendur의 길이는 가장 낮은 온도에서 반사되는 신호간의 가장 짧은 전파 지연보다 더 작아야 한다. 센서 사이의 거리를 10mm로 하고, 가장 낮은 실험실의 온도를 고려하면 Remendur의 길이는  $10 \times 5400/4320 = 12.5$  mm 보다 작아야 하는데 반사신호의 중첩을 피하기 위해서는 12.5mm 보다 수 mm 정도 더 작은 것이 좋다.

#### (4) PC 기반 인터페이스

본 연구팀이 개발한 다중 초음파 온도측정기는 PC 기반 초음파 탐상장치의 인터페이스 및 버스구조이며 프로그래밍이 가능한 시스템을 구성하였다. 기본적으로 1개에서 2개의 센서를 가지며, 이 시스템에서는 한 개 또는 두 개의 센서를 구동할 수 있다. 그림 3.4.48은 온도 측정을 위한 PC 베이스 UTS 시스템 브릭선도이다.

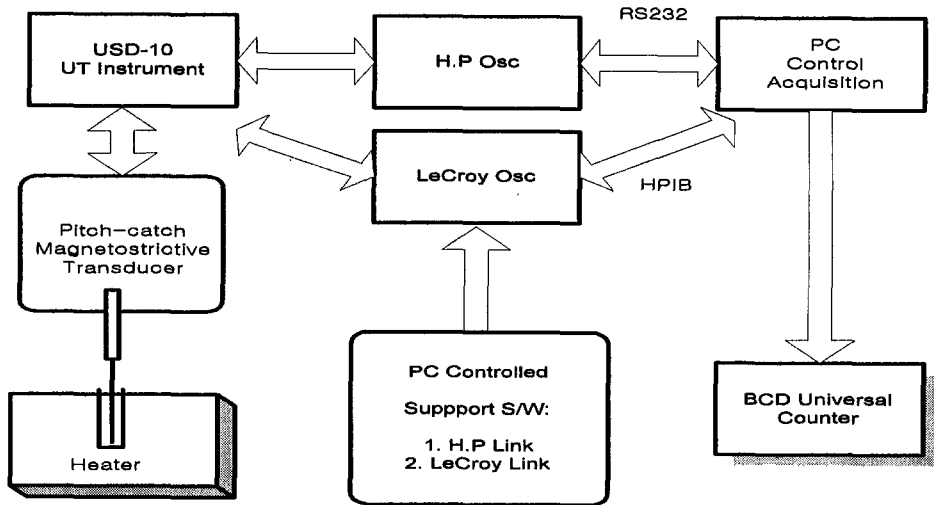
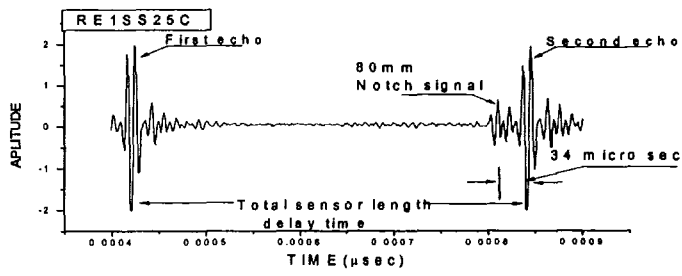
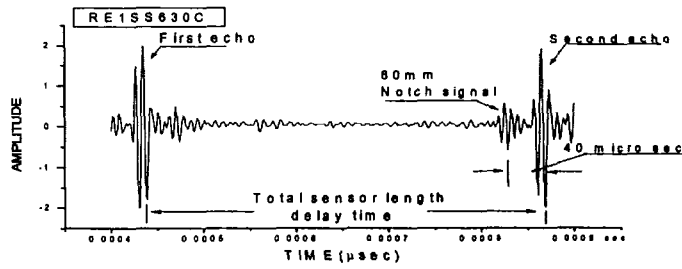


그림 3.4.48 온도 측정을 위한 PC 베이스 UTS 시스템 브릭선도

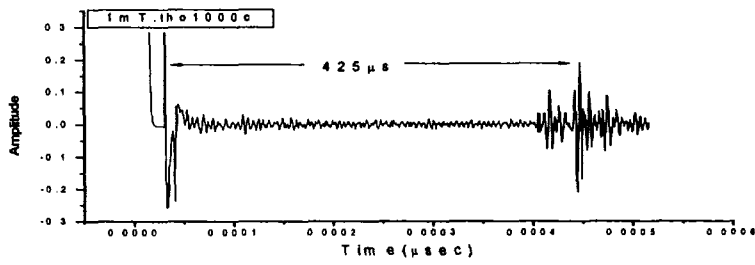
센서로부터 반사된 신호는 각 센서의 시작/정지 신호를 전기적으로 발생하여 선택할 수 있다. 이들 시작/정지 신호들은 일정한 시간간격으로 멀티플렉서(multiplexer)에 입력되고, 카운터는 모든 소자에서 반사되는 신호에 대해서 시간간격을 계산한다. 이 경우 센서의 수는 최대 10개까지 가능하며, 카운터의 디지털 출력 데이터는 계측기나 컴퓨터에 직접 입력한다. 본 시스템에서는 필요한 신호를  $0.5 \sim 1.0 \mu s$  범위의 게이트를 이용하여 선택할 수 있으며, 게이트 범위가 선정되면 시작/정지신호는 게이트 신호와 초음파 비디오 신호를 논리의 곱의 함수로 출력한다. 그림 3.4.49는 센서 선 길이가 1000mm 에서 (a)  $20^\circ C$ , (b)  $630^\circ C$ , (c)  $1000^\circ C$ , (d)  $1600^\circ C$  온도변화에 따른 지연 신호패턴이다. 그림 3.4.50 센서 선 길이가 500mm 에서 (a)  $20^\circ C$ , (b)  $1800^\circ C$ , (c)  $2000^\circ C$ , (d)  $2200^\circ C$  온도변화에 따른 지연 신호패턴이다.



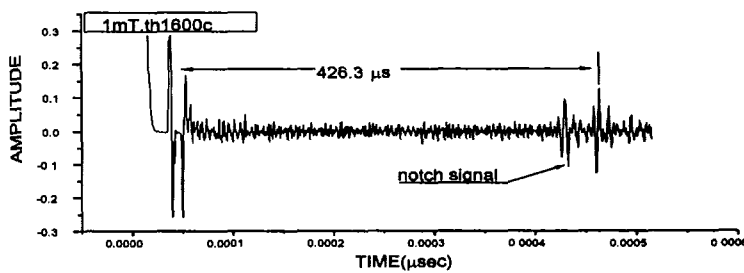
(a)



(b)

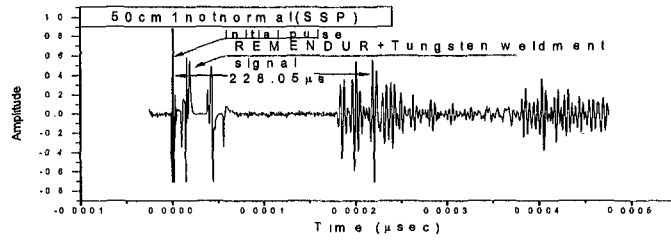


(c)

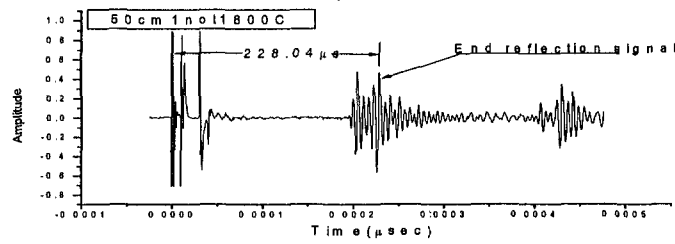


(d)

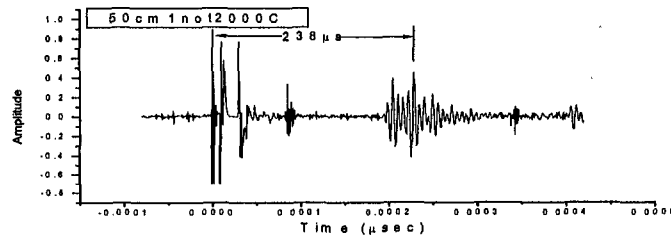
그림 3.49 온도변화에 따른 지연 신호패턴 (센서 선 길이가 1000mm 일 때) (a) 20°C, (b) 630°C, (c) 1000°C, (d) 1600°C



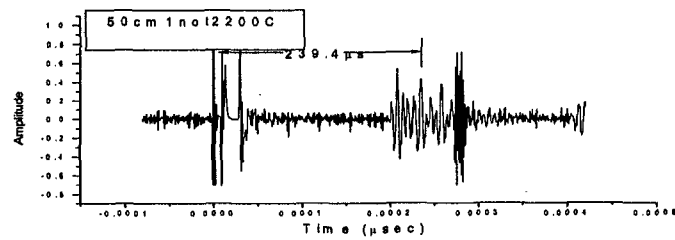
(a)



(b)



(c)



(d)

그림 3.450 온도변화에 따른 지연 신호패턴 (센서 선 길이가 500mm 일 때)  
 (a) 20°C, (b) 1800°C, (c) 2000°C, (d) 2200°C

## (5) 센서 구동단 및 전치 증폭기

약 300V 용량을 가지는 펄서(pulser)와 코일은 20m의 RG58 동축케이블로 연결되며, 본 시스템으로부터 센서에 공급되는 신호의 펄스폭은  $0.5\mu\text{s}$ 로 그리고 반복율과 전류는 각각 60Hz-500Hz와 0.5A가 되었다.

## 라. 실험

### (1) 예비실험 및 교정

초음파 온도측정 실험을 수행하기 위해서 Silicont 전기로를 이용하여 약  $1600^{\circ}\text{C}$  까지 온도를 높이면서 약  $100^{\circ}\text{C}$  마다 지연시간을 측정하였으며,  $2300^{\circ}\text{C}$ 의 고온측정은 표준과학연구원 특수 노를 사용하여 온도를 측정하였다.

그림 3.4.49(a)는 상온에서 센서 선 길이가 1000mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호의 패턴이고, 그림 3.4.49(b)는  $630^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 1000mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호이며, 그림 3.4.49(c)는  $1000^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 1000mm이고 너치(Notch)가 1개인 센서로부터 반사된 신호이며, 이때 전체 지연시간은 약  $425\mu\text{s}$  이었으며, 그림 3.4.49(d)는  $1600^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 1000mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호이며, 이때 1000mm길이 전체 지연시간은 약  $426.3\mu\text{s}$ 로 나타났다. 그림 3.4.50(a)는 상온에서 센서 선 길이가 500mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호의 패턴이며 전체 지연시간은 약  $238\mu\text{s}$ 이고, 그림 3.4.50(b)는  $1800^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 500mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호이며, 이때 전체 지연시간은 약  $228.04\mu\text{s}$ 이었고, 그림 3.4.50(c)는  $2000^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 500mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호로, 이때 전체 지연시간은 약  $238\mu\text{s}$ 가 얻어졌으며, 그림 3.4.50(d)는  $2200^{\circ}\text{C}$ 에서 센서 선 길이가 500mm이고 너치가 1개인 센서로부터 반사된 신호로 이때 500mm길이 전체 지연시간은 약  $239.4\mu\text{s}$ 이었다. 온도측정 결과  $2000^{\circ}\text{C}$ 에서 실제 값과 초음파 지연시간에 따른 측정값의 정밀도는 3.5cm 길이 당 10회 반복 측정 결과 평균값은 0.04%의 작은 오차로 나타났다. 초음파 지연시간으로부터 노심 용융물의 온도를 측정하기 위해 초음파 온도-지연 보정곡선을 얻기 위한 실험을 수행하였다. Siliconit 전기로에 온도측정 센서를 열발생 지역에 수평으로 설치하였으며, 센서선은 일본 Nilaco Corporation의 2% 토

를 텅스텐을 사용하였다. 온도교정을 위해서 파이로 메터와 약 1000°C 범위에서는 K타입 열전대 온도계를 병용 설치하여 측정된 온도를 비교하였다. 온도증가에 따른 온도 지연시간을 측정하기 위해서 PC 기반 시스템을 이용하여 온도지연 데이터를 수집하고, 이를 바탕으로 PC에 저장된 온도지연 데이터를 온도함수로 변환하기 위해 온도-지연시간 보정곡선을 작성하였다. 이 보정곡선의 지연시간은 편의상 센서 끝단의 반복 신호구간을 설정하였으며, 이상의 실험에서 얻은 온도-지연시간 보정곡선을 이용해서 2300°C까지 100°C 간격으로 노심 용융물 온도를 각각 10회씩 반복 측정된 결과, 측정값 모두가 0.04% 오차 범위내에 포함된다는 것을 확인하였다.

## (2) 용융물 내부 온도 측정 및 분석

초음파 온도 측정 시스템은 초음파 탐상장치와 오실로스코프로 구성되며, 초음파 탐상기 USK-15 Krautkramer 장비의 RF(radio frequency) 출력단을 오실로스코프 채널 2에 연결하여 신호를 수집하였다. PC 제어 오실로스코프는 자체 저장 장치에 50개 파일로 약 10초 간격 시간별로 저장하였다. 오실로스코프의 측정 전 저장 파일에 대한 조정된 값은 한 파일 당 저장된 초음파 신호의 시간축 구간을 약 1000 $\mu$ s에 20.0ns/pt로 설정하고 전체 시간축 데이터는 1,000,000포인트로 하였다. 이들 전체 구간의 불필요한 구간인 초기 시간축 2500포인트 구간과 센서 끝단 신호인 약 600,000포인트 이후는 제거하고 이들 신호를 재구성하여 분석하였다. 온도에 따른 초음파 신호의 지연시간 측정은 오실로스코프의 직접 기능을 사용하지 않고 저장된 파일을 이용하여 시간축의 변이 지연시간을 계산하였다.

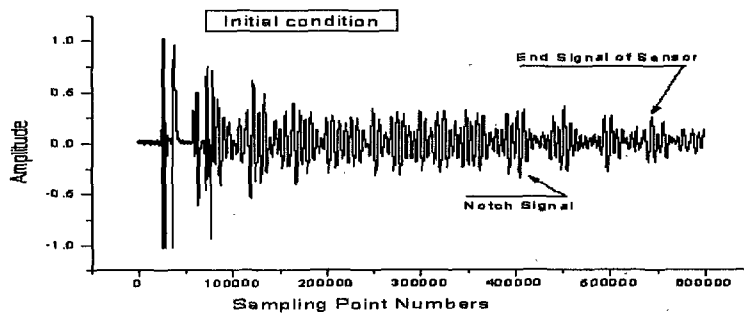


그림 3.451(a) 정상온도에서 UTS를 이용한 초음파 신호

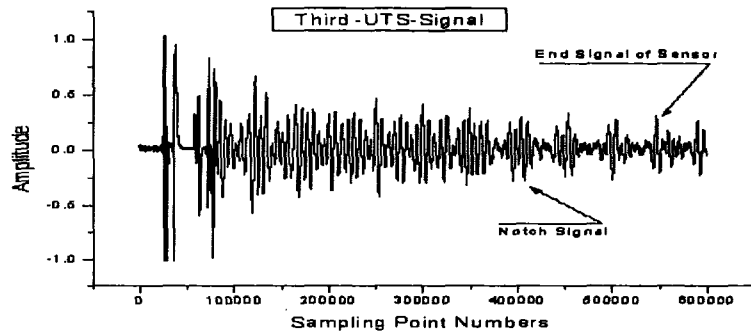


그림 3.451(b) 고온에서 UTS로부터 지연 초음파 신호

그림 3.451은 상온에서 상승된 온도 범위의 초음파 신호를 나타내며, 그림 3.451(a)와 (b)간에 온도에 따른 지연시간은 약  $3.75\mu\text{s}$ 로 계산되었다. 초음파 신호의 지연 측정 범위는 센서의 끝단에서 300mm 거리의 너치 신호를 사용하였다. 보정 곡선의 1000mm 길이를 기준으로 하면 약  $12.49\mu\text{s}$  지연 값은 보정 곡선에 의해서 온도를 환산하면  $1939.8\text{ }^{\circ}\text{C}$  값이 된다. 그러나 이번 실험에 사용된 덮개의 두께가 3mm 두께 일 경우 내구성은 좋았으나 온도 응답 속도 및 전달 특성은 떨어진 것으로 판단된다. 또한 센서와 덮개의 접촉을 피하기 위해서 액체 실리콘 및 산화 이트륨 재료를 사용하였으나 이들 물질이 가지는 음향적 흡수 및 간섭 때문에 잡음 대 신호비는 낮게 나타나고 있음을 알 수 있었다. 그러나 현재 개발 중에 있는 세라믹을 이용한 용사 코팅 방법을 사용할 경우 신호 대 잡음비가 개선됨을 확인하였고, 이 코팅 방법을 사용할 경우  $2300\text{ }^{\circ}\text{C}$  이상의 용융물 온도에서도 적용이 가능할 것이다.

### (3) 온도 측정 결과 및 지연 보정곡선

온도 측정결과로서 초음파 온도-지연 보정곡선을 얻기 위한 실험에서는 약  $1600\text{ }^{\circ}\text{C}$  정도의 SILICONIT 전기로에 온도측정 센서를 열발생 지역에 수평으로 설치하였으며, 센서선은 일본 Nilaco Corporation의 2% 토륨 텅스텐을 사용하였다. 온도교정을 위해서 파이로 메터와 K타입 열전대 온도계를 병행 설치하여 측정된 온도를 비교하였다.  $1600\text{ }^{\circ}\text{C}$ 까지의 온도상승 시간은 약 40분이 소요되었다. 온도 증가에 따른 온도 지연시간을 측정하기 위해서 PC 기반 시스템을 이용하여 온도지연 데이터를 수집하고, 이를 바탕으로 PC에

저장된 온도지연 데이터를 온도함수로 변환하기 위해 온도-지연시간 보정곡선을 작성하였다. 이 보정곡선의 지연시간은 편의상 센서 끝단의 반복 신호 구간을 설정하였다. 그림 3.4.52에 2% 토륨 텅스텐 센서를 이용한 초음파 초고온 측정 시스템의 온도-지연시간 보정곡선을 나타냈다.

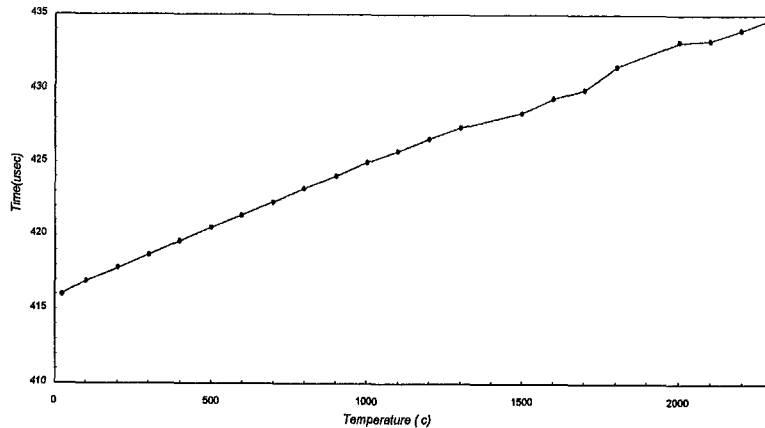


그림 3.4.52 2% 토륨 텅스텐 센서의 온도-지연시간 보정곡선

#### 마. 온도 측정 결과

기존의 접촉식 열전대 방식의 한계를 극복한 다중 너치로부터 반사된 초음파 지연시간을 실시간으로 측정값을 이용하는 초음파 초고온 측정 기술 및 측정 시스템을 개발하였다.

본 연구에서 개발한 시스템은 센서 및 sheath 부분, 탐촉자 부분, 초음파 신호처리를 위한 인터페이스 부분으로 구성된다. 센서 및 sheath 부분은 텅스텐 합금재료를 특수 가공하여 제작하였다. 사용한 전기로는 온도범위에 따라서 약 700°C에서는 ISOTHERMAL TEC, LTD 전기로를, 약 1600°C에서는 텅스텐 SILICONIT 전기로를, 그리고 2300°C에서는 표준연구원의 특수로를 사용하였다. 온도 측정 범위는 상온에서 약 2300°C범위에 100°C 마다 온도 지연시간을 측정하여 온도-지연시간 보정곡선을 작성하였다. 표 3.4.5는 온도 변화에 따른 3종류 UTS 지연시간들을 정리한 것이다.



표 3.4.5 온도 변화에 따른 3종류 UTS 지연시간

| Temperature<br>(°C) | Time Delay( $\mu$ s) according to UTS length |            |                           |             |                           |
|---------------------|--|------------|---------------------------|-------------|---------------------------|
|                     | (1)1050mm                                    | (2)990mm   | Notch position :<br>500mm | (3)918mm    | Notch position :<br>150mm |
| 600<br>(604)        | 453  | 455        | 220                       | 435         | 72                        |
| 800<br>(818.7)      | 461  | 457        | 226                       | 435         | 72                        |
| 1000<br>(1057)      | 463  | 459        | 228                       | 423(+4)     | 62(+4)                    |
| 1200<br>(1216)      | 465  | 457(+2)    | 226(+2)                   | 437         | 74                        |
| 1400<br>(1431)      | 477  | 457        | 226                       | 435(+2)     | 72(+2)                    |
| 1600<br>(1691)      | 481  | 461        | 220                       | 441         | 76                        |
| 1800<br>(1995)      | 483(-1)                                      | 462(+1)    | 222(+1)                   | 441(+1)     | 76(+1)                    |
| 2400<br>(2314)      | 483  | 461(+1,+2) | 228                       | 433,<br>441 | 76,<br>77                 |
| Normal<br>Tem.(25)  | 441  | 455        |                           | 425         | 72                        |

본 연구에서 개발한 시스템은 센서 및 sheath 부분, 탐촉자 부분, 초음파 신호처리를 위한 인터페이스 부분으로 구성된다. 센서 및 sheath 부분은 텅스텐 합금재료를 특수 가공하여 제작하였다. 센서의 반향자는 3종류의 너치를 가공하였다. 센서의 길이는 약 500-1000mm 범위의 길이로 제작하였다. 이 연구 결과 고 분해능 신호처리 기술을 이용한 초고온 온도 측정 초음파 온도 센서 및 그 장치에 관해서 특허 출원을 하였다. 개발된 이 초음파 온도 센서는 대형 용융물 실험에 처음 적용하여 온도를 측정하였다.

차후로 대형 반구 간극 측정 영상처리 시스템은 위치 제어시스템인 구동 모터 잡음을 최소화하는 것과 대형 용융물의 탐촉자 위치 제어 스케너를 제작해야 할 것이다. 또한 초음파를 이용한 온도 측정범위를 약 2800°C 까지 확대 실험이 필요하다. 이때 초고온 상태에서 발생하는 Shunting 잡음과 열교란 잡음등을 분석하여 신호 대 잡음비를 개선해야 할 것이다.

## 바. 온도 측정용 영상처리 프로그램

자외 센서를 이용하여 2000℃에서 3000℃의 고온을 시각적인 영상으로 처리하는 소프트웨어로써, 온도가 변화함에 따라 변화하는 자외 센서의 신호 변화를 온도의 변화로 정확하게 맵핑시킨 다음, 위치별 온도 분포를 2차원적인 칼라 영상으로 표현해내는 프로그램이다. 사용자가 편리하게 사용할 수 있는 사용자 인터페이스와 다양한 이미지 표현을 위해 컬러 매핑 프로그램을 이용하여 이미지를 표현할 수 있도록 하고 그 결과의 이미지를 저장할 수 있도록 구성되었다.

### (1) 화면구성

프로그램을 실행하면 화면 왼쪽에 파일 리스트를 표시해주는 화일창이 있으며, 이미지를 표시해주는 창이 화면 오른쪽에 위치해있다. 이미지 표시 창은 선택된 파일의 웨이브 파형을 표현해주는 웨이브 이미지 창과 각 온도에 따른 값을 그래프로 표시해 주는 그래프 표시 창으로 구성되어있다. 웨이브 창에서 사용되는 마우스의 위치와 게이트 영역의 위치를 이미지 창 아래의 상태바에 표시되면 온도에 따른 컬러 매핑 값은 그래프창 오른쪽에 표시되어 있다. 그림 3.4.53은 Temperature Image Pro S/W의 초기 화면구성을 나타낸다.

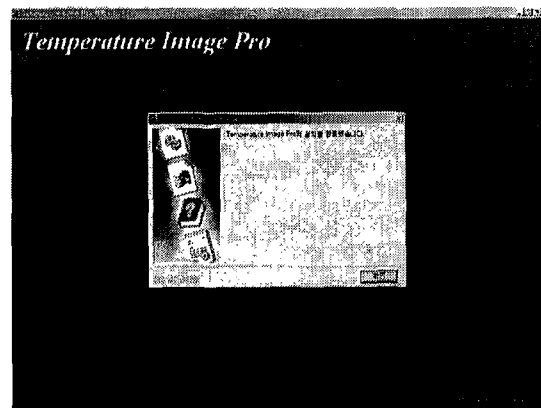


그림 3.4.53 Temperature Image Pro S/W의 초기화면구성

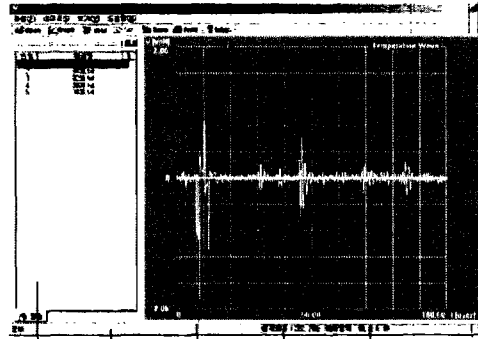
### (2) 온도 그래프 이미지 처리 순서

- (가) 데이터를 불러온다.
- (나) 파일창의 파일명을 마우스로 클릭한다.
- (다) 웨이브 창에 표현된 파형에 게이트 구간을 마우스 오른쪽 버튼을 클릭상태에서 드래그하여 게이트 구간을 설정한다.
- (라) 이미지 메뉴의 그래프 메뉴를 선택한다.

(3) 웨이브 이미지 표현

- (가) 데이터를 불러온다.
- (나) 파일창의 파일명을 마우스로 클릭한다.
- (다) 웨이브 창에 선택된 파일의 웨이브 이미지가 표현된다.

그림 3.454는 Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프 이미지 처리 화면을 나타낸다.



파일 표시창 상태바 웨이브 창 마우스좌표 확대영역 좌표

그림 3.454 Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프 이미지

(4) 게이트 구간 설정

- (가) 데이터를 불러온다.
- (나) 파일창의 파일명을 마우스로 클릭한다.
- (다) 웨이브 창에 표현된 파형에 게이트 구간을 마우스 오른쪽 버튼을 클릭상태에서 드래그 하여 게이트 구간을 설정한다.

그림 3.455는 Temperature Image Pro S/W의 게이트 구간을 설정하는 표시이다.

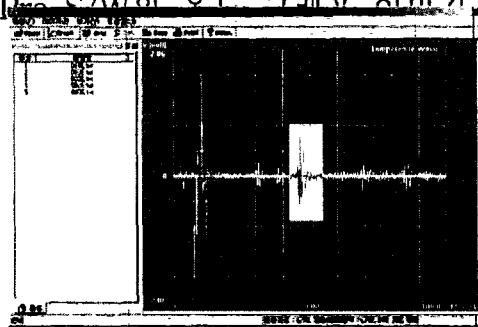
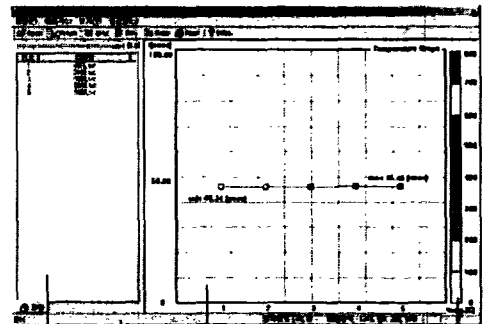


그림 3.455 Temperature Image Pro의 게이트 구간 설정

(5) 온도 그래프 이미지 표현

- (가) 데이터를 불러온다.
- (나) 파일창의 파일명을 마우스로 클릭한다.
- (다) 웨이브 창에 표현된 파형에 게이트 구간을 마우스 오른쪽 버튼을 클릭한 상태에서 드래그 하여 게이트 구간을 설정한다.
- (라) 이미지 메뉴의 그래프 메뉴를 선택한다



파일 표시창 상태바 온도 그래프 창 마우스좌표 확대영역 좌표 합리대동

그림 3.456 Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프 이미지 표현

그림 3.4.56은 Temperature Image Pro S/W의 온도 그래프 이미지 표현을 나타낸다.

(6) 비트맵저장

- (가) 데이터를 불러온다.
- (나) 이미지 메뉴에서 표현하고자 하는 이미지 메뉴를 클릭한다.
- (다) 이미지 메뉴의 비트맵저장 메뉴를 클릭한다.
- (라) 이미지 저장 대화상자가 출력됩니다. 저장할 파일 이름을 입력하고 확인을 클릭한다.

그림 3.4.57은 Temperature Image Pro S/W의 비트 맵 저장 메뉴를 나타내고 있다.

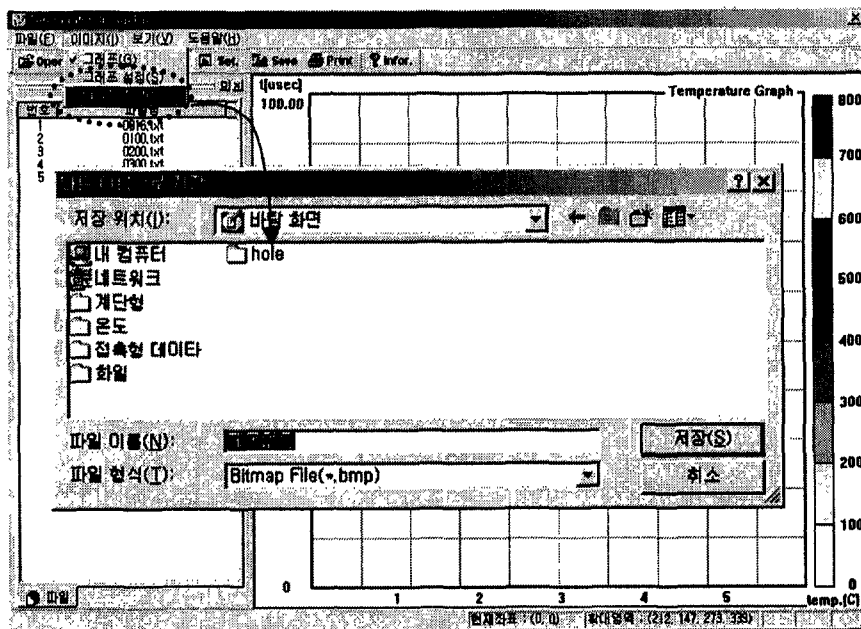


그림 3.4.57 Temperature Image Pro S/W의 비트 맵 저장 화면

### 3. 용기의 변형 및 기타 계측 기술

#### 가. 용기의 변형 계측 기술

##### (1) Capacitance 센서를 이용한 변위 측정기술

Capacitance 센서를 이용한 변위 측정기술은 센서가 비접촉방식이며 약 700°C 의 고온 온도 범위의 환경 조건에서 내구성을 가지는 변위 측정이 가능한 시스템이다. 반구 변위 측정 동작원리 및 변위 측정기기는 MTI Instrument사 Accumeasure System 1500을 사용하여 센서와 목표물 사이의 변화량이 출력 전압으로 표시된다. 센서 전극과 목표물 사이에 정전용량은 다음 식(3.4.18)과 같다. 그림 3.4.58은 MTI Capacitive 센서 도면을 나타내고 있다. 그림 3.4.59-63은 실제 MTI Capacitive 센서의 보조 부품 및 센서의 설치도를 나타낸다.

$$C = K \frac{Q}{E} \quad (3.4.18)$$

$$E = K \frac{Q}{C} \quad (3.4.19)$$

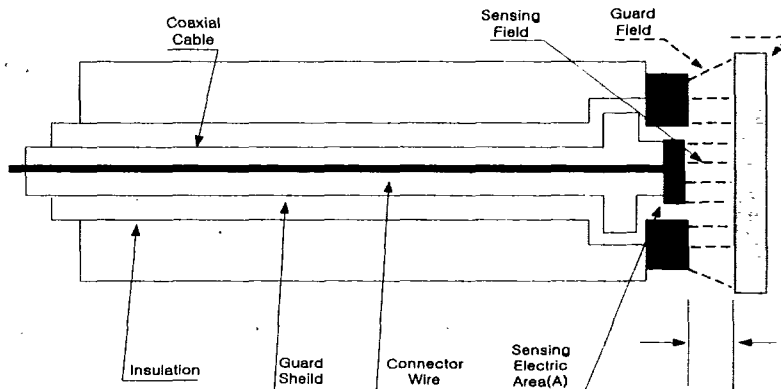
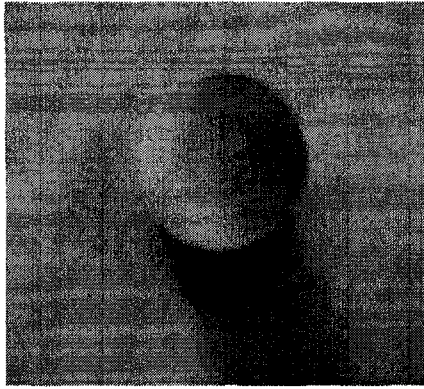
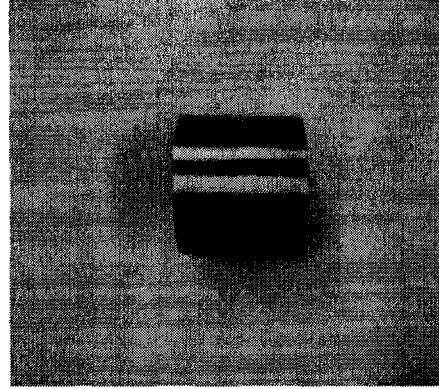


그림 3.4.58 MTI Capacitive 센서 도면



(a)



(b)

그림 3.4.59 실제 MTI Capacitive 센서

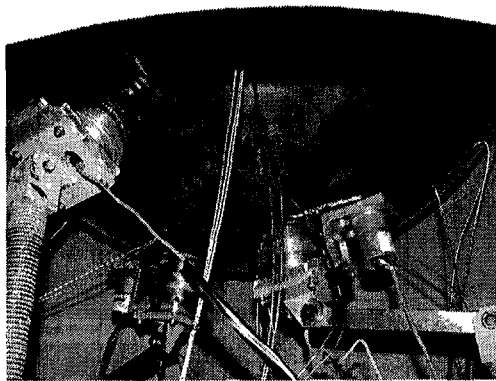


그림 3.4.60 Capacitance 센서의  
현장 설치도

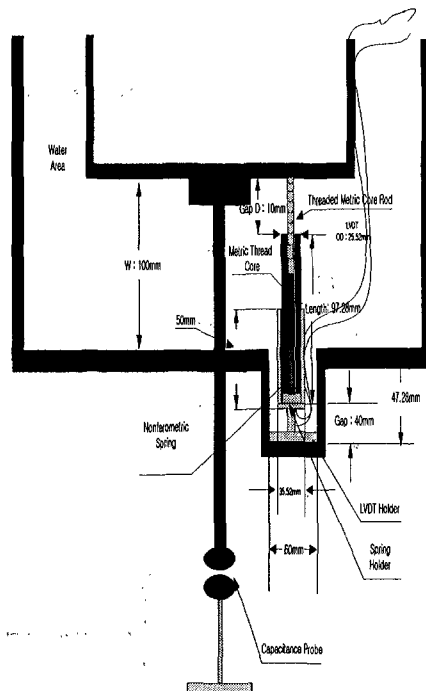


그림 3.4.61 LVDT 및  
Capacitance 센서 설치도

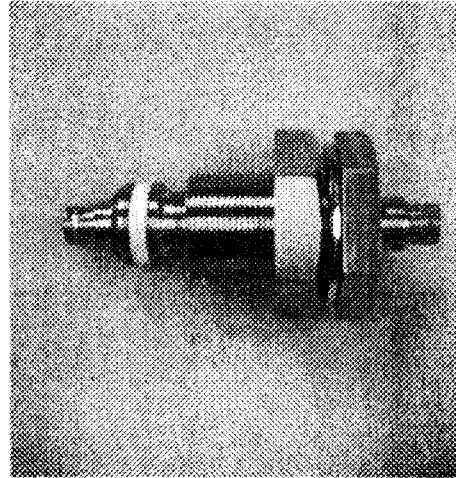
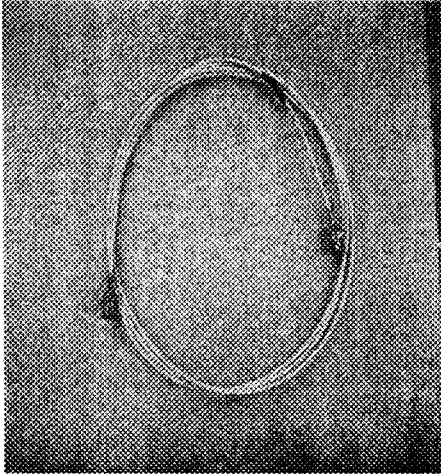


그림 3.4.62 MTI Capacitive 센서  
연장 케이블

그림 3.4.63 압력 경계 신호선  
연결 뭉치

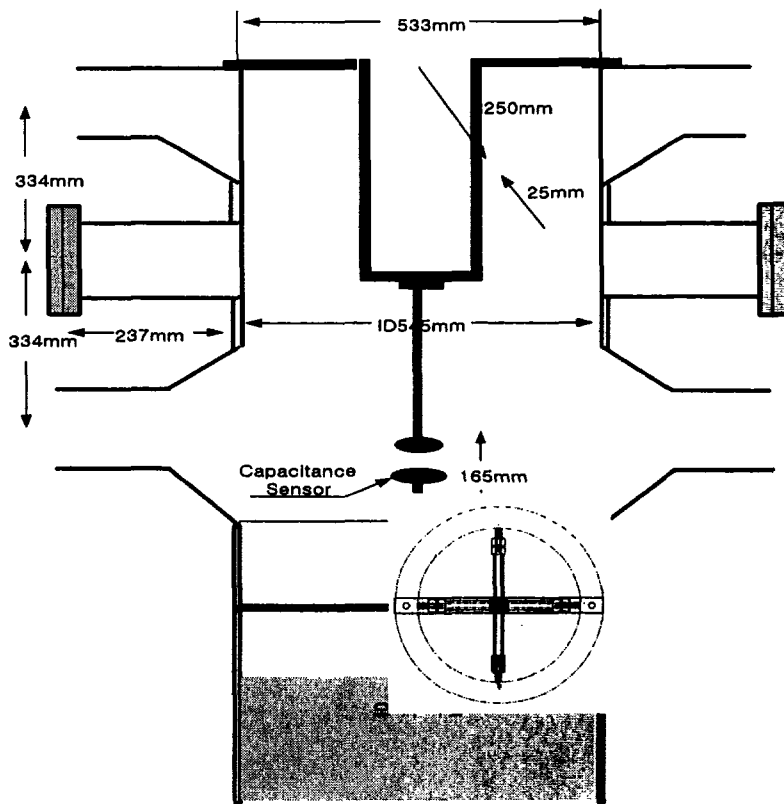


그림 3.4.64 변위 측정을 위한 센서 설치도

측정절차는 검사 전 준비로서 센서의 원격 미세 조정이 가능한 DC 모터 조정기를 이용하여 측정값과 실제값을 비교하여 보정하였다. 설치 후 측정에 적합한 거리를 모터로 조정하고, Capacitance 변위 측정은 2개의 센서를 이용하여 약 20m의 동축케이블을 연결하여 VXI 장치에서 측정 신호를 수집한다. 이 수집 장치는 PC 기반 VEE S/W를 이용하여 디지털 값으로 저장, 표현된다. 측정 결과 값은 S/W로서 Plot하였고 그림 3.4.64는 실험하부 변위 측정 설치도 및 지지도이다. 그림 3.4.65에서 이 실험에서 최대 변위 값은 약 2.5mm 이고, 하부 위치의 변위 결과, 최대 변위 값은 0.3mm의 매우 작은 변위 값을 나타내었다. 이 실험에서 내부의 열 내구성 동축 케이블과 압력 경계 밖에 동축 케이블의 임피던스 값이 다소 차이가 있었다. 차후 정밀 검사를 위해서는 케이블 길이를 단축하고 내부 케이블과 외부 케이블을 동일한 것으로 사용하는 것이 바람직하다. 그림 3.4.65(a),(b)은 실험로 하부 위치에서 측정한 2차 변위 측정 결과 신호의 양상을 나타내고 있다. 이때 변위의 변화는 실험 조건에 따라서 매우 복잡한 현상으로 나타남을 알 수 있었다.

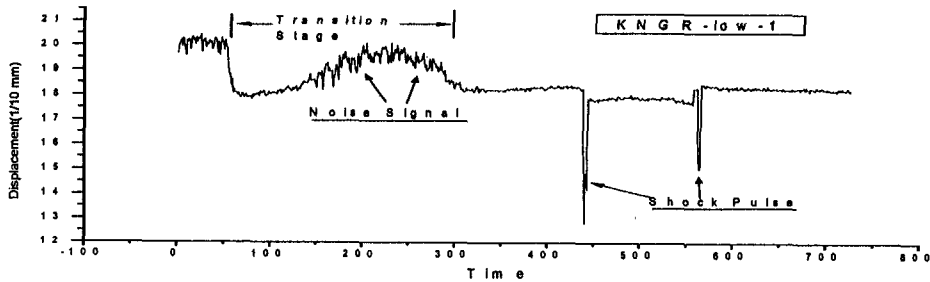


그림 3.4.65(a) 실험로 하부 위치의 변위

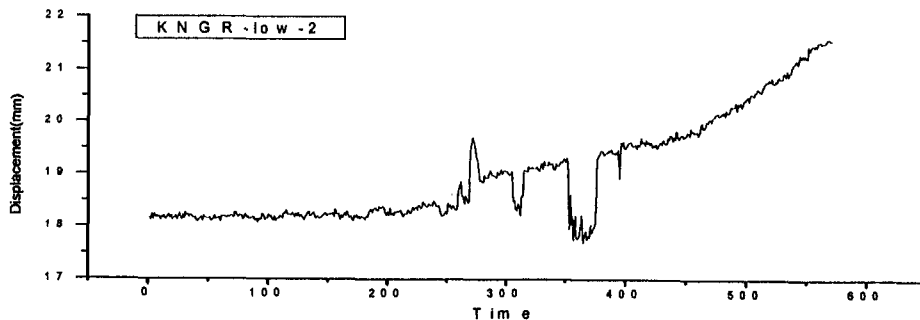


그림 3.4.65(b) 실험로 하부 위치의 변위



## (2) LVDT 센서를 이용한 변위 측정기술

### (가) LVDT(Linear variable differential transformer) 센서의 기본 동작 원리

기계적 변위를 코일에 의해 발생하는 자기적 변화로 변환시키는 변위 측정 트랜스듀서는 적용되는 대상, 피측정체의 형태 등에 따라 구조 및 설계 방법이 달라진다. 이러한 형태의 변위 트랜스듀서는 크게 두가지로 분류한다. 첫째 기계적 변위에 따라 push-pull 형태로 권선된 두 코일의 자속 쇄교수(flux linkage)의 변화를 일으키게 하는 “가변 인덕턴스, 가변 저항, 가변 퍼미언스” 방식이 있고, 둘째로 기계적 변위가 1차 코일과 2차 코일 사이에서 발생하는 자속 변화, 즉 상호인덕턴스를 변화시키는 트랜스듀서의 형태를 흔히 LVDT 라 한다.

### (나) LVDT센서를 이용한 변위 측정

LVDT센서를 이용한 변위 측정기술은 접촉형 측정 기술이며, 온도의 범위에 따라서 300 ℃ 온도 범위에서는 소형 LVDT 센서를 이용하고, 500 ℃ 온도 범위 및 수중에서는 대형 LVDT 수중 특수 센서를 이용하여 측정하였다. 측정 전 준비 단계로서 LAVA 실험의 환경적 요건 분석과 그 환경에 적합한 설치방법을 고안하였다. 또한 실제 실험 적용 전에는 모의 실험을 실시하였다. LVDT를 이용한 변위 측정 및 분석자료들은 다음과 같다. 이때 PC 베이스 LVDT 센서의 동작 및 수중에서 구동 보조 장치 및 센서 지지대 설치도는 그림 3.4.66과 같다. 그림 3.4.67-74의 그림들은 변위 측정의 환경에서 LVDT 설치를 위한 부품 및 설계도들이다.

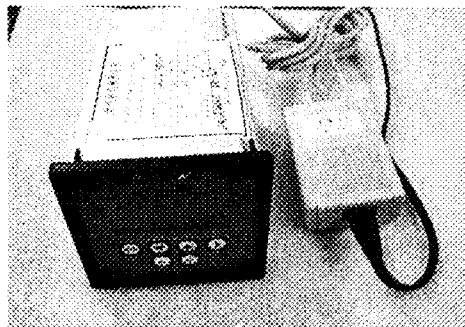


그림 3.4.66(a) LVDT 신호 conditioner

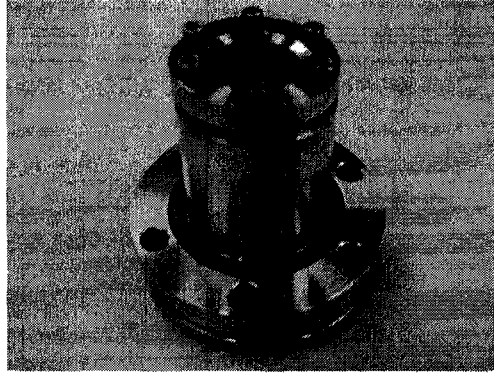
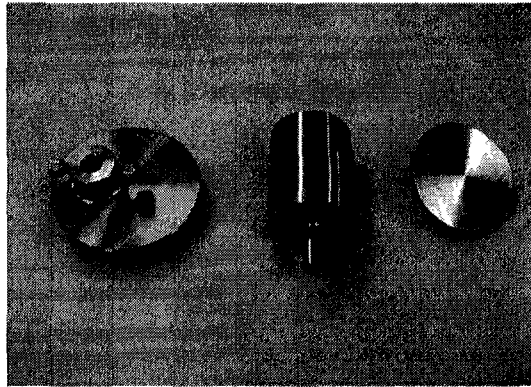
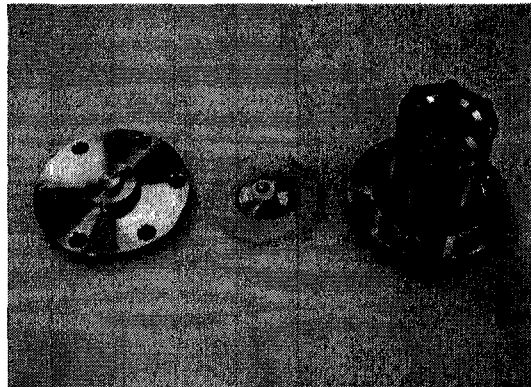


그림 3.4.66(b) 수중, 고온측정용 LVDT Holder



(a)



(b)

그림 3.4.67(a), (b) 수중, 고온측정용 LVDT 지지대 분해도

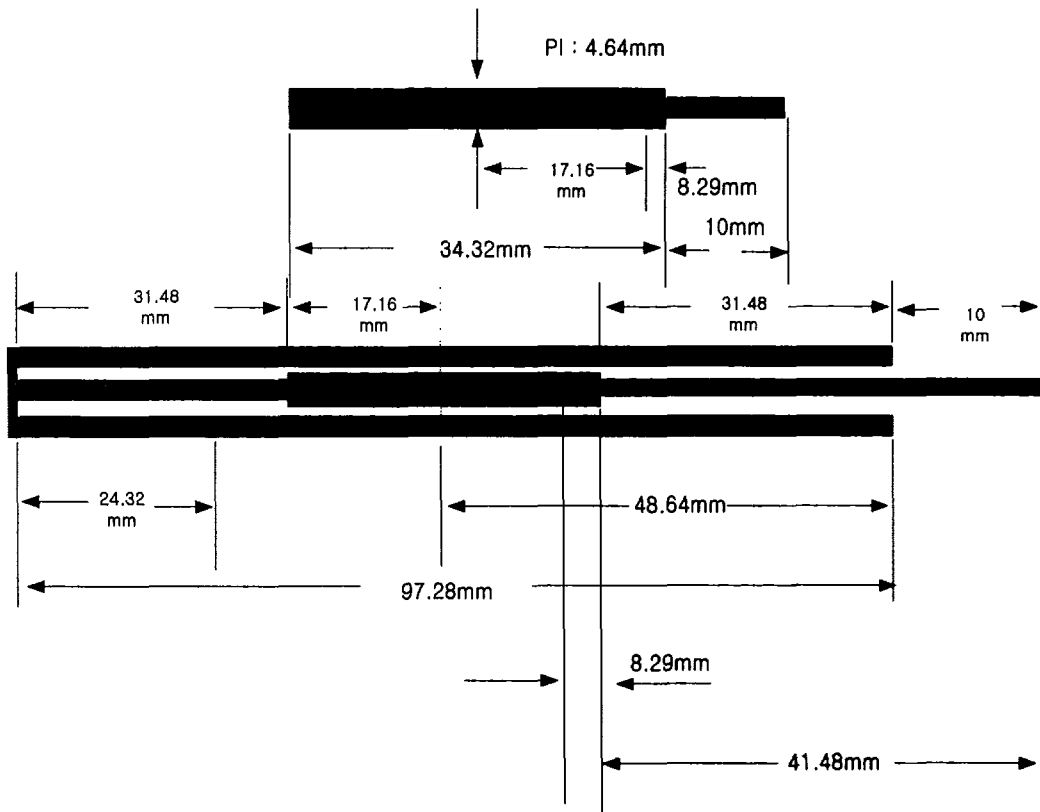
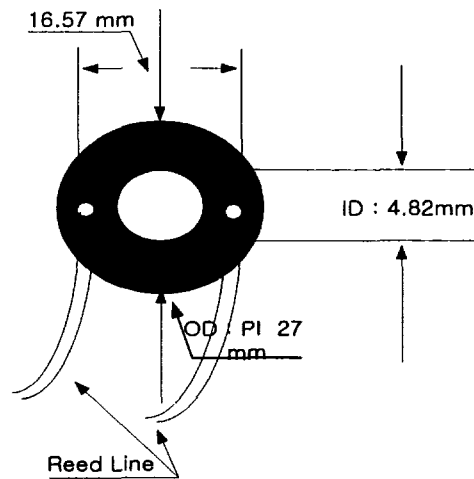


그림 3.4.68 수중, 고온측정용 LVDT 도면



Bottom View for LVDT

그림 3.4.69 LVDT Core 설치도 및 Bottom View

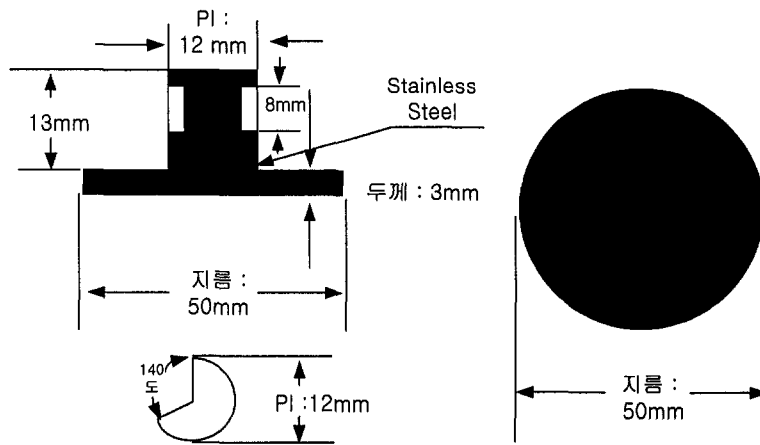


그림 3.4.70 변위 측정용 집지단자 도면

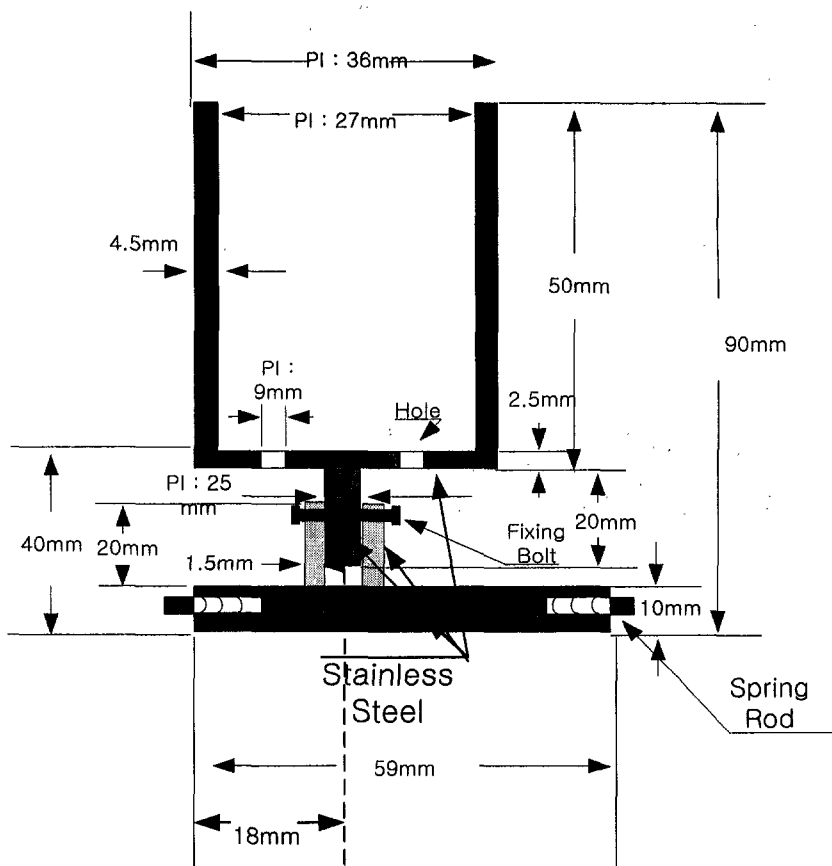


그림 3.4.71 수중, 고온측정용 LVDT센서 지지대 도면

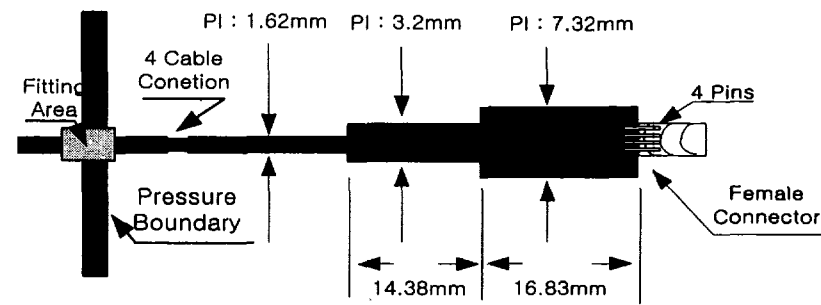
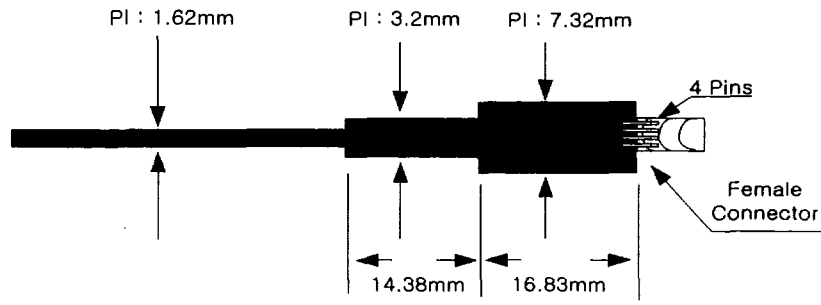
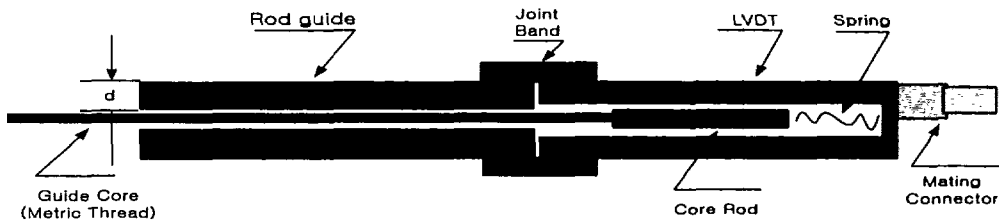
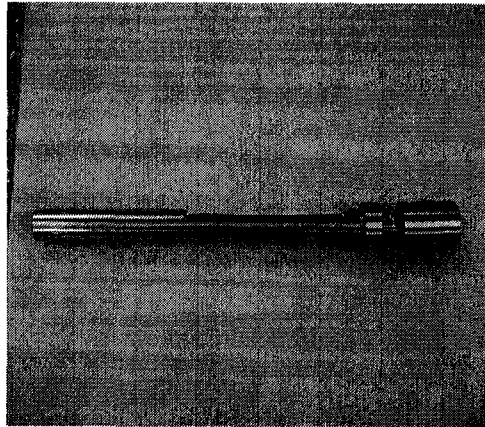


그림 3.4.72 압력 경계 LVDT 리드선 연결도

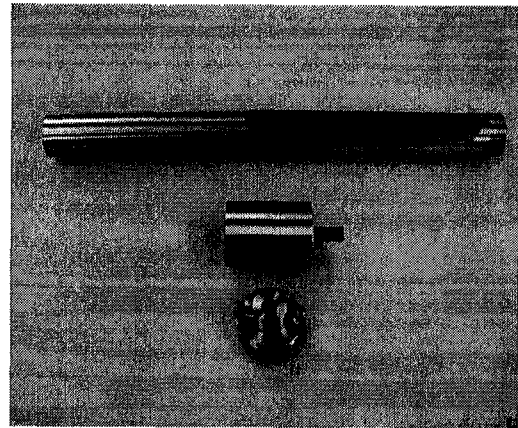


|  |
|--|
| 고온 상태에서 Guide core의 휨을 보호하기 위해서 Rod guide를 설치한다.   |
| Rod guide는 원통형이나 4각의 구조로서, Rod가 운행할 수 있는 내경이면 만족한다. 이때 Rod guide의 두께 $d$ 가 두꺼우면 가해진 열팽창을 보호할 수 있다. |
|  |
|  |
|  |

그림 3.4.73 고온 측정용 LVDT Guide 설치도면



(a)



(b)

그림 3.4.74 소형 LVDT 지지대

Capacitance 센서를 이용한 변위 측정기술과 LVDT 센서를 이용한 변위 측정기술의 결과물 및 간단한 비교를 표 3.4.6에서 나타내었다.

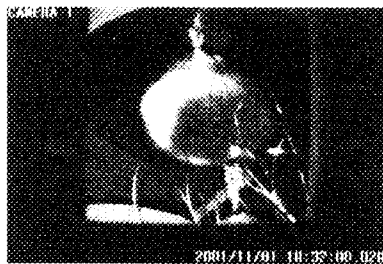
표 3.4.6 LVDT 센서를 이용한 변위 측정기술의 결과 및 비교

| 측정방법                 | 진행상황            | 현 결과물   | 최종 결과물   | 추후계획                                       |
|----------------------|-----------------|---|--|--|
| Capacitance<br>센서 측정 | - KNGR<br>실험 측정 | - 차세대 실험<br>3회 적용<br>- 센서 원격<br>위치 제어<br>시스템 개발 | 반구 별 변위<br>측정 및 분석                               | Capacitance 센서<br>원격 위치 제어시<br>스템 구축       |
| LVDT 센서<br>측정        | - 차 세 대<br>실험준비 | - 반구 변위<br>위치제어<br>시스템 설계                       | - 반구별 분포<br>측정 및 분석<br>- 반구 변위<br>위치제어<br>시스템 개발 | 초정밀 변위 측<br>정 LVDT센서 원<br>격 위치 제어시스<br>템구축 |

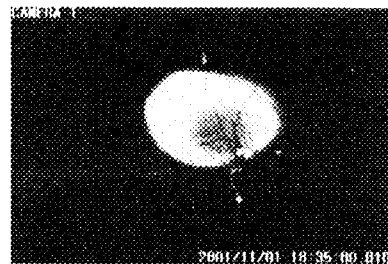
## 나. 기타 적용 계측 기술

### (1) 실험 반구하부 카메라 촬영

대형 LAVA 실험 반구하부 카메라 촬영을 위해서 Digital Video Recording System 인 JD-1500 디지털 감시시스템을 설치하였다. 카메라는 반구의 하부에 적절한 위치에 설치를 위해서 3축 위치 가변이 가능한 지지대와 직접 열을 차단하기 위한 보호용 케이스를 제작하였다. 저 조도의 조명을 위해서 소형 전구 5W용을 원격지에서 설치하였다. 실험전 초기에 이들 전구에 의한 빛의 반사 때문에 반구의 벽면이 약간의 반사가 나타났으나 반구가 점진적으로 가열되면서 원의 형태로 온도의 상승이 시작과 시간이 증가하면서 원의 내부로 고온의 온도가 흰색 빛으로 증가됨을 알 수 있었으며, 약 37분 이후로는 벽면이 다시 점진적으로 검게됨을 알 수 있었다. 이 벽면의 흰 빛 열의 모양은 원의 모양으로서 약 250mm 지름의 상태에서 시간에 따라 서서히 감소됨을 알 수 있었다. 이때 반구 벽면이 흰빛 열은 약 800℃ 범위로 추산된다. 이들 동영상 데이터는 시간에 따른 온도 영상 변화하는 모습을 시차적으로 정리하였다. 그림 3.4.75는 반구 내부 써마이트 용융물 온도변화에 따른 외부 반구 표면 온도 영상의 시차적 변화 모습이다.



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)

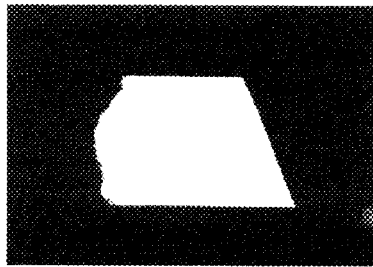


(f)

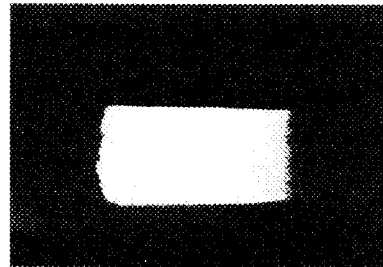
그림 3.4.75 외부 반구 표면 온도 영상의 시차적 변화 모습

## (2) 중성자 그래피 기술

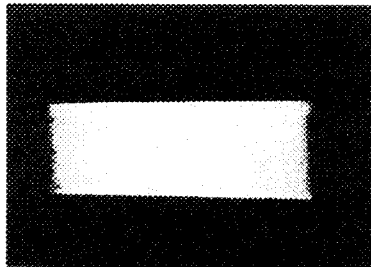
중성자 그래피 기술을 이용하여 반구의 일부 조각으로 가공하였고, 표 3.4.7은 검사 조건으로서 하나로 이용기술 팀의 협조로 2차 연도까지 지속적으로 시도하였으나 반구의 두께와 써마이트인 용융물의 고 감쇄 특성 때문에 만족할 만큼 간극측정은 불가능하였다. 그림 3.4.76은 Neutron Radiography의 반구 간극 조사 결과 사진이다.



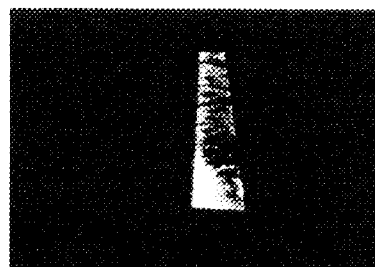
(a)



(b)

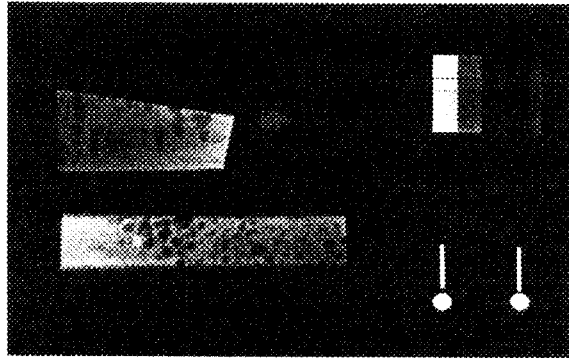


(c)



(d)





(e)

그림 3.476 Neutron Radiography의 반구 간극 조사 결과

그림 3.477은 Neutron radiography 실험 일지이고 그림 3.478은 Beam Purity Indication 및 Sensitivity Indicator의 조건이다.

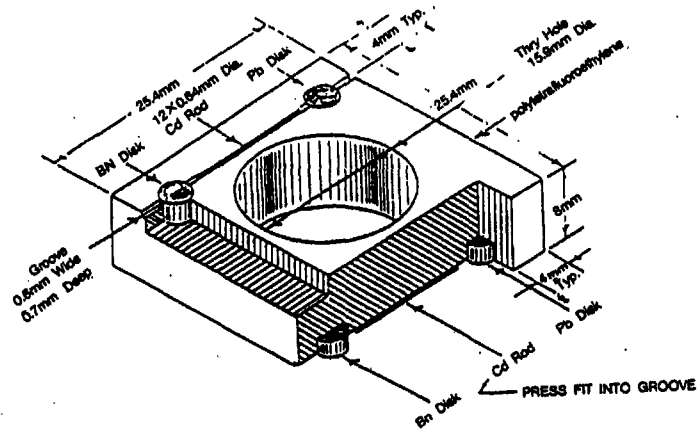
Page . 28 :

Neutron Radiography 실험 일지

|             |  |                      |             |                      |          |
|-------------|--|----------------------|-------------|----------------------|----------|
| 실험번호        | 3001 10 / 11 15 10   |                      |             | 실험장소                 | 010112 E |
| 실험목적        | Hydrogen in gap  |                      |             |                      |          |
| 실험의뢰자       | Korea  |                      |             |                      |          |
| 실험 방법       | Korea (서면 조사)  |                      |             |                      |          |
| 실험장비        | 공정관 (O) 실험관 ( ) 실험관 ( ) 이송관 ( ) 덕출관 ( ) 측정관 ( )<br>서이관 ( ) 이진관 ( ) 검출관 ( ) |                      |             |                      |          |
| 실험 실험 일지    |  |                      |             |                      |          |
| 실험 일자       | 구분   | 실험                   | 소시시간        | 상                    | 비고       |
| Yr Mo Dy    | Γ No   | MW                   | 분 초 시       | 상                    | 종류       |
| 9 9 0 1 0 1 | A 0 1  | 2 0                  | 0 7 3 0 0 1 |                      |          |
| 1           | 0 0 0 1 1 2  | A 0 1                | 0 9 3 0     |                      | KB       |
| 2           | 0 0 0 1 1 2  | A 0 2                | 0 9 3 0     |                      | KB       |
| 3           |  |                      |             |                      |          |
| 4           |  |                      |             |                      |          |
| 5           |  |                      |             |                      |          |
| 6           |  |                      |             |                      |          |
| 7           |  |                      |             |                      |          |
| 8           |  |                      |             |                      |          |
| 9           |  |                      |             |                      |          |
| 10          |  |                      |             |                      |          |
| 비고          |  |                      |             |                      |          |
|             |  |                      |             |                      |          |
|             |  |                      |             |                      |          |
| Legend      | 필름   | A                    | 소시시간        | 상                    | 비고       |
|             | K9   | Kodak SB 80 8x10 in. | A5          | A31n OS 30 8x10 in.  | XX 기타    |
|             | K14  | Kodak SB 14x17 in.   | A14         | Apha 12x30 14x17 in. |          |
|             | KX   | Kodak 기타             | Ax          | alpha 기타             |          |

그림 3.477 Neutron radiography 실험 일지

## Beam Purity Indication(BPI)



Polytetrafluoroethylene  
 Cadmium 99.999% pure  
 Lead 99.999% pure  
 BN-Boron nitride  
 UCAR Grade HBN

Note - Pb and BN disks are 4mm in diameter and 2mm thick

## Sensitivity Indicator(SI)

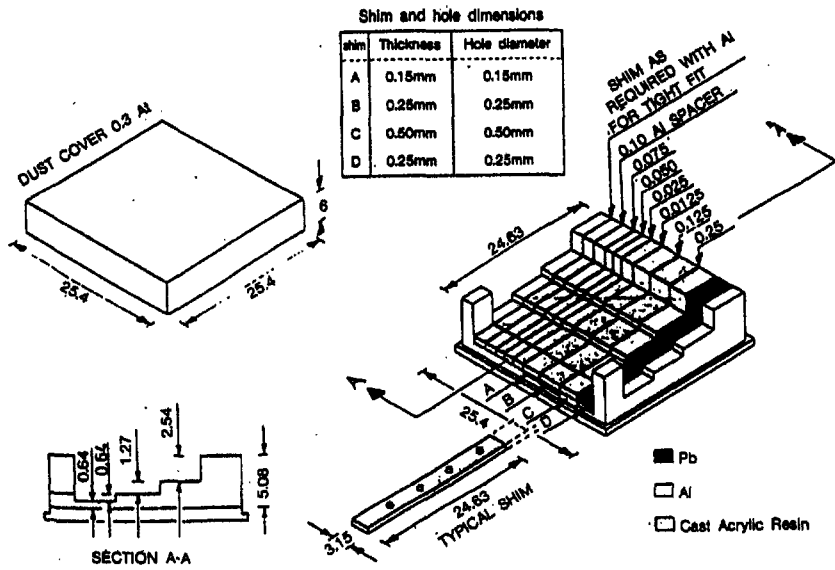


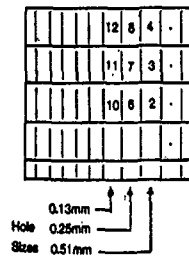
그림 3.4.78 Beam Purity Indication 및 Sensitivity Indicator 조건

표 3.4.7 중성자 검사 조건 결정 테이블

| Determination of G |              | Determination of H |               |                        |
|--------------------|--------------|--------------------|---------------|------------------------|
| Value of G         | Gap size, mm | Value of H         | Hole Size, mm | Absorber thickness, mm |
| 1                  | 0.25         | 1                  | 0.51          | 0.64                   |
| 2                  | 0.13         | 2                  | 0.51          | 1.27                   |
| 3                  | 0.10         | 3                  | 0.51          | 2.54                   |
| 4                  | 0.076        | 4                  | 0.51          | 5.08                   |
| 5                  | 0.051        | 5                  | 0.25          | 0.64                   |
| 6                  | 0.025        | 6                  | 0.25          | 1.27                   |
| 7                  | 0.013        | 7                  | 0.25          | 2.54                   |
|                    |              | 8                  | 0.25          | 5.08                   |
|                    |              | 9                  | 0.13          | 0.64                   |
|                    |              | 10                 | 0.13          | 1.27                   |
|                    |              | 11                 | 0.13          | 2.54                   |
|                    |              | 12                 | 0.13          | 5.08                   |

The value of H reported is the largest consecutive value that is visible in the radiographic image

Holes positions in the SI



#### 4. 초음파 계측기술의 산업체 적용

##### 가. 영상처리 시스템 개발

다층구조 비파괴 검사 기술은 고 정밀도와 고 난도가 요구되는 복합 기술이다. 이 기술은 고 정밀 위치제어 기술, 고 분해능 신호처리 분석기술 뿐만 아니라 영상처리 기술까지 이어지는 요소 접합기술이다. 현재 이 복합기술의 활용도는 ASME Code Sec. V, XI에서 요구하는 원전의 주요 배관 및 용기에 대한 안전 진단뿐만 아니라 항공전자 산업이나 반도체 산업분야의 제품에 대한 품질관리와 안정성 확보 및 생산공정의 경비절감이라는 차원에서 초정밀 비파괴검사 장비로 이용될 수 있다. 최근에는 국내 반도체 산업계에서도 C-SAM(C-Scanning Acoustic Microscope) 초음파 현미경 장비가 널리 요구되고 있는 실정이다.

본 기술 및 시스템 개발의 결과는 비파괴검사분야에 활용시 보다 양질의 초음파 영상을 얻을 수 있음은 물론 특수형태인 다층구조의 간극거리를 정량적으로 측정하는데 활용되리라 기대되며 기타 산업용 3차원 영상개선 방법과 입체적인 결합영상을 복원하는데 이용될 것이다

##### (1) 수중 자동 위치제어 A, B, C 스캔 영상 처리 초음파 탐상 시스템

국내 원자력발전소의 가동년수의 증가와 더불어 원전에 대한 안전성 확보 및 건전성 유지를 위해 압력용기 및 배관 용접부에 대한 비파괴 검사의 중요성은 날로 증가되고 있는 추세이다. 그중 초음파 검사는 가동전, 중 검사에 있어서 필수적으로 사용되는 검사방법으로서 검사체 내부에 존재하는 미세 결함에 대한 탐지능력이 매우 우수할 뿐만 아니라 결함의 위치, 크기, 방향 및 모양에 대한 정확도는 다른 방법보다 월등하다. 나아가 보다 정량적이고, 신뢰성 있는 검사와 가동연수 증가에 따른 검사부위내 방사선 준위의 안전을 도모하기 위하여 초음파 탐상 장치의 자동화는 오랜 동안 연구의 관심 대상이 되어왔다.

이러한 배경으로, 기존의 초음파 진행거리 및 신호 크기만 나타내는 A-Scan의 범주를 벗어나 실제 내부에 존재하는 결함의 모양을 Modified C-Scan, 및 B-Scan을 통하여 영상화가 요되며, 이들 수행을 위해서는 컴퓨터 베이스 자동초음파 주사장치로 설계 제작된 이 주사 장치를 원격제어하기 위한 모듈을 설계 제작하여 PC와 연결(Interface) 시켰다.

Data의 획득을 위하여, 보유하고 있는 Panametric 사 H/V Pulser/Receiver 5058PR로부터 나오는 아날로그 신호를 디지털화를 위해서 500 MHz Sampling rate를 갖는 고속의 Gage CS 2125 A/D 보드를 사용하였으며, Gate에서 최대 진폭과 위치로 구성된 Digital Data를 PC에서 자동 수집 및 처리하였다. 이 자동화된 탐상장비와 Focused 탐촉자를 사용하여 LAVA 실험 반구의 간극을 C-Scan 및 B-Scan으로 처리하였다. 그러나 이들 요소 부품들의 부품들은 아직 안정된 국산화 부품이 없으므로 외국산을 사용할 수밖에 없는 실정이며, 하드웨어의 기술적 종속관계는 소프트웨어 기술 개발에 한계가 있다. 이를 극복하기 위해서 산학연의 공동의 연계를 통한 기술 및 자본의 공급이 함께 지속적인 추진이 되어야 할 것이다.

이상과 같은 연구를 통하여 개발된 자동 초음파 탐상장비는 정확성 및 재현성을 요구하는 초음파 실험 및 계측에서 유용하며, 초음파 주사 장치만을 실제 목적에 맞게 설계 제작한다면, 원자력 발전소 원자로, 압력용기, 주요 배관에 대한 초음파 검사 자동화의 국산화에 중요 요소기술로서 기여할 수 있을 것이다.

## (2) 접촉형 자동 위치제어 A, B, C 스캔 영상처리 초음파 시스템

원전 고방사능 지역이나 고온의 환경 조건에서 초음파를 검사할 경우 고방사선으로 부터 안전을 도모하고, 나아가 기존의 단순한 측정 결과 표시인 A, B, C-Scan 보다 정량적이고, 신뢰성(Reliability) 및 재현성(Repeatability)이 우수한 자동 초음파 탐상장치를 설계, 제작하였으며, 기존의 장비들과 연결하여 활용도를 확대하고자 한다.

이러한 자동초음파 탐상장치의 개발을 위해서 먼저 자동 초음파 주사 장치를 설계, 제작하였다. 차후 기능별 분류에 따른 장치 주요부분의 설계, 제작을 통하여 성능 시험을 하고자 한다. 자동 초음파 주사장치의 조정을 위한 Step motor controller 및 Data Acquisition Interface card, Step moter의 속도 및 구동 신뢰성에 관하여 연구하며, 여러 구동 회로에 대한 제어 성향 분석 및 Analog-Digital Conversion에 대한 연구와 Digital Data의 수집 및 처리의 자동화를 위한 영상처리 Software 개발 및 초음파 주사장치의 제어를 위한 Software도 개발하였다.

지금까지 연구를 기초로 하여 향후 국내원자력발전소 가동전, 중검사에 자동초음파 탐상장비가 활용될 수 있도록 그 목적에 맞는 초음파 주사 장치를 개발하여 실용화에 중요 핵심 요소 기술로서 이용되기를 기대한다.

상기 기술과 관련하여 특허출원 제목은 “반구형(곡률) 다층구조에서 수중초음파 LATCH시스템의 개선된 영상처리 검사방법 및 그 장치”로서 특허출원번호는 10-2000-0080230 이다.

### (3) 향후 적용 분야

#### (가) 비파괴 결함 탐지 평가 기술

① Candu 원전의 중수로 압력관의 건전성 분석 평가를 위한 초음파 검사 기술은 고난도의 복합적 비파괴검사 기술이 필요로 하며, 이 검사부위는 매우 취약한 부분으로서 현재까지 외국의 기술에 의존하고 있는 실정이다.

② 경수로의 원전 또한 원자로의 건전성 평가를 위한 ASME Code Section XI에 따라서 초음파 검사 기술이 요구된다. 반면에 국내 원자력 발전소의 상업운전호기인 것이 20여 호기에 달한다. 현재까지 이 검사도 100% 외국 검사 장비로 검사를 수행하고 있다. 이 검사장비의 중요 핵심기술인 결함탐지 기술은 국산화가 시급하다.

③ 원전의 특수환경인 고온 및 고 방사능 지역은 검사자가 직접 접근이 곤란한 경우 원격지에서 검사가 수행되기 위한 명령 데이터 및 측정데이터를 관리할 수 있는 송수신장치의 비파괴 장비의 자동 평가 기술이 요구된다.

#### (나) 가동중검사 장비 자동화

① 원자로 자동초음파 검사 장비 자동화는 (가)항의 비파괴 결함 탐지 평가 기술과 더불어 검사체의 정확한 위치에 센서의 접근기술이 접목이 되어야 한다. 이때 위치제어 기술은 PC 기반으로 x축, y축, z축의 3축이 동시에 최소의 오차와 최소의 시간에 접근하는 제어 기술과 초음파 신호 처리 기술과의 접목으로 구성된다. 이 기술은 일부 국산화를 위한 실험실 단계의 기술로서 개발 중에 있다.

② 중수로 압력관 검사 장비 자동화는 ①항에서 요구 사항과 유사하나 더욱 정밀한 위치제어 기술이 요구된다.

③ 초음파 센서 기술 : 원전의 특수 환경 조건에 적용할 수 있는 센서의 개발이 요구된다.

#### 나. 초음파 초고온 온도 측정 시스템

고 분해능 신호처리 기술을 이용한 초고온 온도 측정 초음파 온도 센서 및 그 장치는 품질향상과 제조업체의 산업 공정의 실시간 모니터링이 가능하며, 대량 생산 제조 공정 중에 알루미늄 die casting, polymer extrusion, molten gas 및 molten steel 등에 적용하여 실시간 온도 측정에 이용될 수 있어 산업발전에 이바지할 수 있을 것이다.

본 센서의 우수성은 현재, 초고온(약 2800°C - 3000°C)온도 범위의 용융물 내부 온도 측정기술에 성공한 기술이다. 그러나 이 초음파 센서도 초고온에서 센서 로드(Rod)와 덮개(Sheath) 사이에서 접촉 할 경우 절연 파괴 현상(Insulator shunting effects)등 이 발생되어 측정 너치(Notch)신호와 잡음 성분인 열교란 잡음이 발생 될 뿐만 아니라 로드(Rod) 직경내의 웨이브(wave)의 굴절 및 반사 때문에 한 개 이상의 거짓 에코가 나타난다. 결과적으로 열 교란 현상 때문에 검출된 수신 신호는 매우 낮은 신호 대 잡음비의 결과가 초래되어 검사의 신뢰도가 떨어지는 문제점이 있다.

상기 문제점을 개선하고자 센서 Rod 와 Sheath의 구조적 변형 기술이 계속 이어져야 할 것이다. 또한 분해능 신호처리 기술을 이용한 열교란의 복합성 신호 분석을 통하여 신호의 타당성 입증해야 할 것이다.

##### (1) 초고온/고 방사능 원격 온도측정 기술

원자력발전소 현장의 특수환경을 고려하여 초 고온상태뿐만 아니라 고 방사선능의 복합적인 환경조건에서 정확한 측정값을 원격지로 데이터 전송을 위해서 신호 송신 및 수신기술이 요구된다.

##### (2) 특수 온도 초음파 센서 기술

본 기술과 관련하여 특허출원 제목은 “고 분해능 신호처리 기술을 이용한 초고온 온도측정 초음파 온도센서 및 그 장치”로서 특허출원번호는 10-2000-0076303이다.

## 제 5 절 노내 노심용융물 냉각을 위한 사고관리

### 1. 중대사고 노내 사고관리 전략

#### 가. 사고관리 프로그램의 개발 현황 및 요건

중대사고 사고관리 (Accident Management)는 중대사고 연구의 귀결점이라고 볼 수 있다. 중대사고 현상의 이해, 평가 코드의 개발, 사고경위의 분석 등을 통하여 궁극적으로는 중대사고와 같은 극한적인 사고 경우에 대해서도 발전소의 안전성을 보장하는 방안을 수립하는데 목적을 두고 있다. 미국 원자력 규제 위원회(U.S.NRC)는 “중대사고 종결 계획”[3.5.1]을 통하여

IPE(Individual Plant Examination),  
CPI(Containment Performance Improvement),  
SARP(severe Accident Research Program),  
AMP (Accident Management Program)

을 중대사고 종결을 위한 주요 항목에 포함시켰으며, 그 이후 Generic Letter 88-20, Supplement No. 2[3.5.2]와 SECY 89-012[3.5.3] 등을 통하여 사고관리 계획을 구체화 하였다. SECY-98-131[3.5.4]에 의하면 Generic Letter 88-20 요청에 따른 76 IPE submittal에 대한 NRC의 검토가 거의 완결 단계이며 사고관리 계획은 IPE를 수행하면서 얻어진 결과를 반영하여 발전소 별 사고관리 지침서(Severe Accident Management Guideline: SAMG)와 ERO(Emergency Response Organization) Personnel Training Program을 작성하도록 하고 있다.

사고관리 연구는 위의 미국을 중심으로 사고관리의 규제화가 정립됨에 따라 80년대 말 전후부터 90년대에 걸쳐 세계적으로 활발히 이루어져 왔다. 미국의 경우 NRC를 중심으로 한 규제기관의 연구 뿐 아니라 NEI (Nuclear Energy Institute, formerly NUMARC)을 중심으로 한 EPRI 및 사업자측의 연구, 미래원전 개발과 관련한 연구들이 어우러져 이루어졌다. 유럽도 불란서를 중심으로 사고관리에 관한 연구가 활발히 진행되고 있으며 수 차례의 OECD/NEA의 CSNI 회의를 통하여 주요 연구 내용이 소개된 바 있다. EU Research Program on Nuclear Fission Safety(FP-4, '94-'98)에서도 사고관리가 한 연구 군(Cluster of Accident Management Measures : AMM)으로 편성되어 있으며, Euratom Fifth Framework Program (FP-5, '98-'02)의 주



주제가 Severe Accident Management (SAM)로 사고관리 등을 통한 중대사고 연구 결과를 원전에 활용하는데 초점을 맞추고 있다[3.5.5].

국내의 사고관리 연구는 중장기 1 단계 ('92-'96)의 “원자력 안전성 향상연구”의 세부과제로 “사고관리기법 및 코드 개발”이 이루어졌으며, 개정된 현 중장기과제 1단계 ('97-'01)에서는 “원자력 종합 안전성 평가 기술 개발”의 세부과제로 “사고관리 종합평가 기술 개발”이 수행되고 있으며 관련연구로 “중대사고 실증 시험 및 평가기술 개발”을 들 수 있다. 아울러 '98년 중장기 성과 이전 사업으로 “한국 표준원전 중대사고 지침서 개발”[3.5.6]이 이루어진 바 있다.

원자력 사업자인 한수원은 규제기관의 “중대사고 대책(안)” (1999년 11월) 수립과 때를 같이하여 국내 원전에 대한 IPE와 AMP의 종합적인 계획을 수립하였으며, 최근 공포된 “중대사고 정책”(2001년 9월)에서는 모든 가동중 원전의 사고관리 계획 수립을 의무화하고 있다. '99년 12월 고리 1호기 IPE 수행을 시작점으로 고리2, 고리3,4, 영광1,2, 울진1,2, 월성1 이 단계적으로 IPE를 수행한 다음 AMP가 계획되어 있으며, 비교적 최근 운전을 시작한 영광3,4, 울진 3,4, 월성2,3,4 는 운전 허가 조건으로 PSA를 완료하였으므로 AMP만 계획되어 있다. '02년 상업운전이 시작되는 영광 5,6호기는 '01년 중반 사고관리 지침서가 작성되어 국내 원전 중 가장 먼저 사고관리 계획이 시행될 전망이다. 현재 건설중인 울진 5,6호기는 '04년 운전을 목표로 PSA와 AMP가 운전 허가와 맞춰 이루어질 전망이다. 전체적으로 국내 건설 원전 뿐 아니라 가동중 원전에 대한 사업자의 AMP는 '06년까지 완료될 전망이다. 각 호기 별 일정에 따라 규제기관의 검토도 예상된다. 차세대 원전 (APR 1400)에 대한 사고 관리는 SSAR(Standard Safety Analysis Report)[3.5.7]에는 부분적으로 포함되어 있으며 COL(Commercial Operation License) 신청시 사업자가 작성하여 인허가를 받는 것으로 되어 있다. 차세대 원전의 경우 중대사고 대처를 위한 대처 설비와 사고관리를 위해 필수적인 계측기기의 생존성이 충분히 설계에 반영되어 있다고 평가받고 있다.

## 나. 사고 관리 전략의 개발

### (1) 사고 관리의 구성 요소

미국 NRC의 사고관리 연구 및 개발은 SECY 89-012를 근간으로 90년대 초반에 걸쳐 사고관리 전략 및 계측 정보 관련 많은 연구 결과가

NUREG 보고서로 발간되었다[3.5.8 - 3.5.16].

사고관리의 5대 기본 요소는 다음과 같다 :

- 사고관리 전략 (Accident Management Strategies)
- 계측기 및 필요 정보 분석 (Instrumentation)
- 절차서 및/또는 지침서 (Guidance and Computational aids)
- 조직 및 의사 결정 체계 (Delineation of Decision-making Responsibilities)
- 훈련 (Training)

위의 5대 기본 요소에 따라 미국의 원자력 사업자는 웨스팅하우스, C-E, B&W 등 각 vendor별로 WOG, CEOG, B&W SAMG (Severe Accident Management Guideline: 사고관리 지침서)를 발간하였으며 이를 토대로 각 개별 원전의 사고관리 절차서가 개발된다. SAMG의 주요 내용은 NRC의 검토 항목에 나타나 있듯이 다음의 다양한 내용을 포함해야 한다.

- General Adequacy : validation and verification of the SAMG
- Transition : minimize conflicts during the transition from the EOP to the SAMG and during the transfer of decision-making from the control room to TSC.
- PDC(Plant Damage Condition) determination and CHLA (Candidate High Level Action) Prioritization
- Strategies : Adequacy and consistency with the current knowledge of severe accident
- Equipment and Instrumentation
- Calculation Aids : usefulness and adequacy of the calculation aids
- Implementation Instruction (for the development of plant specific A/M plans)

사고관리는 중대사고 발생에 따른 비상운전 절차 이후의 운전 절차를 개발하기 위하여 중대사고 현상 연구, 쟁점 해결 및 사고 경위의 해석, 개별 원전 평가 결과 등 다양한 결과를 원전 설계 특성을 반영하여 적용하고 있다. 국내의 경우 중대사고 연구 및 PSA가 부분적으로 이루어져 왔으며 최근 중대사고 대책(안)의 시행에 따라 가동 원전의 종합적인 중대사고 평가 및 대책 마련이 법제화되었다고 볼 수 있다. 따라서 외국의 주요 사고관리

프로그램을 참조로 국내 원전에 대한 설계 특성을 반영한 중대사고 평가를 반영한 기술 자립적인 개발이 필요하다. 아울러 미해결된 중대사고 쟁점에 관련한 사고관리 전략은 추가적인 연구 및 평가를 토대로 독자적인 결정이 만들어져야겠다. 국내 원전에 대한 중대사고 평가가 산업체 연구기관에서 지속적으로 이루어지고 있으므로 국내 원전에 대한 주요 사고관리 전략에 대한 재평가 및 세부적인 절차 및 판단 자료의 제공이 추후 가능하다고 생각하며, 중대사고 경위의 상세 해석, DB의 정립, 미해결 쟁점의 해결 등을 통한 체계적인 접근이 바람직하다.

## (2) 중대사고 사고관리 전략

사고 관리 전략은 발전소의 설계 특성 및 사고 경위를 토대로 다양한 사고 관리 전략 방안(Candidate High Level Actions: CHLA)을 고려할 수 있다. 다음 표 3.5.1는 다양한 사고 관리 전략과 관련 계통 및 영향을 나타내고 있으며 표 3.5.2는 OECD/NEA 회원국들의 주요 사고관리 전략과 사고관리에 대한 규제 정책을 보여주고 있다. 각 나라의 원자력 안전 정책 및 문화가 다름에 따라 규제 요건, 산업체의 입장, 적용 범위, 적용 전략 등 많은 차이가 있음을 알 수 있다. 그러나 사고 관리 전략은 대부분 노내 노심 냉각과 격납건물 건전성 유지를 목표로 다음은 사고관리의 3 단계 전략 목표를 중심으로 중요 현상을 정리하였다:

- 사고관리 전략 목표 1: 원자로 용기 파손 방지
  - 원자로 내부 냉각수 주입에 의한 손상 노심의 냉각
  - 원자로 외벽 냉각에 의한 손상 노심의 냉각
- 사고관리 전략 목표 2: 격납건물 파손 방지
  - 원자로 노내의 증기 폭발
  - 원자로캐비티내 노심파편층의 냉각 및 용융물과 콘크리트 반응
  - 격납건물 장기 냉각
  - 수소 연소
- 사고관리 전략 목표 3: 방사능 물질 방출 최소화
  - 살수 계통에 의한 에어로졸의 제거
  - Pool scrubbing에 의한 핵분열 생성물의 방출 감소
  - I(Iodine)의 방출 제어

표 3.5.1 다양한 사고관리 전략과 관련 계통 및 영향

| Function                  | Possible Action  | System Design Influences  | Phenomenological Uncertainties  |
|---------------------------|--|---|---|
| Core Cooling (cont'd)     | Add water to RPV                                       | <ul style="list-style-type: none"> <li>- primary system pressure increase</li> <li>- efficiency of accumulator injection and operational systems</li> <li>- thermal stress on RCS</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>- clad oxidation</li> <li>- quenching of a damaged core</li> <li>- recriticality for unborated water or if control rods have been molten</li> </ul>  |
| RPV Integrity             | Ex-vessel flooding<br>In-vessel cooling                | <ul style="list-style-type: none"> <li>- mechanical resistance of in-core instrumentation tubes</li> <li>- steam path to containment</li> <li>- effectiveness for different accident sequences and plant design</li> <li>- timing and clear criteria for initiation</li> <li>- influence on other measures and impact on safety relevant systems</li> <li>- high amount of water necessary(BWRs)</li> <li>- thermal stress on RPV</li> <li>- use of sea water causes rapid SCC</li> <li>- consequences of failure of this measure or inadequate water supply</li> <li>- RPV failure mode</li> </ul> | <ul style="list-style-type: none"> <li>- debris formation and molten pool behavior in lower head</li> <li>- molten material attack on lower head</li> <li>- heat removal from molten pool by radiation/water flooding in-vessel or ex-vessel cooling</li> </ul>   |
| Control Combustible Gases | Operate igniters, catalytic converters, or recombiners | <ul style="list-style-type: none"> <li>- availability of electricity to operate igniters</li> <li>- limited local recombination rate in case of high transient H<sub>2</sub>-release to containment</li> <li>- location of igniters &amp; recombiners</li> </ul>  | <ul style="list-style-type: none"> <li>- turbulence induced flame acceleration</li> <li>- probability of local DDT (H<sub>2</sub>-distribution)</li> <li>- influence of possible catalytic poisoning on recombination rate of recombiners</li> <li>- activation of igniters prior to or at the same time as containment spray initiation</li> </ul> |

표 3.5.1 다양한 사고관리 전략과 관련 계통 및 영향(계속)

| Function   | Possible Action                                  | System Design Influences   | Phenomenological Uncertainties  |
|--|--|--|---|
| Control Containment Temperature, Pressure, Integrity | Initiate containment spray                       |  | - increase H <sub>2</sub> -concentration due to de-inerting   |
|  | Operate fan coolers                              | - could be plugged with aerosols   |   |
|  | Flood containment                                | - mechanical behavior of RPV<br>- melt attack on relevant containment structures   | - ex-vessel fuel-coolant interaction in case of RPV failure<br>- core debris coolability (and of core material remaining in-vessel)<br>- steam generation |
|  | Vent containment                                 | - H <sub>2</sub> -problem must be solved before use of venting system<br>- prevention of subatmospheric pressure<br>- no important fission product deposition high load on filters(BWRs)   |   |
|  | Isolate containment : prevent or mitigate bypass | - leak detection capability<br>- type of isolation valves<br>- type of containment penetrations<br>- type and condition of steam generators<br>- ability to manually operate valves  |   |
|  | Fission Product Retention                        | - maintain pH control in suppression pools and sumps<br>- design filters to accommodate large amounts of aerosols and moisture<br>- provide filters that account for changing chemical form due to moisture, radiation and temperature effects on trapped aerosols due to hydrogen burns |   |

표 3.5.2 OECD/NEA 회원국들의 주요 사고관리 전략과  
사고관리에 대한 규제 정책

| Subject<br>Country | Regulatory<br>req' ment | Industry<br>position | Full core<br>melt<br>covered   | EOP ext.-<br>/SAMG or<br>SAM-<br>handbook | CHLAs   | Plant<br>modifica-<br>tions |
|--------------------|-------------------------|----------------------|--------------------------------|---|---|-----------------------------|
| Belgium            | yes                     | no                   | yes, some<br>plants            | some<br>EOPext,<br>other<br>SAMG*         | 1-17,not all<br>plants; 13<br>non-F, 10b                    | yes(no<br>vent)             |
| Finland            | yes                     | n/a                  | BWR yes<br>PWR no<br>ex-vessel | some<br>EOPext,<br>other<br>SAMG*         | BWR 1,2,3,7,<br>8,12,13;<br>V V E R<br>1,2,5-8<br>10b,11,16 | yes                         |
| France             | und. dev.               | yes                  | yes                            | SAMG                                      | 1-7,10a,13F   | yes                         |
| Germany            | no                      | yes                  | no                             | EOP ext.                                  | 1-8,10b <sup>1</sup> ,13F                                   | yes                         |
| Netherlands        | yes                     | yes                  | yes                            | SAMG*                                     | all,10b,13F   | yes                         |
| Slovakia           | no                      | no                   | no                             | EOP                                       | n/a   | no                          |
| Slovenia           | und. dev.               | no                   | yes                            | SAMG*                                     | all,10a <sup>2</sup> ,<br>13 non-F                          | no <sup>3</sup>             |
| Spain              | und. dev.               | yes                  | yes                            | SAMG*                                     | all,10a,<br>13 non-F  | no                          |
| Sweden             | yes                     | n/a                  | yes                            | handbook                                  | 1-8,10a,13F   | yes                         |
| Switzerland        | und. dev.               | no                   | no                             | EOPext.-<br>/SAMG*                        | 1-8,10a,13F   | yes                         |
| UK                 | yes <sup>4</sup>        | no                   | yes                            | EOPext.                                   | 1-8,10a   | no <sup>5</sup>             |
| USA                | no                      | yes                  | yes                            | SAMG                                      | all,10a,<br>13 non-F  | no                          |

und. dev. = under development; n/a = not applicable

SAMG\* = implementation of SAMG in progress, not yet  
operational

F = filtered vented containment(non-F = without filter)

USA = not a partner, added for completeness

<sup>1</sup> catalytic recombiners to be installed

<sup>2</sup> electrically heated catalytic recombiner, but not for SAM

<sup>3</sup> modification to wet cavity is under review and assessment

<sup>4</sup> in the sense that severe accidents were already considered at  
the PWR design stage

<sup>5</sup> no modifications after plant construction was complete

표 3.5.2 OECD/NEA 회원국들의 주요 사고관리 전략과  
사고관리에 대한 규제 정책 (계속)

List of CHLAs(Candidate High Level Actions) in US SAMG  
(10: 'thermal' and 'catalytic' added)

1. Inject into RPV/RCS
2. Depressurize the RPV/RCS
3. Spray within the RPV(BWR)
4. Restart reactor coolant pumps
  
5. Depressurize steam generators(PWRs)
6. Inject into (feed) steam generators
  
7. Spray into containment
8. Inject into the containment
9. Operate fan coolers
- 10a/b Operate (a) thermal / (b) catalytic recombiners
11. Operate igniters
12. Inert containment with non-condensables
13. Vent containment
  
14. Spray secondary containment
15. Flood secondary containment

Special Considerations:

16. External cooling of RPV/RCS
17. Steam inerting of the containment

“한국표준 원전 중대사고 지침서”는 사고관리 5대 요소 중 ‘훈련’을 제외한 4개 요소에 대해 일차적으로 표준원전의 설계 특성을 반영한 중대사고 관리 전략을 수립하고, 필요한 정보 및 의사 결정 과정을 결정하여 사고관리 지침서로 작성하였다. 표준형 원전의 사고관리 전략은 다음 7가지 전략으로 구성되어 있다 :

- 원자로 일차계통 냉각수 주입
- 원자로 일차계통 감압
- 증기발생기 급수 주입
- 격납건물 냉각수 주입
- 격납건물 사태 제어
- 격납건물 수소 제어
- 핵분열 생성물 방출 제어

사고관리는 주제어실과 비상기술지원실이 주축이 되며 각각에 대해 주제어실 지침서(응급)와 비상기술지원실 지침서(전략수행 제어, 완화, 종료)가 작성되어있다. 이들 사고관리 전략의 실행을 위해서는 의사 결정을 위한 정보와 설정치를 필요로 한다. 계측 기기 또는 계산표를 이용하여 정보를 획득하게 되면 전략 수행 제어도에 의해 필요한 전략을 수행하게 된다. 전략 수행의 최우선 순위는 발전소 주변의 방사능 피폭을 최소화하는 것으로 단계적으로 수행되며 그때 우선 순위 및 감시해야 될 주요 변수는 다음과 같다.

- 발전소 외부로 방사능 방출 확인 (: 발전소 경계에서의 피폭선량 )
  - 완화-01 핵분열생성물 방출 제어
- 격납건물 건전성의 확인 (: 격납건물 압력)
  - 완화-02 격납건물 상태 제어
- 격납건물내 수소연소 및 폭발 가능성 확인 (: 격납건물 수소 농도)
  - 완화-03 격납건물 수소 제어
- 손상 노심이 냉각되고 있는지 확인 (: 노심출구 온도)
  - 완화-04 원자로냉각재계통 냉각수 주입
- RCS 감압을 실시해야 하는지 결정. 노심손상의 계속진행 (RCS 압력)
  - 완화-05 원자로 냉각재계통 감압
- 증기발생기에 급수를 주입해야 하는지 결정 (: 증기발생기 수위)
  - 완화-06 증기발생기 급수 주입
- 원자로 용기 외벽 냉각을 위한 냉각수 주입 결정 (: 격납건물 수위)



## → 완화-07 격납건물 냉각수 주입

사고관리 지침서는 주어진 조건을 만족할 때만 완화 방안을 시행하도록 명시하고 있다. 예로서 노내 현상과 관련한 완화-04( 원자로 냉각재 계통 냉각수 주입)은 노심내 냉각수가 고갈되고 노심의 손상이 확인될 때 냉각수의 주입 유로를 적절히 판단 결정하고 주입한 후 노심냉각이 성공되었는지 부가적으로 발생한 현상이 발전소 안전을 위협(adverse effect)하는지를 평가하여야 한다. 즉 사고 진행에 따라 전략의 타당성, 유효성, 부작용이 충분히 고려되어야 한다. 이를 위해서는 발전소 특성을 반영한 주요 사고 진행에 대한 중대사고 해석을 통해 충분한 데이터 베이스를 확보함으로써 실제 사고 상황에서 필요한 조치에 대한 판단이 가능하며 후속적인 사고 진행의 예측이 가능해진다. 특히 후기 노심 손상 과정의 경우 냉각수 주입에 따른 노심의 냉각은 예측이 어려우므로 정교한 해석 및 추가적인 연구를 필요로 한 분야이다. 아울러 부작용 영향은 사고 진행 정도에 따라 큰 차이를 나타내므로 충분한 분석 결과를 토대로 그 영향이 평가되어야 한다. 일 예로서 재충수시 수소의 생성은 사고의 진행과 밀접한 관계를 가지며 아직 충분히 규명되지 않은 현상 중의 하나이다.

노내 사고관리 전략은 노심의 가열 (노심 출구 온도 650 C에서 비상운전 절차서에서 사고관리 절차서로 전환)이 확인된 이후 원자로 용기 및 손상 노심의 냉각을 확보하기 위한 전략으로 위의 7개 전략 중 3개 전략 - 완화-05 ( 원자로 냉각재 계통 감압), 완화-06( 증기발생기 급수 주입), 완화-07( 격납건물 냉각수 주입)- 이 포함되며 원자로 외벽 냉각을 위한 “격납건물 냉각수 주입”도 밀접한 관련을 가진다. 사고관리 전략은 타당성(feasibility), 유효성(effectiveness), 부작용(adverse effect) 관점에서 적절한 전략인지 평가되어야 한다. 또한 사고 관리 전략은 전략수행 제어도에 의해 중대사고 진행을 감시하고 제어할 수 있도록 우선 순위에 의해 완화 방안이 결정되어야 하므로 전략간의 상호 연계도 중요하다. 다음은 노내 사고관리 전략 방안을 중심으로 각 전략에 대한 특징을 정리하였다.

### - 원자로 일차계통 냉각수 주입 전략

RCS 냉각수 주입은 노심의 냉각 또는 원자로 용기 파손 지연 및 방지를 목적으로 비상노심안전주입계통을 이용하여 할 수 있다. RCS 압력이 높아서 안전주입이 안될 때는 안전감압계통을 사용하여 RCS를 감압한후 저

압안전주입 펌프를 사용하여 안전 주입을 한다. 저압안전주입 펌프가 작동이 안될 때는 살수펌프를 대용으로 사용할 수 있다. RCS 주입에 따른 부작용은 수소의 과다 발생, 냉각재 펌프 밀봉 손상 누출, 증기발생기 튜브 크립 파손, 보조건물로 방사능의 누출 등을 들 수 있다. 전략 수행 단계별 상세 내용은 다음과 같다.

- 단계 1-RCS에 냉각수 주입을 위한 유용한 수단을 파악.
- 단계 2-노심 재충수 가능성을 파악.
- 단계 3-RCS 냉각재 주입으로 인한 부정적인 영향을 평가.
- 단계 4-RCS 냉각수 주입 실시 여부를 결정.
- 단계 5-RCS 냉각수 주입에 사용할 계통을 선정.
- 단계 6-RCS 냉각수 주입을 실시할 때의 제한사항들을 파악.
- 단계 7-RCS 냉각수 주입을 실시하도록 주 제어실에 지시.
- 단계 8-주 제어실에서 RCS 냉각수 주입의 성공적 실시 확인.
- 단계 9-추가적인 완화조치들이 필요한 지를 결정.
- 단계 10-노심 재충수를 위해 추가적 RCS 냉각수 주입 결정.
- 단계 11-RCS 냉각수 주입으로 인한 장기 관심사항들을 확인.
- 단계 12-전략수행 제어도 또는 이 전략 수행 전 전략으로 복귀.

위의 각 단계를 보면 의사 결정과 필요 조치 관점으로 나눌 수 있다. 여기서 주요 조치 사항이 필요한 단계는 단계 1, 3, 8, 11, 12 임을 알 수 있으며 이를 위한 주요 결정 사항으로 단계 4와 5에서 수행 여부 및 주입유량의 적절성을 결정해야 한다.

#### - 원자로 일차 계통(RCS) 감압

RCS 감압은 고압사고 경위를 방지하는 방안으로 저압 주입원을 이용한 RCS 냉각수 보충을 가능하게 하며 원자로 용기 파손시 고압 용융물 방출을 방지하는 목적으로 안전감압계통을 이용하거나, 증기발생기 또는 가압기 보조살수를 이용하여 할 수 있다. RCS 감압에 따른 부작용은 RCS 내부의 수소의 방출, 격납건물의 과압이 발생하며, 증기 발생기를 이용한 경우 증기발생기를 통한 핵분열 생성물의 방출 가능성 및 재고량 상실을 고려할 수 있다.

- 증기발생기 급수 주입

증기발생기 급수 주입은 RCS 열 제거 및 감압에 따른 냉각수의 공급, 증기발생기 튜브 파손 방지 등을 목적으로 주 급수펌프 또는 보조급수 펌프로 할 수 있다. 이들 펌프가 작동 불능일때는 급수 승압펌프를 이용할 수 있는데 저압에서 작용된다.부작용은 열충격, 이차측 감압의 경우 튜브의 파손, 튜브 파손 사고의 경우 핵분열 생성물의 방출을 고려 할 수 있다.

- 격납건물 냉각수 주입

원자로 용기 외벽 냉각, 용융물과 콘크리트 반응의 방지 혹은 완화 등을 목적으로 격납건물 냉각수 주입은 살수계통을 이용할 수 있으며 살수계통이 이용 불능인 경우 RWST(Refueling Water Storage Tank) 물을 중력을 이용하여 격납 건물 내로 끌어들이 수 있다. 아울러 원자로 일차 계통의 냉각재 상실 사고의 경우 일차 계통 냉각수를 원자로 공동 침수에 활용될 수 있다. 부작용으로는 RWST 물을 원자로 공동에 쓰면 노심에 주입할 냉각수의 양이 부족할 수 있으며 살수 계통의 작동에 의해 수소 연소 가능성이 증대한다.

나. 사고 관리를 위한 노내 냉각 쟁점 및 연구

기존의 사고관리 전략은 중대사고 연구 및 평가를 토대로 개발되었지만 중대사고 현상의 불확실성으로 아직까지 중요 전략을 결정하는 데 어려움이 상존하고 있다. 현재의 사고관리 전략으로 제시된 완화 방안들의 일반적인 틀은 바뀌지 않지만 지속적인 연구를 통해 중요 전략의 유용성을 확인하고 개선하는 노력은 필요하다. 특히 사고관리 전략이 발전소 특성과 밀접한 관계를 가지므로 관련 현상에 대한 연구 및 평가 결과를 토대로 사안 별 결정이 요구된다. WOG CEOG의 SAMG 및 KSNP의 SAMG를 토대로 하면서 국내 개별 원전의 설계 특성을 고려한 사고관리지침서 개발이 이루어져야 한다. 특히 개별 원전의 중대사고 해석 결과를 토대로 운전원의 조치에 대한 부정적 영향의 평가 및 사고의 진행에 대한 예측을 수행함으로써 사고관리 전략을 세부적으로 구체화하는 작업이 필요하다. 아울러 사고관리 조치를 위해 필요한 기준 값(criteria)의 설정과 함께 발전소 별 최적의 값이 제시되어야 한다. 따라서 현 사고관리 전략 중 중대사고 불확실 현상에 대해서 독자적인 연구를 수행하여 사고관리 전략에 반영할 수 있도록 하며 기술적인 사

안에 따라 실험과 해석적 연구를 병행한 추가적인 분석이 이루어져야 한다.

사고관리를 위한 노내 현상 및 쟁점은 ‘원자로내 냉각수의 주입’, ‘원자로 건전성의 유지 및 원자로 용기의 파손’ 으로 집약될 수 있으며 이에 대한 연구 및 평가가 최근까지 중점적으로 이루어지고 있다. 다음은 Level II PSA 평가, 사고관리 전략 개발, 신규원전의 설계 및 인허가 쟁점, 관점에서 주요 관련 현상을 구별하였다. 관점에 따라 다소 차이는 있지만 거의 비슷한 특성을 가지며 서로 밀접한 연계 관계를 가진다.

- Level II PSA 평가 관점에서 본 노내 현상 쟁점
  - 노내 사고의 진행 및 경과
  - 노심 용융물의 냉각 및 원자로 용기의 파손
  - 수소의 생성 및 핵분열 생성물의 노내 방출
- 사고관리 전략 관점에서 본 노내 현상 쟁점
  - 원자로 용기의 감압
  - 냉각수의 노내 주입 및 노심의 냉각
  - 노심 용융물의 노내 억류를 위한 노내 및 노외 냉각
  - 계측 기기의 생존성
- 신규 원전 설계 관점에서 본 노내 현상 쟁점
  - SBO, ISLOCA, MSGTR 관련 사고 경위
  - External Reactor Vessel Cooling (ERVC)

가동중 원전 또는 신규 원전에 따라 노내 현상의 중요 쟁점이 달라질 수 있지만 노내 노심용융물의 냉각을 위한 사고관리 개선 측면에서 관련 연구 항목을 정리하였다.

- 노심 손상 후기 냉각수 주입에 의한 연료봉의 산화 및 수소 생성 영향 평가(Quenching Issue)

: OECD/CSNI PWG-2에서 최근까지 거론되었던 주제로 독일의 QUENCH 실험 연구 등이 이루어지고 있으며 중대사고 해석 코드들의 산화 모델에 대한 평가가 이루어졌다. 비교적 많은 연구가 이루어지고 알려진 issue로 SCDAP/RELAP5 나 MELCOR를 이용한 평가가 가능하다. 사고 경위 및 사고 진행 정도에 따라 수소 발생량을 정량화하는 것이 필요하며 격납건물 수소제어 평가에 입력으로 제공된다.

- 노심 손상 후기 용융물 재배치 및 원자로 하부 용융물의 냉각 모델의 개선 및 검증

: 노내 노심용융물의 냉각 및 역류를 결정하기 위한 초기 조건으로 용융물의 원자로 하부 재배치 과정 및 열전달 특성을 결정하기 위한 원자로 하부 용융물 풀의 거동은 아직도 불확실성이 크며 지속적인 연구가 이루어지고 있다. 연구소에서는 OECD/NEA의 MASCA 국제공동연구에 참여하여 이에 대한 연구를 수행하고 있으며 현 1단계 SONATA 실험에서도 위 현상과 관련하여 실험 및 해석코드 개발을 수행하고 있다.

- 원자로 감압과 냉각수 주입 방안을 연계한 사고관리 절차

: 독립적인 사고완화 방안으로 원자로 감압과 노내 냉각수 주입이 명시되어 있으나 실제적으로 서로 밀접한 관계를 가진다. SCDAP/RELAP5나 MELCOR 코드를 이용하여 주요 사고경위를 중심으로 운전원 조치에 따른 영향을 분석할 수 있으며 운전원을 위한 지침으로 최적방안을 제시할 수 있다.

- 원자로 용기 파손 시점 및 모드의 예측

: 사고 관리 조치와는 상관없이 중대사고의 진행을 예측하며 원자로 용기 파손 후 격납건물내 사고 관리 방안을 결정하는 데 매우 중요하게 작용한다. TMI-VIP 가 가장 대표적인 연구이며 최근 OECD/NEA 프로그램으로 LHF 실험이 진행되고 있다. 기존 연구 결과 및 해석 코드를 통하여 원자로 용기 파손에 대한 예측 및 모의는 가능하다. 차세대 과제로 수행한 '차세대 원전 관통부 파손 실험 연구'와도 밀접한 연관을 맺을 수 있다.

- 노내 냉각수의 주입 시점에 따른 용융물 냉각 가능성의 평가

: 노심 손상에 따른 원자로 용기의 건전성을 유지하기 위한 최선의 방안으로 모든 사고관리 전략에서 원자로 용기 내 냉각수의 주입을 고려하고 있다. 그러나 냉각의 보장은 사고 조건에 따라 차이가 있을 수 있으며 따라서 부작용을 고려한 종합적인 평가 및 사고진행에 대한 예측은 필요하다. 일반적으로 후기 노심 손상의 경우 냉각수의 주입에 의해 노심용융물의 냉각은 현상학적 불확실성이 큰 편으로 파편층의 형성, 용융물 풀의 열전달, 노내 간극 냉각의 효과 등에 대한 연구가 이루어지고 있다. 기존 중대사고 해석 코드의 해석 결과(MELCOR vs. MAAP)도 큰 차이를 보이며 충분한 검

증이 이루어져 있지 않다. 본 SONATA-IV 연구는 용융물의 재배치에 따라 용융물의 간극 형성과 냉각 과정을 연구하여 실제 원자로 하부의 용융물의 냉각성을 평가하고자 하였다. 원자로 내부의 용융물 피막층이 형성된 이후 냉각수 주입이 이루어지는 경우는 상부를 통한 열전달 및 입구 간극을 통한 냉각 효과에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

- 노외 냉각 가능성의 평가

: APR 1400 등 신규 원전에서 중대사고 대처 설계로 원자로 외벽 냉각이 고려되고 있으며 WOG 가동중 원전에서는 사고관리 전략으로 고려하고 있다. 그러나 대용량 (>1000 MW) 원전에서는 APR-1400에서 알 수 있듯이 현상학적 불확실성으로 충분한 냉각성을 보장하기는 힘든 상황이다. 사고관리를 위하여 사업자와 규제자 입장에서 국내 가동중 원전에 대한 외벽 냉각의 평가는 필수적이며 적절한 절차를 마련하는 것이 바람직하다. 기존 AP-600 및 APR 1400에서 쓴 방법론이 있지만 가동중 원전에 적용하기 위한 개선이 필요하며 발전소 별 설계 특성이 충분히 반영되어야 한다.

- 노내외 냉각 전략(Dual Strategy)의 개발

: 원자로 외벽 냉각에서 APR 1400과 같은 대형 원전의 경우 충분한 냉각을 보장하지 못하는 주된 이유는 원자로 내 노심용융물의 focusing effect에 의해 충분한 열적 여유도를 갖지 못하기 때문으로 이에 대한 보완으로 노내에도 냉각수의 주입을 보장하는 노내외 냉각을 고려하고 있다. 즉 외벽 냉각에 의해 부족한 열적 여유도를 내부 냉각에 의해 보충함으로써 안정적인 냉각이 가능해진다. 이 방법은 기존의 노내 냉각과 외벽 냉각의 한계를 보완하기 위해 최근 거론되는 방법으로 이를 입증하기 위한 노력이 더 필요하다. 1 단계의 SONATA-IV 연구에서 부분적인 실험을 수행하였으며 스웨덴의 FOREVER 실험 연구 등에서도 많은 관심을 보이고 있다. 실험적으로 입증이 되면 해석을 통해 사고관리 절차로 실제 원전에 적용이 가능하다.

- 노내 냉각을 위한 공학적 설비(Engineering Device)의 개발

: 미래 원전 설계에서는 노심손상이 발생하더라도 원자로 내에서 사고의 진행을 억제하여 격납건물에 대한 위협이나 핵분열 생성물의 방출을 최소화하는 개념으로 노내 노심용융물의 냉각을 고려해야 하며 기존 설계를 보완하는 방법으로 접근이 가능하다. 외벽 냉각을 보완하는 측면 또는 노내

냉각 독자적인 개념으로 설계가 가능하며 최근 Westinghouse와 Framatome에서도 대형 원전에 대한 연구를 수행하고 있다.

- 중대사고 조건에서의 노내 계측 장비의 생존성 평가

: 사고관리를 위해 계측기기의 생존성은 매우 중요하며 이에 대한 많은 분석이 이루어지고 필요로 한다. 기존의 분석 방법은 기기의 설계 사양 기준과 사고 시 환경 조건을 비교하여 생존성을 결정하였으나, 실제 설계 사양 이상의 혹독한 조건에서도 생존할 가능성이 크며 아울러 신호 처리 개선을 통해 신호의 신뢰성을 확보할 수 있다. 중대사고시 계측기기의 정보를 최대한 활용한다는 측면에서 EPRI에서도 많은 관심을 가졌던 분야이며 국내 원전에 대한 연구도 필요하다.

- 원자로 외벽 냉각 촉진 기구의 개발

: AP 600과 같은 출력이 낮은 신형 원전에서는 대부분 외벽냉각을 설계에 반영하고 있으며 대형 원전도 사고관리 전략을 통해 외벽냉각을 실현하고 있다. 그러나 원자로 외벽은 공동 내에 위치하며 단열재로 쌓여 있어 실제 설계 상에는 유로의 확보 및 효율적인 냉각 방안이 고려되어야 한다. 최근 독일의 SWR-1000의 경우 외벽 냉각에 대한 실증 실험을 계획하고 있으며 사고관리 전략을 위하여 대형 원전에 대한 실험 연구 및 검증을 필요로 한다. 국내 SMART 원전도 이중 원자로 용기 구조로 외벽 냉각이 가능하도록 되어 있으나 자세한 설계는 이루어져 있지 않은 상태로 외벽 냉각의 성능향상을 위한 상세 연구가 바람직하다.

## 2. SCDAP/RELAP5를 이용한 노내냉각 사고관리 전략평가

### 가. 개요

원전에서 중대사고 발생시 노심손상 과정은 사고초기부터 핵연료 용융까지의 전기 과정(early phase melt progression)과 노심 용융 이후부터 원자로용기 파손까지의 후기 과정(late phase melt progression)으로 구분할 수 있다. 노심 손상 전기 과정에서는 냉각재 상실 등의 원인으로 발생하는 노심 노출 이후의 핵연료 피복재의 부풀음(ballooning) 및 파손, 핵연료 피복재의 산화 및 수소 생성, 노심 물질들 사이의 eutectic 형성, 제어봉 물질의 용융,

핵연료봉 물질의 용융 등의 물리적 현상들이 진행된다. 노심손상 후기과정은 노심물질의 용융 후 용융물의 노심하부로 재배치, 재배치되는 용융물과 물의 반응(FCI: Fuel Coolant Interaction), 용융 pool의 형성 및 성장, 용융풀에서의 피막층(crust)과 노심 파편층(debris bed) 형성, 노심용융물과 원자로용기 하반구와의 기계적·재료적·화학적 반응, 원자로용기 파손 기구 등의 물리적 현상이 있다.

노심 손상 후기과정에 대한 불확실성을 규명하기 위해서는 각 현상에 대한 개별 효과 실험을 수행하여 규명할 수 있다. 그러나 이와 같은 각 개별 현상들에 대한 실험수행 만으로는 사고초기부터 중대사고로 전개되는 내용을 종합적으로 판단할 수 없기 때문에 전산코드를 이용하여 노심손상 후기과정을 종합적으로 분석하는 것이 필요하다. 노심손상 후기과정을 모의할 수 있는 종합전산코드로는 미국의 INEEL(Idaho National Engineering & Environmental Laboratory)이 개발한 SCDAP/RELAP5[3.5.17], 미국의 SNL(Sandia National Laboratory)이 개발한 MELCOR[3.5.18], 미국의 FAI(Fausky Association Institute)가 개발한 MAAP4[3.5.19], 프랑스의 IPSN이 개발한 ICAR 전산코드[3.5.20] 등이 있다. 본 연구에서는 노심손상 후기과정을 상세해석하는 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드를 이용하여 국내 원전의 노심손상 후기과정과 원자로용기 파손방지를 위한 중대사고 관리방안을 평가하였다. 이를 수행하기 앞서 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드의 노심손상 후기과정 모델을 평가하였다.

#### 나. SCDAP/RELAP5의 노심손상 후기 모델

SCDAP/RELAP5 전산코드는 냉각재 상실 등의 원인으로 발생하는 사고의 초기부터 원자로용기가 파손될 때까지의 과정을 보다 상세히 모의할 수 있다. 이 전산코드는 사고초기부터 핵연료 물질의 손상까지 계통의 열수력을 상세하게 모의할 수 있는 RELAP5 전산코드[3.5.21], 노심노출 이후 핵연료 물질이 용융될 때까지를 모의하는 SCDAP 전산코드[3.5.22], 핵분열 생성물 거동을 모의하는 VICTORIA 전산코드[3.5.23], 원자로용기 하반구에서의 노심 용융물과 반구물질과의 열전달 과정을 모의하는 COUPLE 전산코드[3.5.24] 등을 결합하여 만든 종합 전산코드이다. 이 전산코드는 1986년에 SCDAP/RELAP5/MOD0 전산코드가 개발된 이후 2000년에 SCDAP/RELAP5/MOD3.3이 개발되었다. SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드는



MOD2에 비하여 노심손상 후기 모델이 많이 첨가되었기 때문에 노심물질 용융 이후 원자로용기가 파손될 때까지의 주요 현상들을 모의할 수 있다. 또한 노심물질 용융 후 중대사고 완화를 위한 노내 냉각수 주입과 원자로용기 파손 방지를 위한 원자로용기 외벽냉각과 같은 중대사고 관리 방안을 평가할 수 있다.

SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드는 노심 손상 후기 과정을 모의하기 위하여 다음과 같은 모델을 사용한다.

- 노심에서 재배치되는 노심용융물 거동 모델
- 다공성 노심과편층에서의 유동과 열전달 모델
- 원자로용기 하반구에 재비치된 노심용융물에서의 열전달 모델
- 원자로용기 구조물의 creep 파손 모델

본 연구에서는 이들 노심손상 후기과정 모델 중에서 원자로용기 하반구에서 노심용융물 거동 및 냉각과 가장 관련이 많은 원자로용기 하반구에 재비치된 노심용융물에서의 열전달 모델과 원자로용기 구조물의 creep 파손 모델을 검토하였다.

SCDAP/RELAP5/MOD 3.3 전산코드는 노심 물질이 용융하여 원자로용기 하반구로 재배치되었을 때 용융물의 거동을 모의하기 위하여 유한요소 전산코드인 COUPLE 전산코드를 기본모델로 사용하였다. 노심용융물이 원자로용기로 재배치되면 재배치된 용융물이 가지고 있는 열용량과 생성되는 붕괴열이 주변의 원자로용기 하반구 재질들과 하반구 내에 존재하고 있던 냉각수에 전달된다. 이를 해석하기 위하여 COUPLE 전산코드는 2차원 열전도 방정식을 공간에 대해 유한 요소법, 시간에 대해 유한 차분법을 적용하여 계산한다. 이 방정식의 경계조건은 Dirichlet와 Neumann 및 이 두 조건의 혼합을 사용하였으며, 각 유한 요소에는 다공성(Porosity)을 적용할 수 있도록 하였다. 내부 용융물에서는 enthalpy 방법을 사용하여 고화와 용융 등의 상변화 모델을 적용하여 용융과 고화면이 이동할 수 있게 하였다.

원자로용기 하반구에서의 노심용융물 층 및 하반구 재질에서 외부와의 경계조건은 대류와 복사 열전달이 가능하게 하였다. 노내 노심용융물 냉각과 관련하여 중요 사고관리 방안인 원자로용기 외벽냉각을 평가할 수 있도록 외벽에서의 열전달 모델을 사용하였다. 이와 관련하여 원자로용기 외벽에서는 비등 곡선을 적용하였다. 핵비등 영역에서는 간단한 표를 사용하여 모델

하였으며 임계열유속은 간단한 상관식을 사용하였다. 증기영역에서의 열전달은 사용자가 입력하도록 하였다. 이와 같이 원자로용기 외벽냉각은 모의가 가능하도록 하였지만 냉각수를 원자로용기 내에 주입하였을 때 노심용융물과 원자로용기 하반구 사이에 형성될 수 있는 간극을 통한 모델은 되어 있지 않고 간극을 통한 간극 열전도(gap conductance) 모델만 되어 있다. 노심용융 풀 내부에서는 열원이 있는 자연대류 상관식을 사용하여 열속배치를 결정하였고 용융물 내부는 금속 용융물층과 산화용융물층이 분리되어 열전달이 발생하도록 하였다. 각 모델에 대한 상세한 수식과 가정 등은 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드 manual에 상세히 기술되어 있다[3.5.25].

원자로용기 하반구에서의 노심용융물에 의한 열부하에 의하여 원자로용기가 creep으로 파손되는 것은 Larson-Miller[3.5.26]와 Manson-Haferd [3.5.27]의 두 가설을 사용하였다. 즉 대부분의 원자로용기 하반구 재질인 A-508 Class 2 탄소강에서 응력이 낮은 영역은 Manson-Haferd 가설을 사용하고 응력이 높은 영역은 Larson-Miller 가설을 사용한다.

#### 다. 노심손상 후기과정 및 사고관리 전략 평가

##### (1) 개요

본 연구에서는 원자로용기 하반구에서의 간극 냉각 효과를 검증할 수 있는 기초자료를 생산하기 위하여 대표 가압 경수형 원전에 대하여 최적평가용 전산코드인 SCDAP/RELAP5/MOD3.3을 이용하여 노심 손상 후기 과정을 평가하였다. 평가 대상 사고로서는 원자로 냉각재 계통의 압력이 조금 높은 소형 파단 냉각재 상실사고와 원자로 냉각재 계통이 완전히 감압되는 대형 파단 냉각재 상실사고이다. 본 연구에서는 다양한 경우의 노심 손상 후기과정을 평가하기 위하여 안전계통의 작동 등의 영향을 평가하였다.

가압 경수형 원전에서는 대형 파단 냉각재 상실사고를 대비하여 안전주입 탱크(SIT: Safety Injection Tank)를 설치하고 있다. 고압안전 주입이 되지 않는 소형 파단 냉각재 상실사고에서는 노심 손상 이후에 안전주입 탱크가 작동하기 때문에 이의 작동이 노심 손상 후기과정에 많은 영향을 미치게 된다. 따라서 본 연구에서는 고압안전 주입이 되지 않는 등가직경 2 inch와 3 inch의 소형 파단 냉각재 상실사고 및 등가직경 9.6 inch 대형 파단 냉각재 상실사고 시 안전주입 탱크가 노심 손상 후기과정에 미치는 영향을 평가하기 위하여 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우에 대하여 해석을

수행하였다. 또한 소형 파단 냉각재 상실사고에 대해서는 용융된 노심 물질이 원자로용기 하반구에 재배치되는 시점에 원자로용기 외벽냉각과 원자로 내에 고압안전 주입펌프를 작동하여 원자로 냉각재 계통 내에 냉각수를 주입하는 경우에 대한 해석을 수행하였다.

## (2) 입력모델

본 연구에서는 최적평가용 종합 전산코드인 SCDAP/RELAP5/MOD3.3을 이용하여 대표 가압 경수형 원전의 고압 안전주입이 되지 않는 소형 파단 냉각재 상실사고와 대형 파단 냉각재 상실사고를 분석하기 위하여 입력 모델을 설정하였다. 본 입력모델은 RELAP5 부분, SCDAP 부분, COUPLE 부분 등으로 나눌 수 있다. RELAP5 부분에서는 대표 가압 경수형 원전의 원자로용기, 원자로 냉각재 계통, 증기발생기, 가압기, 원자로 냉각재 펌프, 주 증기 배관 등을 모의하였다. 노심 손상 과정과 관련하여 중요한 노심 입력에서 노심은 반경방향으로 3개의 channel, 축 방향으로 10개의 volume으로 분리하였고 각 channel은 cross flow junction을 사용하여 서로 유로가 있게 하였다. SCDAP 부분에서는 노심의 핵연료봉 다발을 3개의 핵연료 component와 3개의 제어봉 component등 6개로 구성하였고 축 방향으로는 10개의 node를 설정하였다. 노심 각 component는 핵연료봉인 경우에는 6개, 제어봉인 경우에는 2개의 반경방향 node를 각각 설정하였다. 핵연료봉과 제어봉의 각 component는 RELAP5의 노심 volume 들과 열전달을 하고 각 component 들은 복사열전달을 하도록 모의하였다. COUPLE 부분에서는 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되었을 때 열전달을 모의하기 위하여 원자로용기 하반구를 유한요소로 설정하여 입력하였다.

본 사고모의에서는 저온관에서의 냉각재 상실사고 시작과 동시에 원자로, 원자로 냉각재 펌프, 주급수 펌프 등은 정지되는 것으로 가정하였으며, 증기발생기 2차측 압력은 증기발생기 안전밸브의 작동으로서 조절된다고 모의하였다. 대형 파단 냉각재 상실사고 모의에서는 냉각재 상실의 사고가 발생하면 노심과 증기발생기 양쪽에서 냉각재가 상실되는 doubled ended guillotine break가 발생하였다고 가정하였다. 본 해석에서 안전주입 탱크가 작동되는 경우에는 원자로 냉각재 계통이 안전주입 탱크 작동압력까지 감압되면 작동되고 노심에서의 증기 생성으로 원자로 냉각재 계통의 압력이 상승하면 작동되지 않아 작동과 미작동이 반복되도록 모의하였다.

### (3) 기본 사고경위 계산결과 및 분석

표 3.5.3은 대표 가압 경수형 원전의 고압안전 주입이 되지 않는 등가직경 2 inch와 3 inch의 소형 파단 냉각재 상실사고 시 안전주입 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우 및 9.6 inch 대형 파단 냉각재 상실사고 시 주요 중대사고 경위 발생시간과 노심용융물 양에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과를 보여주고 있다. 표 3.5.3에서 보는 바와 같이 파손 등가직경이 2 inch의 안전주입 탱크가 작동하는 경우에 노심 물질이 용융되는 시간은 4,385초로서 다소 빨리 나타났으나 곧 안전 주입탱크가 작동하여 노심이 quenching되었기 때문에 원자로용기는 17,890 초에 creep이 발생되어 파손되었다.

파손 등가 직경이 3 inch인 경우에는 안전주입 탱크가 빨리 작동하였기 때문에 노심용융 시간은 7,639초로 2 inch 파단인 경우보다 늦게 나타나 원자로용기 파손도 21,835초로 다소 늦게 발생하였다. 2 inch와 3 inch 파단의 두 경우 모두 안전주입 탱크가 작동하지 않은 경우에는 원자로용기가 6,135초와 3,675초에 각각 파손되었다. 즉, 파손 등가직경 2 inch와 3 inch의 소형 파단 냉각재 상실사고 시 안전주입 탱크의 작동은 노심용융을 방지할 수 없지만 원자로용기 파손을 11,755 초(약 3.3시간)와 18,160 초(약 5.2시간) 각각 지연시켰다. 이와 같이 대형 파단 냉각재 상실사고를 위하여 설계된 안전주입 탱크는 소형 파단 냉각재 상실사고 시 고압안전 주입이 되지 않아 중대사고로 전개되었을 때 원자로용기 파손을 약 3-5시간 연장시켜 원자로용기 건전성 유지를 위한 노내 중대사고 관리 전략 수행을 위한 시간을 확보할 수 있게 하였다.

등가 직경 2 inch와 3 inch의 소형 파단 냉각재 상실사고 시에는 안전주입 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우 모두 노심용융 pool을 형성하였던 대규모 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치된 수분 후에 creep 발생으로 원자로용기는 파손되었다. 즉, 원자로용기가 파손될 때는 초기에 용융된 노심 물질 소량이 원자로용기 하부로 재배치되나 대부분의 용융된 노심 물질은 노심 하부에 냉각 pool을 형성하고 있다가 일시에 많은 양의 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치된 후 원자로용기가 creep으로 파손되었다. 그러나 등가직경 9.6 inch 파단 대형 파단 냉각재 상실사고 시에는 용융된 노심 물질이 점차적으로 원자로용기 하반구에 재배치되어 원자로용기가 파손되었다.

표 3.5.3 안전주입이 되지 않은 냉각재 상실사고시 주요 사고경위에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과(단위: 초)

| 주요 사고경위  | 2 inch 파단        |                    | 3 inch 파단        |                    | 9.6 inch 파단 |
|--|------------------|--------------------|------------------|--------------------|-------------|
|  | 안전주입<br>탱크<br>작동 | 안전주입<br>탱크<br>작동안합 | 안전주입<br>탱크<br>작동 | 안전주입<br>탱크<br>작동안합 |             |
| LOCA 시작  | 0                | 0                  | 0                | 0                  | 0           |
| 노심 노출  | 3,270            | 3,270              | 1,458            | 1,458              | 1,808       |
| 피복재 파손   | 3,515            | 3,515              | 1,794            | 1,794              | 2,416       |
| 산화 시작  | 3,618            | 3,618              | 1,890            | 1,890              | 2,247       |
| 안전주입 탱크 작동   | 4,534            | -                  | 2,110            | -                  | 190         |
| 노심 물질<br>용융 시작                                     | 4,385            | 4,385              | 7,639            | 2,262              | 2,675       |
| 안전주입 탱크 작동<br>완료                                   | -                | -                  | 17,300           | -                  | 988         |
| 노심 유로<br>폐쇄 발생                                     | 15,779           | 5,295              | 20,898           | 3,069              | 3,328       |
| 노심용융물<br>원자로용기<br>하반구에 재배치<br>시작                   | 16,951           | 5,320              | 20,201           | 2,851              | 3,294       |
| 원자로용기 파손   | 17,890           | 6,135              | 21,835           | 3,178              | 4,075       |
| 전체 핵연료 피복재<br>산화비율                                 | 44.5 %           | 37.5 %             | 42.8 %           | 34.6 %             | 9.3 %       |
| 수소 생성량   | 572 kg           | 508 kg             | 544 kg           | 440 kg             | 100 kg      |
| 원자로용기 파손때<br>원자로용기 하반구<br>용융물 양<br>(전체양= 154.2ton) | 121.2<br>ton     | 144.5<br>ton       | 124.6<br>ton     | 73.9 ton           | 30.0 ton    |

그림 3.5.1은 안전주입 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우의 등가 직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 가압기 압력변화를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 사고시작과 동시에 파손부를 통한 냉각재 상실 때문에 압력이 급격히 감소하고 노심에서 비등이 발생하는 시점에는 압력이 일정하다가 냉각수 고갈로 증기 발생량이 감소하는 시점부터 압력이 다시 감소하게 된다. 이후 안전주입 탱크가 작동하지 않는 경우에는 원자로용기가 파손될 때까지 압력이 계속 감소하였다. 그러나 안전주입 탱크가 작동하는 경우에는 안전주입 탱크가 작동하면 압력이 상승하고 압력이 상승하면 안전주입 탱크가 작동을 하지 않게 되며, 이에 따라 압력이 다시 감소하여 안전주입 탱크가 재 작동하는 것을 반복하게 된다. 안전주입 탱크가 작동하는 경우에 3 inch 파단인 경우는 2 inch 파단인 경우보다 파단부를 통한 냉각재 상실량이 많기 때문에 안전주입 탱크가 자주 작동하는 것을 알 수 있다. 등가직경 2 inch 파단인 경우에는 안전주입 탱크 냉각재 주입으로 노심에서 급격한 비등이 발생하여 안전주입 탱크가 일정시간 작동하지 않는 시간도 발생하였다. 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치 될 때는 원자로용기 하반구에 있던 냉각재가 급격히 비등하기 때문에 압력이 상승하는 것으로 나타났다.

그림 3.5.2는 안전주입 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우의 등가 직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 파단부를 통한 냉각재 상실량을 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 사고시작과 동시에 파손부를 통하여 많은 양의 냉각재가 상실되며 초기에는 3 inch 파단 사고가 냉각재 상실량이 많으나 시간이 지나면서 그 차이가 거의 없는 것으로 나타났다.

그림 3.5.3은 안전주입 탱크가 작동하는 경우와 작동하지 않는 경우의 등가직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 원자로 용기 내 냉각수 수위변화를 보여주고 있다. 사고시작과 동시에 파단부를 통한 냉각재 상실로 원자로용기 수위는 급격히 감소한다. 안전주입 탱크가 작동하지 않는 경우에는 주입 냉각수가 없기 때문에 원자로용기가 파손될 때까지 원자로용기 수위는 계속 감소한다. 그러나 안전주입 탱크가 작동하는 경우에는 냉각수 수위가 일시적으로 증가하였다가 감소하는 것을 보여주고 있다. 이와 같은 노심 수위변화에 따라 그림 3.5.4의 노심 핵연료 피복재 최고온도가 나타났다.

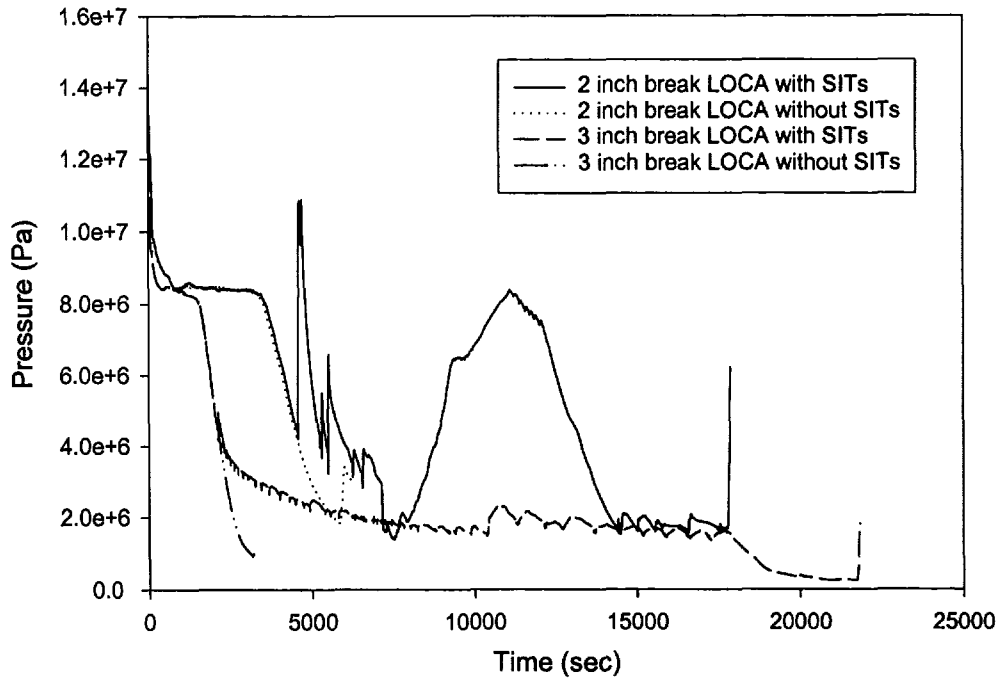


그림 3.5.1 가압기 압력변화에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

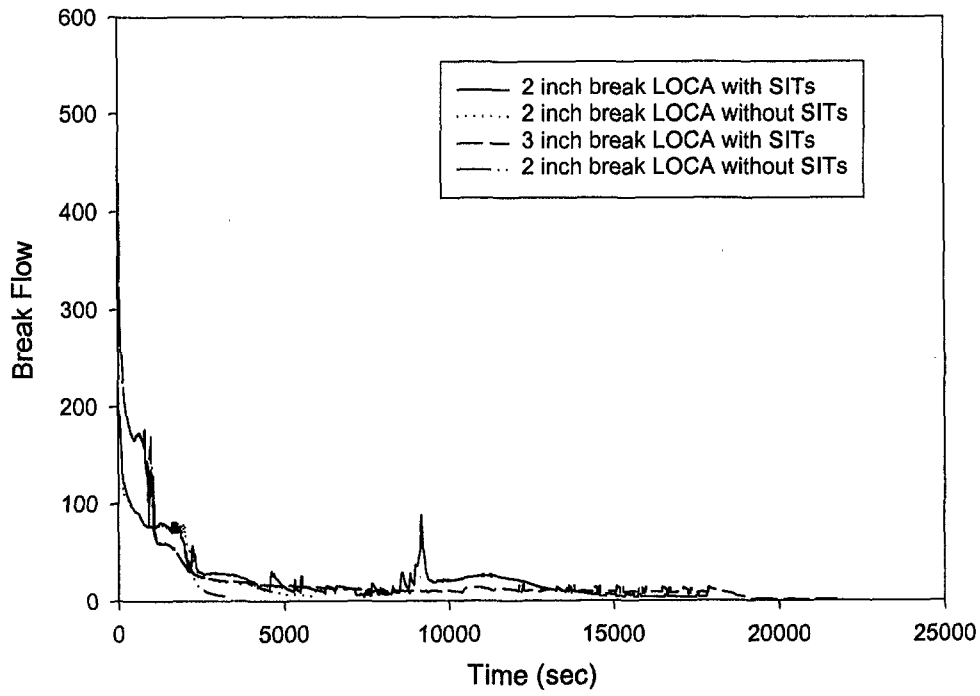


그림 3.5.2 파단 부위를 통한 냉각재 상실량에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과



파단 직경 2 inch인 경우에는 노심 상부 피복재 일부는 거의 용융된 상태에서 안전주입 탱크의 냉각재가 주입되기 때문에 핵연료 피복재의 최고온도가 고온을 유지하게 된다. 즉, 그림에서 보는 바와 같이 등가직경 3 inch 파단인 경우에는 노심의 온도가 많이 상승하기 전에 안전주입 탱크의 작동으로 노심이 냉각된 것을 알 수 있고 등가직경 2 inch 파단인 경우에는 상부에서 용융이 발생한 이후에 안전주입 탱크가 작동되었기 때문에 노심용융 pool이 형성된 상태에서 더 이상 사고가 진행되지 않고 장시간 지속되는 것을 알 수 있다. 그림 3.5.5는 원자로 냉각재 계통 내에 주입된 냉각수 총량 비교를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 안전주입 탱크는 주기적으로 작동하기 때문에 주입량이 단계적으로 증가하게 된다.

그림 3.5.6은 안전주입 탱크가 작동하는 경우에 등가 직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고시 핵연료봉 내에 있던 핵분열 생성물이 원자로 냉각재 계통 내로 방출된 양을 보여주고 있다. 그림에서 soluble 핵분열 생성물은 CsI와 CsOH이고 비용축성 핵분열생성물은 Xe와 Kr을 나타낸다. 사고시 핵연료의 온도가 상승하면서 핵연료 내에 있던 핵분열 생성물은 핵연료와 피복재 사이의 gap 내로 방출되고 핵연료 피복재의 부풀음 현상에 의한 파손으로 처음으로 원자로 냉각재 계통 내로 방출된다. 냉각재 상실사고 시에는 핵연료와 피복재 사이의 간극과 원자로 냉각재 계통의 압력 차이가 크기 때문에 핵연료 피복재가 1000 K 이하에서 파손된다. 따라서 핵연료 피복재가 파손될 때는 핵분열 생성 물이 많이 방출되지 않고 핵연료가 용융되면서 많은 양의 핵분열 생성물이 방출된다. 비용축성 핵분열생성물이 가용성 (soluble) 핵분열생성물보다 더 많이 방출되는 것으로 나타났다. 그림에서 보는 바와 같이 2 inch 파단의 경우가 3 inch 파단 경우보다 노심이 빨리 용융되었기 때문에 핵분열 생성물이 빨리 방출되었으나 전체 방출량은 핵연료 내에 있던 핵분열생성물이 외부로 많이 방출되기 전에 노심용융 pool이 형성되었기 때문에 적게 나타났다.

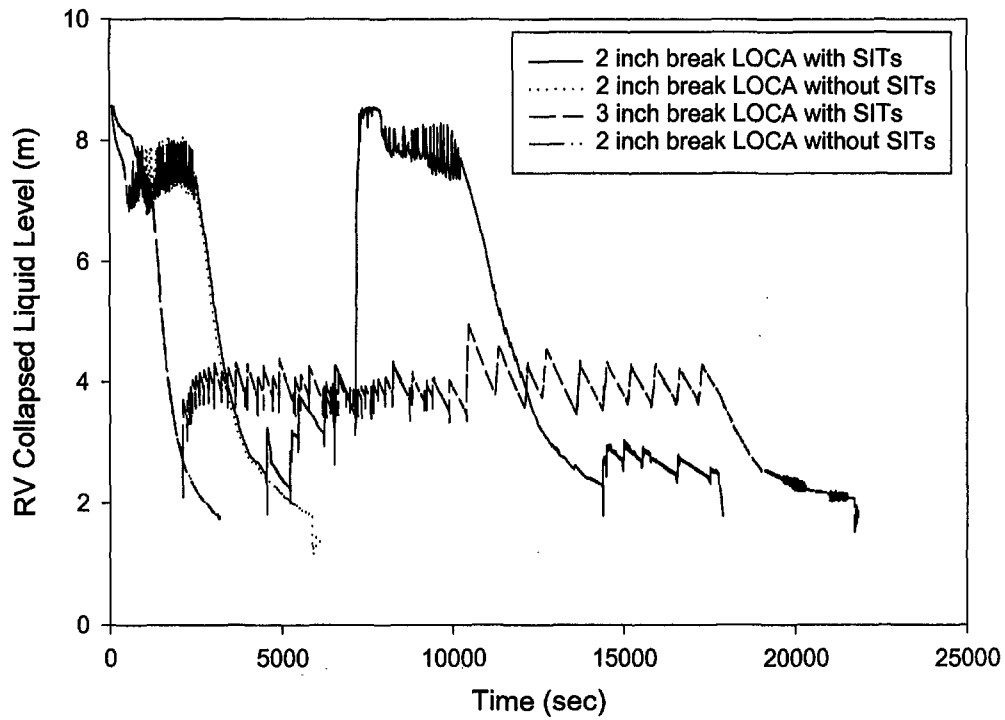


그림 3.5.3 원자로용기 내 냉각재 수위변화 대한  
SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

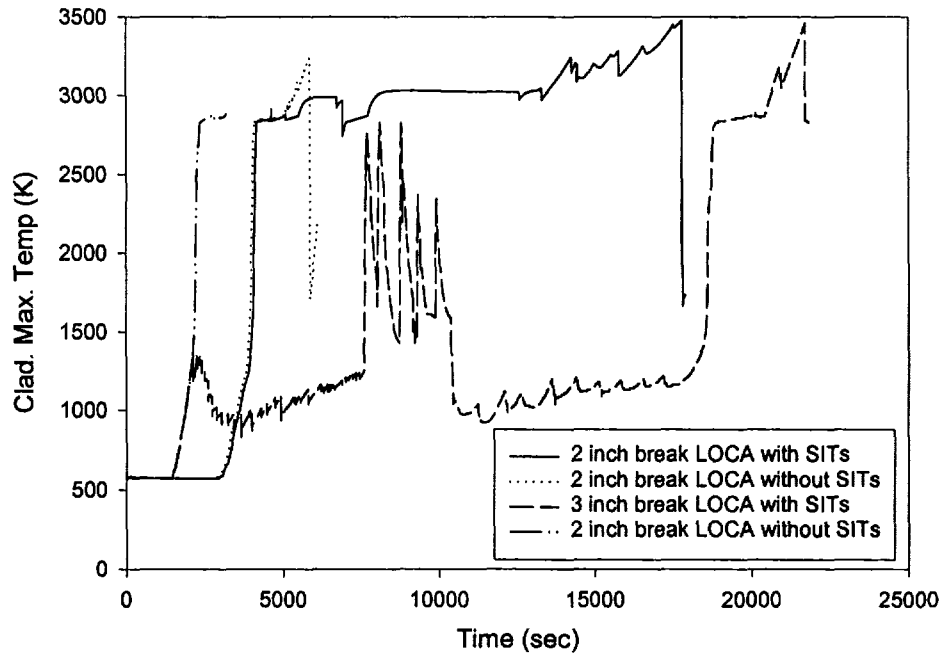


그림 3.5.4 핵연료 피복재 최고온도 변화에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

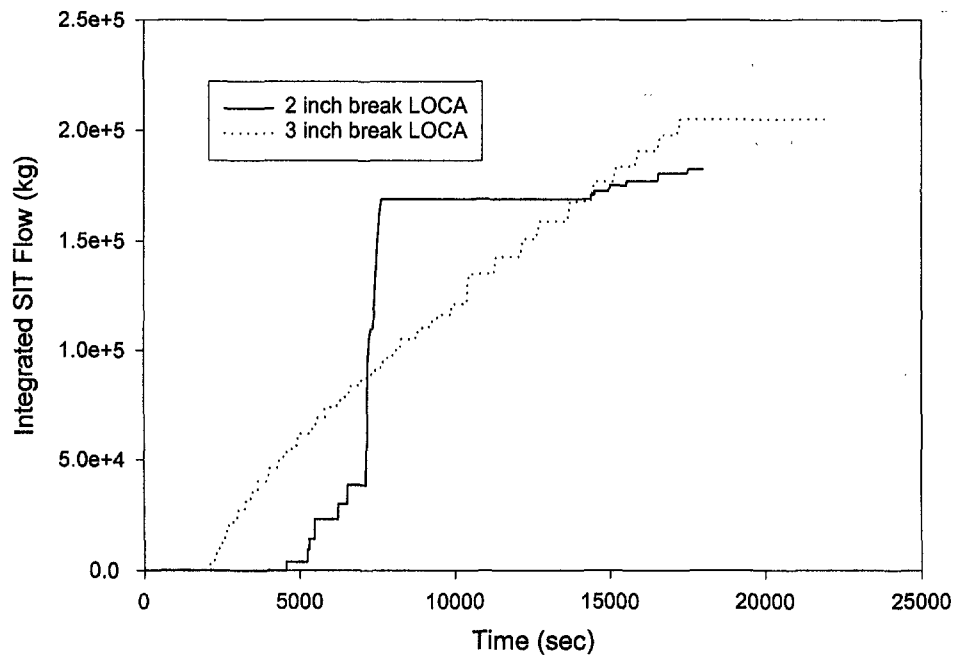


그림 3.5.5 원자로용기 내에 주입된 냉각수 총량에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

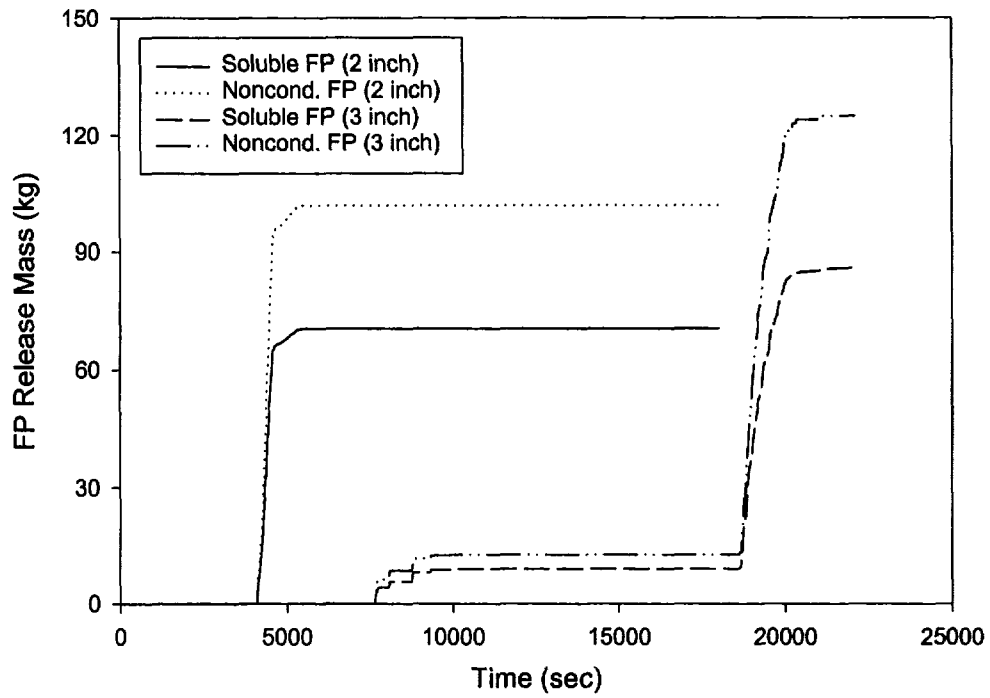


그림 3.5.6 방출된 핵분열생성물 양에 대한  
SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

그림 3.5.7은 안전주입 탱크가 작동하는 경우에 등가 직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 핵연료 피복재 산화반응에 따라 발생하는 수소 생성량을 보여주고 있다. 핵연료 피복재의 산화반응은 온도가 약 1000 K 부터 발생하기 시작하여 온도가 약 1700-1800 K 일때 가장 많이 발생한다. 그림에서 수소가 많이 발생한 시점은 핵연료 피복재의 온도가 이 온도에 도달한 시점이다. 수소 총 발생량은 표 3.5.3에서 보는 바와 같이 안전주입 탱크가 작동하는 경우가 핵연료 피복재가 산화반응을 일으키게 하는 증기가 더 많이 발생되었기 때문에 더 많았다. 2 inch 파단 경우가 3 inch 파단 경우보다 노심의 온도가 빨리 상승하였기 때문에 수소가 빨리 생성되었으며, 파단부를 통한 냉각재 상실량이 적기 때문에 전체 수소생성량도 572 kg으로 544kg의 3 inch 파단 경우보다 많게 나타났다. 표 3.5.3에서 보는 바와 같이 안전주입 탱크가 작동하지 않는 경우는 작동하는 경우보다 냉각재 양이 적기 때문에 수소생성량도 적게 나타났다.

그림 3.5.8은 등가 직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 안전주입 탱크가 작동하는 경우의 원자로용기 하반구에 재배치된 노심용융물의 높이변화를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 3 inch 파단인 경우가 2 inch 파단인 경우보다 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치될 때 냉각재가 더 적었기 때문에 원자로용기 하반구로 처음 용융물이 재배치되어 대규모 재배치될 때까지 시간이 더 길게 나타났다. 원자로용기 하반구에 초기에 재배치된 노심용융물은 거의 제어봉 물질이었고 대부분의 핵연료 용융물은 노심 하부에서 용융 pool을 형성하였던 많은 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치될 때 재배치되었다. 그림 3.5.9는 등가직경 2 inch와 3 inch 파단 냉각재 상실사고 시 안전주입 탱크가 작동하는 경우의 원자로용기 하반구에 재배치된 노심용융물의 최대 온도 변화를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되는 시점부터 온도가 상승하여 원자로용기 하반구로 많은 노심용융물이 재배치되는 시점에 용융물의 온도가 급격하게 상승하였다. 이와 같은 노심용융물 내의 온도변화는 그림 3.5.10에서 보는 바와 같이 원자로용기에도 그대로 전달되어 원자로용기를 creep으로 파손되게 하였다.

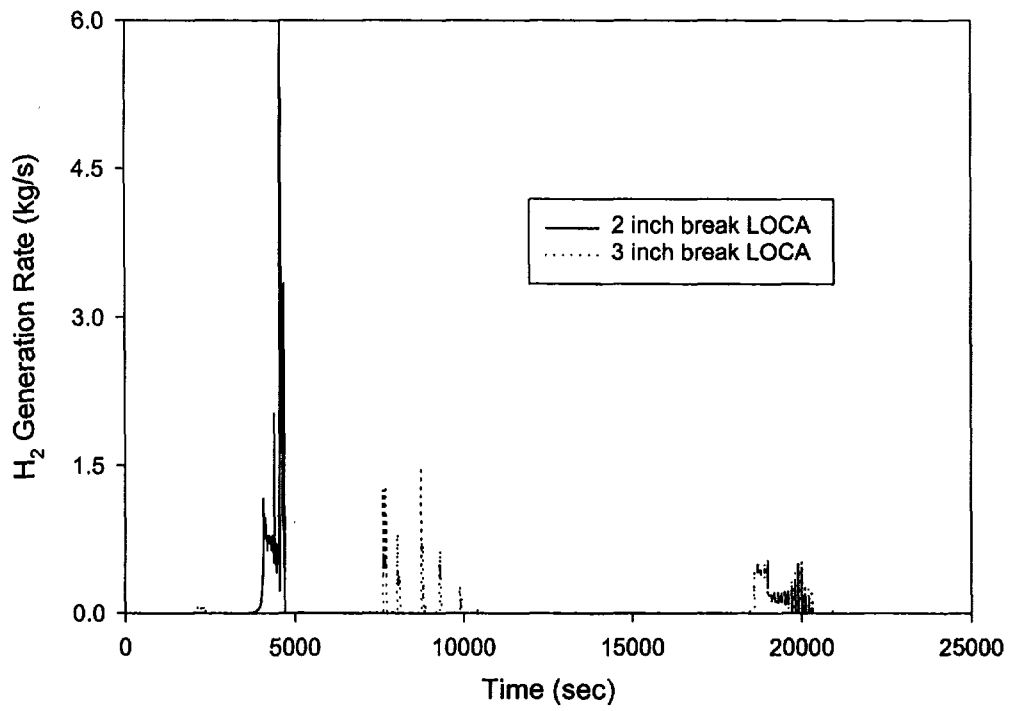


그림 3.5.7 수소 생성량에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

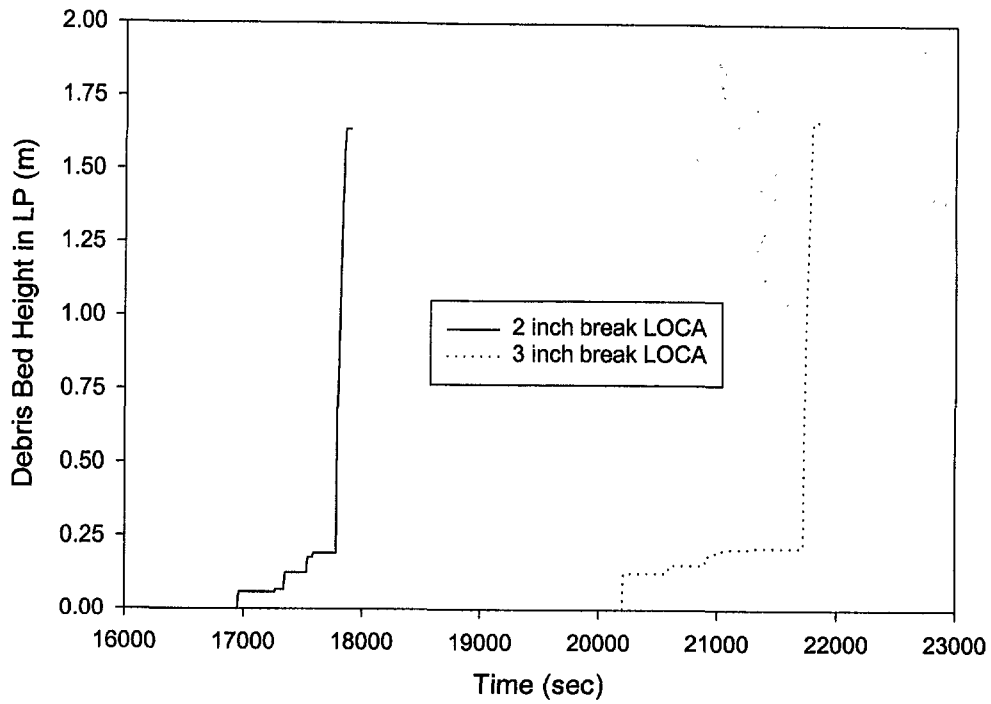


그림 3.5.8 원자로용기 하반구 내에 재배치된 노심용융물의 높이변화에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과



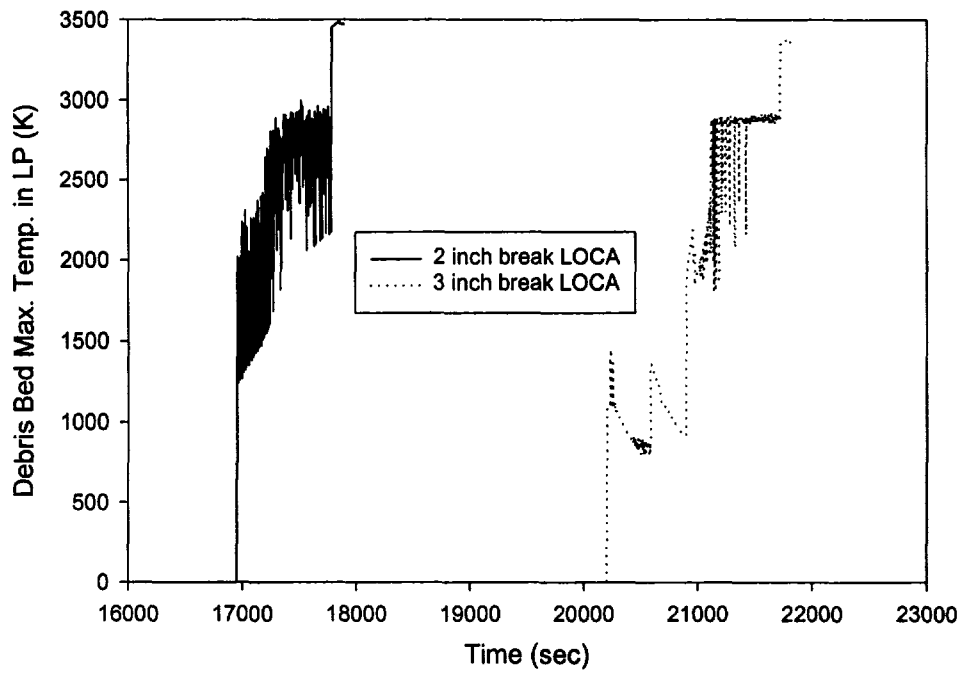


그림 3.5.9 원자로용기 하반구 내에 재배치된 노심용융물의 최대 온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

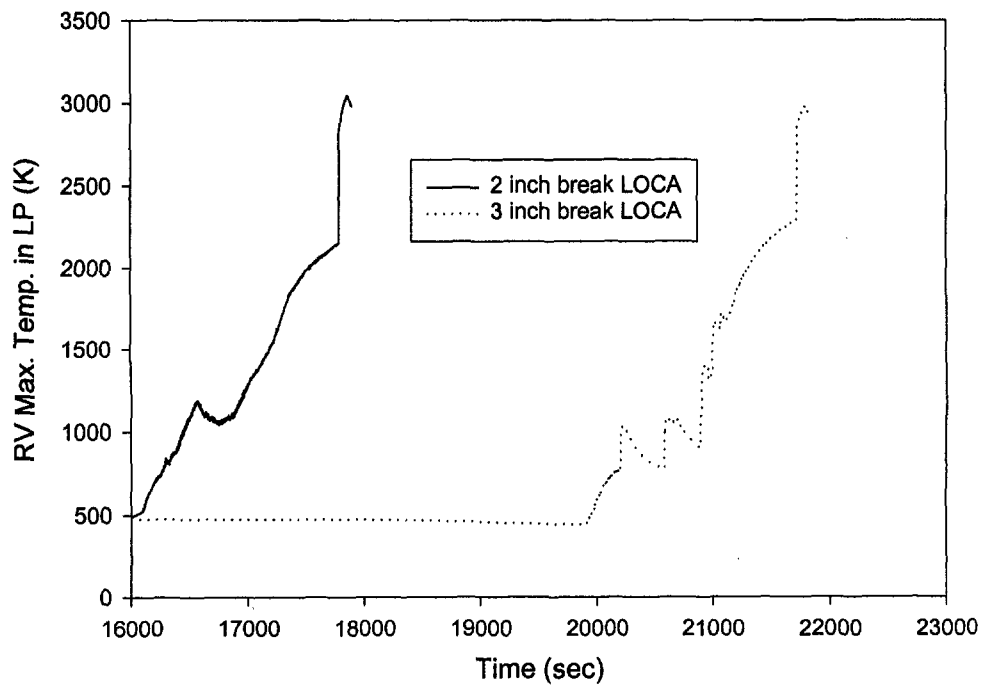


그림 3.5.10 원자로용기 내벽의 최대온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

#### (4) 노내·외 냉각수 주입 영향 평가 결과 및 분석

전술한 바와 같이 소형이나 대형 파단 냉각재 상실사고 시 고압 안전주입이 되지 않으면 핵연료가 용융하는 중대사고로 전개되어 원자로용기가 파손되는 것을 확인하였다. 이와 같이 핵연료가 용융하는 사고로부터 원자로용기 파손을 방지하기 위해서는 운전원의 사고완화 조치가 필요하다. 중대사고 시 원자로용기 건전성을 유지할 수 있는 운전원의 사고관리 방안은 원자로용기 내·외에 냉각수를 주입하는 것이다. 즉, 안전주입 계통 등을 작동하여 원자로용기 내에 냉각수를 주입할 수 있고 원자로공동 충수계통(cavity flooding system) 등을 작동하여 원자로용기 하부 공동(cavity)에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽냉각을 수행할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드의 원자로용기 하반구 모델을 확인하고 노내외에 주입하는 냉각수 영향을 평가하기 위하여 원자로용기 외벽냉각과 원자로용기 내에 냉각수 주입 및 이 두 방안의 동시수행에 대한 해석을 수행하였다.

본 노내외 냉각수 주입 중대사고 관리방안 수행 영향 평가에서는 대표 원전의 고압안전 주입이 되지 않는 소형 파단 냉각재 상실사고에 의한 중대사고 발생시 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되는 시점에 원자로용기 외벽냉각을 수행한 경우와 노내에 고압 안전주입을 수행하는 경우에 대한 해석을 수행하였다. 즉, 대표 가압 경수형 원자로에서 등가 직경 2 inch 파단 냉각재 상실사고가 발생하였으나 고압안전주입이 되지 않아 노심물질이 용융되는 중대사고로 진행한 경우에 대하여 원자로용기 파손을 방지하기 위하여 외벽냉각을 수행한 경우와 외벽냉각과 노내 냉각수 주입을 동시에 수행한 경우에 대한 해석을 수행하였다. 노내에 냉각수를 주입한 경우에는 냉각수 주입 시점과 주입 양에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 원자로용기 내에 냉각수를 주입하는 시점은 용융물이 원자로용기 하반구에 초기에 재배치된 직후인 17,000 초와 1분 후인 17,600 초를 선정하였다. 냉각수 주입 양은 안전주입 펌프를 1 개, 2 개, 4개를 각각 작동한 경우에 대한 해석을 수행하였다.

표 3.5.4는 대표 원전의 등가직경 2 inch 파단 냉각재 상실사고 시 노심물질 용융에 의한 중대사고시 노내외에 냉각수를 주입했을 때의 영향을 보여주고 있다. 표에서 보는 바와 같이 외벽냉각만을 수행한 경우에는 원자로용기 파손을 방지할 수 없는 것으로 나타났다. 그러나 노심용융물이 원자로용기 하반구에 재배치된 직후인 17,000 초에 외벽냉각과 동시에 원자로용기

내에 안전주입 펌프 1대를 작동한 경우에는 원자로용기 파손을 방지할 수 있는 것으로 나타났다. 원자로용기 내에 냉각수 주입은 노심 하부에 있던 대규모 용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되는 것을 방지하여 계산을 종료한 30,000초까지 원자로용기가 파손되지 않는 것으로 나타났다. 그러나 노심 용융물이 원자로용기 하반구에 재배치되고 약 10분 후에는 안전주입 펌프 4대를 작동시켜도 원자로용기 파손을 방지할 수 없는 것으로 나타났다. 즉, 노심 하부에 생성되었던 대규모 용융 풀이 원자로용기 하반구로 재배치된 후에는 노내외에 냉각수를 아무리 많이 주입하더라도 원자로용기 파손을 방지할 수 없는 것으로 나타났다.

표 3.5.4 2 inch 파단 냉각재 상실사고시 원자로용기 내외에 냉각수 주입에 따른 영향(단위: 초)

| 주요 사고경위         | 외벽 냉각수만 수행 | 외벽냉각과 노내 냉각수 주입(SI 1대) | 외벽냉각과 노내 냉각수 주입(SI 1대) | 외벽냉각과 노내 냉각수 주입(SI 2대) | 외벽냉각과 노내 냉각수 주입(SI 4대) |
|-----------------|------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 용융물 하반구 재배치 시작  | 16,951     | 16,951                 | 16,951                 | 16,951                 | 16,951                 |
| SI 펌프 작동        | -          | 17,000                 | 17,600                 | 17,600                 | 17,600                 |
| 대규모 용융물 하반구 재배치 | 17,810     | -                      | 17,829                 | 17,834                 | 17,871                 |
| 원자로용기 파손        | 17,900     | -                      | 17,930                 | 17,935                 | 18,000                 |

그림 3.5.11은 대표 원전의 등가직경 2 inch 파단 냉각재 상실사고 시 노심물질 용융에 의한 중대사고시 노내외에 냉각수를 주입했을 때 원자로용기 내 냉각수 수위를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 외벽냉각만을 수행한 경우에는 원자로용기 내에 냉각수 주입이 없기 때문에 수위 상승이 없으나 안전주입 펌프를 작동하여 냉각수를 원자로용기 내에 주입한 경우에는 노심의 수위가 매우 상승하는 것을 알 수 있다. 그림 3.5.12는 대표 원전의 등가직경 2 inch 파단 냉각재 상실사고시 노내외에 냉각수를 주입했을 때 핵연료 피복재 최대온도를 보여주고 있다. 용융된 노심 물질이 원자로용기 하반구에 재배치될 시점에 노심에서는 용융물이 용융풀을 형성하고 있기 때문에 이 시기에 안전주입 펌프를 작동하여 원자로용기 내에 냉각수를 주입하여도 핵연료 피복재 최대온도를 감소시킬 수 없는 것으로 나타났다. 그림 3.5.13은 원자로용기 내 압력변화를 보여주고 있다. 원자로용기 냉각수를 주입하는 경우에는 많은 증기 생성으로 압력이 상승하였던 것을 알 수 있다.

그림 3.5.14는 대표 원전의 등가 직경 2 inch 파단 냉각재 상실사고시 노내외에 냉각수를 주입했을 때 원자로용기 하반구내 노심 파편층의 높이를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 외벽냉각만을 수행한 경우와 다소 늦게 원자로용기 내에 냉각수를 주입하는 경우에는 노심 하부에 있던 대규모 용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되는 것을 방지할 수 없기 때문에 노심 파편층의 높이가 크게 증가되었으나 노심용융물이 원자로용기 하반구로 초기에 재배치되는 직후에 원자로용기 내에 냉각수를 주입한 경우에는 대규모 용융물의 원자로용기 하반구로의 재배치를 방지하였기 때문에 노심 파편층의 높이가 상승하지 않았다. 그림 3.5.15는 원자로용기 하반구에 재배치된 노심 파편층의 최대온도 변화를 보여주고 있다. 원자로용기 외벽냉각만을 수행한 경우와 다소 늦게 원자로용기 내에 냉각수를 주입한 경우에는 노심 파편층의 온도가 크게 상승하였으나 원자로용기 내에 냉각수를 빨리 주입한 경우에는 노심 파편층을 냉각할 수 있는 것으로 나타났다. 그림 3.5.16은 원자로용기 하반구의 Vessel의 최대온도 변화를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 원자로용기 외벽냉각만을 수행한 경우와 다소 늦게 원자로용기 내에 냉각수를 주입한 경우에는 원자로용기 하반구의 Vessel의 최대온도가 급격히 상승하여 원자로용기가 파손되었으나 원자로용기 내에 냉각수를 빨리 주입한 경우에는 하반구의 Vessel의 최대온도가 감소하여 원자로용기 건전성을 유지할 수 있는 것을 보여주고 있다.

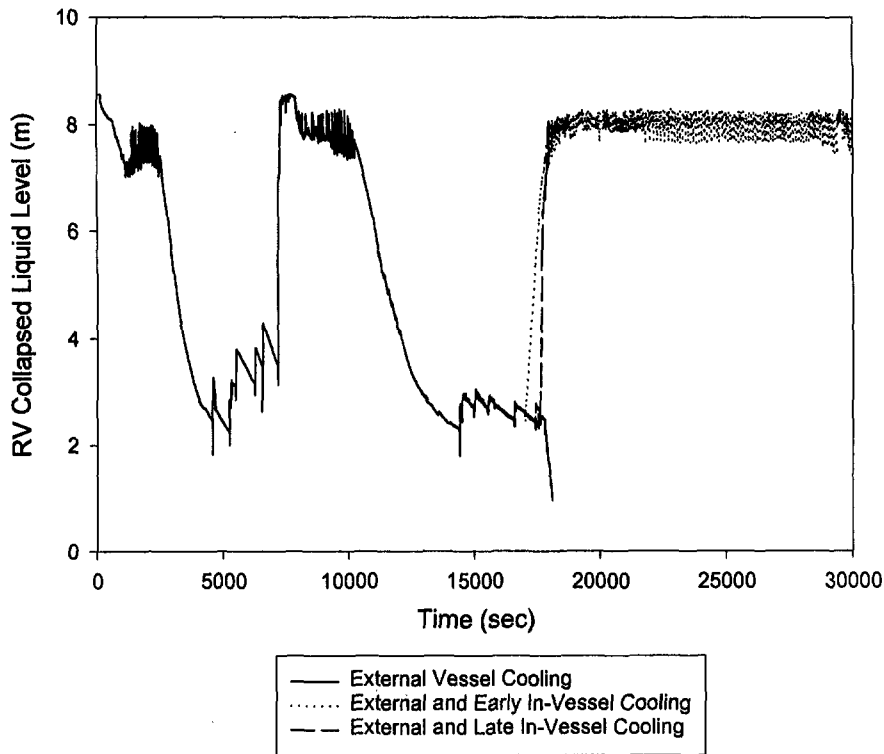


그림 3.5.11 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 내 수위에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

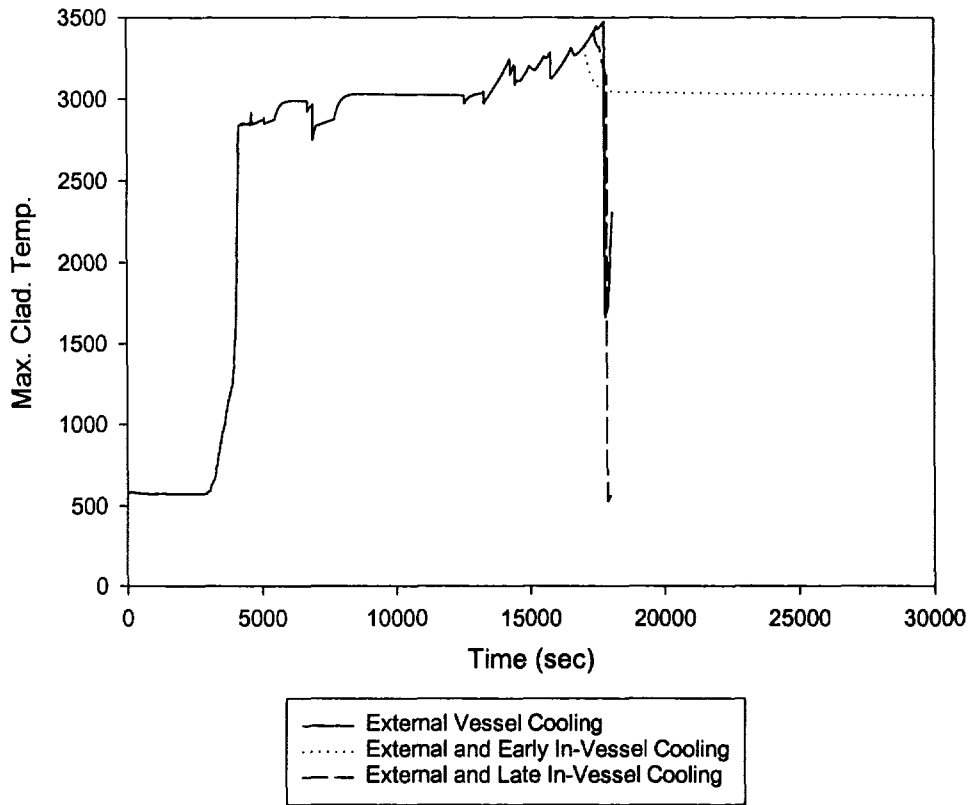


그림 3.5.12 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 핵연료 피복재 최대온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

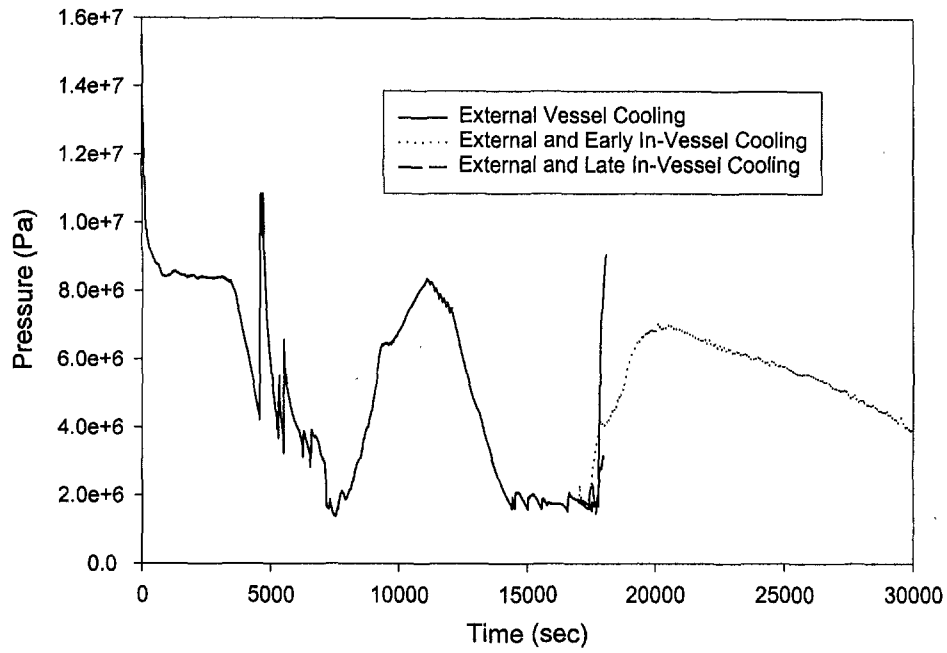


그림 3.5.13 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 내 압력에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과



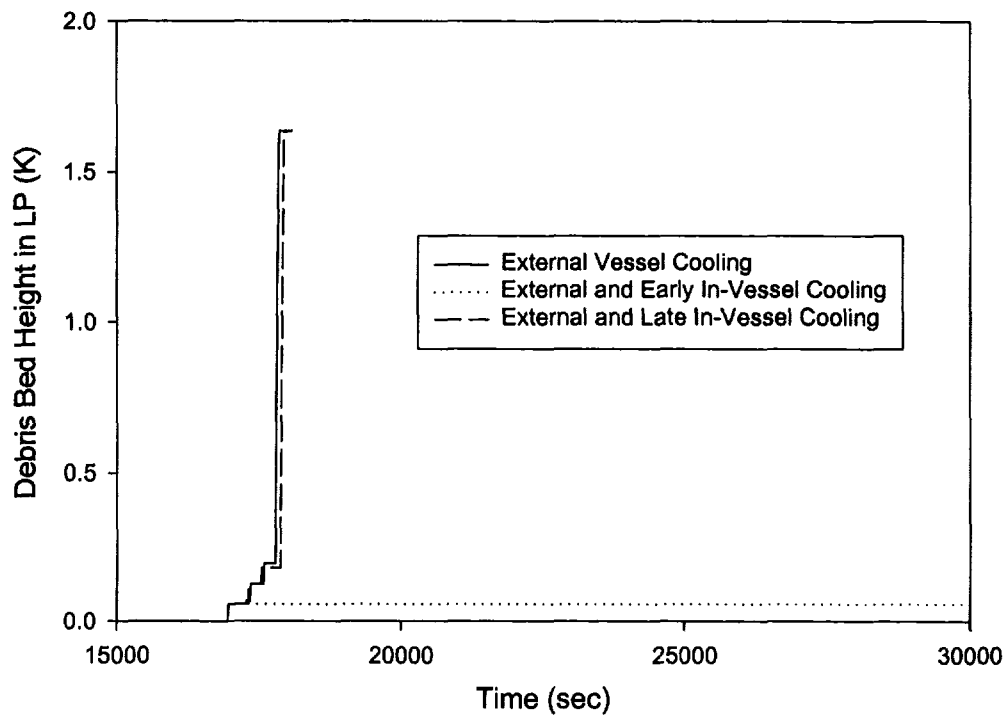


그림 3.5.14 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 하반구  
 내에 재배치된 노심용융물의 높이에 대한  
 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

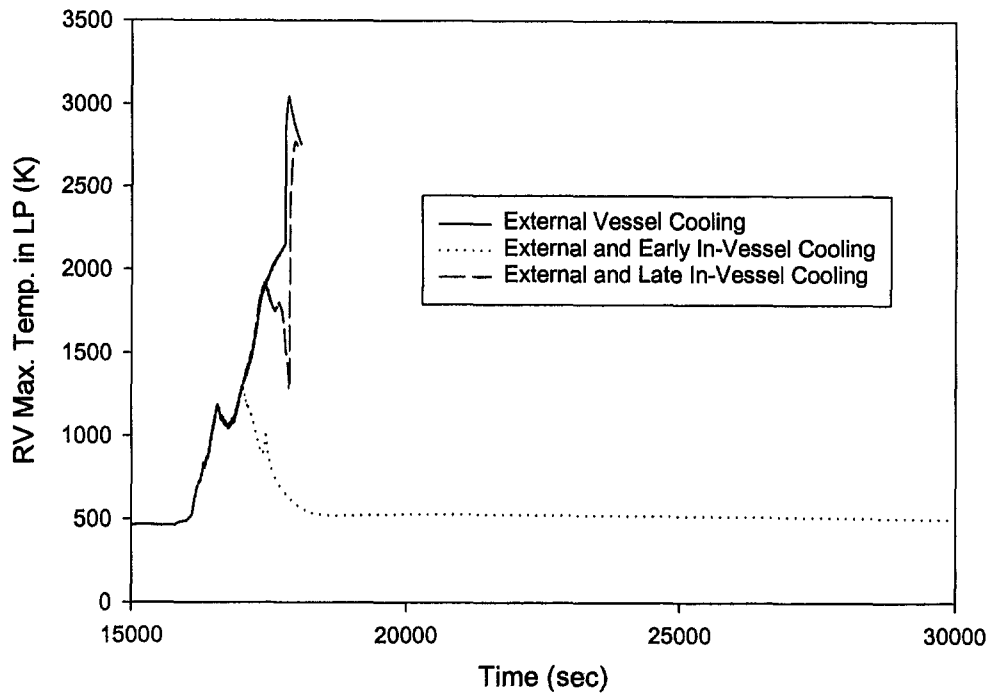


그림 3.5.15 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 하반구  
내에 재배치된 노심용융물의 최대 온도에 대한  
SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

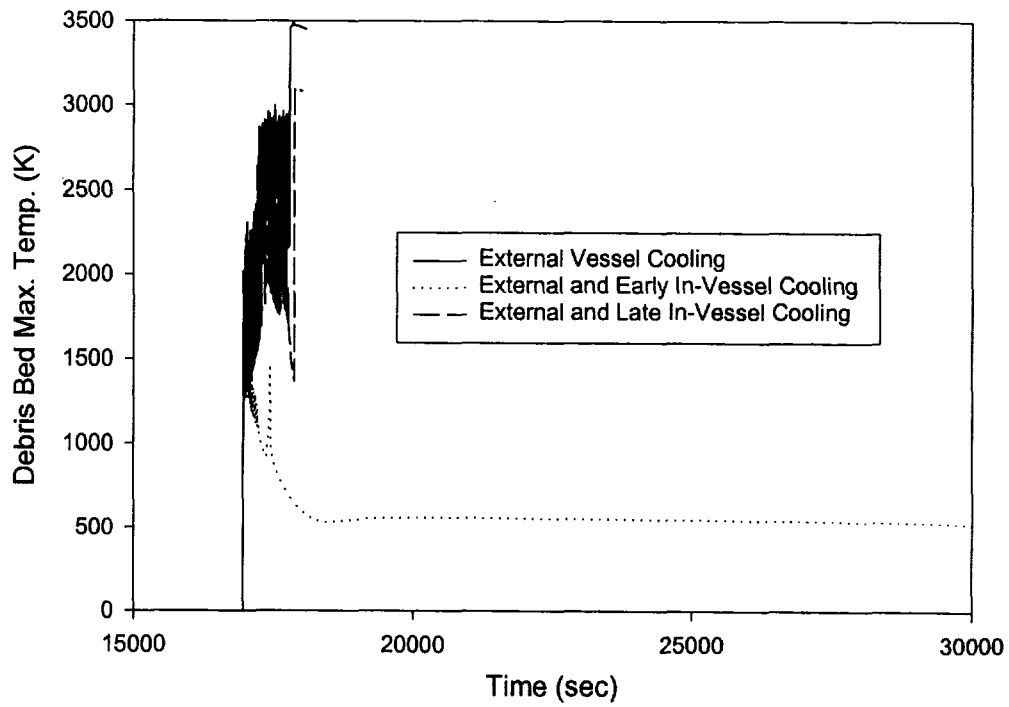


그림 3.5.16 노내.외에 냉각수를 주입한 경우에 원자로용기 내벽의 최대온도에 대한 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 계산결과

## 라. 결과 종합 고찰

SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드 해석결과에 따르면 고압안전 주입이 되지 않는 소형파단 냉각재 상실사고에서는 노심 하부에 대규모 용융물이 형성된 후 이들이 원자로용기 하반구로 일시에 재배치되고 곧 원자로용기 하반구가 파손되는 것으로 나타났다. 그러나 고압 안전주입이 되지 않는 대형파단 냉각재 상실사고에서는 노심용융물이 점차적으로 원자로용기 하반구에 재배치되어 원자로용기가 파손되는 것으로 나타났다. 즉, 소형파단 냉각재 상실사고에 의한 노심용융사고 발생 시에는 일시에 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되기 때문에 원자로용기 하반구에서 노심용융물을 냉각하기 위해서는 다양한 냉각기구가 필요하다는 것을 보여주고 있다.

등가 직경 2 inch 파단 소형 파단 냉각재 상실사고 시 원자로용기 건전성 유지를 위하여 원자로용기 외벽냉각을 수행한 경우에는 대규모 노심용융물이 원자로용기 하반구로 동시에 재배치되어 외벽을 통한 열 제거량이 노심용융물의 열용량과 붕괴열보다 작기 때문에 원자로용기 파손을 방지할 수 없었다. 이는 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드의 다음과 같은 모델의 미비점도 영향을 미쳤기 때문에 정확한 재평가가 필요하다. 즉, SCDAP/RELAP5 /MOD3.3 전산코드는 원자로용기 하반구에서 용융물과 반구 사이의 간극 형성과 간극을 통한 열 제거 모델이 없을 뿐만 아니라 용융물로부터 냉각수로의 열전달과 원자로용기 외벽에서의 열전달 모델이 실제보다 다소 낮게 모의하고 있기 때문이다. 특히 대규모 용융물이 원자로용기 하반구에 재배치되었을 경우에는 노심용융물의 열용량이 크기 때문에 원자로용기 외벽에서는 막비등 열전달 형상이 발생하나 현재 SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드는 이와 같은 막비등 열전달 모델이 잘 되어 있지 않다.

등가 직경 2 inch 파단 소형 파단 냉각재 상실사고 시 원자로용기 건전성 유지를 위하여 원자로용기 내에 냉각수를 주입하는 경우에는 노심용융물이 원자로용기 하반구로 대규모 재배치되기 전에 냉각수를 주입하면 원자로용기 파손을 방지할 수 있었으나 전술한 SCDAP/RELAP5.MOD3.3 모델 문제점 등으로 대규모 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치 후에는 노내에 냉각수를 주입하여도 원자로용기 건전성을 유지할 수 없었다.

최적평가용 전산코드인 SCDAP/RELAP5/MOD3.3은 사고초기부터 노심물질이 용융되어 원자로용기 하반구까지 재배치되는 중대사고 전개과정 및 이 시기의 노내 사고관리 전략인 노심내 냉각수 주입과 원자로 냉각재 계통

감압 등은 기존의 검증 프로그램에서 규명된 바와 같이 잘 모의하는 것을 확인하였으나, 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치 된 후의 중대사고 전개과정 및 원자로용기 내 냉각수 주입과 원자로용기 외벽냉각 등의 노내 사고관리 전략을 평가하는 데에는 모델이 다소 불충분함을 확인하였다.

SCDAP/RELAP5/MOD3.3 전산코드를 사용하여 노심용융물의 노내 냉각의 주요 쟁점인 원자로용기 하반구에서의 노심용융물 냉각과 원자로용기 외벽 냉각을 정확하게 평가하기 위해서는 노심용융물과 하반구 사이의 간극 형성과 간극을 통한 열 제거량의 정량화, 재배치된 노심용융물과 원자로용기 하반구에 있던 냉각수와 열전달, 원자로용기 외벽에서의 막비등 열전달 등의 모델 개선이 필요함을 밝혔다.

### 3. 대표적인 원전 사고에 대한 간극 냉각 가능성 평가

#### 가. 연구 개요

간극을 통한 노내 노심용융물의 냉각 기구를 규명하기 위해 수행한 LAVA 실험과 LMP200 실험 결과는 냉각수가 존재하는 원자로 용기 하부 반구 내부로 용융물이 재배치되는 경우 용융물과 반구 내벽 사이에 간극이 형성되었고 간극을 통한 노심용융물의 냉각 가능성은 노심용융물의 질량과 간극의 크기가 결정함을 보여주었다. LAVA 실험 결과와 LMP200 실험 결과를 종합하면 실제 원전 사고 시 간극 냉각을 통한 노내 노심용융물의 냉각 가능성은 사고 경위에 따라 원자로 용기 하부 반구로 재배치되는 노심용융물의 질량과 간극의 크기를 고려하여 평가할 수 있다는 사실을 알 수 있다. LAVA 실험과 LMP200 실험에서 사용한 CCFL 상관식을 이용한 간극 냉각 가능성 평가 모델을 적용하여 APR1400 원전 사고 시 간극 냉각에 의한 노내 노심용융물의 냉각 가능성을 평가하였다.

#### 나. 연구 방법

APR1400 원전의 냉각 가능성 평가 계산에서 사용한 노심용융물의 기하학적 구조와 물성치는 표 3.5.5에 정리하였다. 단위 체적 당 노심용융물의 잔열(decay heat)은 MAAP4 코드를 이용한 대형 냉각재 상실 사고(0.5 ft<sup>2</sup> break large LOCA) 해석 결과에서 제시한 값을 사용하였다[3.5.28].

간극 내부에서 제거할 수 있는 열 에너지에 대한 계산은 식 (3.1.5) ~ (3.1.8)을 이용하여 수행하였다. 그림 3.5.17은 중대사고 시 반구 내부에 형성되는 용융물 풀의 구조에 대한 개념도를 보여준다. CCFL 상관식에서 수력학적 직경으로 사용한 간극의 평균 원주( $D_h$ )와 간극 내부의 단면적( $A_{gap}$ )은 식 (3.5.1)과 (3.5.2)에서 각각 계산되며 반구 내벽과 접하는 용융물의 하부 표면적( $A_{dn}$ )과 용융물 풀의 체적( $V_p$ )은 식 (3.5.3)과 (3.5.4)에서 각각 계산된다.

$$j_g^{*1/2} + 0.8 j_l^{*1/2} = 0.31 \quad (3.1.5)$$

$$j_g^* = j_g \sqrt{\frac{\rho_g}{gD_h(\rho_l - \rho_g)}}, \quad j_l^* = j_l \sqrt{\frac{\rho_l}{gD_h(\rho_l - \rho_g)}}$$

$$\rho_g j_g = \rho_l j_l \quad (3.1.6)$$

$$j_{g, \max} = \frac{0.31^2 \sqrt{\rho_g g D_h (\rho_l - \rho_g)}}{\rho_g (1 + 0.8^4 \sqrt{\rho_g / \rho_l})^2} \quad (3.1.7)$$

$$Q_{\max} = h_{fg} \rho_g A_{gap} j_{g, \max} \quad (3.1.8)$$

$$D_h = \pi (R_i + R_o) \quad (3.5.1)$$

$$A_{gap} = \pi (R_o^2 - R_i^2) \quad (3.5.2)$$

$$A_{dn} = S_{dn} = 2\pi R^2 (1 - \cos \theta) \quad (3.5.3)$$

$$V_p = \frac{1}{3} \pi H_d^2 (3R - H_d) \quad (3.5.4)$$

여기서,  $D_h$  = 수력학적 직경(간극의 평균 원주, m)

$\rho_{l,g}$  = 냉각수와 수증기의 밀도(kg/m<sup>3</sup>)

$j_{l,g}$  = 냉각수와 수증기의 결보기 속도(m/s)

$g$  = 중력 가속도(m/s<sup>2</sup>)

$$\begin{aligned}
Q_{\max} &= \text{간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 에너지(kW)} \\
H_d &= \text{용융물 풀의 높이(m)} \\
V_P &= \text{용융물 풀의 체적(m}^3\text{)} \\
A_{gap} &= \text{간극 내부의 단면적(m}^2\text{)} \\
A_{dn} &= \text{용융물 풀의 하부 단면적(m}^2\text{)}
\end{aligned}$$

상사 용융물과는 달리 실제 노심용융물은 잔열(decay heat)을 갖고 있으므로 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지를 내부 발열에 의한 잔열과 현열(sensible heat)을 함께 고려하여 식 (3.5.5)를 이용하여 계산하였다. 식 (3.5.5)에서 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율( $F_{LHV}$ )과 현열의 전달 비율( $\phi$ )을 변화시켜서 이에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율은 mini-ACOPO 실험[3.5.29]에서 제시한 용융물 풀 내부의 자연 대류 열 전달에 관한 실험 상관식의 계산 결과인 60 %와 COPO 실험 상관식[3.5.30]의 계산 결과인 15 % 그리고 FAI 실험[3.5.31]에서 사용한 30 %를 각각 적용하여 민감도 분석을 수행하였다. 현열의 전달 비율은 50%와 100%를 적용하여 계산하였고 노심용융물의 냉각율은 1 K/s로 가정하였다.

$$Q(kW) = F_{LHV} \left[ Q_{decay} \cdot V_P + \phi M_P C_P \frac{\Delta T}{\Delta t} \right] \quad (3.5.5)$$

여기서,  $Q$  = 제거해야 할 용융물의 열 에너지(kW)  
 $F_{LHV}$  = 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율  
 $Q_{decay}$  = 용융물의 잔열(decay heat)  
 $\phi$  = 현열의 전달 비율  
 $M_P$  = 용융물 풀의 질량(kg)  
 $C_P$  = 용융물 풀의 비열(kJ/kg K)  
 $\frac{\Delta T}{\Delta t}$  = 용융물의 냉각율(K/s)

표 3.5.5 노심용융물의 기하학적 구조와 물성치

|  |   |
|--|---|
| Decay Heat   | 26 MW                                       |
| Melt Mass ( $M_P$ )                                  | 159.87 ton                                  |
| Decay Heat per Unit Volume ( $Q_{decay}$ )           | 1.65 MW/m <sup>3</sup>                      |
| Radius of Lower Head Vessel ( $R$ )                  | 2.37 m                                      |
| Cooling Rate of Melt ( $\frac{\Delta T}{\Delta t}$ ) | 1 K/sec                                     |
| Density ( $\rho$ )                                   | 8450 kg/m <sup>3</sup>                      |
| Conductivity ( $k$ )                                 | 5.3 W/mK                                    |
| Specific Heat ( $c_p$ )                              | 510 J/kgK                                   |
| Vol. Thermal Expansion Coeff. ( $\beta$ )            | 1.05 x 10 <sup>-4</sup> 1/K                 |
| Thermal Diffusivity ( $\alpha$ )                     | 1.23 x 10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> /sec |
| Viscosity ( $\mu$ )                                  | 5.3 x 10 <sup>-3</sup> Pa · s               |
| Kinematic Viscosity ( $\nu$ )                        | 6.27 x 10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /sec |
| Composition  | 90% UO <sub>2</sub> + 10% ZrO <sub>2</sub>  |

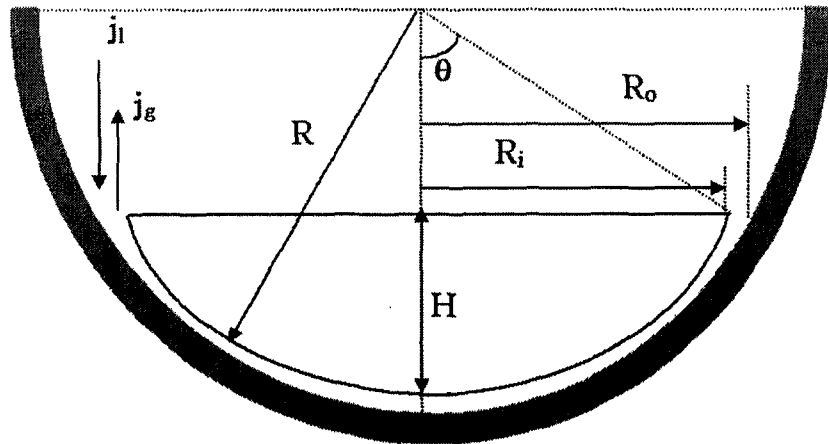


그림 3.5.17 중대사고 시 반구 내부에 형성되는 용융물 풀의 구조에 대한 개념도



간극 내부의 조건과 간극의 크기는 LAVA 실험 해석 조건과 동일한 조건을 설정하여 노심용융물의 질량 비율과 간극의 크기에 따른 간극 내부에서 CCFL 현상에 의해 결정되는 최대 열 제거 양을 계산하였다. 그리고 간극 내부에서 제거할 수 있는 최대 열 제거 양과 제거해야 할 노심용융물의 열 제거 양을 비교하여 간극 냉각 가능성을 평가하였고 이에 대한 냉각 선도를 구하였다.

#### 다. 연구 결과

노심용융물의 질량 비율과 간극 크기에 따른 노심용융물과 간극의 기하학적 구조에 대한 계산 결과를 표 3.5.6에 정리하였다. 간극을 통해 제거할 수 있는 최대 열 제거 양과 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지는 반구 내부로 주입되는 노심용융물의 질량 비율과 간극의 크기에 의해 좌우된다. 노심용융물의 질량 비율과 간극 크기의 변화에 따른 최대 열 제거 양에 대한 계산 결과와 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지에 대한 계산 결과를 표 3.5.7과 3.5.8에 각각 정리하였다.

그림 3.5.18은 APR1400 원전에서 노심용융물의 질량 비율과 간극의 크기에 따른 간극 냉각을 통해 제거할 수 있는 최대 열 에너지의 양과 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지 양의 관계를 보여준다. 그림을 보면 간극 내부에서 비등 열 전달에 의한 냉각 능력은 간극의 크기와 노심용융물의 질량 그리고 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율 및 현열의 전달 비율에 의해 좌우된다는 사실을 알 수 있다.

반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율과 현열의 전달 비율을 각각 60%, 50%로 가정한 경우는 3 mm 크기의 간극이 형성되어도 노심용융물의 열 에너지를 간극 냉각으로 제거할 수 있는 가능성이 거의 없는 것으로 계산되었다. 그러나 반구 내부로 전달되는 열 에너지의 비율과 현열의 전달 비율을 각각 15%, 50%로 가정하고 3 mm 크기의 간극이 형성되었다고 가정하고 계산한 결과는 전체 노심용융물의 42%가 재배치되는 경우에도 간극 냉각을 통해 노심용융물의 열 에너지를 충분히 제거할 수 있음을 보여준다.

APR1400 원전의 대형 파단 사고에 대하여 간극 냉각을 통한 노내 노심용융물의 냉각 가능성을 평가한 결과는 간극 냉각만으로 전체 노심용융물을 충분히 냉각시킬 수는 없지만 사고 조건에 따라 재배치되는 노심용융물의

질량이 변하므로 개별 사고 경위에 따라 간극 냉각 가능성을 평가할 수 있다는 사실을 보여준다.

실제 TMI-2 원전 사고[3.5.32]의 경우에도 전체 노심용융물의 약 20 % 정도가 반구 내부로 재배치되었으나 사고 해석 결과는 노심용융물이 0.2 ~ 1.7 K/s의 냉각율로 냉각되어 반구가 파손되지 않고 사고가 종결되었음을 보여준다. APR1400 원전에 대한 간극 냉각 가능성 평가 결과를 TMI-2 원전 사고에 적용하면 TMI-2 원전 사고의 경우 간극 냉각에 의해 노심용융물이 냉각되었음을 유추할 수 있다.

#### 라. 노내 노심용융물 냉각 실험 연구 결과의 노내 사고관리 전략에 반영

노내 노심용융물 냉각 현상에 대한 실험 연구 결과 노내 간극 현상은 원자로 하부 고온 용융물의 냉각의 중요 기구로 작용하나 다량의 원자로 용융 물질이 원자로 하부로 재배치된 경우 충분한 냉각을 보장하기는 어렵다. 따라서 사고 조건에 따라 노내 간극 냉각의 가능성을 제시함으로써 노내 간극 냉각의 실제적인 활용이 가능하도록 하였다.

노내 사고관리 전략의 주안점은 원자로내 손상 노심이 냉각을 유지하여 원자로 용기의 건전성을 유지하는 것으로 노심의 손상이 감지되면 원자로내에 냉각수를 주입하도록 해야 한다. 사고관리 전략적인 면에서는 원자로 용기의 파손 방지를 위해 모든 수단을 강구해야 되며 원자로 용기가 파손되면 격납건물의 건전성이 결정적으로 위협받게 되며 핵분열 생성물 방출 위험도도 매우 증대한다. 노심 손상 초기 원자로내 냉각수의 주입은 원자로내 노심 냉각 기능을 회복할 수 있지만 노심 손상 후기는 사고 조건 및 진행에 따라 다양한 결과가 예측되며 현상학적으로도 많은 불확실성이 남아 있다. 따라서 일반적으로 노심 손상 후기 노내 냉각수 주입에 따른 냉각 가능성에 대해 신뢰를 주지 않고 있으며 원자로 용기의 파손을 가정한다. 그러나 TMI-2 사고에서 알 수 있듯이 다량의 노심용융물이 원자로 하부에 재배치되는 경우도 초기에 원자로 용기의 건전성을 유지함으로써 후속적인 냉각수의 공급에 안정적인 냉각 상태를 유지할 수 있었다. 본 노내 노심용융물 냉각 실험에서도 제한된 조건에서 노내 냉각의 가능성을 충분히 보여줌에 따라 실제 사고 경위에 적용이 가능한 방안을 제시하고자 하였다. 즉 사고 조건에 따라 노내 냉각이 가능한 경우에는 사고관리 전략적인 측면에서 노심 손상 후기에도 냉각수를 충분히 공급하도록 조치를 취함으로써 사고의 진행을 종결하

표 3.5.6 노심용융물 및 간극의 기하학적 구조에 대한 계산 결과

| Ratio (%) | Mass (kg) | Volume (m <sup>3</sup> ) | Height(m) & $\theta$ | Radius (m) | $S_{dn}$ (m <sup>2</sup> ) | $A_{gap}$ (1mm) | $A_{gap}$ (2mm) | $A_{gap}$ (3mm) |
|-----------|-----------|--------------------------|----------------------|------------|----------------------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| 5 %       | 7993.5    | 0.946                    | 0.366, 32.27         | 1.265      | 5.451                      | 0.00795         | 0.01588         | 0.02382         |
| 10 %      | 15987.0   | 1.892                    | 0.524, 38.84         | 1.486      | 7.803                      | 0.00933         | 0.01866         | 0.02798         |
| 15 %      | 23980.5   | 2.838                    | 0.648, 43.4          | 1.628      | 9.6497                     | 0.01023         | 0.02045         | 0.03066         |
| 20 %      | 31974.0   | 3.784                    | 0.754, 47.01         | 1.734      | 11.2274                    | 0.01089         | 0.02178         | 0.03266         |
| 25 %      | 39967.5   | 4.730                    | 0.850, 50.11         | 1.8184     | 12.6587                    | 0.01142         | 0.02284         | 0.03425         |
| 30 %      | 47961.0   | 5.676                    | 0.937, 52.8          | 1.8878     | 13.9545                    | 0.01186         | 0.02371         | 0.03556         |
| 35 %      | 55954.5   | 6.622                    | 1.019, 55.25         | 1.9473     | 15.1757                    | 0.01223         | 0.02446         | 0.03668         |
| 40 %      | 63948.0   | 7.568                    | 1.096, 57.48         | 1.9984     | 16.3192                    | 0.01255         | 0.02510         | 0.03764         |
| 45 %      | 71941.5   | 8.514                    | 1.170, 59.58         | 2.0437     | 17.4224                    | 0.01284         | 0.02567         | 0.03849         |
| 50 %      | 79935.0   | 9.460                    | 1.241, 61.55         | 2.0838     | 18.4792                    | 0.01309         | 0.02617         | 0.03925         |
| 55 %      | 87928.5   | 10.406                   | 1.308, 63.38         | 2.1188     | 19.4787                    | 0.01331         | 0.02661         | 0.03991         |
| 60 %      | 95922.0   | 11.352                   | 1.375, 65.18         | 2.1511     | 20.4775                    | 0.01351         | 0.02702         | 0.04052         |
| 65 %      | 103915.5  | 12.298                   | 1.439, 66.87         | 2.1795     | 21.4287                    | 0.01369         | 0.02738         | 0.04105         |
| 70 %      | 111909.0  | 13.244                   | 1.502, 68.52         | 2.2054     | 22.3689                    | 0.01385         | 0.02770         | 0.04154         |
| 75 %      | 119902.5  | 14.190                   | 1.563, 70.09         | 2.2283     | 23.2735                    | 0.01399         | 0.02799         | 0.04197         |
| 80 %      | 127896.0  | 15.136                   | 1.623, 71.63         | 2.2492     | 24.1697                    | 0.01413         | 0.02825         | 0.04237         |
| 85 %      | 135889.5  | 16.082                   | 1.682, 73.12         | 2.2679     | 25.0443                    | 0.01425         | 0.02849         | 0.04272         |
| 90 %      | 143883.0  | 17.028                   | 1.740, 74.58         | 2.2847     | 25.9081                    | 0.01435         | 0.02870         | 0.04304         |
| 95 %      | 151876.5  | 17.974                   | 1.797, 76.0          | 2.2996     | 26.7541                    | 0.01445         | 0.02889         | 0.04332         |
| 100 %     | 159870.0  | 18.920                   | 1.854, 77.42         | 2.3131     | 27.6053                    | 0.01453         | 0.02905         | 0.04357         |

표 3.5.7 간극 냉각에 의한 최대 열 제거량에 대한 계산 결과

| Melt Ratio (%) | $D_h (m)$ |         |         | $j_{g, max} (m/sec)$ |        |        | $Q_{max} (kW)$ |        |        |
|----------------|-----------|---------|---------|----------------------|--------|--------|----------------|--------|--------|
|                | 1mm       | 2mm     | 3mm     | 1mm                  | 2mm    | 3mm    | 1mm            | 2mm    | 3mm    |
| 5 %            | 7.9451    | 7.9419  | 7.9388  | 4.8552               | 4.8542 | 4.8533 | 732.7          | 1463.3 | 2194.5 |
| 10 %           | 9.3337    | 9.3305  | 9.3274  | 5.2624               | 5.2615 | 5.2607 | 932.0          | 1863.7 | 2794.1 |
| 15 %           | 10.2259   | 10.2227 | 10.2196 | 5.5082               | 5.5073 | 5.5065 | 1069.7         | 2137.9 | 3204.8 |
| 20 %           | 10.8919   | 10.8888 | 10.8856 | 5.6847               | 5.6839 | 5.6831 | 1175.2         | 2350.0 | 3523.4 |
| 25 %           | 11.4222   | 11.4191 | 11.4159 | 5.8215               | 5.8207 | 5.8199 | 1262.0         | 2523.6 | 3783.8 |
| 30 %           | 11.8583   | 11.8551 | 11.8520 | 5.9316               | 5.9308 | 5.9300 | 1335.4         | 2669.3 | 4002.9 |
| 35 %           | 12.2321   | 12.2290 | 12.2258 | 6.0243               | 6.0236 | 6.0228 | 1398.6         | 2796.9 | 4193.6 |
| 40 %           | 12.5332   | 12.5300 | 12.5269 | 6.1029               | 6.1021 | 6.1014 | 1453.9         | 2907.4 | 4359.5 |
| 45 %           | 12.8378   | 12.8347 | 12.8315 | 6.1717               | 6.1710 | 6.1702 | 1504.3         | 3007.0 | 4508.2 |
| 50 %           | 13.0898   | 13.0866 | 13.0835 | 6.2320               | 6.2312 | 6.2305 | 1548.5         | 3095.5 | 4642.2 |
| 55 %           | 13.3097   | 13.3065 | 13.3034 | 6.2841               | 6.2833 | 6.2826 | 1587.7         | 3173.9 | 4759.7 |
| 60 %           | 13.5126   | 13.5095 | 13.5064 | 6.3318               | 6.3311 | 6.3304 | 1623.8         | 3247.3 | 4869.2 |
| 65 %           | 13.6911   | 13.6879 | 13.6848 | 6.3735               | 6.3728 | 6.3720 | 1656.3         | 3312.2 | 4965.3 |
| 70 %           | 13.8538   | 13.8507 | 13.8475 | 6.4113               | 6.4105 | 6.4098 | 1685.6         | 3370.8 | 5054.4 |
| 75 %           | 13.9977   | 13.9945 | 13.9914 | 6.4445               | 6.4437 | 6.4430 | 1711.5         | 3423.7 | 5133.1 |
| 80 %           | 14.219    | 14.2159 | 14.2127 | 6.4746               | 6.4739 | 6.4732 | 1736.7         | 3471.7 | 5206.4 |
| 85 %           | 14.2465   | 14.2434 | 14.2402 | 6.5015               | 6.5008 | 6.5001 | 1758.7         | 3515.7 | 5271.2 |
| 90 %           | 14.3521   | 14.3489 | 14.3458 | 6.5255               | 6.5248 | 6.5241 | 1777.6         | 3554.7 | 5330.3 |
| 95 %           | 14.4457   | 14.4425 | 14.4394 | 6.5468               | 6.5461 | 6.5454 | 1795.8         | 3589.9 | 5382.5 |
| 100 %          | 14.5305   | 14.5274 | 14.5242 | 6.5660               | 6.5653 | 6.5646 | 1811.0         | 3620.4 | 5429.4 |

표 3.5.8 제거해야 할 노심용융물의 열 에너지에 대한 계산 결과

| Mass Ratio (%) | A<br>$F_{LHV}:60\%, \phi:100\%$ | B<br>$F_{LHV}:60\%, \phi:50\%$ | C<br>$F_{LHV}:30\%, \phi:50\%$ | D<br>$F_{LHV}:15\%, \phi:50\%$ |
|----------------|---------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| 5 %            | 3382.6                          | 2159.6                         | 1079.8                         | 539.9                          |
| 10 %           | 6765.1                          | 4319.1                         | 2159.6                         | 1079.8                         |
| 15 %           | 10147.7                         | 6478.6                         | 3239.4                         | 1619.7                         |
| 20 %           | 13530.2                         | 8638.2                         | 4319.2                         | 2159.6                         |
| 25 %           | 16912.8                         | 10797.7                        | 5398.8                         | 2699.4                         |
| 30 %           | 20295.3                         | 12957.3                        | 6478.6                         | 3239.3                         |
| 35 %           | 23677.9                         | 15116.8                        | 7558.4                         | 3779.2                         |
| 40 %           | 27060.4                         | 17276.4                        | 8638.2                         | 4319.1                         |
| 45 %           | 30443.0                         | 19435.9                        | 9718.0                         | 4859.0                         |
| 50 %           | 33825.5                         | 21595.5                        | 10797.8                        | 5398.9                         |
| 55 %           | 37208.1                         | 23755.0                        | 11877.6                        | 5938.8                         |
| 60 %           | 40590.6                         | 25914.6                        | 12957.2                        | 6478.6                         |
| 65 %           | 43973.2                         | 28074.1                        | 14037.0                        | 7018.5                         |
| 70 %           | 47355.7                         | 30233.6                        | 15116.8                        | 7558.4                         |
| 75 %           | 50738.3                         | 32393.2                        | 16196.6                        | 8098.3                         |
| 80 %           | 54120.8                         | 34552.7                        | 17276.4                        | 8638.2                         |
| 85 %           | 57503.4                         | 36712.3                        | 18356.2                        | 9178.1                         |
| 90 %           | 60885.9                         | 38871.8                        | 19436.0                        | 9718.0                         |
| 95 %           | 64268.5                         | 41031.4                        | 20515.6                        | 10257.8                        |
| 100 %          | 67651.0                         | 43190.9                        | 21595.4                        | 10797.7                        |

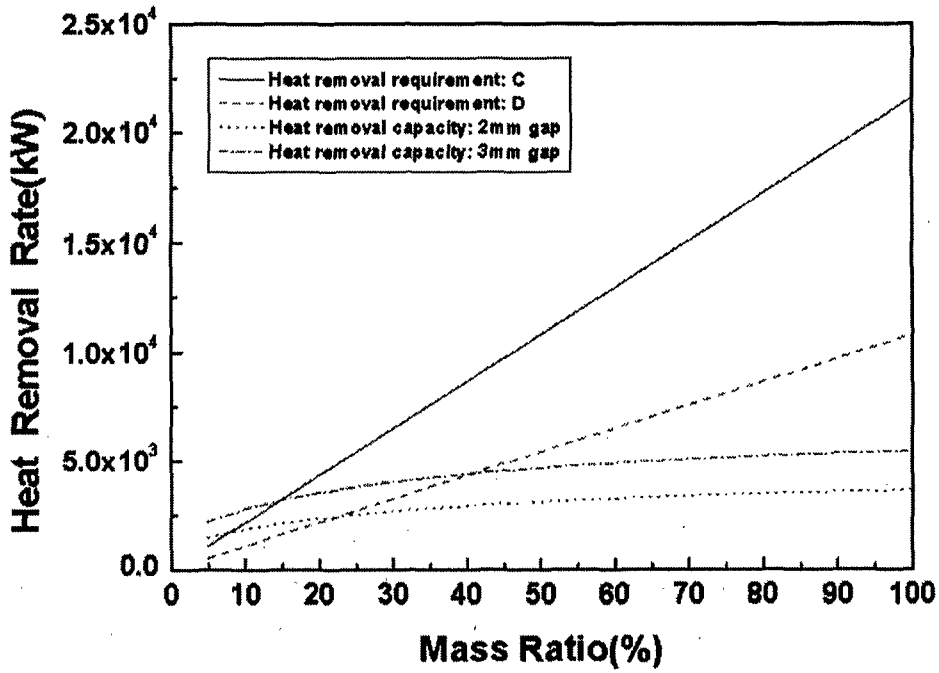
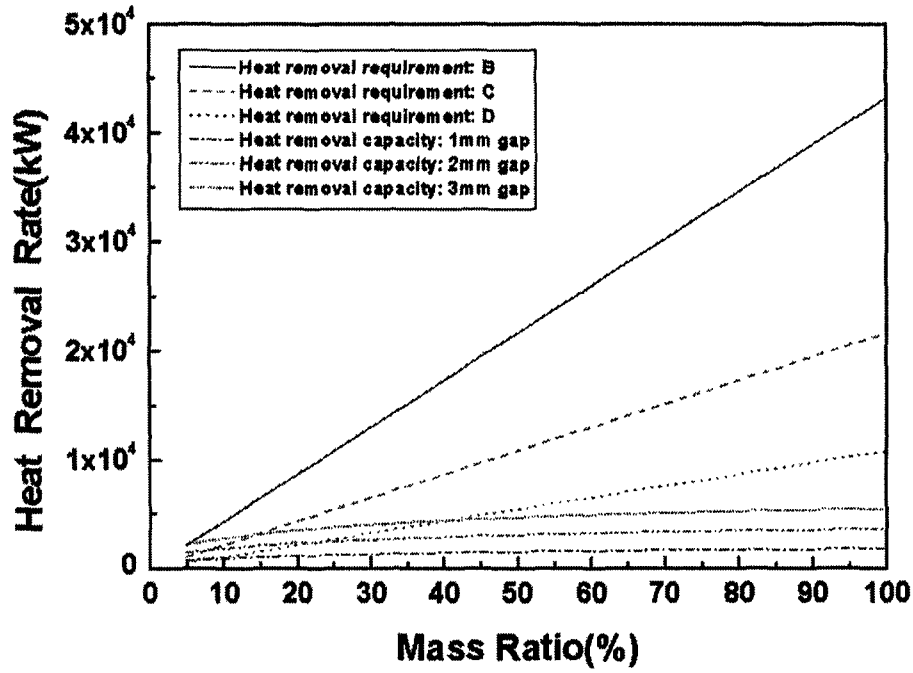


그림 3.5.18 APR1400 원전 사고에 대한 간극 냉각 선도

여야 한다. 다른 경우로 대량의 노심용융물이 재배치되거나 파편층의 형성에 의해 냉각을 위한 조건이 갖추어지지 않아 노내 냉각이 어려울 때는 원자로 용기 파손을 대비한 조처들이 강구되어야 한다. 본 연구를 통해 노심 손상 후기의 현상 및 사고 진행을 정량적으로 평가함으로써 중대사고에 효율적으로 대처할 수 있다.

노내 사고관리 전략 방안으로 노내 노심용융물의 냉각을 위하여 원자로 하부 공동(cavity)의 충수 방안을 대부분 고려함에 따라 노심 손상 후기 냉각수의 주입 및 냉각과 밀접한 관계를 가진다. 노심 용융물이 원자로 하부로 재배치될 때 대부분 원자로 하부에 냉각수가 존재하므로 원자로 용기 접촉면과 고온 용융물의 피막층을 형성하며 간극이 존재하여 간극을 통한 냉각이 이루어지며 용융물의 상부를 통한 냉각도 계속된다. 따라서 용융물의 재배치 시 원자로 용기의 파손이 안 일어나면 원자로내 냉각수와 용융물의 냉각기구와 냉각수의 존재에 의해 원자로 용기의 건전성이 지속된다. 그러나 원자로내에 충분한 냉각수가 존재하더라도 냉각기구에 의한 냉각이 충분하지 않으면 원자로 용기가 점차 가열되어 일정 시간 후 creep 에 의한 파손이 일어나며, 냉각수가 차츰 다 고갈되어 존재하지 않는 경우도 파손이 일어난다. 따라서 노내에 냉각수가 존재해도 냉각이 어려운 경우 노심 손상 후기 냉각수의 주입이 사고관리에 도움이 되지 않으며 다른 방안으로 원자로 공동 충수를 통한 외벽냉각이 효율적일 수 있다. 반면 노내에서 냉각이 가능한 경우 지속적인 노내 냉각수의 공급만으로도 노심 용융물의 냉각을 보장할 수 있다. 따라서 노내 냉각의 가능성은 사고관리 전략의 결정에 중요하게 작용한다. 일반적으로 원자로 공동 충수에 의한 원자로 외벽 냉각 전략은 노심 손상이 발생하는 초기 시점부터 냉각수를 공급하도록 함으로써 RWST (Refueling Water Storage Tank) 냉각수의 조기 고갈을 가져와 원자로 내부 냉각수의 공급을 제한 할 수 있으므로 작동 시점이 중요하다. 더욱이 외벽 냉각으로 노내 노심용융물의 냉각이 충분히 보장받지 못한 경우 원자로 공동의 충수는 다른 악 영향을 일으킬 수 있다. 즉, 충분한 냉각이 이루어지지 않는 경우 원자로 파손을 유발시켜 원자로 하부의 노심용융물이 원자로 밖으로 분출되어 캐비티의 냉각수와 접촉하게 됨으로써 증기 폭발을 유발시킬 수 있다. 아직까지 원자로 내부의 냉각수 주입에 의한 후기 노심 냉각과 원자로 외벽 냉각을 위한 원자로 캐비티의 충수는 뚜렷한 결론이 나와 있지 않으며 사고관리 전력 측면에서도 발전소 별로 입장을 좀 씩 달리하고 있다. 냉각수의 주입 시점에 대한 영향 평가를 수행하여 원자로 노내의 동시 냉각

을 통해 노내 노심용융물의 냉각을 보장하는 방안이 최근 국내외적으로 활발히 검토되고 있다.

기존의 사고 관리 전략이 원칙적이고 피상적인 차원에 머물러 있어, 아직까지 실제적인 사고 상황에서 운전원이 필요한 조치를 취하기는 어려운 실정이다. 본 연구 결과를 통해 노심용융물의 재배치 이후의 노내 냉각을 위한 중요 현상의 실험적 결과 및 냉각 기준을 제시함으로써 실제 사고 조건에 대한 상세 해석 및 보다 현실적인 접근이 가능하도록 하였다.



## 제 6 절 노내 노심용융물 냉각 향상을 위한 대처 방안

간극 냉각을 통한 노내 노심용융물의 냉각 가능성을 규명하기 위하여 상사 용융물을 이용한 LAVA 실험과 LMP200 실험을 수행하였다. 상사 용융물 실험 결과 다량의 노심 용융물이 원자로 용기 하부 반구 내부로 재배치되면 노내 간극 냉각만으로 노심용융물과 반구를 충분히 냉각하는데 한계가 있다는 사실을 알 수 있었다. 실제 원전 사고 시 간극을 통한 냉각 가능성을 평가하고자 수행한 노심용융물의 노내 냉각 선도(coolability map) 도출에 대한 해석 결과도 노심용융물의 질량과 간극의 크기에 따라 간극 냉각 가능성이 좌우되어서 간극 냉각만으로 노심용융물의 노내 냉각을 완벽하게 구현할 수 없음을 보여주었다.

간극 냉각을 통한 냉각 방안을 보완하고 중대사고 시 노심용융물의 노내 냉각(IVR: In-Vessel Corium Retention) 가능성을 제고하기 위하여 다양한 냉각 향상에 관한 대처 방안들이 제기되고 있다. 대표적인 노내 냉각 방안의 개선 안으로는 원자로 용기 내벽 냉각과 원자로 용기 외벽 냉각을 동시에 수행하는 반구 내, 외부 동시 냉각 방안(dual strategy)[3.6.1]을 들 수 있다. 원자로 외벽 냉각과 내벽 냉각의 경우에도 각각 냉각 능력을 향상시키기 위한 방법들이 제기되고 있다. 원자로 용기 외벽 냉각의 경우 원자로 공동을 침수하여 원자로 용기 외벽을 냉각시키기 위해서는 냉각에 필요한 냉각수의 양이 너무 많고 원자로 용기 외벽을 완전히 충수하는데 까지 소요되는 시간이 너무 길어서 사고 경위에 따라 적절한 사고 관리 조치가 이루어지지 않을 수가 있다. 이를 보완하기 위해 원자로 용기 외부에 간극 구조물(external guide vessel)을 설치하여 소량의 냉각수를 강제 주입하여 외벽 냉각을 효과적으로 수행하는 방안[3.6.2]이 제기되었다. 원자로 용기 내벽 냉각의 경우도 반구 내부에 노내 간극 구조물(internal engineered gap device)을 설치하여 인위적인 간극을 형성시킴으로써 내벽 냉각을 활성화하는 방안[3.6.3]이 검토되고 있다.

본 연구에서는 이와 같은 노내 냉각 방안의 개선안에 대한 타당성 검토 실험을 수행하였다. 일련의 실험을 통하여 외부 간극 구조물을 이용한 원자로 용기 외벽 냉각의 효율성 및 노내 간극 구조물을 이용한 냉각 방안과 반구 내, 외부 동시 냉각 방안의 타당성에 대한 분석을 수행하였다.

## 1. 고온 용융물 원자로 외벽 냉각 실험

### 가. 연구 개요

한국 차세대 원전인 APR1400 원전의 경우 노내 노심용융물의 냉각을 위해 원자로 외벽에 냉각수를 채우는 원자로 용기 외벽 냉각이 사고 관리 전략으로 채택되었다[3.6.4]. 외벽 냉각에 의한 노내 노심용융물의 냉각 가능성을 규명하기 위해서는 원자로 용기 외벽에서 냉각수의 비등에 의한 열 제거 능력의 효율성과 냉각수 공급 방법에 대한 검증이 이루어져야 한다. 원자로 용기 외벽 냉각 방안은 원자로 공동을 침수하여 원자로 용기 외벽을 냉각시키는 방법이 일반적이며 APR1400 원전에도 이와 같은 방법을 채택하였다. 그러나 원자로 용기 외벽을 충분히 냉각시키기 위하여 외벽에 공급해야 할 냉각수의 양과 효율적인 열 제거 능력을 감안하면 원자로 용기 외벽에 간극 구조물을 설치하여 비교적 적은 냉각수의 양으로 외벽 냉각을 수행하는 방법을 고려할 수 있다.

원자로 용기 외벽에 간극 구조물(external guide vessel)을 설치하여 외벽 냉각의 효율성 향상에 대한 타당성 검토 실험(LAVA 외벽 냉각 실험)을 수행하였다[3.6.5, 3.6.6]. LAVA 실험과 같이 원자로 용기 하부 반구를 1/8 선형 축소한 반구형 반응 용기 내부에서  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물을 이용하여 실험을 수행하였다. 외부 간극 구조물은 LAVA 반구와 25 mm 크기의 균일한 간극을 형성하게 제작하였고 반구 외벽에서 냉각 방식을 달리하여 총 5회 실험을 수행하였다.

### 나. 실험 방법 및 조건

실험은 LAVA 실험 용기 내부에서 수행하였다. 반응 용기는 LAVA 실험에서 사용한 반응 용기와 동일한 반구를 사용하였다. 외부 간극 구조물은 LAVA 반구와 25mm 크기의 균일한 간극을 형성하게 제작하였다. 노심 용융물의 모사 체는  $Al_2O_3/Fe$  용융물 40 kg을 주로 사용하였고 LAVA-EVC4 실험에서만 30kg의  $Al_2O_3$  용융물을 사용하였다. 반구 외벽에서 냉각 조건을 달리하여 5회 실험을 수행하였다. 그림 3.6.1은 LAVA 외벽 냉각 실험의 개념도를 보여준다. LAVA-DRY 실험은 반구 내, 외부에서 별도의 냉각을 수행하지 않고 대기압 상태의 열린 공간에서 실험하였다.

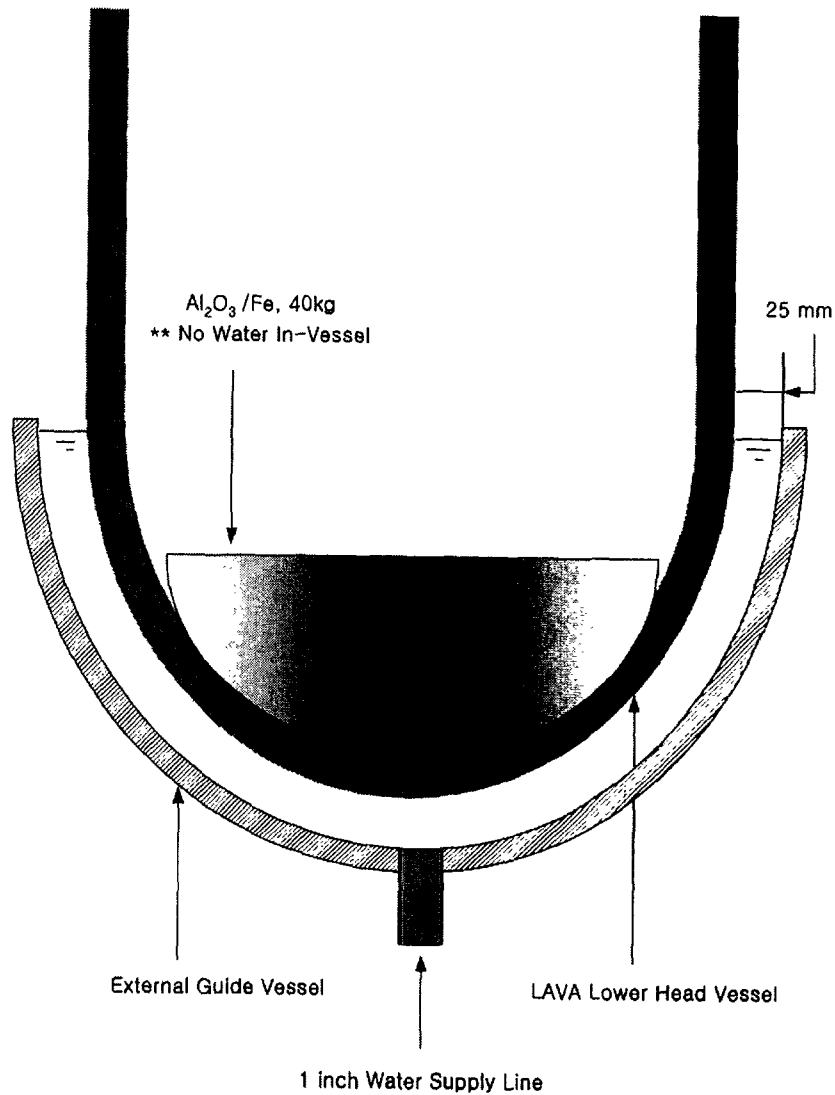


그림 3.6.1 LAVA 외벽 냉각 실험의 개념도

반구 외벽 냉각을 수행한 LAVA-EVC 실험은 LAVA 실험 용기 내부에서 실험을 수행하였으며 반구 외벽에서 냉각수의 유동 조건과 계통 압력 그리고 용융물 성분에 대한 영향을 평가하였다. LAVA-EVC1 실험은 16기압 압력 조건에서 냉각수 유동의 영향을 평가하고자 LAVA 실험 용기 외부에 냉각수 주입 탱크를 설치하여 자유 낙하 방식으로 반응 용기와 외부 반구 사이의 2.5 cm 간극 내부에 냉각수를 주입하였다. 주입 냉각수의 유량과 유속은 각각 0.85 kg/s, 1.68 m/s 이며 냉각수 공급 용기를 이용하여 최대한

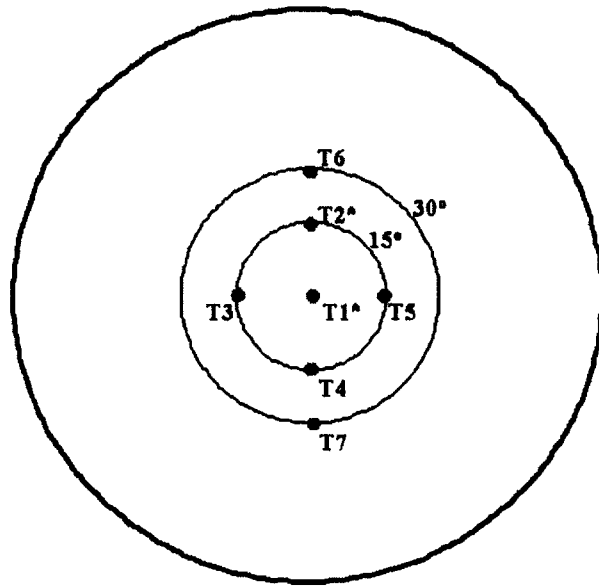
주입시킬 수 있는 냉각수의 질량은 약 300 kg으로 반구 외벽을 6분 가량 냉각시킬 수 있는 용량이다. LAVA-EVC2 실험은 반구 외벽과 외부 간극 구조물 내부에 냉각수를 주입하여 수조 비등(pool boiling) 실험을 수행하였다. 냉각수의 유동 조건을 제외한 다른 실험 조건은 LAVA-EVC1 실험과 동일하게 설정하였다. LAVA-EVC3 실험은 계통 압력의 영향을 평가하고자 LAVA 실험 용기 내부를 대기압 조건으로 설정하고 수조 비등 실험을 수행하였다. 마지막으로 LAVA-EVC4 실험은 이전 실험에서 40kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe 용융물을 사용한 반면 30kg의 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 용융물을 사용하여 용융물 성분이 반구의 열적 거동에 미치는 영향을 분석하였다. 표 3.6.1은 LAVA 외벽 냉각 실험의 조건을 정리한 것이다.

표 3.6.1 LAVA 외벽 냉각 실험의 조건

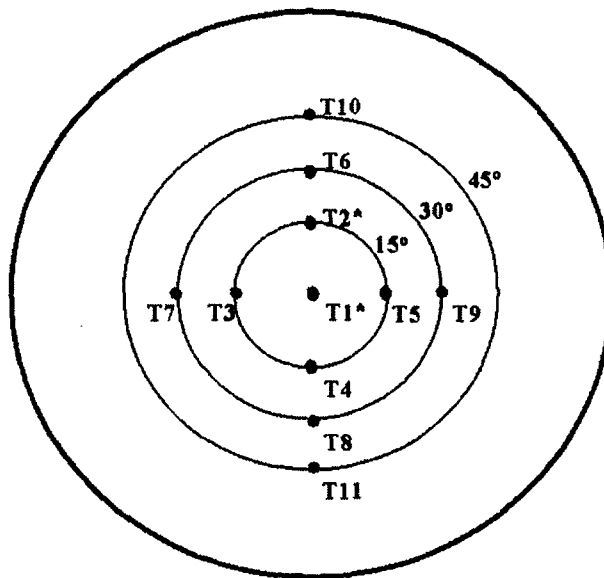
| 실험명       | 실험 일자       | 용융물                                      | 압력(bar) | 외벽 냉각 조건    |
|-----------|-------------|--|---------|-------------|
| LAVA-DRY  | 1999. 3. 8  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 1.0     | 외벽 냉각 수행 안함 |
| LAVA-EVC1 | 1999. 3. 19 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 17.3    | 강제 대류       |
| LAVA-EVC2 | 1999. 5. 10 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 17.0    | 수조 비등       |
| LAVA-EVC3 | 1999. 9. 8  | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Fe, 40kg | 1.0     | 수조 비등       |
| LAVA-EVC4 | 2000. 7. 11 | Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , 30kg    | 1.0     | 수조 비등       |

반응 중 반구의 온도 변화를 측정하기 위하여 반구 외벽에서 3mm 내부에 동심원 방향으로 K형 열전대를 장착하였다. LAVA-DRY 실험에서는 반구 외벽에서 3 mm 내부에 동심원 방향으로 7 개의 K 형 열전대를 장착하였고 LAVA-EVC 실험에서는 11 개의 K 형 열전대를 장착하였다. 그리고 반응 중 반구 내부에서 전도에 의한 열속을 측정하기 위하여 T1, T2 열전대 장착 지점 옆에 LAVA-DRY 실험에서는 19 mm, LAVA-EVC 실험의 경우는 10 mm 내부에 추가로 열전대를 장착하였다. LAVA 반구와 외부 간

극 구조물 사이에 냉각수의 온도 변화는 K 형 열전대를 2개 장착하여 측정하였다. 그림 3.6.2는 반구의 온도 변화를 측정하기 위해 장착한 열전대의 위치와 번호를 보여준다.



(a) LAVA-DRY 실험



(b) LAVA-EVC 실험

그림 3.6.2 반구 내부에 장착한 열전대의 위치와 번호

#### 다. 실험 결과

반구 외벽을 냉각하지 않고 실험을 수행한 LAVA-DRY 실험에서는 thermite 반응이 시작한 후 약 28초가 지난 시점에 T7 열전대 장착 지점 (30° 동심원 위치)이 파손되었다. 그림 3.6.3은 LAVA-DRY 실험에서 반구 파손 모습의 사진과 파손 위치에 대한 개략도를 보여준다. 파손 형태는 가로 13cm, 세로 7cm의 타원형을 나타냈다. 반구 파손 지점을 보면 용융물 풀 내부에서 자연 대류 유동의 형성과  $Al_2O_3$  용융물과 Fe 용융물 성분의 분리 현상으로 인해 30° 동심원 위치에 열적 부하가 집중되었음을 알 수 있다. 반구가 파손된 후에도 반구 내부에 있는 용융물 풀은 상당 기간 용융 상태를 유지하여 반구 외벽을 냉각시키지 않으면 반구에 가해지는 열적 부하가 크다는 사실을 알 수 있었다.

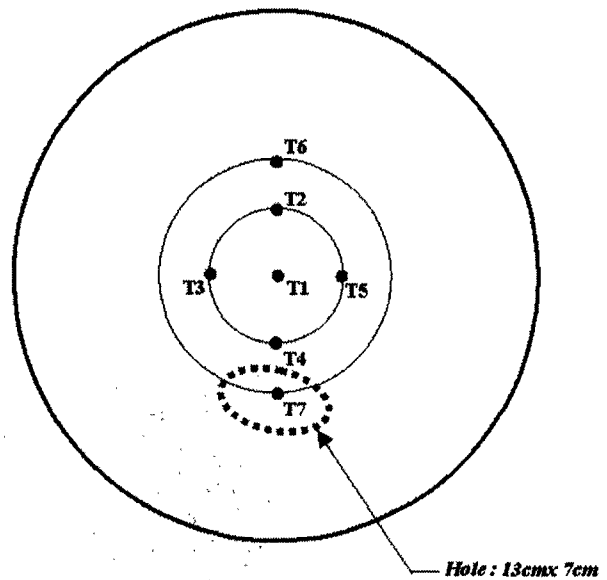


그림 3.6.3 LAVA-DRY 실험에서 반구 파손 모습의 사진과 파손 위치에 대한 개략도

가압 조건에서 반구 외벽에 강제 대류 유동을 형성시킨 LAVA-EVC1 실험과 수조 비등 실험인 LAVA-EVC2 실험에서는 반구가 파손되지 않았다. 그러나 대기압 조건에서 수조 비등에 의한 외벽 냉각을 수행한 LAVA-EVC3 실험에서는 LAVA-DRY 실험에서와 같이 반구 경도 상 30° 동심원 위치에서 반구가 파손되었다. 그림 3.6.4는 LAVA-EVC3 실험에서 파손된 반구의 사진을 보여준다.  $Al_2O_3/Fe$  thermite 용융물을 이용한 실험의 경우는 용융물 성분의 분리 현상으로 인해 용융물 층 사이의 경계 면에서 열적 부하가 집중된 것으로 판단된다.

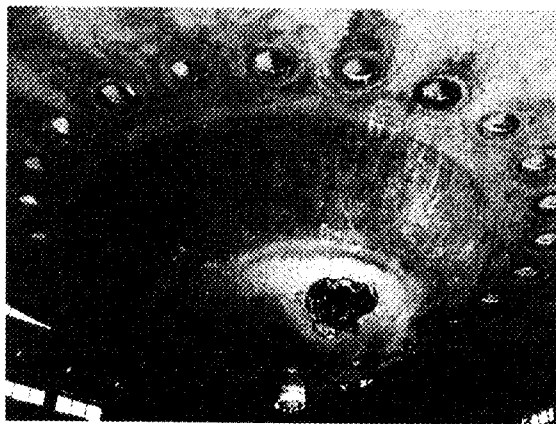
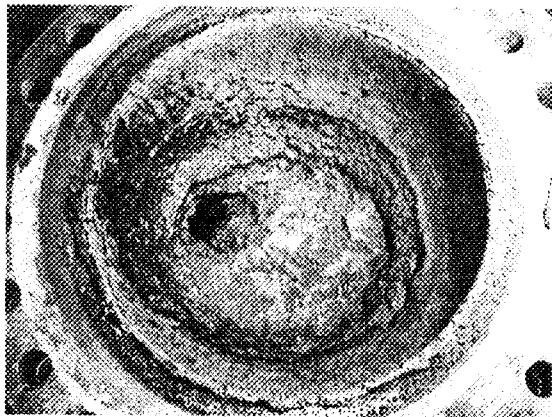


그림 3.6.4 LAVA-EVC3 실험에서 파손된 반구의 사진

경계면에서 열 부하 집중을 확인하기 위해서 LAVA-EVC4 실험에서는 순수한  $\text{Al}_2\text{O}_3$  용융물만 이용하였다. LAVA-EVC4 실험에서는 LAVA-EVC3 실험과는 달리 반구가 파손되지 않았다. LAVA-EVC3 실험과 LAVA-EVC4 실험 결과를 종합하면 용융물 성분 분리에 따른 자연 대류 효과의 증가가 반구 내부에 가해지는 열속 부하를 증가시켰음을 다시 한번 확인할 수 있었다.

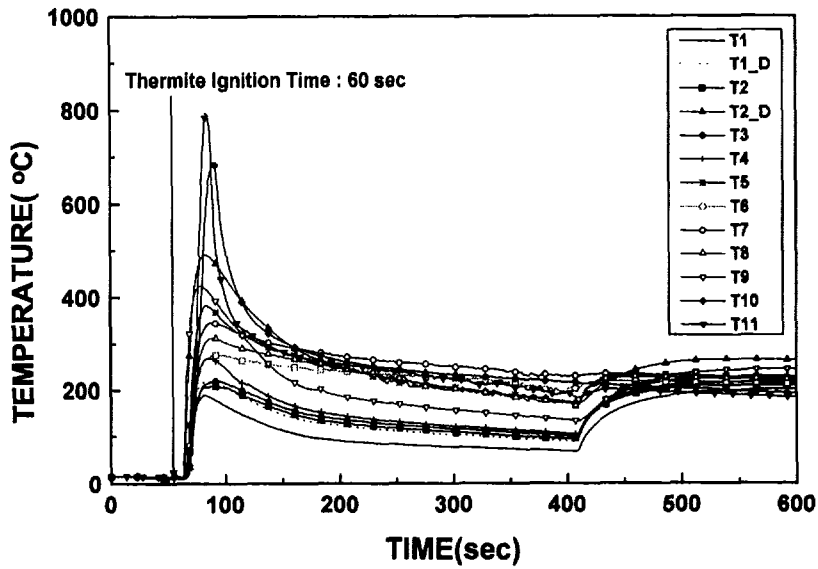
강제 대류 유동을 형성한 LAVA-EVC1 실험에서는 용융물 생성 초기에 반구 외벽의 온도가 1000 K 이상 상승하였지만 24 K/s의 급격한 냉각으로 냉각되었다. 그림 3.6.5는 LAVA-EVC1 실험에서 측정된 반구와 냉각수의 온도 변화를 보여준다. LAVA-EVC1 실험에서 보여진 반구의 냉각율은 용융물의 성분과 질량 그리고 압력 등에서 동일한 실험 조건에서 반구 내부의 냉각수에 의한 노내 냉각 실험으로 수행한 LAVA-2 실험과 비교하여 10 배 이상 큰 값을 나타낸다. 그림 3.6.5를 보면 T11 지점의 반구 외벽에서 막 비등 현상이 발생하였더라도 냉각수의 강제 유동에 의해 기포 막이 넓게 성장하지 못하고 기포가 반구 상부로 유출되어 냉각이 가속되었다는 것을 알 수 있다.

30° 동심원 지점에서 반구가 파손되었던 LAVA-DRY 실험과 비교하여 LAVA-EVC1 실험에서는 45° 동심원 지점에서 최고 온도가 측정되는 등 열적 부하의 크기가 반구 상부로 이동할수록 증가한 것을 알 수 있다. 이는 반구 하단 부에서 냉각수를 강제 유동시킴으로써 반구 하단보다는 상단 부근에서 냉각수의 속도가 작아서 열 제거 효과가 감소한 것으로 생각된다. 특히, T1, T2, T3 지점의 최고 온도는 473 K 내외로 실험 압력인 16 기압의 포화 온도 보다 낮게 측정되었다. 결국 반구 하부에서는 냉각수가 강제 유동에 의해 주입됨으로써 냉각수의 비등 현상까지 도달하지 않고 반구 외벽에서 충분한 냉각이 이루어졌다는 사실을 유추할 수 있다.

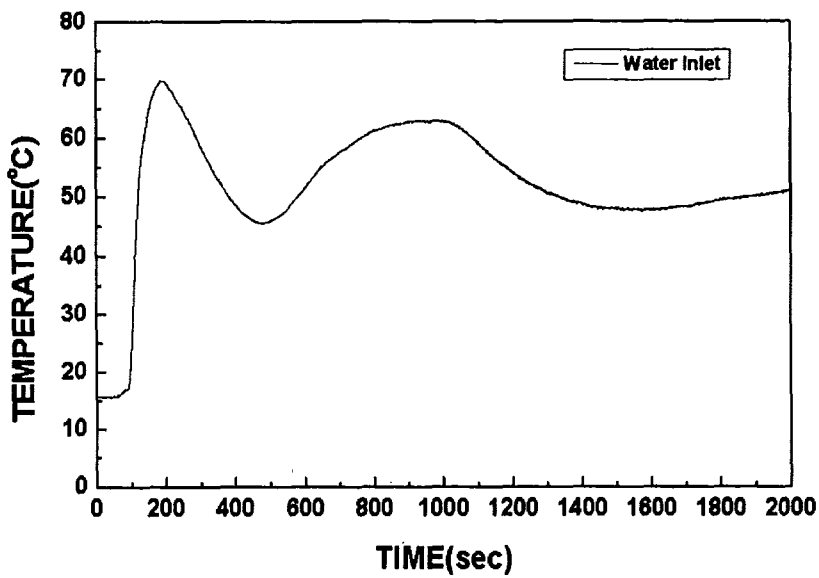
LAVA-EVC2 실험은 반구 외벽에서 수조 비등에 의한 열 제거 방법을 제외한 실험 조건은 LAVA-EVC1 실험과 동일하게 설정하고 수행하였다. 그림 3.6.6은 LAVA-EVC1 실험과 LAVA-EVC2 실험에서 실험 후 반구의 중앙 절단 단면의 사진을 보여준다. LAVA-EVC2 실험에서는 반구가 파손되지는 않았으나 시험 후 반구의 중앙 절단면 사진을 보면 LAVA-EVC1 실험에 비해 반구 내벽의 용발된 두께가 큰 것을 알 수 있다. 그림 3.6.7은 LAVA-EVC2 실험에서 측정된 반구의 온도 변화를 보여준다. 반구 외벽의 온도도 LAVA-EVC1 실험과 비교하여 최고 값이 400 K 이상 높게 측정되



어 수조 비등에 의한 냉각이 반구 외벽에서 강제 유동에 의한 냉각보다 효과가 작다는 사실을 확인할 수 있었다.

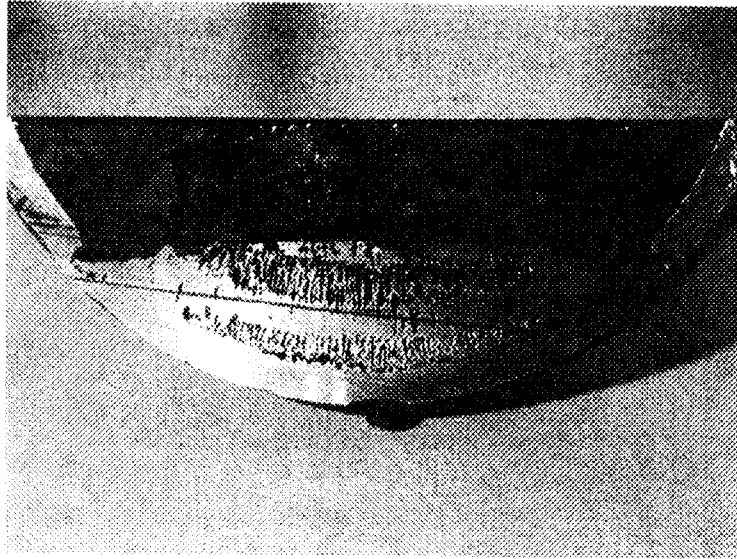


(a) 반구의 온도 변화

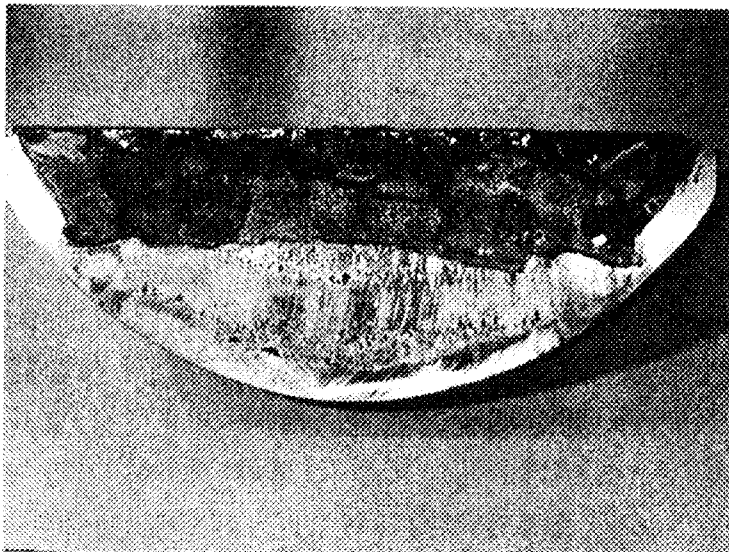


(b) 냉각수의 온도 변화

그림 3.6.5 LAVA-EVC1 실험에서 측정된 반구와 냉각수의 온도 변화



(a) LAVA-EVC1 실험



(b) LAVA-EVC2 실험

그림 3.6.6 LAVA-EVC1 실험과 LAVA-EVC2 실험에서 실험 후 반구의  
중앙 절단 단면의 사진

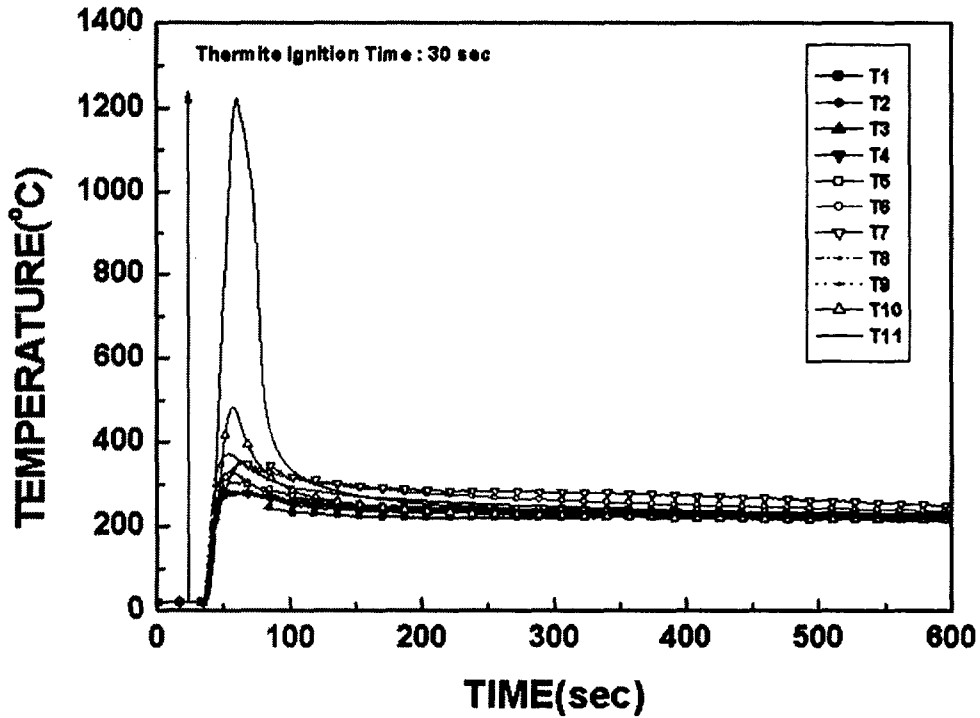


그림 3.6.7 LAVA-EVC2 실험에서 측정된 반구의 온도 변화

#### 라. 실험 결과 종합 고찰

LAVA 외벽 냉각 실험 결과를 종합하면 반구와 외부 간극 구조물 사이에서 강제 대류 유동을 형성시킨 경우에는 반구 외벽에서 효과적으로 열 제거가 이루어짐을 알 수 있다. 수조 비등 실험의 경우도 가압 조건에서 원자로 공동 침수 방안보다 소량의 냉각수로 반구 외벽을 냉각할 수 있음을 확인하였다.

LAVA 외벽 냉각 실험은 반구 내부에 냉각수가 없는 조건에서 외벽 냉각을 수행한 실험이다. 그럼에도 불구하고 간극 구조물 내부에서 소량의 냉각수로 외벽 냉각을 수행하면 반구의 건전성이 유지될 수 있다는 사실을 확인하였다. LAVA 외벽 냉각 실험 결과를 고려하면 반구 내부에 냉각수가 존재하여 간극 냉각과 외벽 냉각이 동시에 이루어지는 경우에 노내 냉각의 가능성이 획기적으로 증가할 수 있음을 유추할 수 있다.

## 2. 노내냉각을 위한 노내의 동시 냉각 실험

### 가. 연구 개요

노심 용융물의 노내 냉각(IVR)을 위하여 원자로 용기 외벽에 물을 채우는 원자로 용기 외벽 냉각의 경우 저 용량 원전인 AP600[3.6.7]과 Loviisa 원전[3.6.8]에 대해서는 원자로 용기 외벽 냉각 수행 시 열적, 기계적 여유도에 대한 연구가 이루어져서 사고 관리 개념으로서 적용 타당성 면에서 많은 부분 검증된 상태지만 APR 1400 원전과 같은 대용량 원전의 경우에는 열적 여유도를 비롯한 현상 자체에 대한 불확실성이 존재하여 확실한 결론을 내리지 못한 상태이다. 대용량 원전에서는 소형 원전에 비해 반구에 가해지는 열적 부하가 커서 원자로 용기 하부 반구로 전달되는 노심 용융물의 열속이 외벽 냉각으로 제거할 수 있는 열속 보다 클 수 있기 때문이다. 간극을 통한 노내 냉각의 경우도 반구 하부로 재배치되는 용융물의 질량이 증가하면 간극 냉각만으로는 노심용융물과 반구를 충분히 냉각시킬 수 없다는 사실을 LAVA 실험과 LMP200 실험 및 간극 냉각 가능성에 대한 해석 연구 결과 등을 통해 알 수 있었다.

노내 노심용융물의 냉각 가능성을 향상시키기 위한 대처 방안으로 반구 내, 외부를 동시에 냉각시키는 방안(dual strategy)이 제기되었다. 대표적으로 프랑스에서 차세대 원전으로 추진 중인 N4 원전의 경우는 대용량 원전에서 원자로 용기 외벽 냉각 기구의 불확실성을 보완하기 위하여 반구 내, 외부를 동시에 냉각하는 방안을 채택하여 연구를 수행하고 있다. 본 연구에서는 노심용융물의 노내 냉각 방안의 개선 안으로 제기된 반구 내, 외부 동시 냉각에 대한 타당성 검토 실험을 LAVA 실험의 일환으로 수행하였다 [3.6.9, 3.6.10]. LAVA 실험에서와 같이 노심 용융물의 모사 체로  $Al_2O_3$  용융물을 사용하였고 원자로 용기 반구를 1/8로 선형 축소한 반구형 반응 용기를 이용하여 실험을 수행하였다.

### 나. 실험 방법 및 조건

반구 내, 외부 동시 냉각 실험인 LAVA-DUAL 실험을 수행하였다. LAVA 실험에서는 반구 내부에만 냉각수를 주입하고 실험을 수행하였으나 LAVA-DUAL 실험에서는 반구 내, 외부를 동시에 냉각하였다. 반구 내부에 냉각수를 주입한 후 용융물을 반구 내부로 재배치시켰으며 용융물 재배치

전에 반구 외벽에 냉각수를 주입하여 냉각하였다. 외벽 냉각 방법은 LAVA 외벽 냉각 실험에서 사용한 외부 간극 구조물을 LAVA 반구와 25cm 크기의 균일한 간극을 형성하게 설치한 후 상온의 냉각수를 주입하여 반구 외벽에서 수조 비등에 의한 열 제거를 모의하였다. 그림 3.6.8은 반구 내, 외부 동시 냉각 실험(LAVA-DUAL 실험)의 개념도를 보여준다.

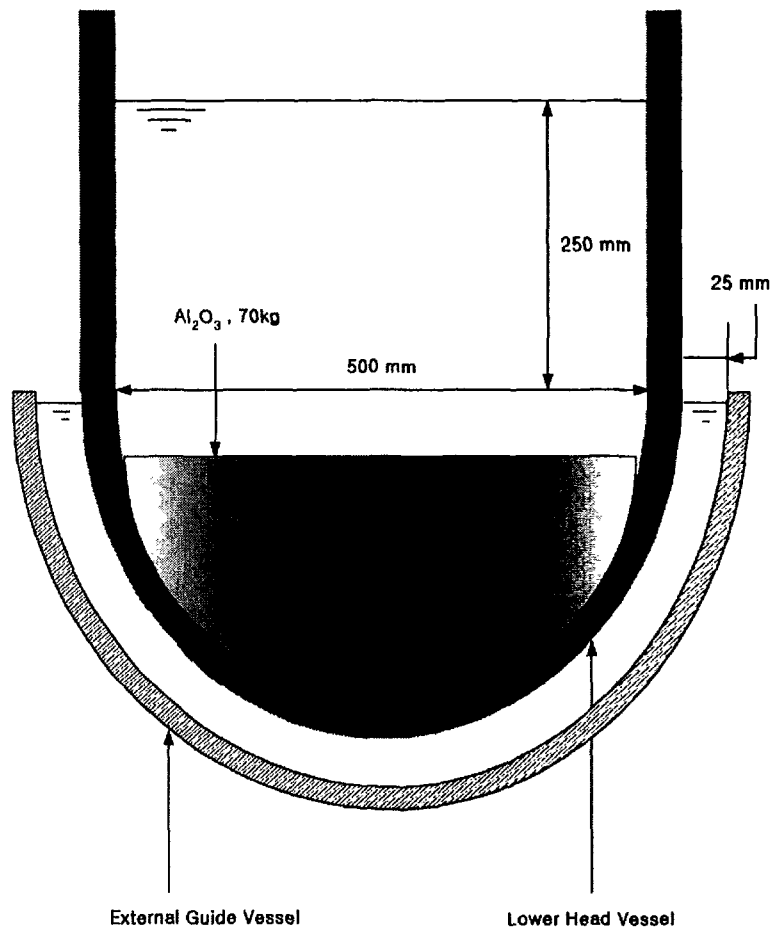


그림 3.6.8 반구 내, 외부 동시 냉각 실험(LAVA-DUAL 실험)의 개념도

기존 LAVA 실험 결과에서 용융물의 질량을 70kg으로 증가시킨 LAVA-11, 12, 13 실험의 경우 반구 하단 부에서는 간극 냉각 특성이 두드러지지 않았기 때문에 냉각 기구가 추가된 경우 냉각 특성에 대한 비교 분석을 위해 LAVA-DUAL 실험 조건을 LAVA-11 실험과 동일하게 설정하였다. LAVA-DUAL 실험에서는 14기압의 압력 조건에서 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 50 K 아냉도를 갖는 냉각수가 존재하는 반구 내부로 주입하였다.

LAVA-DUAL 실험에서도 LAVA-11 실험에서와 같이 LAVA 반구 외벽에서 3mm, 13mm 내부에 동심원 방향으로 K형 열전대를 장착하여 반응 중 반구의 온도 변화를 측정하였다. 이와 더불어 LAVA 반구와 외부 간극 구조물 사이에 존재하는 냉각수의 온도 변화를 측정하기 위하여 3개의 K형 열전대를 설치하였다.

#### 다. 실험 결과

그림 3.6.9는 시험 후 반구 내부에 존재하는 고화 용융물의 사진과 반구를 분리해낸 외부 간극 구조물 내부의 사진을 보여준다. 그림 3.6.9를 보면 반구 내부에 용융물 풀이 형성되어있고 반구가 파손되지 않아서 외부 간극 구조물 내부는 별다른 열적 부하를 받지 않은 것을 알 수 있다. 실험 장치 해체 작업 시 LAVA 반구와 외부 간극 구조물 사이의 간극 내부에 냉각수가 남아있는 것을 확인할 수 있었다.

그림 3.6.10 ~ 3.6.13은 반구 내부의 온도 변화를 보여준다. 그림에서 T\*\_D로 표시한 열전대 위치는 반구 외벽에서 13 mm 내부를 나타내며 T\* 열전대 위치는 반구 외벽에서 3 mm 내부를 나타낸다. LAVA-DUAL 실험에서는 도가니에서 생성된 용융물이 용융물 분리 용기로 이동하면서 외부로 분출되어 반구의 온도 변화를 측정하기 위해 설치한 열전대 신호 선의 일부가 파손되었다. 동심원 위치에서 측정한 반구 내, 외부의 온도 변화를 보면 용융물의 열 에너지가 반구 내벽에서 전달되기 때문에 13mm 내부에서 측정한 온도 값이 3mm 내부에서 측정한 온도 값보다 다소 높고 온도 상승 시간도 약 20초 가량 빨랐음을 알 수 있다. 반응 초기에는 비교적 복잡한 온도 변화를 나타내지만 200초 이후에는 LAVA 실험 용기 내부의 압력 조건에서 포화 상태를 나타내는 480 ~ 580 K 정도의 온도 분포를 나타내었다. 특히 LAVA-11 실험에 비해 반응 초기에 반구가 약 10 K/s 이상의 냉각율로 급격히 냉각되었다. 이 같은 결과는 반구 내벽에서 간극에 의한 냉각과 더불어

반구 외벽에서 냉각수의 비등 열 제거에 의해 반구가 효과적으로 냉각되었다는 것을 의미한다.

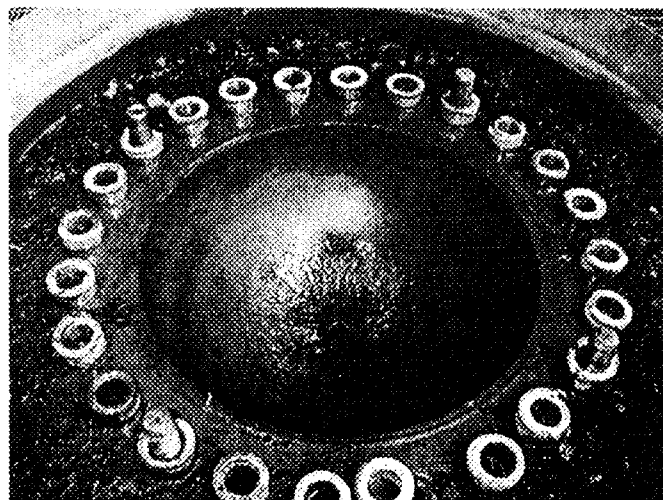
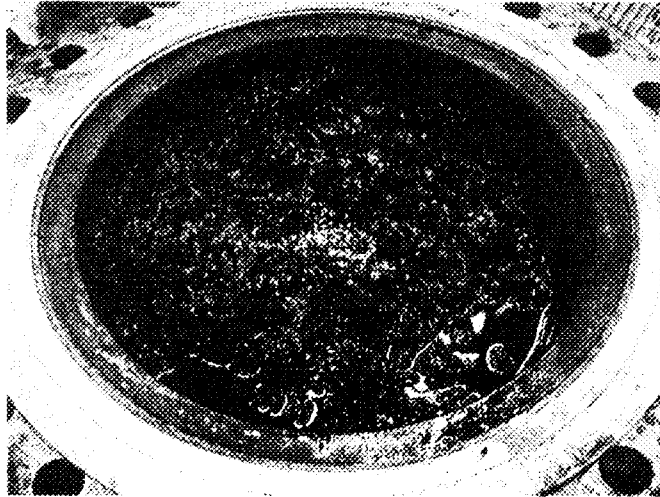


그림 3.6.9 시험 후 반구 내부에 존재하는 고화 용융물의 사진과 반구를 분리해낸 외부 간극 구조물 내부의 사진

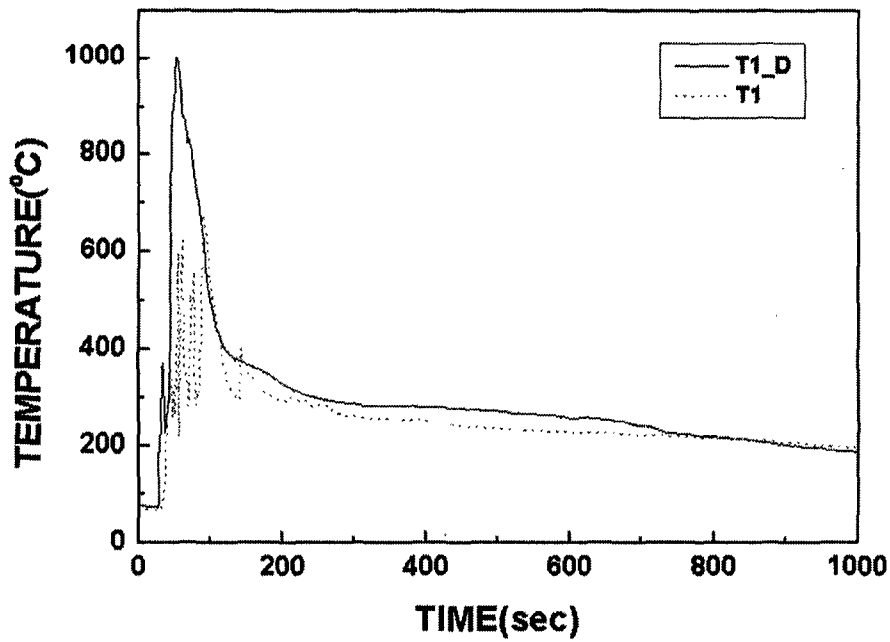


그림 3.6.10 LAVA-DUAL 실험의 0° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화

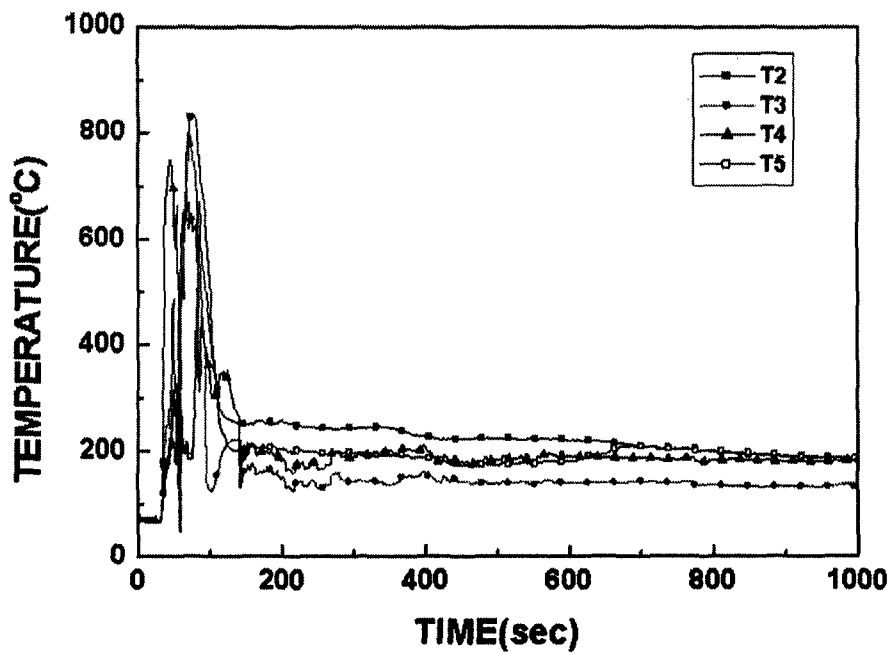


그림 3.6.11 LAVA-DUAL 실험의 15° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화



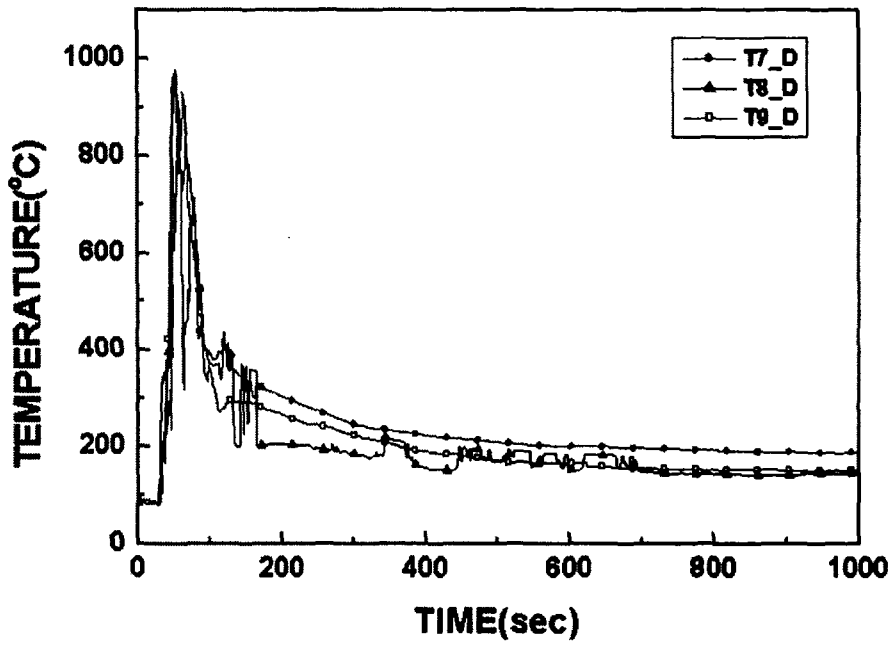


그림 3.6.12 LAVA-DUAL 실험의 30° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화

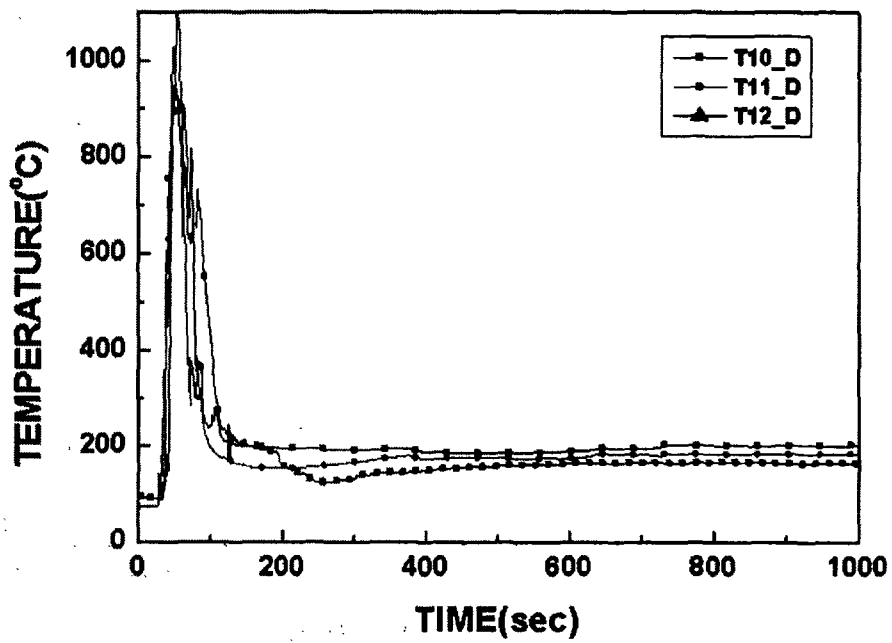


그림 3.6.13 LAVA-DUAL 실험의 45° 동심원 위치에서 반구의 온도 변화

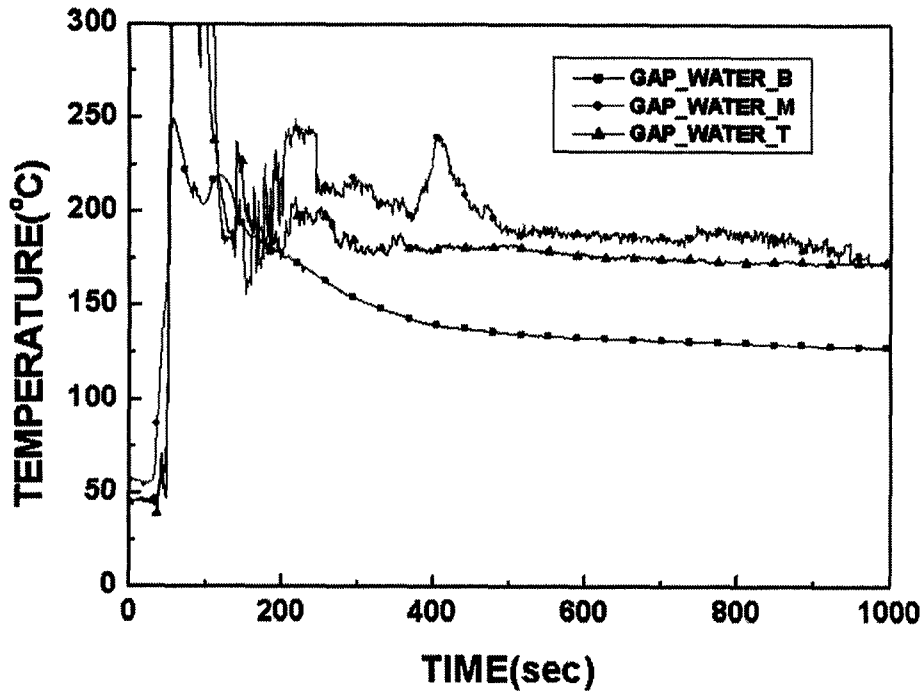


그림 3.6.14 LAVA 반구와 외부 간극 구조물 사이의 간극에서 측정된 냉각수의 온도 변화

그림 3.6.14는 LAVA 반구와 외부 간극 구조물 사이의 간극에서 측정된 냉각수의 온도 변화를 보여준다. 그림 3.6.14에서 GAP\_WATER\_B 열전대는 반구 최 하단부인 0° 동심원 위치에서 LAVA 반구 외벽에서 10mm 떨어진 지점에 설치하였고 GAP\_WATER\_M, GAP\_WATER\_T 열전대는 각각 15°, 30° 동심원 위치에서 LAVA 반구 외부 표면에 밀착하여 설치하였다. GAP\_WATER\_M 열전대에서 측정된 냉각수의 온도는 400초까지는 국부적인 막 비등 형태를 나타내다가 400초 이후에는 포화 온도를 유지하였고 GAP\_WATER\_T 열전대에서 측정된 냉각수의 온도는 GAP\_WATER\_M 열전대에서 측정된 냉각수의 온도보다 다소 낮은 값을 나타내었다. 이는 외부 간극 구조물과 LAVA 반구 외벽 사이의 간극 하단 부에서 발생한 수증기가 간극 상부로 분출되고 상부의 냉각수가 간극 내부로 유입되는 전형적인 역류 유동 현상을 나타냄으로써 간극 상부 쪽이 냉각수가 침투하기가 용이하

였기 때문에 나타난 현상이다. GAP\_WATER\_B 열전대에서 측정된 냉각수의 온도 변화를 보면 반응 후 약 150초까지는 480 K 이상을 나타내다가 이후에는 다소 온도가 낮아졌음을 알 수 있다. 간극 최 하단 부에 설치하였지만 GAP\_WATER\_B 지점에서 측정된 냉각수의 온도가 GAP\_WATER\_M, T 지점에서 측정된 온도보다 전체적으로 낮았는데 이와 같은 결과는 GAP\_WATER\_B 열전대를 반구 외벽에서 10mm 떨어진 지점에 설치하여 격렬한 비등 현상으로 인해 과열 증기(superheated vapor)가 생성되는 반구 표면 근처에 비해 간극 중간 부분에는 냉각수가 존재함에 따라 나타난 것으로 생각된다. 간극 내부에서 냉각수의 온도 측정값은 국부적인 열점(hot spot)이 형성되기도 했지만 전반적으로 반구 표면에서 냉각수의 비등에 의해 효과적인 열 제거가 이루어졌다는 사실을 보여주었다.

### 3. 원자로 용기 하부 반구 내부의 인위적 간극 실험

#### 가. 연구 개요

LAVA 실험은 노심 용융물이 반구 내부로 재배치되면서 반구 내벽과 노심용융물 외부 피막층 사이에 자연적으로 형성되는 간극에 의한 냉각 가능성을 규명하는 실험이다. 간극 내부에서 제거할 수 있는 열 에너지의 양은 간극의 크기에 좌우되며 다량의 용융물이 재배치되면 냉각 능력의 한계가 존재한다. 이를 보완하기 위해 반구 내부에 노내 간극 구조물(internal engineered gap device)을 설치하여 재배치 과정 초기에 용융물이 반구와 직접 접촉하는 것을 방지하고 구조물과 반구 내벽 사이에 인위적으로 간극을 형성시켜서 간극 냉각 능력을 향상시키는 방안을 고안하여 LAVA-GAP 실험을 수행하였다[3.6.9, 3.6.10]. LAVA-GAP 실험은 노내 간극 구조물 설치에 대한 타당성 검토 실험으로서 간극 구조물의 규격은 LAVA 반구의 규격을 고려하여 내부 직경 464mm, 두께 8mm로서 LAVA 반구 내벽과 10mm 크기의 균일한 간극을 형성하게 제작하여 반구 내부에 장착하였다. 간극 구조물은 LAVA 반구와 같은 재질의 강철로 제작하였다.

#### 나. 실험 방법 및 조건

LAVA-GAP 실험 조건은 강화된 냉각 기구를 제외하고는 기존 LAVA 실험과 동일하게 설정하였다. 기존 LAVA 실험 결과에서 용융물의 질량을

70kg으로 증가시킨 LAVA-11, 12, 13 실험의 경우에 반구 하단 부에서는 간극 냉각 특성이 두드러지지 않았기 때문에 냉각 기구가 추가된 경우 냉각 특성에 대한 비교 분석을 위해 LAVA-GAP 실험 조건을 LAVA-11 실험과 동일하게 설정하였다. LAVA-GAP 실험에서는 70kg의  $Al_2O_3$  용융물을 내부 간극 구조물을 설치한 LAVA 반구 내부로 주입하였다. 반구 내부에 주입한 냉각수의 아냉도는 16기압 조건에서 50 K였으며 냉각수의 수위는 LAVA-11 실험과 같이 반구 하부에서 50 cm였다. 그림 3.6.15는 노내 간극 구조물을 설치한 LAVA-GAP 실험의 개념도를 보여준다.

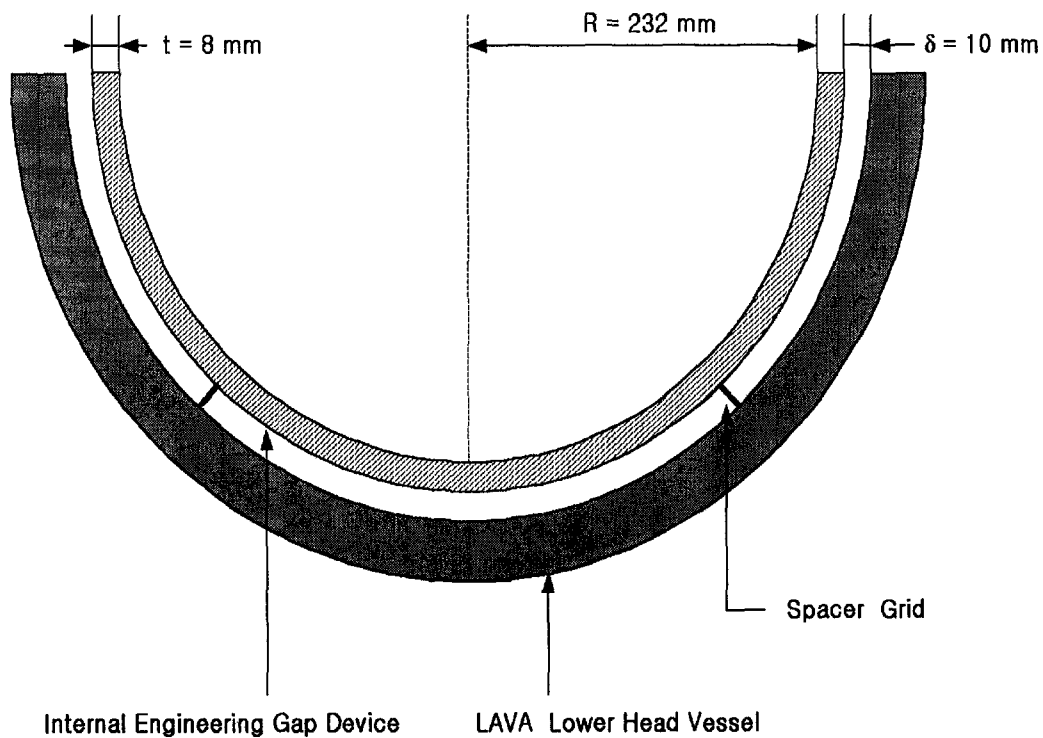


그림 3.6.15 노내 간극 구조물을 설치한 LAVA-GAP 실험의 개념도

LAVA-GAP 실험에서도 LAVA-11 실험에서와 같이 LAVA 반구 외벽에서 3mm, 13mm 내부에 동심원 방향으로 K형 열전대를 장착하여 반응 중 반구의 온도 변화를 측정하였다. 이와 더불어 노내 간극 구조물 외벽에서 4mm, 7mm 내부에 동심원 방향으로 13개의 K형 열전대를 장착하여 온도 거동을 측정하였다. 노내 간극 구조물에 설치한 K형 열전대의 동심원상 위치는 LAVA 반구에 설치한 열전대의 동심원상 위치와 동일하다.

#### 다. 실험 결과

실험 결과 LAVA-GAP 실험에서 반구 내부에 설치한 노내 간극 구조물은 파손되지 않았다. 그림 3.6.16은 LAVA-GAP 실험에서 반응이 종결된 후 LAVA 반구에서 분리한 간극 구조물과 반구 내부의 사진을 보여준다.  $Al_2O_3$  고화 용융물은 간극 구조물 내부에 대부분 존재하였고 간극 구조물 외부에서 심한 열적 부하를 받은 흔적을 찾아볼 수 없었다. 간극 구조물이 온전하였기 때문에 LAVA 반구 내벽은 열적, 기계적 손상이 전혀 없는 상태였다.

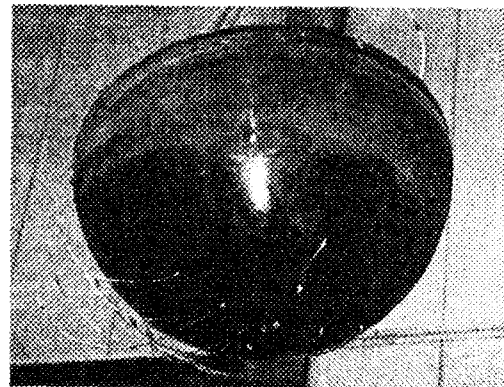
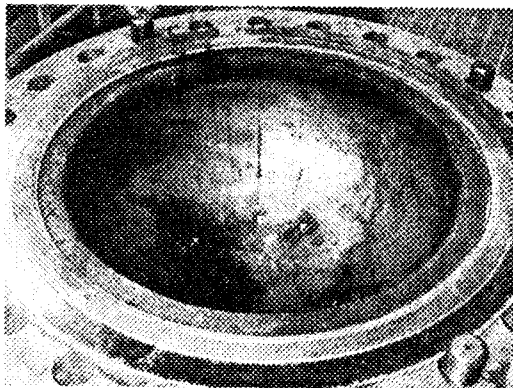


그림 3.6.16 LAVA-GAP 실험에서 반응이 종결된 후 LAVA 반구에서 분리한 간극 구조물과 반구 내부의 사진

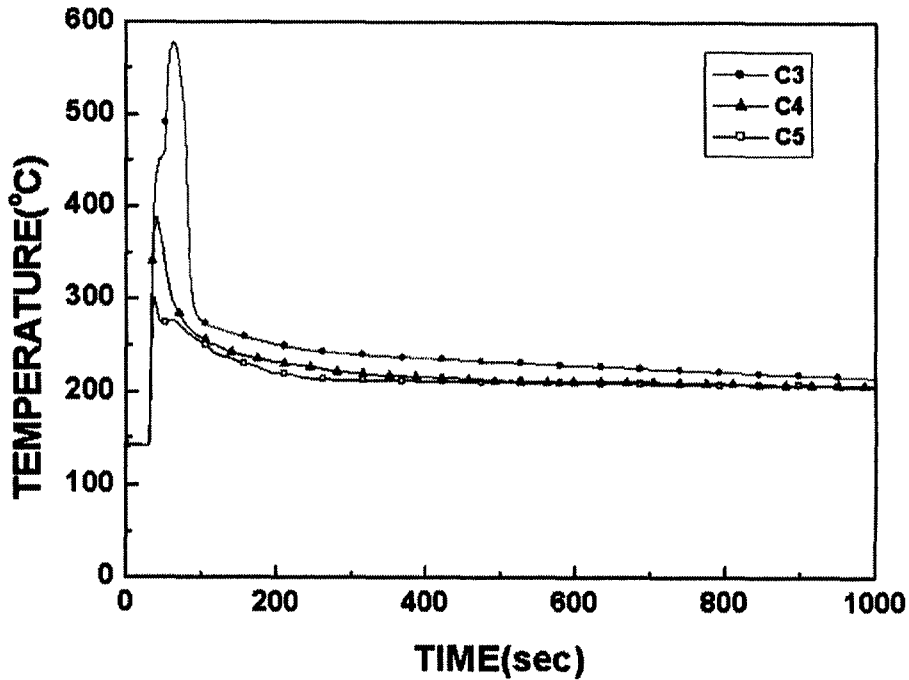


그림 3.6.17 15° 동심원 위치의 간극 구조물 외벽에서 4 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화

간극 구조물의 온도를 측정하기 위해 설치한 K형 열전대는 용융물과 냉각수의 반응이 일어나는 반응 용기 내부에서 외부로 열전대 선이 연결되기 때문에 0° 동심원 위치에 설치한 열전대 선이 용융물 재배치 과정 중 파손되어 본 보고서에는 15° 동심원 위치에서 측정된 온도를 수록하였다. 그림 3.6.17은 15° 동심원 위치의 간극 구조물 외벽에서 4 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화를 보여준다. 동일한 동심원 위치에 장착한 열전대로 측정된 온도임에도 불구하고 경도에 따라 온도 측정값에 차이가 큰 것을 알 수 있다. 이 같은 결과는 용융물이 냉각수 층을 통과하여 재배치됨에 따라 완전 대칭 형태로 구조물 내부에 주입되지 못하고 비대칭적으로 용융물이 주입되었기 때문에 발생한 것으로서 이전 LAVA 실험에서도 유사한 결과를 나타내었다. 경도 상에서 측정된 온도 값에 차이가 존재하지만 LAVA-11 실험에서 측정된 반구 외벽의 온도 값에 비해 간극 구조물 내부의 온도가 낮게 측정되었음을 알 수 있다. 최고 온도도 낮게 측정되었지만 냉각 과정에서 간극 구조물은 급격히 냉각되었다.

C3 열전대에서 측정된 냉각율은 10.34 K/s였고 C4 열전대에서 측정된 냉각율은 4.23 K/s로서 LAVA-11 실험에서 측정된 반구의 냉각율 보다 훨씬 큰 값을 나타내었다. LAVA-GAP 실험에서 사용한 간극 구조물의 두께가 LAVA 반구 두께의 1/3미만이기 때문에 용융물에 의한 열적 부하가 간극 구조물 내부를 통과하는데 소요되는 시간(thermal wave penetration time constant)은 LAVA-11 실험에서 열적 부하가 반구 내부를 통과하는데 소요되는 시간보다 9배 이상 빠르다. 이와 같이 빠르게 간극 구조물을 통과한 열적 부하가 간극 구조물 외벽과 LAVA 반구 내벽 사이에 10mm 크기의 균일한 간극 내부에서 냉각수에 의한 활발한 비등 열 제거에 의해 효과적으로 냉각되었기 때문에 급격한 냉각율이 나타난 것으로 생각된다.

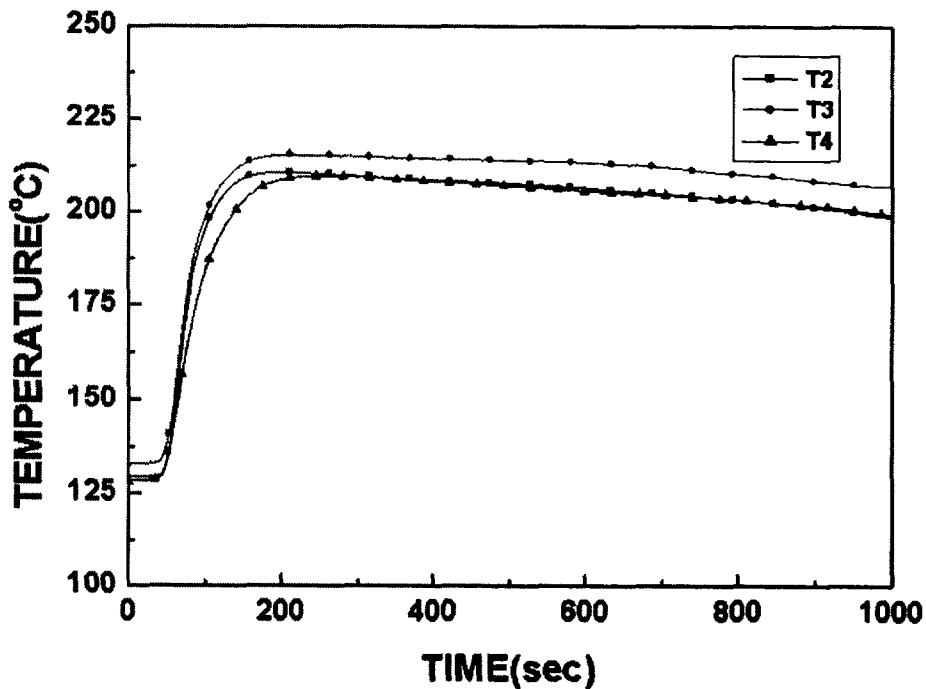


그림 3.6.18 15° 동심원 위치의 반구 외벽에서 3 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화

LAVA-GAP 실험의 경우 내부 간극 구조물이 파손되지 않아서 LAVA 반구 내부에는 용융물이 직접 주입되지 않았다. 그림 3.6.18은 15° 동심원 위치의 반구 외벽에서 3 mm 내부에 설치한 K형 열전대로 측정된 온도 변화를 보여준다. 그림 3.6.18을 보면 반구 외벽의 온도는 LAVA 실험 용기 내부 압력 조건의 포화 온도보다 다소 낮은 값을 나타내어 LAVA 반구가 별다른 열적 부하를 받지 않았음을 알 수 있다.

#### 4. 노내 노심용융물 냉각 개선 방안에 관한 연구 결과 종합

중대사고 시 노내 노심용융물의 냉각 가능성을 향상시키기 위한 개선안에 관한 일련의 연구 결과를 정리하였다. 본 연구에서는 외부 간극 구조물을 이용한 원자로 용기 외벽 냉각 능력의 제고에 관한 타당성 검토 실험과 반구 내, 외부 동시 냉각 실험 그리고 노내 간극 구조물을 이용한 냉각 능력의 효율성 검토 실험을 수행하였다. 실험 결과 냉각 개선 방안으로 고려한 냉각 기구들이 노심용융물의 노내 냉각 가능성을 향상시켰음을 확인하였다. 외부 간극 구조물을 이용한 원자로 용기 외벽 냉각에 대한 타당성 실험 결과는 외부 간극 구조물을 이용함으로써 소량의 냉각수로 원자로 용기 외벽에서 효과적인 열 제거가 가능함을 보여주었다.

반구 내, 외부 동시 냉각을 수행한 LAVA-DUAL 실험과 노내 간극 구조물을 이용한 냉각 실험인 LAVA-GAP 실험 결과를 보면 반구의 최고 온도와 냉각을 등에서 간극 냉각만을 고려한 LAVA-11 실험에 비해 반구가 효과적으로 냉각되었음을 알 수 있었다. 그림 3.6.19는 LAVA-11 실험과 LAVA-GAP 실험 그리고 LAVA-DUAL 실험에서 측정된 반구 외벽 온도 변화의 비교를 보여준다. LAVA-11 실험에서는 반구 하부의 경우 반구가 충분히 냉각되는데 1500초 가량 소요되었지만 LAVA-GAP 실험과 LAVA-DUAL 실험에서는 내부 간극 구조물과 반구가 약 60초만에 포화 온도 상태로 급격히 냉각되었다.

LAVA-GAP 실험의 경우는 LAVA 반구 외벽을 냉각시키지는 않았지만 반구 내부에 설치한 간극 구조물은 구조물의 내, 외부가 동시에 냉각되는 조건이었고 실제 용융물에 의한 열적 부하가 내부 간극 구조물에 집중되었다. 그리고 LAVA-DUAL 실험의 경우는 반구 내부에서는 용융물 피막 층과 반구 내벽 사이에 형성되는 간극을 통한 냉각과 반구 외벽에서 수조 비등에 의한 열 제거가 동시에 이루어지는 조건이었다. LAVA-GAP 실험에서



간극 구조물과 LAVA-DUAL 실험에서 반구의 냉각 거동을 종합하면 내부 간극 냉각만을 수행한 LAVA-11 실험에 비해 냉각 능력이 월등히 향상되었음을 확인할 수 있었고 이와 같은 결과는 반구 내부에서 수 mm 크기의 불균일한 간극을 통한 냉각 능력보다 상대적으로 큰 크기의 균일한 간극을 통한 외벽 냉각의 효과가 훨씬 지배적이었다는 것을 의미한다.

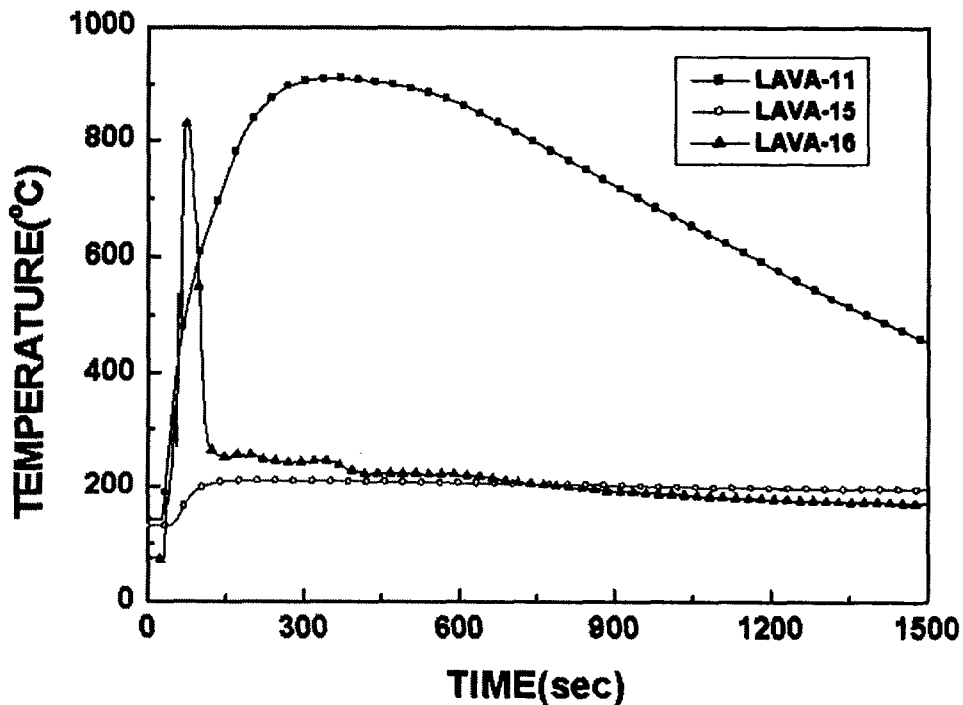


그림 3.6.19 LAVA-11 실험과 LAVA-GAP 실험 및 LAVA-DUAL 실험에서 측정된 반구 외벽 온도 변화의 비교

본 연구에서 수행한 노내 노심용융물 냉각 개선 방안에 관한 실험 결과에서 알 수 있듯이 노심용융물의 질량이 증가하여 간극 냉각에 의해 완전한 노내 냉각이 가능하지 않을 경우 노내 간극 구조물을 이용한 냉각과 반구 내, 외부 동시 냉각과 같은 냉각 강화 방안을 사고 관리 전략으로 적용할 수 있다. 그러나 노내 간극 구조물을 기존 원전에 적용하기는 현실적으로 불가능하고 신규 원전에 적용하기 위해서는 간극 구조물의 재질과 크기의 결정

및 인위적인 간극을 통한 열 제거 양의 평가 등 많은 연구가 선행되어야 한다. 반구 내, 외부 동시 냉각 개념의 경우도 외부 간극 구조물의 설치에 대한 설계 상의 문제와 원자로 용기 외부 단열재 구조에 대한 설계 검토 그리고 내, 외부 동시 냉각에 따른 열 제거 양에 대한 정밀 분석 등이 이루어져야 한다. 중장기 2 단계 연구에서는 원자로 용기 외벽 냉각에 대한 원자로 용기 외부 단열재의 영향 평가와 반구 내, 외부 동시 냉각 방안에 대한 사고 관리 전략 차원의 상세 분석을 위한 실험 연구를 계획하고 있다.

## 제 7 절 RASPLAV/MASCA 국제공동연구

### 1. 연구 배경

중대사고시 노심용융물을 원자로용기 내에 가두어 두면서(IVR: In-Vessel corium Retention) 냉각하는 방안[3.7.1, 3.7.2]을 수행하여 원자로용기 건전성을 유지하는 것은 세계적인 연구 관심사항이며, 미국의 AP 600 과 핀란드의 Loviisa 및 국내의 APR 1400 원전 등에서는 이 방안을 채택하였다[3.7.3 - 3.7.5]. 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 하반구에서 노심용융물의 거동 및 노심용융물과 원자로 하부용기와의 열적,기계적 반응과 관련된 연구는 매우 중요하며, 중대사고시 원자로용기 건전성 유지 관점에서 반드시 규명되어야 한다. 이와 같은 현상 연구의 중요성을 인식한 OECD/NEA에서는 기존의 실험시설과 경험 및 인력을 확보하고 있는 러시아의 Kurchatov 연구소에서 실제 핵연료를 용융하는 실험과 관련 모델 개발을 수행하는 연구 과제를 1994년 7월 1일부터 RASPLAV 국제공동 연구로 수행할 것을 결정하였다[3.7.6].

RASPLAV 국제 공동연구는 1994년 7월 1일부터 1997년 6월 30일까지 3년동안 제 1단계 연구를 진행하였으나 원자로용기 외벽냉각시 원자로용기 하반구에서 노심용융물 거동(특히 용융물의 상변화가 있을 때 자연대류 열 전달 현상)에 관한 추가 실험 연구의 필요성을 인식하고 1997년 7월 1일부터 시작하여 2000년 6월 30일까지 3년동안 RASPLAV 국제 공동연구 제 2 단계 연구를 진행하였다[3.7.7]. OECD/NEA에서는 RASPLAV 제 2단계 프로젝트가 2000년 6월 30일로 종료됨에 따라 후속연구로서 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 하반구에서 핵분열생성물이 포함된 노심용융물의 거동을 분석하기 위한 MASCA(Material SCAling) 프로젝트를 3년동안 수행하기로 결정하고[3.7.8] 현재 이 공동연구를 진행하고 있다.

표 3.7.1은 RASPLAV와 MASCA 국제공동연구의 연구기간, 총 연구비, 참가국 등을 보여주고 있다. 표에서 보는 바와 같이 RASPLAV/MASCA 국제공동 연구에는 한국, 미국, 일본 등 OECA/NEA 회원국 14-16국이 참가하였고 총 연구비는 RASPLAV 제 1 단계 연구에서 US\$ 6,500,000/3년, RASPLAV 제 2 단계 연구에서 US\$ 5,000,000/3년, MASCA 연구에서 US\$ 3,000,000/3년이였다. 러시아는 총 연구비의 50 %를 분담하였고 나머지는 참가국들이 분담하였다. 한국은 총 연구비의 약 1 %를 부담하면서 가입하여

왔다. RASPLAV 제 1단계와 제 2단계의 연구내용과 결과는 이미 보고서로 발간하였다[3.7.9, 3.7.10]. 따라서 본 항에서는 이들 RASPLAV 제 1단계와 제 2단계 주요 연구내용 및 결과를 요약하였으며, 현재 진행중인 MASCA 연구내용 및 초기 연구결과에 대하여 기술하였다.

표 3.7.1 RASPLAV와 MASCA 국제공동연구 주요 내용

|        | RASPLAV 제 1 단계  | RASPLAV 제 2 단계  | MASCA   |
|--------|---|---|---|
| 연구 기간  | '94.7.1-'97.6.30  | '97.7.1-'00.6.30  | '00.7.1-'03.6.30  |
| 참가국    | 벨기에, 캐나다, 핀란드, 프랑스, 독일, 이탈리아, 일본, 한국, 네덜란드, 스페인, 스웨덴, 스위스, 영국, 미국, 등 14개국 | 벨기에, 캐나다, 핀란드, 프랑스, 독일, 이탈리아, 일본, 한국, 네덜란드, 스페인, 스웨덴, 스위스, 영국, 미국, 체코, 헝가리 등 16개국 | 벨기에, 캐나다, 핀란드, 프랑스, 독일, 이탈리아, 일본, 한국, 네덜란드, 스페인, 스웨덴, 스위스, 영국, 미국, 체코, 헝가리 등 16개국 |
| 총 연구비  | US\$ 6,500,000/3년   | US\$ 5,000,000/3년   | US\$ 3,000,000/3년   |
| 한국 참여비 | US\$ 54,100/3년  | US\$ 51,700/3년  | US\$ 32,000/3년  |

## 2. RASPLAV 주요 연구내용 및 결과

1994년 7월 1일부터 2000년 6월 30일까지 수행된 RASPLAV 제 1단계와 제 2단계 연구에서는 다음과 같은 주요 연구들이 수행되었다.

- 실제 핵연료 200 kg을 사용한 대형 실험 4회 수행
- 실제 핵연료 1-20 kg을 사용한 소형 실험 다수 수행
- 용융 salt를 사용한 고화층 형성과 자연대류 열전달 실험 수행
- 원자로용기 하반구에서 노심용융물 거동 모의 전산코드 CONV 2&3D 개발
- 고온 핵연료 용융물 물성치인 열과 전기전도도, 용융과 고화온도 등 측정

본 항에서는 핵연료 사용 대형 용융물 실험과 소형 용융물 실험, Salt 실험, 모의 전산코드 CONV-2&3D 개발 등으로 구분하여 기술하였다.

가. 핵연료 사용 대형 용융물 실험

RASPLAV에서는 핵연료 약 200 kg을 사용하여 용융물이 원자로용기 하반구에서의 열적.재료적 거동을 모의한 대형 실험인 RASPLAV-AW-200은 총 4차례 수행되었다. 표 3.7.2는 이들 4개 대형 실험의 주요 내용 및 결과를 비교하여 보여주고 있으며 각 실험 별로 다음 항에 상세히 기술하였다.

표 3.7.2 RSAPLAV-AW-200 대형 용융물 실험의  
주요 연구내용 및 연구결과 비교

| 실험 종류                    | RASPLAV-AW-200-1           | RASPLAV-AW-200-2             | RASPLAV-AW-200-3  | RASPLAV-AW-200-4                               |
|--------------------------|----------------------------|------------------------------|---|--|
| 수행 일시                    | 1996. 10. 9                | 1997. 5. 24                  | 1998. 4. 7  | 1999. 6. 9                                     |
| 사용 핵연료                   | C-22 190kg,<br>C-100 9.3kg | C-22 194.3kg,<br>C-100 7.5kg | C-100 189.2kg,<br>Porous<br>UO <sub>2</sub> 13.9kg,<br>FeO 2.4kg,<br>La <sub>2</sub> O <sub>3</sub> 3.5kg | C-32 158.08kg,<br>C-100 34.34kg<br>(No Carbon) |
| 실험 수행시간                  | 33000초                     | 15000초                       | 30300초  | 26600초   |
| 최대 출력                    | 230kW                      | 228kW                        | 190kW   | 220kW  |
| 최대 용융물 온도                | 2670℃                      | 2450℃                        | 2580℃   | 2550℃  |
| 최대 열속                    | 약 130kW/m <sup>2</sup>     | 약 280kW/m <sup>2</sup>       | 약 90kW/m <sup>2</sup>   | 약 130kW/m <sup>2</sup>                         |
| 밀도가 낮은 용융물의 높은 것에 대한 체적비 | 0.18                       | 0.55                         | 용융물 분리가 발생하지 않았음  | 용융물 분리가 발생하지 않았음                               |
| 용융 핵연료 양                 | 약 70%                      | 약 72%                        | 약 60%   | 약 76%  |

RASPLAV 실험에서 사용한 핵연료는 표 3.7.3에서 보는 바와 같이  $UO_2$ ,  $ZrO_2$ , Zr의 구성성분에 따라 C-22, C-32, C-50, C-100 등으로 구별된다. 노심용융 후기과정을 통하여 생성되는 노심용융물은 U/Zr비가 1.6로 예상되기 때문에 표에서 보는 바와 같이 RASPLAV 대형 용융물 실험에서는 U/Zr비를 대부분 1.6으로 하였다. RASPLAV 연구에서 가장 많이 사용한 C-22 핵연료는  $UO_2$  81.5 %,  $ZrO_2$  5%, Zr 13.5 %로 구성되어 용융온도가 2410 °C, 고화온도가 1900 °C이며, C-50 핵연료는  $UO_2$  80.0 %,  $ZrO_2$  11.5 %, Zr 8.5 %로 구성되어 용융온도가 2487 °C, C-100 핵연료는  $UO_2$  77.8 %,  $ZrO_2$  22.2 %로 구성되어 용융온도가 2570 °C, 고화온도가 2500 °C이다. 이와 같은 핵연료들은 용융온도와 고화온도가 다르기 때문에 고체와 액체가 공존하는 mushy 영역이 존재하며 C-22 핵연료의 mushy 영역이 가장 크게 나타난다. C-22 핵연료는 Zr 비가 상대적으로 많기 때문에 비등경수형 원자로, CANDU,  $B_4C$  제어봉을 사용하는 한국형 경수로 등의 노심용융물을 대변한다고 할 수 있다.

표 3.7.3 RASPLAV-AW-200 대형 용융물 실험에서 사용한 핵연료 구성 성분 비교

| Corium<br>Compositio<br>n | Zirconium<br>Oxidation<br>(%) | Composition<br>(mol. %/wt. %) |          |           | Content<br>wt. %<br>C | U/Zr<br>Ratio |
|---------------------------|-------------------------------|-------------------------------|----------|-----------|-----------------------|---------------|
|                           |                               | $UO_2$                        | $ZrO_2$  | Zr        |                       |               |
| C-22                      | 22                            | 62/81.8                       | 8.4/5.0  | 29.6/13.2 | 0.3                   | 1.6           |
| C-50                      | 50                            | 62/80.4                       | 19/11.3  | 19/8.3    | 0.1                   | 1.6           |
| C-100                     | 100                           | 62/78.1                       | 38/21.9  | -         | 0.01                  | 1.6           |
| C-32                      | 32                            | 54.5/76.2                     | 14.5/9.3 | 31.0/14.5 | 0.04                  | 1.2           |

#### (1) RASPLAV-AW-200-1 실험

핵연료 약 200 kg을 slice형 용기의 양 측면에서 유도가열로 용융하는 RASPLAV의 첫번째 대형실험인 RASPLAV-AW-200-1은 1996년 10월 9일 성공적으로 수행되었다[3.7.11]. 본 실험에서는 C-22 핵연료를 2680 °C까지 가열시켜 이 상태를 약 2시간동안 지속시키는 등 실험시간이 약 33000 초였으며, 최고출력은 약 230 kW였다. 출력은 실험장치 양측면에 설치한 유도가

열로(induction heater)를 사용하였으며, 시간 경과에 따라 단계적으로 변화시켰다. 출력은 중앙 부분이 가장 많이 생성되지 않고 중앙부에서 약간 높고 낮은 위치에서 최고를 보여 주었다. 실험수행동안 최고온도는 2650 °C 였으며, 실험용기 벽면온도는 최고 약 920 °C로 나타났다.

실험 후 실험용기의 단면을 보면 벽돌과 같이 쌓은 핵연료의 상당 부분이 용융되어 풀(pool)을 형성한 것을 알 수 있었고 약 2 kg의 용융물이 freezing seal을 통하여 누설되었다. 이와 같은 실험수행 중의 누설 때문에 freezing seal에 장착한 열전대의 온도가 상승하였다. 전체 핵연료 용융량은 약 70 % 였으며, 밀도가 낮은 부분과 밀도가 큰 부분의 두 영역으로 용융물이 층상화되었다. 이때 가벼운 상부 부분은 체적이 하부 체적의 약 18 %였다. 용융물과 상부 사이에는 작은 공동(cavity)이 형성되었다. 40 mm 두께로서 U/Zr비가 0.37-0.42인 상부층과 180 mm 두께로서 U/Zr비가 1.4-2.15인 하부층으로 분리된 용융물은 흘러내림(spreading) 온도가 2570-2580 °C로서 용융온도보다 약 170-180 °C 더 높게 나타났다.

## (2) RASPLAV-AW-200-2 실험

RASPLAV 프로그램 두 번째 대형실험인 RASPLAV-AW-200-2는 AW-200-1 실험과 거의 같은 조건에서 1997년 5월 24일 성공적으로 수행되었다[3.7.12 - 3.7.14]. 이 실험에서는 약 194.3 kg의 C-22 핵연료를 사용하였으며, 이 핵연료 주변에 절연효과 및 용융물 외곽의 피막층을 모의하기 위하여 기공(porosity)이 많아 열전도도가 낮은 C-100 핵연료 약 7.5 kg을 C-20 핵연료와 실험용기 사이에 설치하였다. 실험용기 양 벽면에서 생성된 출력량은 AW-200-1 실험과 거의 동일하였다.

본 실험에서는 최고 228 kW의 출력이 주입되었으며, 실험수행 시 안전문제 때문에 약 15000초에 실험이 종료되었다. 실험시작 후 약 8000 초경 핵연료 온도가 1,000 °C에 도달하였으며, 13,800 초경에는 온도가 약 2,400 °C에 도달하였다. 14000 초 이후 온도가 급격히 상승하였으며, 15000 초에 압력과 온도 및 CO 수위 때문에 실험을 종결하였다. CO 수위는 용융물과 graphite 사이의 반응 때문에 증가하였다. AW-200-1 실험에서는 준 정상상태(quasi steady state)에 도달하였으나 AW-200-2 실험에서는 이와 같은 실험 수행상의 안전문제 때문에 예상보다 실험을 일찍 종결하여 준 정상상태에 도달하지 못하였다.

AW-200-2 실험 수행 후 분석(post test analysis)결과, 핵연료층의 상

부는 약 15,000 초경의 용융물의 누설로 인하여 공동(cavity) 형태를 보이고 있었으며, 용융물은 밀도가 큰 용융물과 밀도가 작은 용융물로 구분된 것을 색깔로 구분할 수 있었다. 용융물 상부의 공동은 AW-200-2 실험에서 AW-200-1 실험보다 크게 형성되었다. 실험용기 왼쪽의 subprotector는 실험수행중 원형을 거의 유지하였으나, 오른쪽은 다소 용융되어 용융물이 누설되었다. 실험용기 내에는 초기에 핵연료 194.3 kg을 장착하였으나 실험후 약 134 kg으로서 약 60kg의 손실이 발생하였으며, 총 용융물량은 전체 초기 장착 핵연료량의 약 72 %였다.

실험 후 용융물에 대해서는 재료검사를 수행하였다. 이 결과에 따르면 밀도가 큰 U는 하부 용융물에 많이 존재하였으나 밀도가 상대적으로 작은 Zr은 상부 용융물에 많이 존재하였다. 용융물 상부층의 U/Zr 비는 약 0.5-0.8 이었으며, 용융물 하부층의 U/Zr 비는 약 2.0 이었다. 실험 후 용기 모습을 보면 용융물은 밀도가 큰 부분과 작은 부분으로 분리되었으며, 상부로 갈수록 지르칼로이 성분이 많이 나타났다. 이때 하부 부분의 체적에 대한 상부 부분의 체적비는 0.55였다. AW-200-2 실험에서는 AW-200-1 실험보다 용융물의 밀도차이에 따른 증상화가 많이 발생하였다. 이와 같이 핵연료 용융물이 증상화된 것은 핵연료 용융물중에 포함된 Zr 성분 때문이다.  $ZrO_2$ 와 핵연료 사이의 상변화도에서 보는 바와 같이 지르칼로이의 구성 성분 차이는 용융온도를 달라지게 하며 이에 따라 열특성도 달라지게 한다.

### (3) RASPLAV-AW-200-3 실험

RASPLAV 프로젝트 세 번째 대형 실험인 RASPLAV-AW-200-3은 1998년 4월 7일 수행되었다[3.7.15 - 3.7.16]. 본 실험의 수행 목적은 Zr이 포함된 C-22 핵연료와는 달리  $UO_2$ ,  $ZrO_2$ 와 같은 산화용융물 만이 포함된 C-100 용융물을 사용하여 용융물의 자연대류 열전달 특성을 규명하고 AW-200-1,2 실험에서 나타난 용융물의 열 증상화 가능성을 평가하는 것이다. 본 실험의 slice형 실험용기 측면 흑연판(graphite plate)을 가열하는데 사용한 고주파 가열로는 최대출력이 260 kW로서 AW-200-2 실험에서 사용한 것과 거의 동일하다. AW-200-1,2 실험에서는 용융물과 흑연판 사이의 반응을 방지하기 위하여 두께 1.2-1.3 mm의 텅스텐 보호판을 설치하였으나 실험 중에 이 보호판이 손상되었다. 따라서 본 실험에서는 흑연판과 텅스텐 보호판 사이에 두께 3 mm의 탄타늄으로 제작된 보조 보호판을 설치하여 텅스텐과 탄소의 유테틱(eutectic)이 형성되지 않게 하였다. 실험용기 외벽은



기존의 대형실험에서와 같이 물을 이용하여 냉각하였다.

본 C-100 핵연료(78.1 wt.%  $UO_2$ , 21.9 wt.%  $ZrO_2$ ) 189.2 kg을 slice형 실험용기에 설치하였다. C-100 핵연료는 TMI-2 중대사고시 원자로용기 하반구에 재배치되었던 노심용융물의 성분과 거의 비슷하다. C-100 핵연료는 완전히 산화된 Zr를 사용하기 때문에 열전도도가 낮고 용융온도가 매우 높다. 이와 같이 C-100 핵연료는 용융온도가 매우 높기 때문에 본 실험에서는 핵분열생성 산화물을 대표하는 1.8 wt.%(3.9 kg)의  $La_2O_3$ 와 1.2 wt.%(1.9 kg)의 FeO를 첨가하여 용융온도를 낮게 하였다. 중소형 실험 결과에 의하면 약 5 wt.%의 첨가물을 주입하면 C-100 핵연료 용융온도는 첨가물이 없을 때의 용융온도인 2600 °C보다 80 °C가 감소하여 2520 °C가 되었다. 그러나 이 첨가물 중의 Fe가 실험수행 중에 텅스텐 보호판과 반응하여 약 22 kg의 용융물이 누설되는 문제가 발생하였다.

실험수행 후 실험용기 내 면지에 대한 화학 성분조사를 수행한 결과, La(0.1 %), Fe(1%), Zr(2%), U(12.8%)가 각각 나타났다. 실험해체 후 처음으로 관측된 것은 텅스텐 보호판과 탄타늄 보조 보호판의 상부가 용융물에 의해 부식(erosion)되었다. 소량의 용융물이 실험용기 양 측면의 흑연판 히터와 반응하여 하부로 내려갔다.

실험 후 실험용기 모습을 보면 텅스텐 보호판이 손상되었고 텅스텐과 철이 반응하였다. 실험용기에 대한 실험 후 재료검사를 수행하여 다음과 같은 결과를 도출하였다.

- RASPLAV-AW-200-3 실험 수행 동안에 C-100 + FeO +  $La_2O_3$ 의 약 60 %이하가 용융되었다.
- FeO 첨가물이 텅스텐과 반응하여 탄타늄과 텅스텐의 보호판을 손상시켜 약 22 kg의 용융물이 누설되었다.
- 용융물과 용융되지 않은 핵연료 사이의 공간은 오목한(concave) 형태를 보여주었다.
- C-100 핵연료는 열전도도가 낮고 첨가물을 주입하여 용융온도를 감소시켰기 때문에 C-100 용융물은 깊게 누설되었으며, 하부의 용융되지 않은 핵연료 사이에서도 C-100 + FeO +  $La_2O_3$  용융물이 나타났다.
- C-100 + FeO +  $La_2O_3$ 의 용융물과 탄타늄, 텅스텐 보호판은 반응하였다.

- FeO와 La<sub>2</sub>O<sub>3</sub>의 첨가물은 다음과 같은 역할을 하였다.
  - Fe는 용융물에는 없었으나 용융되지 않은 핵연료와 벽 근처 및 W-Ta 보호판에는 약간 존재하였으며, 높은 휘발성 때문에 실험수행 후에 남아있는 양이 작았다.
  - La<sub>2</sub>O<sub>3</sub>는 실험수행 전의 양과 실험수행 후의 양이 거의 같았으며, U가 충분히 포함되지 않은 곳에서는 La가 발견되지 않았다.
- 누설된 약 22 kg의 용융물의 상태는 다음과 같다.
  - 누설된 용융물은 손상된 벽을 통하여 발견되었다.
  - 누설된 용융물은 탄소를 함유하고 있는 실험용기 물질들과 반응하였다.
  - 누설된 용융물은 U/Zr비가 1.5보다 작고 La의 함유량이 많은 등 실험용기 내에 남아있던 용융물과는 구성성분이 다소 다르게 나타났다.

AW-200-3 실험에서는 핵연료의 용융온도를 낮추기 위하여 첨가한 FeO의 Fe가 텅스텐 벽과 반응하여 용융물을 약 22 kg 누설시켰다. 용융물에 대한 실험 후 분석에 따르면 용융물이 균일하게 잘 섞인 것으로 나타나 완전히 산화된 U-Zr-O는 열 층상화가 발생하는 않는다는 결론을 도출하였다.

#### (4) RASPLAV-AW-200-4 실험

RASPLAV의 네번째 대형 실험인 RASPLAV-AW-200-4는 1999년 6월 9일 수행되었다[3.7.17, 3.7.18]. 본 실험의 수행 목적은 AW-200-1, 2 실험에서 용융물의 밀도차이에 따른 분리에 탄소가 미치는 영향을 확인하기 위하여 탄소 함유량이 0.04 wt.%로 거의 없고 U/Zr비가 1.2인 C-32(용융온도 2350 - 2370 °C)를 사용하였다. 용융물의 분리가 발생한 AW-200-1,2 실험에서는 용융물 제조 과정에 있어서의 문제 때문에 핵연료에 탄소가 약 0.3 wt.% 함유되었다. AW-200-1,2,3에서 초기 U/Zr비가 1.6을 사용하는데 반하여 본 실험에서 초기 U/Zr비를 1.2로 줄인 이유는 이 비가 miscibility gap을 형성하는 영역에 있으며, ZrO<sub>2</sub>와 텅스텐과의 반응을 방지하기 위해서였다. 또한 용융물 상부의 조건은 용융물이 액체상태에서 오랜시간 동안 정상상태를 유지할 수 있도록 단열조건을 사용하였다. 실험장치는 기존의 AW-200-2, 3

실험장치와 거의 동일하다. AW-200-4 실험에서는 AW-200-2, 3 실험장치와 비교하여 용융물과 실험용기와 반응 방지하기 위하여 두께 2 mm의 텅스텐 보호판을 이중으로 설치하였으며, AW-200-3 실험에서와 같이 텅스텐 보호판과 흑연판 사이에 3 mm 두께의 탄타늄 보조 보호판을 설치하였다.

본 실험에서는 내부직경이 390 mm이고 두께가 120 mm인 용기에 C-32 핵연료를 사용하여 실험하였다. 실험부 벽에서 철벽쪽의 10 mm는 C-100 핵연료를 사용하여 절연하였다. 열절연 벽과 주 용융물 설치 영역 사이에는 0.2 mm 두께의 텅스텐 포일을 사용하였다. AW-200-4 실험을 위하여 설치한 핵연료는 다음과 같다.

- C-32 핵연료 158.065 kg
- 실험용기의 상부 열 절연체로서 밀도가 높은 C-100 핵연료 15.995 kg과 다공성의 C-100 핵연료 9.703 kg
- 주 핵연료와 실험용기 벽 사이의 열 절연체로서 밀도가 높은 C-100 핵연료 5.76 kg과 다공성의 C-100 핵연료 2.88 kg

AW-200-4 실험 종료 후 실험용기 내부 모양을 보면 내부의 상당 부분 핵연료가 용융되었다는 것을 확인할 수 있다. 이 실험용기는 절단작업이 수행되었으며 절단 후 실험용기 모습으로부터 다음과 같은 사항을 확인하였다.

- 실험수행 동안 용융물 sampler는 용융되지 않은 영역의 핵연료에 위치하였다.
- 용융 핵연료의 표면은 실험용기 상부 100mm 하부에 형성되었다.
- 실험용기 상부에 설치한 열 절연체 C-100 핵연료는 거의 용융되지 않았고 소량이 용융되어 용융물에 합류되었다.
- 용융물 sampler는 6개가 용융물에 접촉하였고 한 개는 노출되었음
- 실험용기 벽의 일부가 용융되었다.
- 실험수행 동안에 주요 핵연료와 실험용기 벽 사이의 절연층 주변에 흠이 형성되었다.
- 텅스텐 보호기 내부는 용융되지 않은 핵연료, 용융 핵연료, 공동 등 세 영역이 형성되었다.

실험용기를 절단한 후 재료 검사를 수행하여 다음과 같은 결과를 도출하였다.

- 실험용기 내에 설치한 전체 핵연료 체적의 76 %가 용융되었다.
- 본 실험에서 사용한 핵연료 조건인 U/Zr이 1.33이고 탄소 함유량이 130 ppm에서는 열 증상화는 발생되지 않았다.
- 중앙 단면은 상부가 위로 향하는 호형태 등 용융 경계가 명확하였다.
- 실험용기 벽 체적 약 1 liter가 부분적으로 용융되어 하부로 누출된 것으로부터 용융 핵연료와 실험용기 벽이 반응하였다는 것을 확인할 수 있었다.
- U, Zr, O 배치에 대한 화학적 해석과 용융물 높이에 따른 U/Zr비는 다음의 결과를 보여주었다.
  - 용융물 sampler로부터 감지된 샘플은 U/Zr비가 일정하였다.
  - 용융물은 높이에 따라 크게 변화하지 않았다.
  - 높이에 따라 각 원소들은 거의 일정하여 용융물이 잘 섞였다.
- 용융물에서 U/Zr비는 Zr이 용융되지 않은 영역으로 이동하였기 때문에 초기의 1.2를 초과하여 1.33이었다.
- 용융물에서 이동된 Zr은  $ZrO_x$ 와 U, Fe, W, Ta와의 합성 금속으로 나타났으며, 거의 모든 영역에서 탄소 성분은 50-100 ppm 사이로 나타났다.

AW-200-4 실험에서는 용융상태에서 miscibility gap을 형성하는 C-32 핵연료 용융물도 탄소 성분 함유량이 작으면 용융물이 증상화되지 않는 것으로 나타났다. 또한 실험용기 상부를 가능한 단열조건을 사용하여 실험용기 내에 장착한 전체 초기 핵연료의 약 76 %가 용융되었다.

#### 나. 핵연료 사용 소형 용융물 실험

RASPLAV 공동연구에서는 대형 실험과 병행하여 실험의 기술적 문제 해결과 관련 물리적 현상을 규명하기 위하여 소규모 실험들을 수행하였다. 이들 실험은 핵연료 구성 성분, 사용 핵연료 양, 실험수행시 용융물의 최고 온도 등의 실험 목적에 따라 달리 명명한 TIGEL, KORPUS, TEREK, TULPAN 등의 소형실험, RASPLAV-A-liq, RASPLAV-AW-2.5,

RASPLAV-AD-2.5, TULPAN, TF, STF 등이 있다. 실제 핵연료 약 12 kg 을 사용하여 1995년 2월에 수행된 RASPLAV-AW-2.5 실험에서는 slice 모형에서의 벽면 가열 방법의 적용 가능성을 확인하였고[3.7.19], 실제 핵연료 약 40 kg을 사용하여 1995년 8월에 수행된 RASPLAV-AD-2.5 실험에서는 직접 전기 가열 방법을 통한 노심용융물의 가열은 높은 전기 전도도와 Lorentz 힘(force)의 영향 때문에 한계가 있음을 확인하였다[3.7.20]. 이와 같은 소형 실험에서는 대형 용융물 실험에 사용할 용융물을 선정하고 대류, 급냉(rapid quenching), 첨가물의 존재 등이 U-O-Zr-Fe 용융물의 열 충상화 발생에 미치는 영향과 각 금속들 사이의 반응 등을 평가하였다. 본 항에서는 많은 실험을 수행한 TULPAN, TF, STF 실험에 대하여 상세히 분석하였다.

### (1) TULPAN 실험

소량의 핵연료를 사용하는 TULPAN 실험의 수행 목적은 노심용융물과 원자로용기 하부 반구 사이의 물리적·화학적 반응을 연구하는 것이다. 특히 노심용융물의 열 충상화 과정을 중점적으로 연구하였다[3.7.21, 3.7.22]. TULPAN의 첫번째 실험인 T1 C-22는 최대 출력 250 kW의 유도전력을 공급하여 C-22 핵연료 8.64 kg을 200 kW 용량의 텅스텐으로 제작하여 흑연 가열기를 가진 유도 도가니(gas vacuum induction crucible with the graphite heater)에서 용융하여 실험을 수행하였다. 이 실험에서 사용한 실험 용기는 내부 직경이 70 mm, 높이가 360 mm인 텅스텐 실린더 도가니가 흑연용기 내에 설치되어 있으며, 도가니와 용기 사이에는 탄타늄으로 제작한 보호장치(protector)를 설치하였다. 이 실험에서의 주요 측정은 2개의 pyrometer를 이용한 용융물과 heater의 온도, 3개의 W/Re 열전대를 이용한 실험용기 외벽온도, 실험장치 주요부 온도, 유도 가열로 출력, 실험장치 내 공기압력 등이다. TULPAN T1 C-22 실험에서는 분당 평균 약 11 C의 가열율로 2600 °C에 도달하게 한후 약 15분동안 정상상태에 도달하게 하였다. 실험수행 결과 핵연료가 용융한 상태에서 압력이 약 1.75 kgf/cm<sup>2</sup>까지 상승하였으며, 용융물이 실험 도가니 재질들과 많이 반응한 것을 보여주었다.

1996년 9월 6일 수행된 TULPAN의 두번째 실험인 T2 C-22는 T1 실험장치보다 측정장치와 텅스텐 subprotector를 개량하여 이를 종합적으로 점검하기 위하여 수행하였다. 따라서 첫번째 실험인 T1 C-22와 같이 C-22 핵연료 8.5 kg을 텅스텐 도가니에서 용융하여 실험을 수행하였다. 이 실험의 실험장치 및 계측장치는 첫번째 실험과 거의 동일하였으나, 실험수행중 용융

물의 누설을 방지하기 위하여 실험 도가니를 보강하였다. 실험 도가니의 크기는 직경 70 mm, 높이 360 mm 로서 T1 C-22와 같았으며, 측정장치도 거의 같다. 그러나 용융물의 누설을 방지하기 위하여 실험도가니 하부에 W-Mo 감시기를 장착하였으며, 실린더 높이 방향으로 T1의 탄타늄으로 제작한 감시기를 대신하여 용융온도가 다소 높은 텅스텐과 탄타늄으로 제작한 감시기를 설치하였다. 이 실험동안 핵연료는 2500 °C 이상의 온도에서 약 1시간 30분동안 지속되었으며, 용융물의 피막층이 냉각벽에 형성되었다.

TULPAN T-3 실험은 등온조건에서 용융물의 증상화 과정동안 노심용융물의 물리적 화학적 특성을 규명하기 위해서 1997년 2월 14일(T-3.1)과 5월 13일(T-3.2)에 각각 수행되었다. T-3 실험을 두차례 수행한 이유는 첫번째 실험에서 도가니가 용융물에 의해 손상되어 실험을 성공적으로 수행할 수 없었기 때문이다. 즉, T-3.1 실험에서는 핵연료 용융물의 온도가 약 2,600 °C까지 상승하여 도가니가 손상되어 핵연료 용융물과 graphite가 반응하여 10-15초에 약 500 리터의 기체가 생성되었다. 따라서 T-3.2 실험에서는 실험장치를 보완하여 실험을 성공적으로 수행하였다.

TULPAN T-3.2 실험에서는 밀폐된 실린더형의 텅스텐 도가니 내에 C-22 핵연료 8.56 kg을 넣고 등온조건으로 핵연료를 용융시켰다. 이 실험의 실험수행 최고 온도는 약 2580 °C였으며, 이에 따라 핵연료가 완전히 용융되었으며, 용융된 핵연료는 열적으로 증상화되었다. 즉, RASPLAV-AW-200 대형실험에서 규명된 핵연료 용융물의 밀도차이에 따른 증상화 현상은 TULPAN T3.2 실험에서도 밝혀졌다. TULPAN 실험용기는 RASPLAV-AW-200 실험용기보다 작았기 때문에 용융물층의 체적은 매우 작게 나타났으나, 고밀도 용융물층에 대한 저밀도 용융물층에 대한 비는 AW-200-1 실험결과와 비슷하게 나타났다.

TULPAN T-4 실험은 노심용융물의 고화 피막층 형성과정에 대한 물리적 모델을 검증하기 위하여 1997년 6월 10일 수행되었다. 이와 같은 실험수행 목적을 달성하기 위하여 이 실험에서는 1.51 kg의 C-100 핵연료를 텅스텐 도가니에 넣고 텅스텐 외벽을 냉각하여 텅스텐 내벽에 피막층을 형성시켰다. 실험수행동안 용융물의 최대온도는 2730 °C였으며, 실험용기 하부에 고밀도 핵연료가 많이 재배치된 것으로 나타났다.

TULPAN T-5 실험은 C-100 핵연료의 열 증상화를 평가하기 위하여 1997년 12월 25일에 수행되었다. T-5 실험에서는 높이 200 mm, 직경 800 mm인 텅스텐 도가니에 용융온도가 2570 °C인 C-100 핵연료(U-67.76,

Zr-16.76, C-0.009 wt%) 6.344 kg을 장착하였다. 용융물의 온도를 측정하기 위하여 pyrometer와 W/Re 열전대를 설치하였으며 핵연료의 용융을 감지하기 위하여 용융감지기를 설치하였다. 실험수행 동안 핵연료가 완전히 용융되었으며, 이때 온도는 2580 °C까지 상승하였다. 중앙 pyrometer에는 CO가 방출되어 진공인 방의 압력이 상승하였다. 실험 후 실험용기를 조사한 결과 초기에 설치한 핵연료는 완전히 용융하였고 텅스텐 도가니는 높이의 약 절반 정도가 손상되어 약 40 %의 핵연료가 누설되었다. 실험 후 분석결과 U/Zr 비는 하부에서 높이 나타났으나 열 증상화는 발생되지 않았다. 즉, RASPLAV-AW-200-3 대형실험에서와 같이 C-100 핵연료 용융물은 열 증상화가 발생하지 않는다는 것을 확인하였다.

TULPAN T-6 실험은 RASPLAV-AW-200-4 대형 용융물 실험에서 사용한 C-32 핵연료(U/Zr = 1.2)의 냉각 철판과의 물리적·화학적 반응을 연구하기 위하여 1999년 12월 16일 수행되었다[3.7.23]. 원자로용기 탄소강으로 제작된 실험용기는 직경 340 mm, 높이 120 mm였으며, TULPAN 실험장치 하부에 설치하였다. C-32 핵연료는 내부직경 86 mm, 외부 직경 110 mm인 slice 셀에 12 mm두께, 43 mm 깊이의 크기에 6개(1.65 kg)를 설치하였으며, 핵연료 사이의 간극에는 핵연료 가루를 삽입하였다. C-32 핵연료 상부는 외경 86 mm, 두께 3-4 mm의 텅스텐 radiation receiver를 설치하였다. 실험용기와 흑연 히터 사이의 열절연은 150 mm 두께의 TKM(Top Lid Frame)과 50 mm두께의 탄탄늄 포일로 구성하였다. T-6 실험 중에 히터의 온도는 약 3400 °C까지 상승하였고 용융물의 온도는 약 2500 °C까지 상승하였다. 실험용기 내 첼의 온도는 약 1350 °C까지 상승하였고 출력은 30 - 85 kW, 실험 수행 시간은 약 7시간이었다. 실험수행 결과, 용융물과 첼이 많이 반응하지 않은 것으로 나타났다.

## (2) TF 실험

TF 실험은 핵연료 약 3-5 kg를 이용하여 RASPLAV-AW-200 대형 용융물 실험을 보조하기 위하여 수행한 실험이다[3.7.24, 3.7.25]. 탄소가 핵연료 용융물의 증상화에 미치는 영향을 분석하기 위하여 TF-1과 TF-2 실험이 수행되었다. TF-1 실험은 C-22 핵연료 3.7 kg에 탄소 성분이 0.013 wt. %가 포함되어 있고 TF-2 실험은 C-22 핵연료 3.9 kg에 탄소 성분이 0.3 wt. %가 포함되어 TF-1보다 탄소가 많이 포함되어 있다. TF-1,2 실험을 위한 실험용기는 직경이 50 mm, 높이가 230 mm인 실린더이다. 탄소가 적게 함

유된 용융물을 사용한 TF-1은 높이에 따라 U/Zr비가 1.6정도로 초기의 U/Zr비와 거의 같게 나타나 용융물의 증상화기 발생하지 않았다. 그러나 RASPLAV-AW-200-1,2 대형실험에서와 같은 양의 탄소를 함유한 용융물을 사용한 TF-2 실험에서는 상부 약 40 mm의 U/Zr비가 작게 나타나 용융물이 열충상화된 것을 알 수 있다. 따라서 C-22 핵연료에서 탄소가 약 0.3 wt. % 이상 함유되면 용융물이 열충상화되는 것을 확인하였다.

용융물의 온도가 액화온도보다 낮고 고화온도보다 높을 때 핵연료 용융물과 텅스텐과의 반응을 연구하고 핵연료 용융물에서 샘플을 만들수 있는 기술적 방법론을 개발하기 위하여 TF-4 실험을 1999년 1월 12일에 수행하였다. TF-4 실험에서는 C-18(U 67.5 wt.%,  $Zr_{total}$  21.9 wt.%,  $Zr_{free}$  17.9 wt.%, O 10.5 wt.%) 핵연료 3.49 kg을 사용하였다. 실험용기는 직경이 약 55mm, 높이가 280 mm인 실린더 형태이며, 용융물 샘플을 위하여 샘플 probe를 설치하였다. 실험용기는 텅스텐 도가니이며, 용융물의 온도를 측정하기 위하여 pyrometer를 설치하였다. 실험은 약 0.2 기압의 아르곤 기체 환경에서 약 4시간 30분 동안 수행되었다. 실험종료 후 실험용기 해체로부터 용융물이 누설되어 실험용기 하부로 떨어진 것을 확인할 수 있었다. 즉 실험수행동안 Zr이 텅스텐과 반응하여 용융물이 누설되어 RASPLAV-AW-200-4 실험에서는 TF-4 실험에서 사용한 C-18 핵연료보다는 산화물이 더 많은 핵연료를 사용해야 된다는 결과를 도출하였다.

RASPLAV-AW-200-4 대형 실험에 사용할 핵연료 종류를 결정하기 위하여 TF-4 실험에 이어 TF-5 실험을 1999년 3월 4일에 수행하였다. 이 실험에서는 C-32 핵연료 3.555 kg을 사용하여 용융물과 텅스텐이 반응하는 가를 평가하였다. 실험용기 크기는 TF-4 실험용기와 같았다. 실험수행 후 실험용기를 살펴본 바에 의하면 장착된 핵연료는 모두 용융되었으나 실험용기는 손상되지 않았다. 따라서 TF-5 실험결과로부터 RASPLAV-AW-200-4 실험에서는 핵연료로 C-32를 사용하기로 결정하였다.

### (3) STF 실험

RASPLAV-AW-200 대형실험을 보조하기 위하여 핵연료 약 1kg 이하를 사용하는 소형 실험인 STF를 약 46회 수행하였다. STF 실험장치는 직경 30 mm인 유도가열로 내에 직경 6 mm, 두께 0.7 mm, 높이 50 mm의 실린더형 실험용기 도가니를 설치하고 용융물의 온도를 측정하기 위하여 pyrometer를 설치하였다. STF-1부터 10까지의 실험은 핵연료 용융물의 열



층상화를 평가하기 위하여 핵연료 구성 성분이 다양한 핵연료를 사용하여 실험을 수행하였다. 즉, STF-1-10까지의 실험에서는 C-22, C-50, C-100, C-10 핵연료 약 50 g을 직경이 12.4 mm, 높이가 50 mm이거나(STF-1-8) 직경이 16 mm, 높이가 35 mm인(STF-9-10) 실린더 용기에 장착하여 사용하였다. C-22 핵연료에 탄소를 0.3 wt. % 첨가한 실험에서는 핵연료 용융물의 층상화가 발생하였다. 그러나 C-50과 C-100을 사용한 실험에서는 탄소 함유량에 상관없이 용융물의 층상화가 발생하지 않았고 C-10 실험에서는 탄소 함유량이 작아서 열 층상화가 발생되지 않았다.

STF-12-17까지의 실험은 핵연료 용융물에 첨가제로 주입한 철이 텅스텐과 반응하는 정도를 평가하기 위하여 수행하였다. 즉, RASPLAV-AW-200-3 실험에서 사용한 C-100 핵연료의 용융온도를 감소시키기 위하여 첨가한 철이 텅스텐 보호판과 반응하는 정도를 파악하기 위하여 수행하였다. 그 결과, 철이 텅스텐을 다소 부식시키는 것으로 나타났다.

RASPLAV-AW-200-4 실험에 사용할 핵연료를 선정하기 위하여 STF 실험을 많이 수행하였다. 이 실험들에서는 RASPLAV-AW-200-1,2 대형 용융물 실험에서 열 층상화가 발생한 C-22 형태의 핵연료를 사용하였다. 즉, 탄소성분의 함유량이 150 ppm 보다 작은 아주 소량이고 U-Zr-O의 상변화도에서 miscibility 간극이 형성되는 C-22 형태의 핵연료를 사용하여 실험수행 동안에 실험용기가 건전성을 유지하고 용융물이 열층상화가 되는 가를 평가하였다. 이들 결과를 이용하여 RASPLAV-200-4 실험 조건을 결정하였다.

RASPLAV-AW-200-4 실험을 최종적으로 점검하기 위하여 STF-44와 STF-46 소형 용융물 실험을 수행하였다[3.7.26]. 이 실험들에서는 완전히 용융된 핵연료 용융물과 텅스텐 보호판과의 반응, 용융물에서의 U, Zr의 배치, 용융물 높이에 따라 Mo와 Nb 핵분열 생성물의 배치 등을 평가하였다. STF-44에서는 C-32 핵연료를 사용하였고 STF-46에서는 C-31 핵연료를 사용하였다. STF-46 실험용기는 높이가 172mm로서 높이가 102 mm인 STF-44 실험용기보다 실린더이다. STF-44와 STF-46은 용융물 사용량이 달라 영역의 크기는 다르지만 거의 같은 형태로 나타났다. 두 실험 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 텅스텐 실험용기 내에 C-32 핵연료가 완전히 용융되어도 누설이 발생되지 않았다.

- 탄소의 첨가는 Zr과 텅스텐의 반응을 감소시켰다.
- C-32 핵연료는 열 증상화가 발생하지 않았다.
- Mo 핵분열 생성물은 초기량이 변화없이 균일하게 분포하나, Nb 핵분열 생성물은 용융되지 않은 핵연료에는 초기량과 같았으나 용융 영역에는 약 1/3로 감소하여 균일하게 분포하였다.

#### 다. Salt 실험

원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 하반구에서 노심용융물의 거동을 실제 노심용융물을 사용하여 종합적으로 실험하고 있는 RASPLAV 프로젝트에서는 대형 핵연료 사용 실험에서 Ra수를  $10^{17}$ 까지 높일 수 없고 측면가열을 하는 등 실제 노심용융물의 자연대류 열전달을 모의하지 못하는 면을 보완하기 위하여 Salt 실험을 수행하였다. Salt 실험에서는 용융 Salt를 사용하여 하반구 내에서 중요한 열전달 현상인 용융물의 고화 피막층(crust) 형성시 자연대류 열전달에 대한 실험을 수행하고 있다. 이 실험의 주요 목적을 정리하면 다음과 같다.

- 핵연료 용융물의 측면가열과 내부 직접 가열시 용융물의 자연대류 열전달 특성을 비교·평가하였다.
- 핵연료 용융물의 피막층 형성이 용융물의 자연대류에 의한 열속 분포에 미치는 영향을 평가하였다.
- 핵연료 용융물의 고화온도와 용융온도 차이 때문에 발생하는 mushy 영역이 용융물 내의 자연대류 열전달에 미치는 영향을 평가하였다.
- Ra 수가 높고, mushy 영역과 피막층이 존재하는 경우에 대한 용융물의 자연대류 열전달에 대한 해석 모델을 검증하고 평가하였다.

이와 같은 실험 수행목적 달성을 위하여 RASPLAV 제 1단계 연구 Salt 실험에서는 실험 인자인 가열방법(측면가열, 직접 전기가열)과 사용 Salt 종류(NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 8-92, NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 25-75, Li-NaF, KF) 등에 따라 총 8차례의 실험을 수행하였다[3.7.27, 3.7.28]. 이 실험은 1995년 10월에 scoping 실험을 시작하여 1996년 5월에는 첫번째 실험으로서 용융물로 eutectic 물질인 8NaF-92NaBF<sub>4</sub> 합성물을 사용하여 수행하였으며, 이후 실험 시설을 개선하여 1996년 9월에 두번째와 세번째 실험을 수행하였다. 1997년

4월에는 용융물의 직접 전기가열(Direct Electrical Heating) 실험을 하여 기존에 수행한 측면가열(Side Wall Heating) 실험결과와 비교·분석하는 네번째 실험을 수행하였으며, 1997년 5월에는 용융물로 25Na-75NaBF<sub>4</sub>를 사용, 측면가열하여 용융온도와 고화온도가 거의 같은 경우와 아주 많은 차이가 있는 경우에 대한 다섯번째 실험인 S5를 수행하였다. 이때 사용한 25Na-75NaBF<sub>4</sub>는 용융온도가 610 °C이고, 고화온도가 384 °C로서 용융온도와 고화온도 차이가 매우 크다. 1997년 6월에는 여섯번째 실험으로서 기존에 사용하였던 salt보다 Pr수가 작은 46.5Li-11.5NaF-42KF물질을 사용하여 실험을 수행하였으나 실험수행 중 실험장치가 다소 손상되었다.

RASPLAV Salt 실험에서는 용융물 직접가열과 측면가열의 두 가열방법이 있다. 용융물을 직접 가열하는 방안은 양 측면에 니켈 전극(electrode)을 설치하고 이들에 OCY-20 전원을 연결하여 salt가 저항체 역할을 함으로써 열을 발생시키는 것이다. 용융물을 측면 가열하는 방안은 양 측면에 니켈 전극을 제거하고 이들 위치에 히터(heater)를 설치하여 OCY-20 전원을 연결하는 것이다. 측면가열할 때 사용하는 히터는 철로 만든 것으로서 하나의 크기가 7 x 30 mm, 전기 출력이 최대온도 1000 °C에서 6kW로 설계되었고 열출력을 균일하게 하기 위하여 이들은 열전도도가 좋은 boron nitrite물질을 사용하여 절연 코팅(coating)한 후 균일하게 양측면에 배치하였다. 이들 장치의 냉각은 49 NaNO<sub>2</sub> - 7NaNO<sub>3</sub> - 44KNO<sub>3</sub> 합성물을 사용하였으며, 이들은 공기와의 열교환으로 냉각된다.

실험은 외부 히터를 이용하여 실험장치를 분당 2 °C로 서서히 균일하게 가열하면서 시작한다. 이차측 salt 탱크의 온도가 120 °C에 도달하면 아르곤 기체를 주입하고 탱크내의 49 NaNO<sub>2</sub> - 7NaNO<sub>3</sub> - 44KNO<sub>3</sub> 혼합물을 용융시키고 NaF-NaBF<sub>4</sub>가 주입된 탱크는 350 °C에 도달하면서 이들을 용융시킨다. 이때 전 계통은 예열시킨다. 이와 같이 salt 혼합물을 용융시킨 후에는 측면의 히터를 이용하여 용융물의 온도를 일정하게 증가시키면서 실험을 수행한다. 실험장치 측면에 설치된 히터에서 발생된 열량은 외부로 손실된 양을 제외하고 모두 실험용기 내로 전달된다. 실험용기 내에 전달된 열은 상부로는 복사로 열전달되고 하부로는 자연대류로 열전달된다.

용융물의 자연대류에 대한 실험결과는 미국의 UCSB에서 수행한 Mini ACOPO 실험결과[3.7.29]와 UCLA에서 수행한 실험결과[3.7.30]와 비교·분석한 결과 열속이 거의 비슷하게 나타났다. 용융물 외곽에 고화 피막층이 없는 경우의 열속이 피막층이 있는 경우보다 조금 높게 나타났다. 측면을 가열한

경우와 직접 가열한 경우는 Ra수 변화에 따라 Nu수가 거의 같게 나타나 측면가열 실험결과의 정당성을 확보할 수 있었다.

용융물의 피막층 형성이 있고 없을 때의 경계조건에 따라 두차례 Salt 실험을 수행하였다. 1999년 7월에 수행된 S2-1 실험은 NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 25-75인 Salt를 사용하여 측면가열하고 용융물 상부 경계조건이 피막층이 없는 단열 경계조건에서 수행하였다. 2000년 3월에 수행된 S2-2 실험은 NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 30-70인 Salt를 사용하여 측면가열하고 용융물 상부 경계조건이 피막층이 있는 등은 경계조건에서 수행하였다.

S2-1 실험은 고화온도와 용융온도가 달라 고상과 액상이 공존하는 mushy 영역이 존재하는 NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 25-75인 유테틱이 아닌 Salt를 사용하여 실험하였다. 본 실험의 수행 목적은 유테틱이 아닌 Salt의 준 정상상태(quasi steady state) 피막층 형성 영역을 연구하는 것이다. 본 실험에서는 측면가열 방법을 사용하였으며, 상부는 단열 경계조건, 외벽은 등은 경계조건을 사용하여 피막층이 형성되게 하였다. S2-1 실험 수행 결과 피막층의 열전도도는 1.4 W/m·K로 나타났으며, 상 변화도(phase diagram)의 불확실성으로 해석모델과 실험결과가 조금 차이를 보이는 것으로 나타났다.

S2-2 실험은 S2-1 실험과 거의 비슷한 조건에서 수행하였다. 즉, 고화온도와 용융온도가 달라 고상과 액상이 공존하는 mushy 영역이 존재하는 NaF-NaBF<sub>4</sub> 비가 30-70인 Salt를 사용하여 실험하였다. 본 실험의 수행 목적은 유테틱이 아닌 Salt 용융물의 상부와 하부의 경계에 피막층이 형성되었을 때 열전달 과정을 연구하는 것이다. 본 실험에서는 측면가열 방법을 사용하였으며, 상부와 외벽은 등은 경계조건을 사용하여 피막층이 형성되게 하였다. S2 실험결과는 S2-1과 거의 비슷하게 나타났다.

지금까지 RASPLAV salt 실험 수행결과 다음과 같은 결과를 도출하였다.

- 내부발열하는 용융 pool과 측면가열하는 용융 pool에서의 국소 Nu 무차원수는 비슷하게 나타났으며, 총 열전달양도 비슷하게 나타났다.
- 용융물의 피막층이 있는 경우의 Nu수가 피막층이 없는 경우보다 조금 낮게 나타났으나 급격한 감소는 발생하지 않았다.
- CONV-3D를 이용한 측면가열과 내부발열 용융물의 자연대류 해석결과 실험결과와 거의 일치하였다.

## 라. CONV 2&3D 전산코드 개발

RASPLAV 프로그램에서는 용융물의 피막층 형성이 있는 자연대류 열 전달과 용융물 주변 구조물과의 전도열전달을 모의하기 위하여 해석모델을 설정하고 전산코드인 CONV-2D,3D를 개발하였다[3.7.31, 3.7.32]. CONV-2D는 2차원 해석 프로그램이고 CONV-3D 프로그램은 3차원 해석 프로그램이다. 이 전산코드에서 사용한 기본 방정식은 Boussinesq 가설을 사용한 비정상 Navier-Stokes 방정식과 에너지 방정식이다. 주어진 운동량방정식과 에너지 방정식은 Operator-splitting 차분법을 사용하여 풀이하였다.

CONV-3D 프로그램의 기본 흐름도는 기본적인 경계 및 초기조건과 물성치를 설정한후 온도, 압력, 속도 등을 계산하며, 시간경과에 따라 이 과정을 반복 수행한다. CONV-2D와 3D를 활용하기 위해서는 \_geo.inp, \_key.inp, \_prop.inp의 세 입력 파일을 준비해야 한다. 이들 세 입력파일중 \_geo.inp 파일에는 계산을 수행할 영역 설정, 경계조건 등을 입력하고, \_key.inp 파일에는 시간과 상수 등을 지정하며, \_prop.inp 파일에는 계산영역 내의 재질에 대하여 입력한다. RASPLAV 프로젝트에서 개발한 CONV-2&3D 전산코드는 한국원자력연구소에서 도입하여 SUN 컴퓨터에 설치하여 국내 피막층 형성 실험결과를 검증하였으며, 차후 실제 원자로용기 하반구에서의 용융물의 피막층 형성과 자연대류 열전달 해석에 유용하게 사용될 수 있다.

## 3. MASCA 주요 연구내용 및 결과

1994년 7월 1일부터 2000년 6월 30일까지 6년 년동안 수행되었던 OECD/NEA 주관 RASPLAV 연구를 통하여 중대사고시 원자로용기 하반구에서 노심용융물의 열적 거동에 대한 많은 현상이 규명되었다. 그러나 핵분열 생성물이 노심용융물의 열적 거동에 미치는 영향은 거의 연구가 수행되지 않았고 산화용융물이 열층상화되는 원인도 아직 확실하게 규명되지 않았으며, 노심용융물의 열적거동에도 아직 불확실성이 다소 남아 있다. 이와 같은 외벽냉각시 노심용융물 거동의 불확실성을 규명하기 위하여 OECD/NEA에서는 RASPLAV 프로그램의 후속으로 MASCA (MAterial SCALing) 프로그램을 수행하기로 결정하였다. MASCA 프로젝트의 주 수행 목적은 다음과 같다.

- 증상화된 노심용융물의 열전달에서 화학적 거동 영향을 연구하며 U-Zr-Fe-C 노심용융물의 증상화 발생 가능성을 연구하였다.
- 노심용융물에서 핵분열 생성물의 거동을 연구하였다.
- 용융물의 물성치를 측정하였다.
- 용융물의 화학적 거동 등에 대한 전산모델을 개발하였다.

이와 같은 목적을 달성하기 위하여 다음과 같은 실험 항목을 결정하였다.

1. 용융물의 증상화와 두 층에서의 주요 성분 배치에 대한 실험
  - 1.1 열 증상화 기구에 대한 연구
  - 1.2 핵분열생성물 거동에 대한 연구
  - 1.3 증상화된 산화물 층에서 노심물질들의(U, Zr, Fe, O, B, FP) 배치에 대한 연구
2. 용융물의 물성치 data를 확장함
3. 대형 용융물 확인 RCW 실험
4. 증상화된 용융물에서의 열전달 Salt 실험

1.1에 대한 연구는 산화가 완전히 되지 않은 용융물의 열 증상화, 용융물의 온도가 용융온도보다 높고 산화온도보다 낮을 때 열 증상화 과정, 용융물에서의 보론(Boron)의 거동과 보론이 열증상화에 미치는 영향 등에 대한 소규모 실험인 STFM을 수행하였다. 이들 실험수행 결과, C-32 핵연료 용융물에서는 탄소의 함유량이 0.2 wt% 보다 많을 때 열 증상화가 발생하였으며, 2200 °C 온도에서 약 60분 동안 노출된 경우 증상화가 발생하였으나 온도가 2150 °C 이하나 2300 °C 이상에서는 증상화가 발생하지 않았다.

1.3에 대한 연구는 용융물에서 Zr이 산화물과 금속용융물 사이에서 미치는 영향을 평가하기 위하여 MA-1[3.7.33]과 MA-2 실험 및 TULPAN T-7[3.7.34]을 수행하였다. MA-1과 MA-2 는 MASCA 연구를 위하여 새로 Cold Crucible을 사용하는 실험용기를 제작하여 러시아의 St. Petersburg에서 수행되었으며, TULPAN T-7 실험은 RASPLAV 연구에서 제작한 TULPAN 실험시설에서 수행하였다. MA-1 실험은 C-32 용융물 1.3 kg과 철 0.2 kg을 사용하여 완전히 산화되지 않은 용융물과 철과의 반응에 대한 실험을 수행하였으며, MA-2 실험은 C-70 용융물 1.3 kg과 Fe, Ni, Cr로 구

성된 철 0.2 kg을 사용하여 완전히 산화되지 않은 용융물과 철과의 반응에 대한 실험을 수행하였다. TULPAN T-7 실험은 C-32 핵연료 3.52 kg과 C-100 핵연료 1.14 kg에 순수 Fe 1.4 kg을 주입하여 수행하였다. MA-1과 MA-2 실험은 30분동안 최대온도 2500 °C까지 상승시켜 수행하였으며, TULPAN T-7은 60분동안 최대온도 2500 °C까지 상승시켜 수행하였다. 이들 실험 수행결과, 용융금속인 철이 산화되지 않은 핵연료 용융물에서 U와 Zr을 추출하여 금속용융층의 밀도가 산화층보다 상승하였다. 따라서 금속용융물층이 산화용융물층 밑으로 이동되는 결과가 나타났다. 이 결과는 아직 불확실성이 많지만 RASPLAV 실험에서의 산화용융물층의 열 층상화 현상 발견에 이어 용융물 내부 열속 결정에 중요하게 영향을 미치는 현상 발견이다.

1.2에 대한 연구로서 14번의 STFM-FP 실험을 준비하고 있고 1.2와 1.3에 대한 연구로서 MA-3와 MA-4 실험을 준비하고 있다. 2와 관련해서는 TIGEL 실험시설에서 C-32와 C-70 핵연료의 밀도, 용융온도, 고환온도를 측정하였고 점도 측정을 추진 중에 있다. 3의 연구와 관련해서는 RCW 실험을 C-32 핵연료를 사용하여 탄소가 함유량이 작은 철과 Mo, Ru, Sr, Ba, La, Ce 등의 핵분열 생성물을 첨가하여 2450 °C에서 약 30분 수행하는 1차례 계획하고 있다. 4의 연구와 관련해서는 층상화된 용융물층에서 열전달 특성을 평가하기 위하여 S 3-1과 S 3-2의 두 실험을 수행할 계획이다.

#### 4. 종합 결과 고찰 및 활용방안

6년 동안의 RASPLAV 연구결과, 다음과 같은 주요 결과를 도출하였다.

- RASPLAV-AW-200-1,2 대형 용융물 실험 및 소형실험에서 산화 용융물층의 열 층상화를 보여주었다. 열 층상화는 아직 핵분열생성물, 구조물질의 산화물, 탄소 등의 함유에 따라 불확실성이 많이 존재하나 탄소 성분이 0.3 wt/% 이상일 때 열 층상화가 발생한다.
- 노심용융물의 자연대류 열전달 양이 용융 Salt 실험결과와 근접하게 나타난 결과로부터 기존에 상사 용융물 실험결과로부터 얻은 높은 Ra수에 대한 결과를 노심용융물의 자연대류 열전달량 계산에 사용할 수 있음을 확인하였다.

- 유테틱이 아닌 Salt 실험결과를 이용하여 개발한 해석모델은 mushy 영역의 열전달을 해석하는데 사용할 수 있고 mushy 영역은 노심용융물의 자연대류 열전달에 큰 영향을 미치지 않는다.

RASPLAV AW-200 대형 용융물 실험에서 규명한 가장 중요한 결과는 핵연료 용융물의 열 증상화 현상이다. 즉, AW-200-1 실험에서는 준 정상 상태에서 핵연료 용융물이 조금 분리되었으며, AW-200-2 실험에서는 준 정상 상태에 도달하지는 못하였으나 핵연료 용융물이 많이 증상화되었다. 이와 같은 핵연료의 열 증상화 현상은 중대사고시 노심용융물의 해석할 때 두가지 주요 현상을 평가해야 된다. 첫째, 핵연료 용융물층의 높이에 따라 U/Zr 비가 변화함에 따라 용융물의 물성치인 밀도, 열전도도, 용융온도, 흘러내림 온도가 변화한다는 것이다. 따라서 용융물층에서의 물성치 변화를 용융물층 해석에 반영해야 한다. 둘째, 핵연료 용융물층의 밀도에 따른 분리는 용융물층 내부에서의 부력 때문에 발생하는 자연대류 열전달에 영향을 많이 미친다.

지금까지 기존의 핵연료 용융물에 대한 해석은 원자로용기 하반구에서의 노심용융물은 밀도가 높은 핵연료 용융물과 밀도가 작은 금속용융물층으로 분리되고 각 층에서 각각 열전달이 발생한다고 고려하였으나 RASPLAV-AW-200 실험결과, 핵연료 용융물층도 밀도가 작은층과 밀도가 큰 층으로 구분되어 열전달 현상이 발생하는 것으로 규명되었다. 열 증상화는 순수 Zr이 다소 포함된 용융물에서 탄소가 많이 영향을 미치는 것으로 나타났으며, 완전히 산화된 핵연료 용융물은 열 증상화가 발생되지 않는다. 이와 같은 열 증상화는 원자로용기 외벽냉각시 원자로용기 하반구에서 자연대류 열전달을 변화시켜 원자로용기에 가해지는 열부하를 변화시키기 때문에 매우 중요하다. 특히 국내 표준원전은 B<sub>4</sub>C 제어봉을 사용하고 있기 때문에 노심용융물에 탄소가 충분히 포함될 수 있어 노심용융물이 열 증상화될 수 있다.

RASPLAV 연구를 통하여 원자로용기 하반구에서 노심용융물의 거동에 대해 많은 이해를 얻을 수 있었다. 그러나 외벽냉각시 원자로용기 하반구에서 노심용융물 거동 및 냉각 쟁점을 해결하기 위해서는 아직도 다음과 같은 불확실성이 존재하고 있다.

- 원자로용기 하반구에 노심용융물 풀이 형성되는 과정은 발전소 내부 구조물과 중대사고 전개과정에 따라 매우 복잡하기 때문에 불확실성이 많다. 현재 개발된 중대사고 해석 전산코드들은 노심용융물이 원



자로용기 하반구로 떨어지는 과정을 간단하게 모의하고 있으며 보수적인 가정을 사용한다. 따라서 쟁점해결을 위해서는 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재재치되는 과정에 대한 상세 모델을 개발해야 하고 개발된 모델은 발전소 고유 중대사고 해석에 사용할 수 있도록 해야 한다.

- U-Zr-O-Fe 용융물에서 miscibility 간극의 형성, 산화물의 용해, 용융금속의 혼합 등에 대한 실험결과가 불충분하기 때문에 추가적인 연구가 필요하다.
- 피막층 형성과 증상화와 같은 용융물의 화학적 반응과 거동에는 노심 파편의 다공성, 가열율, 탄소와 Boron 화합물 등이 많은 영향을 미쳐 아직 불확실성이 많이 남아 있으므로 이의 규명이 필요하다.
- 노심용융물에서 휘발성 용융물의 증발을, 고체와 액체 사이의 핵분열 생성물 배치, 붕괴열 배치 등에 대한 연구는 아직 거의 수행되지 않았기 때문에 추가 연구가 필요하다.

국내의 APR 1400 원전이 원자로용기 외벽냉각(external vessel cooling)으로 원자로용기 건전성을 확보하는 방안(In-Vessel corium Retention)을 채택함에 따라 RASPLAV 연구결과는 이의 평가에 직접적으로 활용할 수 있다. 미국의 AP 600과 같은 중소형 원전과는 달리 대형 원전인 차세대 원전은 열적 여유도가 작기 때문에 이 방안을 정확하게 평가하기 위해서는 원자로용기 내에서 원자로용기로 가해지는 열적 부하와 원자로용기 외벽냉각으로 제거할 수 있는 열량을 정확하게 결정하여야 한다. 다소의 불확실성은 남아 있지만 원자로용기 외벽냉각으로 제거할 수 있는 열량은 기존의 연구결과로부터 결정할 수 있는 반면 전술한 바와 같이 원자로용기 내부에서 원자로용기로 가해지는 열 부하는 아직 불확실성이 많기 때문에 정확하게 결정할 수 없다. 따라서 RASPLAV 연구결과들은 APR 1400 원전의 외벽냉각시 노심 용융물로부터 원자로용기로의 열부하량을 결정하는 데 많은 도움을 줄 수 있다.

RASPLAV 연구에서는 고온의 노심 물질에 대한 물성치 측정에 많은 노력을 하였으며, 직접 가열시 필요한 전기전도도, 열수력 해석에 필요한 열전도도 및 점도 등의 물성치는 매우 중요한 자료로서 노심 물질을 사용하는 국내 실험 연구에 크게 활용될 수 있으며 관련 모델개발에도 유용하게 사용될 수 있다. RASPLAV 제 1단계 연구에서 개발된 CONV-2&3D 전산코드

는 한국원자력연구소에서 도입하여 SUN 컴퓨터에 설치하여 국내 피막층 형성 실험결과를 검증 및 평가하였으며[3.7.35], 차후 실제 원전의 노심용융물의 피막층 형성과 자연대류 열전달 해석에 유용하게 사용될 수 있다.

RASPLAV 연구 결과는 실제 용융물과 다소 다른 점이 있지만 원자로 용기 하반구에서 실제 노심용융물의 거동을 평가하였다는 점에서 매우 중요하고 실험결과는 관련 코드개발과 중대사고 해석에 유용하게 사용될 수 있다. 6년 동안의 RASPLAV 연구결과, 원자로용기 외벽냉각시 원자로용기 하반구에서 노심용융물의 열적 거동에 대해서는 많이 규명되었으나 핵분열 생성물이 노심용융물의 열적 거동에 미치는 영향은 거의 연구가 수행되지 않았고 노심용융물의 열적거동에도 아직 불확실성이 다소 남아 있다. 이와 같은 외벽냉각시 노심용융물 거동의 불확실성을 규명하기 위하여 OECD/NEA에서는 RASPLAV 프로그램의 후속으로 MASCA (MATERIAL SCALing) 프로그램을 수행 중에 있다.

현재 수행되고 있는 MASCA 실험 수행결과, 용융금속인 철이 산화되지 않은 핵연료 용융물에서 U와 Zr을 추출하여 금속용융층의 밀도가 산화층보다 상승하여 금속 용융물층이 산화용융물층 밑으로 이동되는 결과가 나타났다. 이 결과는 아직 불확실성이 많지만 RASPLAV 실험에서의 산화용융물층의 열층상화 현상 발견에 이어 용융물 내부 열속 결정에 중요하게 영향을 미치는 현상 발견이다. 금속층이 밀도가 높아 하부에 존재하게 되면 용융점이 낮아 과열 용융(superheated melt) 상태로 원자로용기와 직접 접촉함으로써 원자로 하부로의 열유속 및 손상(용발) 가능성이 커질 수 있다. 일반적으로 용융물내 핵분열 생성물이 균일하게 분포하여 붕괴열(decay heat)이 발생된다고 가정하나 용융물층의 층상화는 핵분열 생성물의 분할에 영향을 미친다. 금속 용융물 층의 분리현상이 핵분열생성물에 의한 붕괴열 분포에 미치는 영향에 대해서는 아직 불확실성이 많다. 이들 불확실성은 MASCA 실험이 계속적으로 추진됨으로써 밝혀질 수 있을 것이다.



## 제 4 장 연구 개발 목표 달성도 및 대외 기여도

중대사고 연구는 원전에서 가상할 수 있는 최악의 사고, 즉 노심 물질의 용융이 일어난 극단적인 경우에 대해서도 안전하게 사고를 제어할 수 있는 방안을 연구하고 입증하여 공공의 안전성을 보장하는 것을 목표로 하고 있다. 미국과 우리나라는 원자력 안전성의 목표(Safety Goal)로 원전 인근 주민의 건강에 직접적으로 영향을 미치는 방사능의 방출 확률을 백만년의 한번 미만으로 정하고 있으며, 독일은 격납건물의 파손이 어떠한 경우에도 일어나지 않도록 법제화하고 있다. 이들 안전성을 입증하기 위해서는 발생가능성이 희박한 경우이기는 하지만 관련 현상에 대한 이해와 이를 저지 완화하는 방안들이 원전 설계 및 운전 절차를 통해 충분히 준비되어 있어야 한다. 현상의 복잡성 및 극한적인 사고 조건을 대상으로 한 실험 연구의 어려움으로 중대사고 현상에 대한 불확실성은 아직 큰 편이다. 그러나 현실적인 측면에서 중대사고 평가를 위한 중대사고 일반에 대한 연구는 마무리하고 실질적으로 원전 설계 및 안전성 향상에 직접적인 영향을 미치는 쟁점들을 해결하는 방향으로 연구 추이가 변하고 있다.

노내 노심 용융물 냉각은 원자로용기의 건전성을 유지함으로써 격납건물의 주요 파손요인을 최소화하는 안전성 향상 방안으로 TMI-2 사고에서 제안된 노내 간극 냉각 현상을 규명하고자 하였다. 그러나 이 쟁점을 해결하는 데는 원자로 노심의 후기 손상과정과 용융노심의 재배치, 용융물과 냉각수의 반응, 용융물 풀의 형성 및 고화, 내부 발열 용융물의 자연대류 열전달, 원자로 용기의 변형 및 파손, 간극의 형성 기구 및 간극의 열전달, 원자로 외벽의 열전달 등 다양한 현상에 대한 이해가 선행되어야 하며, 열전달, 구조역학, 재료, 화학 등 여러 분야의 전문성을 필요로 하고 복합적으로 작용한다. 본 노내 노심용융물 냉각 실증 실험에서는 이들 현상에 대한 종합적인 연구 계획을 수립하여 단계적으로 추진하고자 하였다. 즉, 중장기 1단계에서는 SONATA-IV(Simulation of Naturally Arrested Thermal Attack in Vessel) 실험 1 단계와 상사물을 이용한 대형 용융물 실험이 계획되어 있었으며, 중장기 2단계에서 원자로 물질을 이용한 대형 실험이 계획되어 있었다. 참고로 SONATA-IV 실험은 실험 규모를 기준으로 1 단계 실험에서는 간극 냉각 현상의 원리를 검증 규명하고자 하였으며, 2 단계에서는 실제 원전에 적용하기 위한 대규모 실험연구를 계획하였다.

“노내 노심용융물의 냉각 실험”과제의 1단계 주요 내용은 TMI-2 원자

로 노심의 냉각 현상을 규명하기 위한 노내 간극냉각 현상 연구에서 출발하여 그 결과를 노내 노심용융물의 역류 및 냉각(In-vessel Corium Retention : IVR) 측면에 활용하는 방안을 모색하고자 하였다. 노내 노심용융물의 간극냉각은 원자로 내에 냉각수가 존재하고 일정 수준의 노심 용융물이 재배치되었을 때 가능하며 본 1 단계 “원리검증 실험”과 모델 개발을 통하여 간극의 존재 및 냉각을 정량화 하였다. 또한 LILAC 코드의 개발로 실제 원전의 노심 손상 후기 원자로 하부의 노심 용융물의 냉각을 평가함으로써 중대사고 쟁점 해결 및 사고관리 전략 수립에 기여할 수 있도록 하였다. 그러나 노내 간극 냉각은 현상의 불확실성이 상존하고 냉각 능력의 제한되므로 IVR 쟁점 해결을 위해서는 보다 종합적인 접근이 필요하다. 특히 가동 원전의 사고관리 측면에서 노내 간극 냉각 뿐 아니라 원자로 캐비티의 냉각수 주입에 따른 노외 외벽 냉각을 같이 고려할 필요성이 증대하였다.

본 연구의 주요 결과는 일차적으로 고온 용융물과 간극 냉각에 대한 실험 데이터베이스와 해석 모델의 개발로 정리되어 원자로 하부 고온용융물의 냉각 현상을 이해하고 평가하는데 활용될 수 있다. 실험 연구 결과의 활용측면으로 중대사고 해석 코드를 이용한 국내 원전의 노심손상 후기 과정을 모의하여 간극 냉각에 의한 노내 냉각 가능성을 평가할 수 있도록 하였다. 노내 냉각 효과를 극대화시키는 측면에서 내부 인위적인 간극의 냉각 효과 및 외벽 냉각 효과를 실험하여 추후 개선 방향에 대한 타당성을 검토하고 개발 방향을 제시하였다. SONATA-IV 1단계 연구의 노내 간극 냉각 개념을 더 확장한 개념인 노내·외 동시 냉각은 기존의 노내 냉각 및 노외 냉각이 갖는 각각의 제한점을 극복함으로써 가동중 원전의 사고관리 전략으로 폭 넓게 활용할 수 있다. 아울러 미래 원전의 중대사고 대처 방안으로 중대사고의 영향을 최소화하기 위한 IVR의 설계 개념으로 고려되고 있다. 대형 원전의 경우 외벽 냉각만으로 충분한 열적 여유도를 가지기 어려우므로 원자로 내벽 간극냉각을 확대시킨 개념으로 인위적인 내부 간극 구조물을 설치한 실험에서 보다 효과적인 냉각이 이루어짐을 보였다.

세부 연구 목표에 따른 연구 개발 실적은 표 4.1로 나타냈으며, 다음은 “3장의 연구 수행 내용 및 결과”를 중심으로 세부적으로 연구 항목 별 주요 결과를 정리하였다.

#### • 고온 노심 용융물 실험 연구

TMI-2 VIP에서 원자로 하부 노심의 냉각 기구로 제시된 노내 간극 냉

각은 TMI-2 용기 및 그 동안 실험연구를 통해 가능성은 충분히 제시되었으나 정량적인 열제거 능력을 예측하는데는 불확실성이 큰 편이다. 일련의 LAVA 실험, 대형용융물 실험, 소형 UO<sub>2</sub> 실험을 통하여 간극의 형성과 간극을 통한 냉각 특성을 규명하고자 하였으며 실험 결과를 통한 모델 개발이 이루어졌다. 다음은 실험의 주요 결과를 정리하였다.

- LAVA 간극냉각 실험 연구는 원자로를 1/8로 선형 축소된 모형에 대해 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe thermite 용융물을 노심 상사물로 사용하여 주요 실험인자로 용융물의 재료 및 질량, 냉각수의 온도 및 높이, 계통의 압력 영향 등을 고려한 실험을 13차례 수행하였다. 산화 용융물의 경우 용기와외의 경계면에서 1 - 5 mm 간극을 형성하였으며 간극을 통한 냉각 효과가 두드러지게 나타났다. 그러나 용융물 파편층의 형성 및 냉각수의 조건 등에 따라 냉각 특성에 상당한 차이를 보였다. 용기 하부에 냉각수가 차있는 경우 고온 용융물에 의한 직접적인 원자로 용기의 파손은 발생하지 않았다.
- LAVA 실험에서 초기 용융물이 물을 통과하여 용기에 닿는 순간 용융상태나 고화 형성 상태로 완전한 접촉은 아니지만 순식간에 용기에 많은 열량을 전달하여 용기의 온도가 급격히 올라간다. 이때 용기 표면의 틈(crevice)에서 냉각수의 비등, 용융물 피막층의 수축에 의해 일정한 크기(1 -5 mm)의 간극이 형성되며 평형상태(용기온도의 변곡점)에 도달한다. 평형상태는 내부 용융물로부터 피막층을 통해 전달되는 열량과 용기 외부로 전달되는 열량이 비슷한 상태로 원자로 외부로 열전달이 크거나 내부 간극을 통해 냉각수가 침투하여 냉각이 진행됨에 따라 용기의 온도가 감소한다. 간극 내 냉각수는 간극 면이 고온이므로 직접적인 냉각수의 접촉(quenching)이 일어날 수 없으며, 냉각수가 존재하더라도 벽면온도가 Leidenfrost 온도 이하로 떨어질 때 비로소 급격하게 냉각된다.
- 간극이 형성된 경우 원자로 내부 간극을 통한 냉각 특성은 간극 내 냉각수의 침투 깊이(water penetration length)에 의해 지배된다. 산화 용융물의 질량과 scale을 달리한 실험에서 질량이 많아져 침투 깊이가 긴 하부에서는 효율적인 냉각이 이루어지지 않았다. 즉, 간극 냉각은 냉각수의 침투 시간과 침투 깊이의 한계에 의해 결정된다고 보여진다.
- 실험의 상사성(Scalability)은 용융물의 질량 및 용기(두께 및 직경)를 크게 한(scale up) 대형 용융물 실험을 이용한 열적 거동의 차이를 통해 분석 비교하고자 하였다. LAVA 실험 결과와 반구의 최대 상승 온도 및

시간, 간극 형성에 따른 냉각 시작점 (timing), 간극의 냉각 특성을 비교한 결과 용기의 온도 상승은 비슷하게 나타났으나 대형 용융물 실험에서는 간극에 의한 냉각 효과가 뚜렷하게 나타나지 않았다.

UO<sub>2</sub> 용융물을 이용한 노내 노심 용융물 실험의 재료의 상사성 실험은 일단 용융물과 냉각수의 반응 특성 차이에 의해 큰 차이를 보임을 알 수 있었다. 즉, 격렬한 반응에 의해서 모난 파편층을 형성하였다. 그러나 간극의 형성은 용융물과 용기가 직접적으로 접촉하여 반응이 일어나는 과정이 아니기 때문에 노심 용융물의 구성 및 재료적 특성(화학 반응 측면)이 크게 중요하지 않게 작용한다. 다만 열적인 측면에서 용융물의 응고 과정의 열전달 (super heat 상태)과 수축 현상은 간극 형성의 직접적인 인자로 작용한다. 따라서 고온 산화용융물을 이용한 상사물 실험도 비슷한 특성을 보여준다.

노내 노심용융물 간극 형성 및 냉각 현상은 아직 불확실성이 크며 가용한 해석 모델이 없는 상태로 현재도 간극 냉각 해석에서는 일정한 간극의 크기를 가정한다. 본 실험에서의 간극의 형성도 존재 자체에 대한 확인은 되지만 여전히 정량적인 값을 결정하기는 어렵다. 특히 재료적 특성에 따라 큰 차이를 보인다. 특히 철을 사용한 실험에서는 간극이 부분적으로 형성되며, 용융 접촉점이 나타난 점은 철 용융물의 과열도 (superheated)에 의해 용기와 직접 접촉의 가능성이 크기 때문이다. 노심 물질과 UO<sub>2</sub>의 경우 과열도 및 수축율의 차이로 간극은 형성되지만 산화 알루미늄과는 다른 특성을 보일 것이다.

또한 용융물 층 표면도 간극 내에서 열전달의 중요한 변수로 작용할 수 있다. 산화물의 피막층 표면은 일반적으로 거칠고 깊은 골(crevice)이 패여 있으며, 조밀한 다공질(porous) 조직을 보이고 있다. 이는 용융물 층의 형성과 밀접한 관계를 가지리라 생각된다. 용융물이 냉각수와 반응하는 과정 중 입자화되어 바닥에 쌓인 다음 재결합(re-agglomeration) 되는 경우 표면이 매우 거칠며, 용융물이 기둥 형태로 떨어져 바닥에 퍼져 용융물을 형성하는 경우 매끄러운 표면을 형성할 수 있다. 일반적으로 산화물은 냉각 고화되면서 내부에는 균일한 다공질이 형성되며 표면에는 보다 다공질이 조밀한 방향성 조직을 갖는다. 철의 경우 내부에 기포에 의한 홀이 존재하지만 porous body로 보기는 어려우며 표면에 침투성이 없어 간극을 통한 냉각 특성을 저해하는 요인으로 작용한다.

#### • 반구 간극 임계 열유속 실험

CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험과 일련의 개별효과 실험을 통하여 간극을 통한 최대 열제거량을 정량화하였으며, 간극냉각 메커니즘을 제시하였다.

반구형 간극에서의 임계출력을 측정하여 간극을 통한 최대 열제거량을 정량화 하였다. 실험결과 반구형 간극에서의 임계출력은 압력과 간극이 증가할수록 증가하며, 또한 간극이 5mm 이상일 경우에는 간극냉각의 특성이 사라지고 수조비등의 형태로 천이함을 밝혔다.

반구형 간극에서의 임계출력 측정결과를 바탕으로 이에 영향을 미치는 냉각재의 점성, 밀도, 반구의 직경 및 간극 등을 고려한 상관식을 개발하였다. 개발된 상관식은 실험결과를  $\pm 20\%$  범위에서 예측하였으며, 이를 간극냉각 해석 및 LAVA 실험에서 간극을 통한 열제거량을 정량화하는데 활용하였다.

반구형 소형간극에서의 냉각과정을 관찰하는 실험(quenching)을 통하여 간극을 통한 냉각과정의 모델을 제시하였다. 간극으로의 냉각수의 유입은 CCFL (Counter Current Flow Limitation)에 의해 제한되며, Leidenfrost 온도이하로 떨어진 벽면을 따라 먼저 침투함을 확인하였다.

반구형 간극에서의 간극냉각 메커니즘을 확인하기 위한 가시화 실험(VISU)을 수행하여 간극에서 발생된 증기는 간극 상단에서 들어오는 물과 역류유동을 이루어 CCFL이 일어남을 관찰하였으며, 이 CCFL 현상에 의하여 간극냉각이 지배된다는 사실을 확인하였다.

CHFG 실험장치와 같은 간극크기에서 CCFL 상관식을 실험을 통하여 개발함으로써 반구형 간극에서의 임계출력 상관식을 개발하는데 기초정보를 제공하고, 결과적으로 CCFL이 반구형 히터표면에 전역조건을 일으키는 기구라는 사실을 증명하였다. 또한, 대형 환상판에서 간극의 크기가 CCFL에 미치는 영향을 정량화하고자, Wallis 인자를 기초로 CCFL 상관식을 도출하였다.

원자로 외벽냉각조건을 모사하기 위해 정사각형의 구리시편을 제작하여, 대기압조건에서 수직, 상향, 하향 가열면에서의 수조비등에 대한 임계열속 및 열전달 계수를 측정하고, 기포거동을 가시화하는 실험을 수행하였다. 실험에서 측정된 열전달 자료를 Rohsenow 상관식을 이용하여 해석하였으며, Nishikawa 실험과도 비교하였다. 고속 디지털 카메라를 이용하여 기포거동을 가시화하여, 기포거동이 크게 isolated bubble layer와 wave bubble layer로 나뉘는 것을 관찰하였다.



- 실규모 실험의 경우 3차원 실험의 한계로 2차원적 실험이 수행되어 왔으나, 2-D 와 3-D 간극냉각 현상의 비교를 통하여 2차원 실험 결과를 실제 3차원 반구 모형에 적용하는데는 엄밀한 평가가 필요함을 발견하였다. 2-D 간극냉각 실험은 3-D 실험과 정량적인 임계열속값 뿐만 아니라 건조영역의 전파과정 모두에서 차이점을 가지고 있었다.
- 간극 냉각의 불확실성은 본 실험에서 균일한 간극을 가정하고 있으나 실제 형성과정은 LAVA 실험결과 등에서 알 수 있듯이 매우 복잡하여 간극 크기 자체를 정량화하기가 매우 어렵다는 점이다. 간극 냉각의 임계열속 및 최대 열전달 기구에 대해서도 아직 이견이 많다. CHF 실험에서는 CCFL에 의해 최대 열속이 지배된다고 보고 있지만 독일 TUM(뮌헨공대)의 국소적인 임계열속 실험 결과와는 차이를 보인다. CCFL의 기하학적 인자들을 이용하여 본 CHF 실험결과를 해석할 수 있는 점으로 미루어 본 실험 결과에 대한 보다 확실한 이론적 정립이 필요하다. 아울러 LAVA 실험에서 간극의 냉각 과정은 일단 초기에 용기의 온도가 상승하고 간극이 성장한 다음 냉각수의 침투에 의해 냉각이 일어나므로 quenching 현상으로 볼 수 있다. 따라서 간극 냉각과정을 상세 해석하기 위해서는 간극 내 가열 벽면의 열전달 과정이 모의되어야 하나 현재 이에 대한 실험자료가 거의 없는 실정이다. 현 CHF 실험 결과는 냉각 과정 보다는 냉각의 한계 값을 결정한다는 데 의미가 있다.

● 노심 용융물 냉각 평가를 위한 LILAC 코드 개발

LILAC 코드(MELTPOOL Model)는 원자로 하부 반구내의 노심 용융물의 거동 뿐 아니라 경계조건에 따라 원자로 내부 및 내외벽의 냉각을 해석할 수 있도록 개발하였다. 노내 간극 냉각 실험 결과를 반영한 모델의 개발, 해석 모델의 검증, 코드의 적용 단계를 거쳐 차세대 원전 및 가동 원전의 IVR 쟁점 해결을 위한 평가 도구로 활용할 수 있다.

- LILAC 코드는 용융물 풀의 자연 대류 유동을 해석하기 위한 열유체 보존 방정식을 기반으로 최신의 수치해석 기법을 적용하였다. 노심 용융물은 여러 물질의 혼합체로 용융물의 증상화, 용융물의 고화, Rayleigh 수가 큰 난류 유동 등 훨씬 복잡하고 어려운 유동 특성을 가진다. 세계적으로 개발중인 관련 코드들과 비교하여 실제 원전의 사고 조건에 대한 적용성 등 우수성을 가지고 있다.

LAVA와 CHFG 실험 결과를 토대로 노내 간극 냉각 모델과 외벽의 간극 모델을 개발하였다. 노내 간극 모델은 일정한 간극 크기와 형성시점을 가정하여 냉각수의 침투가 일어나기 전 dry 상태에서는 복사 열전달이 주효하며 냉각수 주입이 이루어지면서 냉각수 침투 깊이(CCFL에 의해 제한 받음)를 기준으로 열전달 비등 상관식에 의해 벽면의 냉각을 계산한다. LAVA 실험에서 용융물의 질량을 달리한 경우들을 중심으로 검증 작업이 진행중이며, 궁극적으로는 TMI-2 파편층 해석을 통해 모델을 입증할 필요가 있다.

용융물 풀의 거동은 원자로 용기 벽면에 전해지는 각도에 따른 열적 하중을 결정하며, 원자로 내외벽의 열 제거 능력과 비교하여 용기의 파손 여부를 결정한다. 용융 풀의 자연대류 열전달에 대한 실험은 많이 있지만 IVR 평가를 위한 Rayleigh 수가 높은 영역에서 실험은 거의 이루어지지 않은 실정으로 난류 유동 모델의 개발 및 모델 검증이 중요하다. ACOPO, COPO 실험과 검증 계산을 수행한 결과 용융물의 거동을 잘 모의하고 있다.

궁극적으로 LILAC 코드를 실제 원전의 IVR 평가에 활용하기 위하여 실제 원전의 노심 용융물의 물성치 및 기하학적 모형을 포함해야 한다. 차세대 원전 등 실제 원전의 IVR 쟁점과 관련하여 해석이 필요한 대표적인 현안 사항은 다음과 같으며 추가적인 해석을 필요로 한다:

- 잔열의 변화에 따른 용융물 풀 내부의 열 하중 분포
- 용융물 풀의 층상화에 따른 열 하중 분포
- 용융물 풀 상부 금속층의 focusing effect
- 외벽 냉각 조건에 따른 용융물의 냉각
- 노내 간극 냉각의 영향
- Dual Strategy 및 인위적 간극(Artificial Gap)에 대한 해석

● **중대사고 실험을 위한 계측 기술 개발**

중대사고 실험은 고온 용융물이 주요 실험 대상으로 기존의 열수력 실험의 측정정보는 2000 °C 이상의 고온 측정이 요구되었으며, 본 간극 냉각 실험 연구의 경우 용융물과 용기 사이의 간극의 크기를 정량화 하고자 하였다. 본 연구에서는 이를 위하여 초음파 측정기술을 이용하여 고온과 간극 측정을 위한 계통을 구축하고 시제품을 개발하였다. 이들은 특

허로 출원하여 지적 소유권을 확보하고자 하였으며 LAVA 실험에 적용하여 활용하였다. 아울러 이들 측정 기술은 일반 산업체에도 널리 사용될 수 있으므로 산업체 적용을 위한 시제품의 일반화하는 작업도 일부 수행하였다. 고온 측정의 경우 텅스텐을 재료로 사용하므로 기존 T/C의 측정점 이상의 측정이 가능하며 하나의 센서로 notch 가공을 통하여 여러 점의 온도 분포를 동시에 측정하는 장점이 있다. 초음파 간극 측정은 기존의 비파괴 검사에서 쓰는 기법을 발전시켜 B-Scan, C-Scan 에 의한 간극(혹은 결함) 모형을 영상 처리하는 기법을 개발하여 독자적인 활용이 가능하다.

### • 노내 사고 관리 전략

노내 간극 냉각 현상의 실험 및 노내 용융물 풀의 해석 모델 개발은 궁극적으로 가동 원전이나 새로운 원전의 노내 노심용융물 냉각(IVR) 쟁점 해결 차원에서 실질적인 기여가 이루어져야 한다. 가동중 원전의 경우 사고관리 전략으로 원자로 내부에 냉각수 주입이 이루어지면 일차적으로 노내 간극 냉각에 의해 냉각 가능성을 예측할 수 있어야 한다. 기존의 중대사고 해석코드에서 간극 냉각을 대부분 고려하지 않으므로 용융물의 재배치에 의해 원자로 용기의 파손을 예측하는 보수적인 가정을 사용하므로 이에 대한 개선이 필요하며, 사고관리 측면에서는 보다 정확한 예측을 필요로 한다. 따라서 SCDAP/RELAP5 해석 코드를 이용한 사고 경위 해석 결과를 중심으로 노내 간극 냉각의 적용 방안을 검토하고 사고관리 측면의 개선 방안을 검토하였다. 사고 경위에 따른 용융물의 양 및 파편층의 형상을 중심으로 간극 냉각에 의한 용융물의 냉각 가능성을 평가하는 기준 (coolability map)을 설정하였다.

### • 노내 노심용융물 냉각의 개선

가동중 원전에서 원자로 외벽 냉각은 격납건물 내부 설계 및 안전계통의 작동 특성에 따라 원자로 캐비티에 물이 채워지는 경우에 가능하며 사고관리 전략으로 반영하고 있다. 그러나 기존 대형 원전 (>1000 MWe)의 경우 외벽 냉각만으로 용융물의 냉각을 유지하기는 어렵다고 보며 열적 여유도를 갖기 위해서는 노내 냉각이 동시에 이루어지도록 하는 것이 바람직하다. 노내 및 노외 동시 냉각 실험의 노내외 냉각 효과를 기존의 노내와 노외 각각의 실험 결과와 비교한 결과 냉각 특성이 월등히 향상되

었다.

새로운 대형 원전의 경우에는 보다 적극적인 IVR 쟁점 해결을 위하여 기존 설계를 보완하는 형식으로 원자로 내부에 core catcher 개념의 인위적인 간극을 설치하여 노심용융물의 냉각을 보장하는 방안이 고려되고 있다. 노내에 인위적인 구조물의 설치는 그 동안 외국에서 일부 연구가 진행되어 왔으며, 본 연구에서는 노내 간극 냉각 개념을 확대시켜 인위적 간극(artificial gap)을 설치하는 개념으로 타당성 실험을 수행하였다. 인위적 간극은 일단 실험에서 내부 구조물 내외벽에서 동시 냉각이 이루어져 건전성을 유지함으로써 원자로 용기에 열적 영향을 거의 주지 않았다. 내부 구조물의 모형 및 재질 등의 결정은 상세한 연구를 통하여 효율적인 설계 방안을 모색할 수 있으리라 보며 이에 대한 상세한 연구는 추후 미래 원전의 개발과 연계하여 추진할 계획이다.

표 4.1 세부 연구 목표에 따른 연구 개발 실적 및 달성도

| 세부 연구목표                               |  | 주요 연구개발 실적 <sup>1)</sup>  | 가중치 (%) <sup>2)</sup> | 연구목표 달성도 <sup>3)</sup> (%) |
|---------------------------------------|--|---|-----------------------|----------------------------|
| 원자로용기<br>하부에서의<br>노심용융물<br>냉각현상<br>규명 | 원리검증실험 (LAVA와 CHFQ)을 통한 실험데이터 베이스 확보<br>• 간극의 형성 및 간극을 통한 냉각실험 (LAVA)<br>• 간극을 통한 임계 열유속의 정량화 (CHFQ) | 노내 용융물 간극 현상의 규명<br>• LAVA 실험 완료<br>- 용융물의 구성, 냉각수 조건 등을 변화시킨 13회 실험수행 데이터베이스 구축<br>- 간극의 형성 및 냉각 특성의 실증<br>• CHFQ 임계열유속 실험 및 개별효과 실험 완료<br>- 소형간극의 크기, 압력에 따른 임계열유속 상관식 개발<br>- 간극 열전달의 가시화 및 CCFL 현상 규명 |                       | 100                        |
|                                       | 대형 용융물 실험 (thermite 200 kg)을 통한 노내 냉각의 상사성 규명  | • 3차례 대형 용융물 실험 결과 냉각수 침투 제한에 의해 원자로 하부까지 용융물의 냉각이 어려움  |                       | 100                        |
|                                       | UO <sub>2</sub> 용융물을 이용한 노내냉각 실험   | • 1차례 10 Kg의 UO <sub>2</sub> 용융물 사용 실험 수행   |                       | 100                        |
|                                       | 노내 냉각 해석 전산코드(LILAC)의 개발   | • LILAC 코드의 개발(등록) 및 활용<br>- 용융물 풀의 거동 및 간극 냉각 해석<br>- LAVA 실험 결과의 해석<br>- RASPLAV 실험 및 실제 원전의 해석   |                       | 100                        |
| 간극 측정을 위한 초음파 계측 기술의 개발               | • 초음파 계측 기술의 개발 및 활용<br>- LAVA실험의 고온 용융물 계측<br>- 특히 출원 및 산업체의 응용분야 개발                                |   | 100                   |                            |

| 세부연구 목표                           |                               | 주요 연구개발 실적 <sup>1)</sup>  | 가중치 (%) <sup>2)</sup> | 연구목표 달성도 <sup>3)</sup> (%) |
|-----------------------------------|-------------------------------|---|-----------------------|----------------------------|
| 노내 냉각 쟁점을 통한 사고 관리 전략의 개발 및 설계 개선 | 사고 경위에 따른 노내 냉각 평가 해석 모델 개발   | <ul style="list-style-type: none"> <li>LAVA와 CHFQ 실험결과를 이용 Coolability Map을 작성하여 노내냉각 평가모델을 개발</li> </ul>                             |                       | 100                        |
|                                   | 국내 원전의 노내 냉각을 위한 사고 관리 전략의 평가 | <ul style="list-style-type: none"> <li>SCDAP/RELAP5/MOD3.3을 이용하여 노내 냉각수 주입과 원자로용기 외벽냉각의 사고관리 전략 평가</li> </ul>                         |                       | 100                        |
|                                   | 원자로용기 외벽 대형 간극에서의 열전달 특성      | <ul style="list-style-type: none"> <li>원자로용기 외벽 대형 간극을 이용하여 LAVA 실험을 5번 수행함</li> </ul>  |                       | 100                        |
|                                   | 노내냉각을 위한 설계개선 방안              | <ul style="list-style-type: none"> <li>LAVA와 CHFQ 실험결과, SCDAP/RELAP5 해석결과, 내부 간극 구조물 실험결과, 외벽냉각 실험결과 등을 이용 노내냉각 설계개선 방안 도출</li> </ul> |                       | 100                        |
| 총 계 <sup>4)</sup>                 |                               |   |                       |                            |

주1) 연구개발실적은 연구목표 대비 구체적이고, 정량적으로 작성

2) 전체연구목표 대비 세부연구목표의 중요도를 표기

3) 목표달성도는 실적/목표의 백분율로 표기

4) 총괄적으로 종합하여 단계목표달성도를 기재

여 백

## 제 5 장 연구개발 결과의 활용 계획

1 단계 연구 목표로 제시한 노내 간극 냉각 현상의 규명과 노내 냉각을 통한 사고 완화 방안 및 설계개선안을 도출하고자 LAVA와 CHFQ 실험을 중심으로 한 실험 연구와 실험결과를 실제 원전에 적용하는 방안을 모색하였다. 본 1 단계의 실험 연구는 노내 간극 냉각의 원리 검증(proof-of-principle) 실험으로 중소형 크기의 실험을 성공적으로 수행하여 노내 간극의 형성 및 냉각 특성을 정립하였다. 노내 간극 냉각 실험은 원래 중장기 계획에 의하면 1단계의 원리 검증을 거쳐 후속 단계로  $UO_2$ 를 이용한 대형 용융물 실험이 계획되어 실제 원전의 사고 조건을 시험하고자 하였다. 그러나 2 단계 연구 계획에서는 연구 방향을 수정하여 실제 사고 조건에 대한 노내 간극 냉각의 검증보다는 사고 관리 관점에서 전체적인 노내 냉각을 위한 사고관리 전략 개발에 역점을 두었다. 노내 간극 냉각의 입증하기 위한  $UO_2$  대형 용융물 실험은 대규모 시설 투자와 함께 노내 냉각 쟁점 해결 측면에서 간극 냉각의 효용성이 제한되므로 지속적인 노내 간극 냉각 실험 계획의 추진보다는 사고 관리 측면에서 원자로 외벽 냉각을 포함한 노내외 동시 냉각 방안으로 방향을 전환하였다. 따라서 노내 노심 용융물 냉각 실험 연구는 현 1단계 연구 결과를 토대로 일차적인 활용결과를 모색하며 중장기 2 단계의 가동 원전의 노내 노심용융물 냉각 사고관리전략 개발과 연계하여 후속적인 연구에 적용될 전망이다.

노내 간극 냉각 현상은 연구 초기 TMI-2 사고 규명 및 노내냉각 관점에서 중요한 쟁점으로 제기되었으나 최근 원자로 외벽 냉각이 가동 원전의 사고관리 전략으로 고려됨에 따라 외벽 냉각을 포함한 노내 노심용융물 냉각에 대한 전체적인 접근이 더 바람직하다. 특히 “원자력 발전소 중대사고 정책”에 의해 국내 원전에 대한 중대사고 평가 및 사고관리 절차 마련이 본격화됨에 따라 기존의 중대사고 현상 및 쟁점 해결 중심의 연구에서 실제 원전에 적용하고 현안을 해결하는 방향으로 방향 전환이 필요하며, 1단계의 연구 결과도 사고관리 적인 측면에서 가동 원전에 적용하는 방안이 모색되어야 한다. 아울러 2단계의 중대사고 연구는 1단계의 노내 냉각 현상의 규명 및 모델 개발을 가동 원전을 중심으로 한 사고관리 전략 평가 및 개발에 적용하며 이에 필요한 해석 평가 및 실험연구를 수행하고자 하였다.

본 연구의 주요 결과는 일차적으로 고온 용융물과 간극 냉각에 대한 실험 데이터베이스와 해석 모델의 개발로 정리되어 원자로 하부 고온용융물의



냉각 현상을 이해하고 평가하는데 활용될 수 있다. 노내 노심용융물의 간극 냉각 실험은 원자로 내에 냉각수가 존재하고 일정 수준의 노심 용융물이 재 배치되었을 때 노내 냉각이 가능함을 본 1 단계 “원리검증 실험”을 통해 보였으며 모델 개발을 통하여 간극의 존재 및 냉각을 정량화 하였다. 그러나 용융물의 양이 많고 규모가 큰 대형 용융물 실험에서 간극 냉각 특성이 잘 나타나지 않음으로써 간극 냉각의 한계를 보여주었다. 또한 LILAC 코드의 개발로 실제 원전의 노심 손상 후기 원자로 하부의 노심 용융물의 냉각을 평가함으로써 중대사고 쟁점 해결 및 사고관리 전략 수립에 기여할 수 있도록 하였다. 아울러 중대사고 해석 코드를 이용한 국내 원전의 노심손상 후기 과정을 모의하여 실제 원전의 사고 경위에 따른 원자로 하부 파편층의 형성 및 냉각 특성을 해석하였다. 실험 연구 결과의 활용측면으로 LAVA 실험을 통한 coolability map 모델을 개발하여 간극 냉각에 의한 노내 냉각 가능성을 평가할 수 있도록 하였다. 노내 냉각 효과를 극대화시키는 측면에서 내부 인위적인 간극의 냉각 효과 및 외벽 냉각 효과를 실험하여 추후 개선 방향에 대한 타당성을 검토하고 개발 방향을 제시하였다.

1단계 연구의 노내 간극 냉각 개념을 더 확장한 개념으로 노내·외 동시 냉각은 기존의 노내 냉각 및 노외 냉각이 갖는 각각의 제한점을 극복함으로써 가동중 원전의 사고관리 전략으로 폭 넓게 활용할 수 있다. 노내외 동시 냉각 전략 개발과 아울러 기존 노내 사고관리 전략에 대한 상세한 평가 해석을 수행하여 최적화함으로써 국내 원전의 노내 사고관리 전략을 체계화하는데 기여할 수 있다. 이에 대한 연구는 2단계 연구의 주요 주제로 실험과 해석적 연구를 통해 주요 현상에 대한 충분한 검증 연구를 수행할 예정이다. 아울러 2단계에서는 노내외 동시 냉각 전략 개발과 아울러 기존 노내 사고관리 전략에 대한 상세한 평가 해석을 수행하여 최적화함으로써 국내 원전의 노내 사고관리 전략을 체계화 할 예정이다. 대형 원전 (>1000 MWe)의 경우 외벽 냉각만으로 용융물의 냉각을 유지하기는 어렵다고 보며 열적 여유도를 갖기 위해서는 노내 냉각이 동시에 이루어지도록 하는 것이 바람직하다. 이를 위해서는 노내외 냉각의 냉각수 주입 시점이 중요한 변수로 사고 진행에 따른 냉각수의 주입영향이 평가되어야 하며 이에 대한 연구는 차후(2단계)에 계획되어 있다.

노내 냉각 쟁점 해결을 통하여 중대사고의 진행을 원자로 노내에서 종결하는 개념은 사고관리 전략의 일차적인 목표이기도 하지만 새로운 원전의 설계 요건으로 고려되고 있다. AP-600과 같은 중소형 원전의 경우 노내에 충분한 냉각수를 공급하며 외벽 냉각의 실현을 통하여 원자로 용기의 파손

을 방지하고자 하였다. 그러나 대형 원전의 경우 이에 대한 충분한 입증은 어려워 GEN-IV와 같은 미래 원전을 위하여 in-vessel core catcher와 같은 보다 적극적인 개념을 도입하려는 방안이 강구되고 있다. 본 연구의 인위적 간극에 대한 냉각 실험은 간극 냉각이 core catcher로서 가능성을 보여준 결과로 미래 원전의 개발과 관련하여 지속적인 연구를 필요로 하는 분야 중의 하나이다. 이들 설계 개념이 미래 원전 설계에 적용되기 위해서는 특히 내부 구조물의 경우 재료 및 크기 등에 대한 많은 연구가 앞으로 이루어져야 한다.

여 백

## 제 6 장 참 고 문 헌

- 1.1 USNRC, "NRC Action Plan Developed as a Result of the TMI-2 Accident", NUREG-0660, May 1980.
- 1.2 USNRC, "Nuclear Power Plant Severe Accident Research Plan", NUREG-0900, January 1983.
- 1.3 J.R. Wolf, et al., "TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report", NUREG/CR-6197, TMI V(93)EG10, EGG-2734, INEL, 1994.
- 1.4 OECD/NEA, "Agreement on the OECD RASPLAV Project to Investigate Molten Reactor Fuel - Lower Pressure Vessel Head Interaction", OECD, April 1, 1994.
- 2.1.1 USNRC, "Policy Statement on Severe Reactor Accidents Regarding Future Design and Existing Plants", Federal Register, Vol.50, pp.32138, August 1985.
- 2.1.2 USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues", SECY-88-147, May 1988.
- 2.1.3 USNRC, "Severe Accident Risks: An Assessment for Five Nuclear Power Plants", NUREG-1150 Vol.1 & 2, June 1989.
- 2.1.4 USNRC, "Nuclear Power Plant Severe Accident Research Plan", NUREG-0900, January 1983.
- 2.1.5 EPRI, "Advanced Light Water Reactor(ALWR) Utility Requirement Document", EPRI-NP-6780-L, December 1995.
- 2.1.6 USNRC, "Policy, Technical, and Licensing Issues Pertaining to Evolutionary and Advanced Light Water Reactor Designs", SECY-93-087, April 1993.
- 2.1.7 JAERI, "The Workshop on Severe Accident Research, Japan: SARJ-99", Tokyo, Japan, November 1999.
- 2.1.8 J. Sugimoto (Ed.), "Proceedings of the Workshop on Severe Accident Research in Japan: SARJ-96", JAERI-memo 09-142, JAERI, June 1997.
- 2.1.9 J. Sugimoto (Ed.), "Proceedings of the Workshop on Severe Accident Research in Japan: SARJ-98", JAERI-conf 99-005, JAERI, June 1999.

- 2.1.10 G.Van Goethem, et al., "Main Achievements of FP-4 Research in Reactor Safety", DGXII/D.II/GVG/ma D(99), Brussels, January 2000.
- 2.1.11 G.Van Goethem, et al., "Euratom Framework Programme Research in Reactor Safety: Main Achievement of FP-4, Some Preliminary Results of FP-5 and Perspects for beyond 2002", Nuclear Engineering and Design, Vol.209, pp.1~22, Elsevier, 2001.
- 2.1.12 J. Peltier, "Severe Accidents Research at IPSN", JAERI-conf 99-005, SARJ-98, Tokyo, November 1998.
- 2.1.13 G. Heusener and W. Scholtyssek, "Progress in LWR Severe Accidents Research at Forschungszentrum Karlsruhe", JAERI-conf 99-005, SARJ-98, Tokyo, November 1998.
- 2.1.14 INSAG, "Basic Safety Principles for Nuclear Power Plants", Safety Series No. 75-INSAG-3, IAEA, Vienna, 1988.
- 2.1.15 B. De Boeck and J. Royen, "The Contribution of the CSNI Principal Working Group on Confinemnet of Accidental Radioactive Release to the Technical Consensus and Spreading of Knowledge on Severe Accidents", JAERI-conf 99-005, SARJ-98, Tokyo, November 1998.
- 2.1.16 과학기술부 공보관실, "원자력 발전소 중대사고 정책", 보도 자료, 2001년 8월 29일.
- 2.1.17 한국전력공사, "Standard Safety Analysis Report (Rev. 1): Korea Next Generation Reactor", 2000.
- 2.1.18 박 창규 외, "발전용 원자로의 중대사고에 관한 연구", KAERI/RR-1023/90, 한국원자력연구소, 1991년 9월.
- 2.1.19 서 균렬 외, "노내외 중대사고 실험시설 구축연구", KAERI/RR-1636/95, 한국원자력연구소, 1996년 7월.
- 2.2.1 T.G. Theofanous, et al., "In-vessel Coolability and Retention of a Core Melt", DOE/ID-10460, Vol.182, UCSB, July 1995.
- 2.2.2 M. Schwarz, G. Hache, and P. von der Hardt, "PHEBUS FP: a Severe Accident Research Programme for Current and Advanced Light Water Reactors", Nuclear Engineering and Design, Vol.187, pp.47~69, 1999.
- 2.2.3 T.G. Theofanous, et al., "The First Results from the ACOPO

- Experiment”, Nuclear Engineering and Design, Vol.167, pp.49~57, 1997.
- 2.2.4 V. Alsmolov, “Last Findings of RASPLAV Project”, OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching, Germany, March 3-6, 1998.
- 2.2.5 T. Chu, et al., “Experimental and Modelling of Creep Behavior of Reactor Pressure Vessel Lower Head”, OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching, Germany, March 3-6, 1998.
- 2.2.6 R.E. Henry, et al., “Cooling of Core Debris within the Reactor Vessel Lower Head”, Nuclear Technology, Vol.101, pp.385~399, March 1993.
- 3.1.1 강경호 외, “간극을 통한 노내 노심용융물 냉각 방안에 관한 실험 연구”, KAERI/TR-1334/99, 1999.
- 3.1.2 강경호 외, “간극을 통한 노내 노심용융물 냉각 방안에 관한 실험 (LAVA 실험) 연구 결과 종합”, KAERI/TR-1805/01, 2001.
- 3.1.3 강경호 외, “원자로 용기 하부 냉각 실험에서의 용융물과 용기 면의 간극 측정 기법 개발”, 한국 원자력 학회 '97 춘계 학술대회, 1997년 5월.
- 3.1.4 강경호 외, “원자로 내 용융물 재배치 시 용기 하부의 온도 거동”, 한국 원자력 학회 '97 춘계 학술대회, 1997년 5월.
- 3.1.5 강경호 외, “용융물 냉각 및 간극 형성 실험(LAVA) 연구”, 한국 원자력 학회 '97 추계 학술대회, 1997년 10월.
- 3.1.6 K.H. Kang, et al., “Experimental Investigations on Melt Coolability through Inherent Cooling Mechanisms under the Nuclear Reactor Severe Accident”, KSME Spring Annual Meeting, April 1998.
- 3.1.7 강경호 외, “원자로 중대사고 시 간극을 통한 노심용융물의 냉각 가능성에 대한 실험 연구”, 한국 기계 학회 '99 춘계 학술대회, 1999년 4월.
- 3.1.8 K.H. Kang, et al., “Study on In-vessel Debris Retention through Gap Cooling”, Korean Nuclear Society Spring Meeting, May 1999.
- 3.1.9 K.H. Kang, et al., “Study on the Melt Relocation Process in the In-Vessel Corium Retention Experiment(LAVA Experiment)”,

- Korean Nuclear Society Spring Meeting, May 2000.
- 3.1.10 K.H. Kang, et al., "Analyses of the LAVA Experimental Results on Gap Cooling Characteristics", Korean Nuclear Society Spring Meeting, May 2001.
- 3.1.11 S.B. Kim, et al., "SONATA-IV Experiments on In-Vessel Debris Coolability and Retention", SARJ-97, October 1997.
- 3.1.12 K.H. Kang, et al., "Experimental Investigations on In-Vessel Debris Coolability through Inherent Cooling Mechanisms", OECD/CSNI Workshop, March 1998.
- 3.1.13 J.H. Kim, et al., "Experimental Study on Inherent In-Vessel Cooling Mechanism during a Severe Accident", ICONE-7, April 1999.
- 3.1.14 K.Y. Suh, et al., "Thermal and Mechanical Behavior of Hemispherical Vessel Lower Head", SMIRT-15, August 1999.
- 3.1.15 K.H. Kang, et al., "Experimental Investigations on the Effect of Water Subcooling for the In-vessel Debris Coolability in the LAVA Experiment", NTHAS2, October 2000.
- 3.1.16 S.B. Kim, et al., "Major Results of In-Vessel Corium Cooling in the SONATA-IV Experimental Program", November 2000.
- 3.1.17 K.H. Kang, et al., "Evaluations of the Coolability through the Inherent In-vessel Gap Cooling in the LAVA Experiments", April 2001.
- 3.1.18 T.Y. Chu, et al., "Scaling and Design of a Lower Head Failure Experiment", CSARP Meeting, May 1995.
- 3.1.19 D.S. Foose, et al., "Characterization of Consolidated and Plasma Sprayed Aluminum/Iron Oxide Thermites by SEM, AES and EDS, J. Hazard Material", January 1988.
- 3.1.20 K.M. Koo, et al., "Multi-layered Gap Measurement on In-Vessel Corium Retention Using Ultrasonic Wave Reflective Pattern Analysis and Frequency Diversity Signal Processing", Journal of the Korean Society for Nondestructive Testing, Vol. 20, No. 4, August 2000.
- 3.1.21 R.J. Hammersley, et al., "Experiments to Address Lower Plenum Response under Severe Accident Conditions", EPRI Report.
- 3.1.22 D. Magallon, et al., "Experimental Investigation of 150-kg- scale

- Corium Melt Jet Quenching in Water”, Nuclear Engineering and Design, Vol.177, pp.321~337, 1997.
- 3.1.23 S.W. Hong, et al., “A study on the Melting and Release of Refractory Materials using Induction Skull Melting”, NTHAS2, October 2000.
- 3.1.24 C.R. Cho, et al., “An Assessment of the Integrity of the TROI Vessel under the Steam Explosion Loads”, Korean Nuclear Society Autumn Meeting, October 2000.
- 3.1.25 박래준 외, “반구형 간극에서의 임계 출력에 관한 실험 연구”, KAERI/TR-1800/01, 2001.
- 3.1.26 이승진 외, “대형 환상관의 좁은 간극에서 역류 유동 제한 현상 연구”, 한국 원자력 학회 '00 춘계 학술대회, 2000년 5월.
- 3.1.27 Yu Maruyama, et al., “Experimental Study on In-Vessel Debris Coolability in ALPHA Program”, Nuclear Engineering and Design, Vol.187, pp.241~254, 1999.
- 3.1.28 D. Magallon, et al., “Lessons Learnt from FARO/TERMOS Corium Melt Quenching Experiments”, Nuclear and Engineering and Design, Vol.189, pp.223~238, 1999.
- 3.1.29 D. Magallon, et al., “High Pressure Corium Melt Quenching Tests in FARO”, CSNI Specialists Meeting on Fuel Coolant Interactions, January 1993.
- 3.2.1 박래준 등, “중대사고시 노심용융물의 노내 냉각과 관련한 열전달 특성 분석”, KAERI 기술보고서, KAERI/TR-1027/98, 1998.
- 3.2.2 박래준 등, “간극에서의 임계열유속에 대한 연구”, KAERI 기술보고서, KAERI/TR-TR1321/99, 1999.
- 3.2.3 P.B. Whalley, “Boiling, Condensation and Gas-Liquid Flow”, Oxford, U.K., Oxford University Press, 1987.
- 3.2.4 W. Peyayopanakul and J.W. Westwater, “Evaluation of the Unsteady-state Quenching Method for Determining Boiling Curves”, Int. J. Heat Mass Transfer 21, pp.1437~1445, 1978.
- 3.2.5 M. S. El-Genk and A. G. Glebov, “Transient Pool Boiling from Downward-facing Curved Surfaces”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.38, pp.2209~2224, 1995.
- 3.2.6 A.E. Bergles and W.G. Thompson, Jr, “The Relationship of Quench



- Data to Steady-State Pool Boiling Data”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.13, pp.55~68, 1970.
- 3.2.7 T.D. Bui and V.K. Dhir, “Transition Boiling Heat Transfer on a Vertical Surface”, *Trans. of the ASME*, Vol.107, pp.756~763, 1985.
- 3.2.8 M.S. El-Genk and C. Gao, “Transient Heat Conduction During Quenching of Downward Facing Copper and Stainless Steel Convex Surface”, *Numerical Heat Transfer, Part A*, Vol.29, pp.543~573, 1996.
- 3.2.9 J.H. Jeong, R.J. Park, and S.B. Kim, “Visualization Experiments of the Two-Phase Flow inside a Hemispherical Gap”, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, Vol.25, No.5, pp.693~700, 1998.
- 3.2.10 J.H. Jeong and H.C. No, “Experimental Study of the Effect of Pipe Length and Pipe-end Geometry on Flooding”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol.22, pp.499~514, 1996.
- 3.2.11 K.M. Kelkar, R.C. Schmidt, and S.V. Patankar, “Numerical Analysis of Laminar Natural Convection of an Internally Heated Fluid in a Hemispherical Cavity”, *Proc. of the '92 ANS meeting*, pp.355~360, 1992.
- 3.2.12 Y. Chang and S. Yao, “Critical Heat Flux of Narrow Vertical Annuli with Closed Bottoms”, *J. of Heat Transfer* 105, pp.192~195, 1983.
- 3.2.13 M. Monde, H. Kusuda, and H. Uehara, “Critical Heat Transfer during Natural Convective Boiling in Vertical Rectangular Channels Submerged in Saturated Liquid”, *J. Heat Transfer*, Vol.104, pp.300~303, 1982.
- 3.2.14 박래준 등, “대형 환상관 간극에서 CCFL에 대한 실험연구”, KAERI 기술보고서, KAERI/TR-2162/2002, 2002.
- 3.2.15 H.J. Richter, G.B. Wallis, and M.S. Speers, “Effect of Scale on Two-phase Counter Current Flow Flooding”, *NUREG/CR-0312*, USNRC, 1979.
- 3.2.16 M. Osakabe and Y. Kawasaki, “Top Flooding in Thin Rectangular and Annular Passages”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol.15, pp.747~754, 1989.
- 3.2.17 H. J. Yoon and K.Y. Suh, “Two-dimensional Analysis for the

- External Vessel Cooling Experiment”, Journal of Korean Nuclear Society, Vol.32, No.4, pp.140~155, 2000.
- 3.2.18 S. H. Yang, W. P. Baek, and S.H. Chang, “Pool Boiling Critical Heat Flux of Water on Small Plates: Effects of Surface Orientation and Size”, International Communications in Heat and Mass Transfer, Vol.24, No.8, pp.1093~1102, 1997.
- 3.2.19 F. B. Chung and K. H. Haddad, “A Hydrodynamic Critical Heat Flux Model for Saturated Pool Boiling on A Downward Facing Curved Heating Surface”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.40, No.6, pp.1291~1302, 1997.
- 3.2.20 C. C. Pitts and G. Leppert, “The Critical Heat Flux for Electrically Heated Wires in Saturated Pool Boiling”, Int. J. Heat Transfer, Vol.9, pp.365~377, 1966.
- 3.2.21 G. Hesse, “Heat Transfer in Nucleate Boiling, Maximum Heat Flux and Transition Boiling”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.16, pp. 1611~1627, 1973.
- 3.2.22 T. D. Bui and V. K. Dhir, “Transition Boiling Heat Transfer on A Vertical Surface”, Transactions of ASME, Vol.107, pp.756~763, 1985.
- 3.2.23 J. E. Galloway and I. Mudawar, “CHF Mechanism in Flow Boiling from A Short Heated Wall-I, Examination of Near-wall Conditions with The Aid of Photomicrography and High Speed Video Imaging”, Int. J. Heat Transfer, Vol.36, pp.2511~2526, 1993.
- 3.2.24 K. Nishikawa, Y. Fujita, S. Uchida, and H. Ohta, “Effect of Surface Configuration on Nuclear Boiling Heat Transfer”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.27, pp.1559~1571, 1984.
- 3.2.25 S. W. Bae, M. H. Kim, and H. C. Lee, “Wall Heat Flux Behavior of Nucleate Pool Boiling under a Constant Temperature Condition in a Binary Mixture System”, Journal of KSME B, 24(9), pp.1239~1246, 2000.
- 3.2.26 W. M. Rohsenow, “Boiling in Hand Book of Heat Transfer”, McGraw-Hill, New York, pp.13~28, 1973.
- 3.2.27 Z. Guo and M.S. El-Genk, “An Experimental Study of Saturated Pool Boiling from Downward Facing and Inclined Surfaces”, Int. J.

- Heat Mass Transfer, Vol.35. pp.2109~2117, 1992.
- 3.2.28 A.H. Howard and I. Mudawar, "Orientation Effects on Pool Boiling Critical Heat Flux(CHF) and Modeling of CHF for Near- vertical Surfaces", Int. J. Heat and Mass Transfer, Vol.42, pp.1665~1688, 1999.
- 3.2.29 N. Zuber, "Hydrodynamic Aspects of Boiling Heat Transfer", AECU-4439, 1959.
- 3.2.30 박래준 등, "반구형 간극에서의 임계출력에 대한 실험연구", KAERI 기술보고서, KAERI/TR-1800/2001, 2001.
- 3.2.31 H. Schmidt et al., "Experiments on Heat Removal in a Gap between Debris Crust and RPV Wall", 1st European-Japanese Two-Phase Flow Group Mtg., Portoroz, Slovenia, June 1-5, 1998.
- 3.2.32 Y. Koizumi, H. Nishida, H. Ohtake, and T. Miyashita, "Gravitational Water Penetration into Narrow-gap Annular Flow Passages with Upward Gas Flow", Procs. Of NURETH-8 1, pp.48~52, 1997.
- 3.2.33 Y. Katto and Y. Kosho, "Critical Heat Flux of Saturated Natural Convection Boiling in a Space Bounded by Two Horizontal Co-axial Disks and Heated from Below", Int. J. Multiphase Flow, Vol.5, pp.219~224, 1979.
- 3.3.1 V.R. Voller, and C.R. Swaminathan, "Fixed Grid Techniques for Phase Change Problems: A Review", Int. J. for Num. Meth. in Eng., Vol.30, pp.875~989, 1990.
- 3.3.2 D.C. Wilcox, "Turbulence Modeling for CFD", DCW Industries, 2000.
- 3.3.3 B.E. Launder and B.I. Sharma, "Application of the Energy Dissipation Model of Turbulence to the Calculation of Flow Near a Spinning Disk", Letters in Heat and Mass Transfer, Vol.1, No.2, pp.131~138, 1974.
- 3.3.4 W. Shyy, et al, "Effect of Turbulent Heat Transfer on Continuous Ingot Solidification", Trans. ASME-J. Eng. Mat. Tech., Vol.115, pp.8~16, 1993.
- 3.3.5 J.H. Ferziger and M. Peric, "Computational Methods for Fluid Dynamics", Springer Press, pp.217~222, 1996.
- 3.3.6 C.M. Rhie and W.L. Chow, "Numerical Study of the Turbulent Flow

- Past an Airfoil with Trailing Edge Separation”, AIAA J. Vol.21, No.11, pp.1525~1532, 1983.
- 3.3.7 Y. Maruyama, et al., “Analysis of Debris Coolability Experiments in ALPHA Program with CAMP Code”, NURETH-9, 1999.
- 3.3.8 R.J. Park, et al., “Critical Power in a Hemispherical Narrow Gap”, 5th World Conference on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Thessaloniki, Greece, Sep. pp.24~28, 2001.
- 3.3.9 F. Mayinger et al., “Examination of Thermohydraulic Processes and Heat Transfer in a Core Melt”, BMFT RS 48/1, 1976.
- 3.3.10 F.A. Kulacki and A.A. Emara, “High Rayleigh Number Convection in Enclosed Fluid Layers with Internal Heat Sources”, NUREG-5/065, 1975.
- 3.3.11 H. Park, V.K. Dhir, and W.E. Kastenberg, “Effect of External Cooling on the Thermal Behavior of a BWR Vessel Lower Head, Nuclear Technology”, Vol.108, No.2, pp.266~282, Nov.1994.
- 3.3.12 M.S. El-Genk and A. Guo, “Transient Boiling from Inclined and Downward-Facing Surfaces in a Saturated Pool, Int. J. of Refrigeration”, Vol.6, pp.414~422, 1993.
- 3.3.13 T.G. Theofanous et al., “In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt”, DOE/ID-10460, 1994.
- 3.3.14 Y. Ogniewicz and C. L. Tien, “Analysis of Condensation in Porous Insulation”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.24, pp.421~429, 1981.
- 3.3.15 C.L.D. Huang, “Multi-phase Moisture Transfer in Porous Media Subjected to Temperature Gradient”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.22, pp.1295~1307, 1979.
- 3.3.16 S.B. Nasrallah and P. Perre, “Detailed Study of a Model of Heat and Mass Transfer during Convective Drying of Porous Media”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.31, pp.957~967, 1988.
- 3.3.17 O.A. Plumb, G.A. Spolek, and B.A. Olmstead, “Heat and Mass Transfer in Wood during Drying”, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.28, pp.1669~1678, 1985.
- 3.3.18 S. Motakef and M.A. El-masri, “Simultaneous Heat and Mass Transfer with Phase Change in Porous Slab”, Int. J. Heat Mass

- Transfer, Vol.29, pp.1503~1512, 1986.
- 3.3.19 C. Beckermann and R. Viskanta, "Natural Convection Solid/Liquid Phase Change in Porous Media", Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.31, pp.35~46, 1988.
- 3.3.20 A.E. Scheidegger, "The Physics of Flow Through Porous Media", 3rd Ed., pp.266~290, University of Toronto Press, Toronto, 1974.
- 3.3.21 D.L. Hagrman, "MATPRO-Version 11 (Revision 2): A Handbook of Material Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0479, Idaho National Engineering Laboratory, Idaho Falls, Idaho, 1981.
- 3.3.22 J.T. Hitchcock and J.E. Kelly, "Post-test Examinations of the In-Pile Molten Pool Experiments", Trans. American Nuclear Society, Vol.43, pp.515, 1982.
- 3.3.23 M.C. Leverett, "Capillary Behavior in Porous Media", Pet. Trans. AIME, Vol.142, pp.152-169, 1941.
- 3.3.24 G.K. Batchelor, "An Introduction to Fluid Dynamics", 1st Ed., pp.67; Cambridge University Press, Cambridge, 1967.
- 3.3.25 S.V. Patankar, "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow", 1st Ed., McGraw-Hill, New York, 1980.
- 3.3.26 R.M. Summers, et al., "MELCOR Computer Code Manuals", SNL, NUREG/CR-6119, SAND93-2185, 1994.9. : Updated Version MELCOR 1.8.4 (Released 1997).
- 3.3.27 J.G. Collier, "Convective Boiling and Condensation", 2nd Ed., McGraw-Hill, New York, 1981.
- 3.3.28 W.M. Rohsenow and H. Choi, "Heat, Mass and Momentum Transfer", Prentice-Hall, Inc, Englewood Cliffs, NJ, 1961.
- 3.3.29 "MAAP4 : Modular Accident Analysis Program for LWR Plants, Code Manual", Vols. 1-4, Prepared by Fauske & Associates, Inc., Burr Ridge, IL, USA for the EPRI, Palo Alto, CA, USA, May, 1994.
- 3.3.30 R.J. Lipinski, "A Particle-Bed Dryout Model with Upward and Downward Boiling", Trans. American Nuclear Society, Vol.35, pp.358~360, Washington DC, 1980.
- 3.3.31 R.E. Henry, M. Epstein, and H.K. Fauske, "Cooling of Debris

- Beds-Methods of Analysis for LWR Safety Assessments”, Proc. Int. Meeting on Thermal Reactor Safety, pp.1421~1423, Chicago, IL, USA, 1982.
- 3.3.32 A.E. Scheidegger, “The Physics of Flow Through Porous Media”, 3rd Ed., University of Toronto Press, Toronto, 1974.
- 3.3.33 J. Bear, “Dynamics of Fluids in Porous Media”, Elsevier, New York, 1972.
- 3.3.34 G. Chavent, “A New Formulation of Diphasic Incompressible Flows in Porous Media”, In Lecture Notes in Mathematics 503, Springer, New York, 1976.
- 3.3.35 C.Y. Wang, “A Fixed-grid Numerical Algorithm for Two-phase Flow and Heat Transfer in Porous Media”, Numer. Heat Transfer Part B fundam., Vol.31, pp.85~105, 1997.
- 3.3.36 B.R. Sehgal, “Melt Stratification Observation from the RASPLAV and TULPAN Tests”, presented at the 1st Meeting of the Concerted ction Project on Melt Stratification, Sep.1.
- 3.3.37 A.A. Gubaidullin Jr. and B.R. Sehgal, “Natural Convection in a Double-Layer Pool with Internal Heat Generation”, ICONE-8591.
- 3.3.38 T.G. Theofanous et al., “In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt”, DOE/ID-10460, Vol.1, 1995.
- 3.3.39 K.H. Kang et al., “An Experimental Study on Feasibility of Ex-vessel Cooling through the External Guide Vessel”, SARJ99, Workshop on Severe Accident Research, Japan, November, 1999.
- 3.3.40 강경호 등, “간극을 통한 노내 노심용융물 냉각 방안에 관한 실험 연구”, KAERI/TR-1334/99, 1999.
- 3.4.1 구길모 등, “중대사고 연구용 자동 초음파 영상처리 시스템 개발”, KAERI/TR-1620/2000, 2000.
- 3.4.2 Lemons, R. A. and C. F. Quate, “Acoustic Microscopy Scanning”, Appl. Phys. Lett., Vol.24, pp.163, 1974.
- 3.4.3 A. Atalar, “Acoustic Reflection Microscope”, Ph.D. dissertation, Standford Univ., 1978.
- 3.4.4 L. W. Kessler and D. E. Yuhas, “Acoustic Microscopy-1979”, Proc. IEEE, Vol.67, No.4, pp526~536, 1979.
- 3.4.5 K. Liang, “Precision Phase Measurement in Acoustic Microscopy”,

- Ph. D. dissertation, Standford Univ.,1985.
- 3.4.6 J. Krautkramer, "Ultrasonic Testing of Materials", Springer- Verlag Press, 1990.
- 3.4.7 N. M. Bilgutay, "Split Spectrum Processing for Flaw-to-grain Echo Enhancement in Ultrasonic Detection", Ph. D. thesis, Purdue University, west Lafayette, IN, TR-EE 81-20, June, 1981.
- 3.4.8 Digital Signal Acquisition & Processing for NDE & Plant Maintenance Workshop, Sponsored by EPRI & Hosted by the EPRI NDE Center, Jul 31-Aug 3, 1990.
- 3.4.9 구길모, 김상백, "Multi-layered Gap Measurement for In-Vessel Corium Retention Using Ultrasonic Wave Reflection Pattern Analysis and Frequency Diversity Signal Processing", 한국비파괴학회지, Vol.20, No.6, 2000.
- 3.4.10 구길모, 전계석, "SSP MPO 알고리즘을 이용한 초음파 결정립 잡음 억제에 관한 연구", 한국음향학회지, 제15권, 제6호, pp.81~89, 1996.
- 3.4.11 R. L. Shepard, R. F. Hyland, J. M Googe, and J. R. McDearman, "Equivalent Circuit Modeling of Insulator Shunting Errors in High Temperature Sheathed Thermocouples, from Temperature : Its Measurement and Control in Science and Industry", Vol.4, edited by H. H Plumb, Instr. Soc. of America, pp.1841, 1972.
- 3.4.12 RM Lerman, et. al., "The Thermal Conductivity of Polycrystalline Thoria and Thoria-urania Solid Solutions", WAPD-TM-908, Dec. 1972.
- 3.4.13 L. C. Lynnworth, E. P. Papadaskis, D. R. Patch, K.A.Fowler, and R. L. Shepard, "Nuclear Reactor Applications of New Ultrasonic Transducer", IEEE Trans. Nucl. Sci., NS-18(1), pp.1, 1971.
- 3.4.14 R. L. Shepard, R.F. Hyland, J.M Googe, and J.R McDearman, "Equivalent Circuit Modeling of Insulator Shunting Errors in High Temperature Sheathed Thermocouples, from Temperature : Its Measurement and Control in Science and Industry", Vol.4, edited by H.H Plumb, Instr. Soc. of America, pp.1841, 1972.
- 3.4.15 R. M. Lerman, et. al., "The Thermal Conductivity of Polycrystalline Thoria and Thoria-urania Solid olutions", WAPD-TM-908, Dec. 1972.

- 3.4.16 L. C. Lynnworth, E. P. Papadaskis, D. R. Patch, K.A. Fowler, and R. L. Shepard, "Nuclear Reactor Applications of New Ultra-sonic Transducer", IEEE Trans. Nucl. Sci., NS-18(1), pp.1~37, 1971.
- 3.4.17 G. A. Carlson, W. H. Sullivan, H. G. Plein, and T. M. Kerley, "An Ultrasonic Thermometry Systems for Measuring Very High Temperatures in Reactor Safety Experiments", Sandia Laboratories Report No. SAND79-0621, 1982.
- 3.4.18 구길모, 김상백, "Development of Ultrasonic Magnetostrictive Sensors System to Measure in Very High Temperatures", 한국음향학회지, 제20권 제6호 Aug. 2001.
- 3.4.19 구길모 등, "중대사고 연구용 고온측정을 위한 초음파 온도 측정 시스템 개발", KAERI/TR-1621/2000, 2000.
- 3.4.20 K. E. Kneidel, "Advances in Multi-zone Ultrasonic Thermometry Used to Detect Critical Heat Flux", IEEE Trn. on sonics and ultrasonics, Vol.SU-29, No. 3, May 1982.
- 3.4.21 K. M. Koo, J. H. Kim, S.B. Kim, H. D. Kim, and D. Y. Ko, "Ultrasonic Thermometry System for Measuring Very High Temperatures Using High Resolution Signal Processing", proceeding of the ICEIC 2000, pp.229~232, Aug. 2000.
- 3.4.22 K. M. Koo, C. M. Sim, J. H. Kim, S. B. Kim, and H. D. Kim, "A Study on an Ultrasonic Thermometry System for Measuring Very High Temperatures in Severe Accident Experiments", NTHAS 2: Second Japan-Korea Symposium on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics and Safety Fukuoka, Japan, pp.15~18, Oct. 2000.
- 3.5.1 USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues", SECY-88-147, May 1988.
- 3.5.2 USNRC, "Accident Management Strategies for Consideration in the Individual Plant Examination Process", Generic Letter 88-20, Supplement No.2, 1990.
- 3.5.3 USNRC, "Staffs Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs", SECY 89-012, 1989.
- 3.5.4 USNRC, "Status of the Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues and the Status of Severe Accident Research", SECY-98-131, June 1998.



- 3.5.5 G.Van Goethem, et al., "Euratom Framework Programme Research in Reactor Safety: Main Achievement of FP-4, some preliminary results of FP-5 and Perspects for beyond 2002", Nuclear Engineering and Design, Vol.209, pp.1~22, 2001.
- 3.5.6 하 재주 외, "한국 표준 원전 중대사고 지침서 개발", Vol.1, 2 & 3, KAERI/RR-1939/98, 한국원자력연구소, 1999년 11월.
- 3.5.7 한국전력공사, "Standard Safety Analysis Report (Rev.1): Korea Next Generation Reactor", 2000.
- 3.5.8 J.F. Meyer, et. al., "Specific Topics in Severe Accident Management", NUREG/CR-5682, Scientech., May 1991.
- 3.5.9 W.J. Luckas, et al., "Assessment of Candidate Accident Management Strategies", NUREG/CR-5474, BNL, March 1990.
- 3.5.10 J.S.Dukelow, et al., "Identification and Evaluation of PWR In-vessel Severe Accident Management Strategies", NUREG/CR-5856, PNL, March, 1992.
- 3.5.11 J.W. Yang and L.R. Lehner, "Application of Containment and Release management Strategies to PWR Dry Containment Plants", NUREG/CR-5806, BNL, June 1992.
- 3.5.12 P. Kuan, et al., "Accident Management Implications of Water Addition to a Degraded Core", NUREG/CR-6158, INEL, Dec. 1993.
- 3.5.13 D.J. Hanson, et al., "A Systematic Process for Developing and Assessing Accident Management Plans", NUREG/CR-5543, INEL, March 1990.
- 3.5.14 D.J. Hanson, et al., "Developing and Assessing Accident Management Plans for Nuclear Power Plants", NUREG/CR-6009, Vol. 1 & 2, INEL, Aug. 1992.
- 3.5.15 D.J. Hanson, et al., "Accident Management Information Needs", NUREG/CR-5513, Vol. 1 & 2, INEL, April 1990.
- 3.5.16 W.C. Arcieri and D.J. Hanson, "Instrumentation Availability for a Pressurized Water Reactor with a large Dry Containment during Severe Accident", NUREG/CR-5691, INEL, March 1991.
- 3.5.17 L.J. Siefken, et al., "SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual", NUREG/CR-6150, INEL-96/0422, January 2001.
- 3.5.18 R. M. Summers, et al., "MELCOR Code Manual", NUREG/CR-6119,

- SAND93-2185, 1997.
- 3.5.19 "MAAP4: Modular Accident Analysis Program for LWR Plants", Code Manual Vols. 1-4, Fausky & Associates, May 1994.
  - 3.5.20 R. Gonzalez, et al., "ICARE2 - A Computer Program for Severe Core Damage Analysis in LWRs", SEMAR 93/33, CEA, 1993.
  - 3.5.21 The RELAP5 Development Team, RELAP5/MOD3 Code Manual, NUREG/ CR-5535, INEL95/0174, August 1995.
  - 3.5.22 C. M. Allison, et al., "SCDAP/MOD1/V0: A Computer Code for the Analysis of LWR Vessel Behavior During Severe Accident Transients", IS-SAAM-83-002, July 1984.
  - 3.5.23 N. E. Bixler, "VICTORIA2.0: A Mechanistic Model for Radionuclide Behavior in a Nuclear Reactor Coolant System Under Severe Accident Conditions", NUREG/CR-6131, SAND93-2301, December 1998.
  - 3.5.24 E. C. Lemmon, "COUPLE/FLUID: A Two Dimensional Finite Element Thermal Conduction and Advection Code", EGG-ISD-SCD-80-1, February 1980.
  - 3.5.25 L.J.Siefken, et al., "SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code manual: Modeling of Reactor Core and Vessel Behavior During Severe Accidents", NUREG/CR-6150, Vol. 2, INEL-96/0422, January 2001.
  - 3.5.26 F. R. Larson and J. Miller, "A Time Temperature Relationship for Rupture and Creep Stress", Transactions of the ASME, pp.765 ~ 775, July 1952.
  - 3.5.27 S. S. Manson and A. M. Haferd, "A Linear Time Temperature Relation for Extrapolation of Creep and Stress Rupture Data", NACA TN, 2890, March 1953.
  - 3.5.28. J. W. Park, et al., "An Investigation of Thermal Margin for External Reactor Vessel Cooling(ERVC) in Large Advanced Light Water Reactors(ALWR)", Korean Nuclear Society Spring Meeting, May 1997.
  - 3.5.29. Yu Maruyama, et al., "Experimental Study on In-Vessel Debris Coolability in ALPHA Program", Nuclear Engineering and Design, Vol.187, pp.241 ~ 254, 1999.
  - 3.5.30. T.G. Theofanous, et al., "In-Vessel Coolability and Retention of a

- Core Melt”, DOE/ID-10460, 1995.
- 3.5.31. R.H. Henry, et al., “An Experimental Investigation of Possible In-Vessel Cooling Mechanisms”, CSARP Meeting, May 1997.
- 3.5.32. J.R. Wolf, et al., “TMI-2 Vessel Investigation Project Integration Report”, NUREG/CR-6197, 1994.
- 3.6.1 P. Richard et al., “In-Vessel Core Retention: Some Results on the Dual Strategy”, ICONE-7, 1999.
- 3.6.2 I. S. Hwang, et al., “The COASISO Design(II): Proof-of-principle Demonstration”, The 14th KAIF/KNS Annual Conference, April 1999.
- 3.6.3 J. Baron, “Conceptual Design of a Metallic In-Vessel Core Catcher”, ICONE-8, April 2000.
- 3.6.4 한국전력공사 전력연구원, “차세대 원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention Workshop”, 한국전력공사 전력 연구원 발간, 1998.
- 3.6.5 K.H. Kang, et al., “A Feasibility Experiment for Assessing the Efficacy of Ex-vessel Cooling through the External Gap Structure”, Korean Nuclear Society Spring Meeting, May 1999.
- 3.6.6 K.H. Kang, et al., “An Experimental Study on Feasibility of Ex-Vessel Cooling through the External Guide Vessel”, SARJ-99, November 1999.
- 3.6.7 T.G. Theofanous, et al., “In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt”, Nuclear Engineering and Design, Vol.169, pp.1~48, 1997.
- 3.6.8 O. Kymalainean, et al., “In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant”, Nuclear Engineering and Design, Vol.169, pp.19~23, 1999.
- 3.6.9 K.H. Kang, et al., “Experimental Study on the Enhancement of In-Vessel Corium Retention for the Improvement of the Management on the Severe Accident”, Korean Nuclear Society Autumn Meeting, October 2001.
- 3.6.10 K.H. kang et al., “Experimental Study on the Improved In-Vessel Corium Retention Concepts for the Severe Accedent Management”, ICONE-10, April 2002.

- 3.7.1 T.G. Theofanous, C. Liu, S. Addition, S. Angelini, and O. Kymalainen, "In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt", U. S. Department of Energy Report, DOE/ID-10460, Vol.1 and 2, 1996.
- 3.7.2 J.L. Rempe, D.L. Knudson, M. Cebull, and C.L. Atwood, "Potential for in-Vessel Retention though Ex-Vessel Flooding", OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Retention and Coolability, Garching, Germany, 3-6 March 1998.
- 3.7.3 O. Kymalainen, H. Tuomisto, and T.G. Theofanous, "In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant", Nuclear Engineering and Design, Vol.169, pp.109~130, 1997.
- 3.7.4 R.J. Hammersley, R.E. Henry, D.R. Sharp, and V. Srinavas, "In-Vessel Retention for the AP600 Design During Severe Accidents", presented at the Second Intern. Conference on Nuclear Engineering (ICONE-2), San Fransisco, CA, March 21-24, 1993.
- 3.7.5 박종운 외, "차세대원전 IVR Feasibility 평가결과", 차세대 원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention 워크샵, 한국전력공사 전력연구원, 1999년 8월 27일.
- 3.7.6 "Agreement on the OECD RASPLAV Project to Investigate Molten Reactor Fuel-Lower Pressure Vessel Head Interaction", Nuclear Energy Agency, OECD, April 1, 1994.
- 3.7.7 "Agreement on the second Phase of the OECD RASPLAV Project", Nuclear Energy Agency, OECD, July 1997.
- 3.7.8 "Agreement on the OECD MASCA Project : A Project to Investigate Chemical and Fission Product Effects on the Thermal Loadings Imposed on the Reactor Vessel by a Convective Corium Pool during a Severe Accident", OECD/NEA, July 2000.
- 3.7.9 박래준 외, "원자로용기 외벽냉각시 노심용융물 거동 분석(OECD RASPLAV 프로젝트의 제 1단계 연구결과 고찰)", KAERI/TR-1026/98, 한국원자력연구소, 1998년 4월.
- 3.7.10 박래준 외, "원자로용기 외벽냉각시 노심용융물 거동 분석(OECD RASPLAV 프로젝트의 제 2단계 연구결과 고찰)", KAERI/AR-569/2001, 한국원자력연구소, 2001년 4월.
- 3.7.11 V. Asmolov, et al., "RASPLAV-AW-200-1 Post-Test Analysis",

- OECD RASPLAV Project RP-TR-26, Russian Academy of Science, June 1997.
- 3.7.12 V. Strizhov and A. Filippov, "Pretest Analysis of RASPLAV-AW-200-2 Design", OECD RASPLAV Project RP-TR-27, Russian Academy of Science, Feb. 1997.
- 3.7.13 RRC KI, "RASPLAV-AW-200-2 Pretest Information Package", OECD RASPLAV Project RP-TR-30, Russian Academy of Science, May, 1997.
- 3.7.14 V. Asmolov, et al., "Intermediate Report of RASPLAV-AW-200-2 Post-Test Analysis", OECD RASPLAV Project RP-TR-32, Russian Academy of Science, October, 1997.
- 3.7.15 V. Strizhov, "Analysis of RASPLAV-AW-200-3 Test", RASPLAV PRG-9 Meeting, Russia, Pertuis, October 14-16, 1998.
- 3.7.16 Y. Degaltsa, "RASPLAV-AW-200-3 Post Test Examinations", RASPLAV PRG-9 Meeting, Russia, Pertuis, October 14-16, 1998.
- 3.7.17 V. Strizhov, "Post Test Analysis of RASPLAV AW-200-4 Test", RASPLAV PRG-11 Meeting, Spain, Madrid, October 20-21, 1999.
- 3.7.18 V. Asmolov, et al., "RASPLAV-AW-200-4 Post Test Analysis", RASPLAV Project Technical Report, RP-TR-43, April 2000.
- 3.7.19. "Summary Data on RASPLAV-AW-2.5 Experiment(Synthesis Report)", OECD RASPLAV Project RP-TR-14, Russian Academy of Science, January, 1996.
- 3.7.20 S. Abalin, V. Asmolov, Yu. Degaltsev, and M. Gorodinskiy, "RASPLAV-AD-2.5 Experiment", OECD RASPLAV Project RP-TR-12, Russian Academy of Science, October, 1995.
- 3.7.21 V.Asmolov, S.Abalin, Yu.Degaltsev, E.Djacov, I.Isaev, V.Pavlov, E. Samarin, I.Khazanovich, and O.Shakh, "TULPAN Experimental Facility Description and Investigation Program", OECD RASPLAV Project RP-TR-8, Russian Academy of Science, July, 1995.
- 3.7.22 V. Asmolov, et al., "TULPAN Facility Measurement", OECD RASPLAV Project RP-TR-31, Russian Academy of Science, August, 1997.
- 3.7.23 V. Asmolov, et al., "The TULPAN T-6 Post Test Analysis", RASPLAV Project Technical Report, RP-TR-41, April 2000.

- 3.7.24 V.G. Asmolov, et al., "Supporting Corium Tests Volume 1: Studies of the Opportunity for the Stratification of the U-Zr-O Carbon Free Corium in the Liquid State under the Conditions of the RASPLAV Experiments", RP-TR-40 v.1, March 2000.
- 3.7.25 V.G. Asmolov, et al., "Supporting Corium Tests Volume 2: Investigation of the Separation and Interaction of Suboxidised Carbon Free Corium below Liquidus Temperature", RP-TR-40 v.2 March 2000.
- 3.7.26 V.G. Asmolov, et al., "The STF-44 and STF-46+ Post-Test Examinations", RP-TR-39, January 2000.
- 3.7.27 A.I. Surenkov, et al., "Investigation of Results of Salt Experiments on Simulation of Heat Transfer in the Corium Melt at the RASPLAV-A-Salt Facility", OECD RASPLAV Project RP-TR-28, Russian Academy of Science, May, 1997.
- 3.7.28 A.Surenkov, S.Abalin, I.Gnedoy, and V. Strizhov, "RASPLAV-A-Salt Scoping Test Thermal Hydraulic Results", OECD RASPLAV Project RP-TR-20, Russian Academy of Science, April 1996.
- 3.7.29 T.G. Theofanous, M. Maguire, S. Angelini, and T. Salmassi, "The First Results from the ACOPO Experiments", Nuclear Engineering and Design, Vol.169, pp.49~57, 1997.
- 3.7.30 F.J. Asfia and V.K. Dhir, "An Experimental Study of Natural Convection in a Volumetrically Heated Spherical Pool Bounded on Top with a Rigid Wall", OECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, CEA, Grenoble, France, March 9-11, 1994.
- 3.7.31 A. E. Aksenova, V. V. Chudanov, A. G. Churbanov, et al., "CONV 2&3D: An Integrated Computer Code for Numerical Modeling of Convection/Diffusion Processes with Regard for Melting", RASPLAV Project Report, 1997.
- 3.7.32 A. Popkov, V. Strizhov, and P. Vabishchevich, "Numeric Models for RASPLAV Project: (Thermal Hydraulics)", OECD RASPLAV Project RP-TR-15, Russian Academy of Science, January, 1996.
- 3.7.33 V.B. Khabensky, et al., "MA-1 Experiment: Post-Test Analysis Results", OECD MASCA Project MP-TR-1, Alexandrov Research

Institute of Technology, April 2001.

3.7.34 V.G. Asmolov, et al., "TULPAN T-7 Test Results", OECD MASCA Project MP-TR-2, October 2001.

3.7.35 박래준, "용융금속의 고화층 형성과 고화층이 분리된 두 수평 유체층 사이의 열전달에 미치는 영향", 박사학위 논문, 한국과학기술원, 1998.

## 부록: 발표 논문 및 기술보고서 목록



여 백

### <국외 전문 학술지>

1. J. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Visualization Experiments of the Two Phase Flow inside Hemispherical Gap," Int. Communications Heat & Mass Transfer, Vol. 25, No 5, pp.693-700, July 1998.
2. R. J. Park, S. M. Choi, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Natural Convection Heat Transfer of the Low Prandtl Number Fluid with Solidified Layer Formation," Int. Communications in Heat and Mass Transfer, Vol. 25, No. 8, pp. 1065-1074, November 1998.
3. J. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Thermal-hydraulic Phenomena Reverent to Global Dryout in a Hemispherical Narrow Gap," Heat & Mass Transfer 3, pp. 325-328, 1998.
4. R. J. Park, S. M. Choi, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Natural Convection Heat Transfer with Crust Formation in the Molten Metal Pool," Nuclear Technology, Vol. 127, No. 1, pp. 66-80, July 1999.
5. K. I. Ahn and H. D. Kim, "A Formal Procedure for Probabilistic Quantification of Model Uncertainties Employed in Phenomenological Transient Models," Nuclear Technology, Vol. 130, No. 2, May 2000.
6. J. H. Song, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Analysis of External Cooling of the Reactor Vessel During Severe Accidents," Nuclear Technology, Vol. 138, No. 1, April 2002.

### < 국제 학술대회 발표 >

1. R. J. Park, S. B. Kim, H. D. Kim, and S. M. Choi, "Natural Convection Heat Transfer in the Molten Metal Pool," 8<sup>th</sup> Int. Mtg. On NURETH, Kyoto Japan, Sept. 30-Oct. 4, 1997.
2. S. B. Kim and H. D. Kim, "Overview of Severe Accident Research at KAERI," Proceedings of the Workshop on Severe Accident Research in Japan 1997, Yokohama, Japan, October 6-8, 1997.
3. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Molten Material Heat Transport Tests with Coolant Boiling," Proceedings of

- the Workshop on Severe Accident Research in Japan, Yokohama, Japan, October 6-8, 1997.
4. J. W. Jeong, K. H. Kang, R. J. Park, S. B. Kim, and H. D. Kim, "SONATA-IV Experiments on In-Vessel Debris Coolability and Retention," Proceedings of the Workshop on Severe Accident Research in Japan 1997, Yokohama, Japan, October 6-8, 1997.
  5. J. H. Jeong, R. J. Park, K. H. Kang, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Experimental Study on CHF in a Hemispherical Narrow Gap," OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Technical University of Munich, Garching, Germany, March 3-6, 1998.
  6. K. H. Kang, J. H. Kim, J. H. Hong, S. B. Kim and H. D. Kim, "Experimental Investigations on In-Vessel Debris Coolability through Inherent Cooling Mechanisms," OECD/NEA Workshop, Garching, Germany, March 3-6, 1998.
  7. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Heat Transfer Characteristics of the Molten Metal Pool Solidified by Coolant with Boiling," Proceedings of the TOPSAFE 98 in Valencia, Spain, April 15-17 1998.
  8. R. J. Park, S. B. Kim, H. D. Kim, S. M. Choi, J. S. Cho, and C. H. Chung, "Natural Convection Heat Transfer with Crust Formation in the Molten Metal Pool," ICONE-6, San Diego, California, May 10-15, 1998.
  9. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "The Effect of Coolant Boiling on the Molten Metal Pool Heat Transfer," ICONE-6, San Diego, California, May 10-15, 1998.
  10. S. B. Kim and H. D. Kim, "Overview of Severe Accident Research and SONATA-IV Phase 1 Experiment at KAERI," USNRC CSARP, Wangshington DC, U.S.A., May 1998.
  11. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Natural Convection Heat Transfer Characteristics of the Molten Metal Pool with Solidification by Boiling Coolant," ICMF '98, June 8-12, 1998.

12. K. Y. Shin, K. M. Nho, M. Chung, S. B. Kim et al., "The Characteristics of Korean Concrete and MCCI Experimental Results," ANS Annual Meeting, June 1998.
13. K. I. Ahn, H. D. Kim, "A Formal Procedure for Integrating Different Sources of Uncertainties in Severe Accident Analysis Models," IAEA Workshop, August 1998.
14. R. J. Park, S. B. Kim, H. D. Kim, "Effect of Crust Thickness Increase on Natural Convection Heat Transfer of the Molten Metal Pool," NTHAS '98, Pusan, Korea, October 21-24, 1998.
15. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Convective Heat Transfer in the Molten Metal Pool Heated from Below and Cooled by Two Phase Flow," NTHAS '98, Pusan, Korea, October 21-24, 1998.
16. J. H. Chung, R. J. Park, K. H. Kang, S. B. Kim, and H. D. Kim, "The critical Power that can be removed through a Hemispherical Narrow Gap," NTHAS '98, Pusan, Korea, October 21-24, 1998.
17. J. H. Kim, K. H. Kang, R. J. Park, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Experimental Study on Inherent In-Vessel Cooling Mechanism during a Severe Accident," ICONE-7, Tyoko, Japan, April 19-23, 1999.
18. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Molten Metal Natural Convection Enhancement by Boiling Water I: Experimental Observation," ANS 1999 Annual & Topical Meetings, Boston, Massachusetts, U. S. A., June 6-10, 1999.
19. K. H. Kang, J. H. Kim, S. B. Kim and H. D. Kim, "Thermal and Mechanical Behavior of Hemispherical Vessel Lower Head," SMiRT-15, Seoul, Korea, August 15-20, 1999.
20. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Convective Heat Transfer in the Molten Metal Pool Heated from Below and Cooled by Two Phase Flow," SMiRT-15, Seoul, Korea, August 1999.
21. S. B. Kim, K. H. Kang, R. J. Park, and S. Y. Park, "Evaluation of the Containment Integrity due to Direct Containment Heating in Korean 1300 MWe PWR," SMiRT-15, Seoul, Korea, August 1999.

22. K. Y. Shin, J. W. Kim, S. B. Kim, M. Chung, "Thermophysical Properties and Transient Heat Transfer of Concrete at Elevated Temperature," SMiRT-15, Seoul, Korea, August 1999.
23. S. B. Kim, R. J. Park, H. D. Kim, "Reactor Cavity Dispersal Experiment with Simulant at Intermediate System Pressure," SMiRT-15 PCS, Seoul, Korea, August 1999.
24. R. J. Park, S. J. Lee, K. H. Kang, J. H. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, J. H. Jeong, "An Experimental Study on critical Heat Flux in a Hemispherical Narrow Gap," SARJ-99, Tokyo, Japan, November 8-10, 1999.
25. K. H. Kang, J. H. Kim, R. J. Park and S. B. Kim, "An Experimental Study on Feasibility of Ex-vessel Cooling through the External Guide Vessel," SARJ-99, Tokyo, Japan, November 8-10, 1999.
26. K. M. Koo, et al., "Ultrasonic Examination of the RCP Narrow Gap Welds Using Split Spectrum Processing and Wavelet Transform," KSNT, JSNT, TSNT FENDT'99 Conference, Taiwan, November 10, 1999.
27. R. J. Park, K. H. Kang, S. B. Kim, H. D. Kim, J. S. Cho, and C. H. Chung, "Effect of Aspect Ratio Change and Coolant Boiling on Natural Convection with Crust Formation," ICONE-8, Baltimore, MD USA, April 2-6, 2000.
28. K. I. Ahn, B. S. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, Numerical Model of Heat Transfer Characteristics in Liquid Metal Layer under a Solidification Process: MELTPOOL, ICONE-8, Baltimore, MD USA, April 2-6, 2000.
29. K. M. Koo, J. H. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, D. Y. Ko, "Ultrasonic Thermometry System for Measuring Very High Temperatures Using Resolution Signal Processing," ICEIC 2000, Liaoning University China, August 9, 2000.
30. R. J. Park, K. S. Ha, S. B. Kim, H. D. Kim, J. H. Jeong, "An Experimental Study on Critical Power in a Hemispherical Narrow Gap," NTHAS2, Japan, October 2000.
31. J. H. Song, S. B. Kim, and H. D. Kim, "A Simulation of Reactor

- Vessel External Vessel Cooling by RELAP5/MOD3 Computer Code," NTHAS2, Japan, October 2000.
32. K. H. Kang, J. H. Kim, R. J. Park, S. B. Kim and H. D. Kim, "Experimental Investigations on the Effect of Water Subcooling for the In-vessel Debris Coolability in the LAVA Experiment," NTHAS-2, Japan, October 15-18, 2000.
  33. K. I. Ahn, B. S. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, "Numerical Analysis of Heat Transfer Characteristics of Heat Generating Melt Pool Confined in a Hemispherical Cavity with MELTPOOL Code," NTHAS-2, Japan, October 15-18, 2000.
  34. K. M. Koo, S. M. Sim, J. H. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, "A Study on Ultrasonic Thermometry System for Measuring Very High Temperatures in Severe Accident Experiments," NTHAS-2, Japan, October 15-18, 2000.
  35. S. B. Kim, K. H. Kang, J. W. Kim, R. J. Park, and H. D. Kim, "Major Results of In-Vessel Corium Cooling in the SONATA-IV Experimental Program," RASPLAV 2000, Muchen, Germany, October 2000.
  36. J. H. Song, J. K. Kim and S. B. Kim, "A Flow Visualization Study for Boiling on the Square Surface," PSFVIP-3, March 2001.
  37. J. S. Cho, K. Y. Suh, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "Experimental Study of Conjugate Heat Transfer from Liquid Metal Layer Cooled by Overlying Freon," ICONE-9, France, April 8, 2000.
  38. K. Y. Suh, S. B. Kim et al., "An Experimental Study of CHF in Two-dimensional Sliced Circular Narrow Gap," ICONE-9, France, April 8, 2000.
  39. J. H. Song, J. K. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, "Visualization of Boiling Heat Transfer on the Vertical Square Surface," ASV-6, May 2001.
  40. K. M. Koo, D. Y. Ko, J. H. Choi, "A New Measurement System of very high Temperature in Atomic Pile using Ultrasonic Delay Time," IEEE Region 10 International Conference on Electrical and Electronic Technology, Singapore, August 19, 2001.

41. R. J. Park, K. S. Ha, S. B. Kim, H. D. Kim, J. H. Jeong, "Critical Power in a Hemispherical Narrow Gap," ExHFT5, Greece, Sept. 24-28, 2001.
42. J. H. Jeong, S. J. Lee, R. J. Park, S. B. Kim, "Experimental Study on CCFL in Narrow Annular Gaps with Large Diameter," ExHFT5, Greece, Sept. 24-28, 2001.
43. J. H. Song, J. K. Kim, S. B. Kim, and H. D. Kim, "An Experimental Investigation on the Boiling Heat Transfer on the Vertical Square Surface," ExHFT5, Greece, Sept. 24-28, 2001.
44. K. M. Koo, K. S. Ha, S. B. Kim, and H. D. Kim, "Ultra High Temperature Measurement in a Nuclear Reactor vessel using Delay Time of Ultrasonic Temperature Sensor," The 3d International Scientific Conference CMNDT, Moscow Russia, March 18-21, 2002.
45. K. M. Koo, S. B. Kim, D. I. Oh, G. S. Jun, and H. Kim, "The Enhancement of the Ultrasonic Image by Combing Bases of support for Spatial Frequency Response in NPPs Material," The 3d International Scientific Conference CMNDT, Moscow Russia, March 18-21, 2002.
46. K. H. Kang, J. T. Kim, R. J. Park, S. B. Kim and H. D. Kim, "Evaluations of the Coolability through the Inherent In-vessel Gap Cooling in the LAVA Experiments," ICONE-10, Arlington, USA, April 14-18, 2002.
47. K. H. Kang, K. M. Koo, R. J. Park, S. B. Kim and H. D. Kim, "Experimental Study on the Improved In-Vessel Corium Retention Concepts for the Severe Accident Management," ICONE-10, Arlington, USA, April 14-18, 2002.

### <국내 전문 학술지>

1. K. Y. Shin, J. W. Kim, S. B. Kim, M. Cheung, "An Experimental Study on the Transient Interaction Between High Temperature Thermite Melt and Concrete," J. of KNS, Vol 29., No. 4, 1997.

2. 신기열, 김종환, 김상백, 정모, "상온에서 1100 °C 까지 온도변화에 따른 콘크리트의 열물성 측정치," 대한기계학회 논문집, 제 22권 5호, 1998년 5월.
3. 박래준, 최상민, 김상백, 김희동, "용융금속의 고회층 증가가 자연대류 열전달에 미치는 영향," 대한기계학회 논문집 B, 제 23권, 제 2호, pp. 226-233, 1999년 2월 1일.
4. K. M. Koo, K. H. Hwang, "The Analysis of Resolution on the Image Reconstruction Algorithms for Ultrasonic Diffraction Tomography," 한국음향학회 논문집 제18권 제5호, pp.83-90, 1999년 7월 1일.
5. 구길모, 박치승, 최종호, 고덕영, "최소극 문턱치 알고리즘을 이용한 고감쇠 용접부에서 초음파 검사방법에 관한 연구," 대한전자공학회지, 제 37권 TE편 제3호, pp.232-238, 2000년 1월.
6. J. S. Cho, C. H. Chung, R. J. Park, and S. B. Kim, "The Effect of Coolant Boiling on the Molten Metal Pool Heat Transfer with Local Solidification," J. of KNS, Vol. 32, No. 1, pp. 34-45, February 2000
7. K. M. Koo, C. M. Sim, J. H. Kim, S. B. Kim, H. D. Kim, C. S. Park, "Multi-layered Gap Measurement for In-Vessel Corium Retention Using Ultrasonic Wave Reflection Pattern Analysis and Frequency Diversity Signal Processing," 한국비파괴학회 논문집 vol.20, No.4, pp.314-320, 2000년 8월.
8. 구길모, 임호, 김기열, "초음파 반사신호의 복소 진폭을 이용한 고체내부의 영상 구조, 한국정보기술전략혁신학회지, 제4권 제2호, pp. 129-135, 2001년 6월.
9. 구길모, 김상백, 박치승, 최종호, 고덕영, "초고온 온도 측정을 위한 초음파 자외 센서의 시스템 개발," 한국음향학회지, 제20권 제6호, pp. 66-, 2001년 8월.
10. K. M. Koo, S. M. Hong, S. J. Lee, H. Kim, "The Enhancement of Inner-solid Image for the Sample with Surface Roughness," 대한전자공학회 논문집 제 38권 TE편 제 3호, pp. 50-56, 2001년 9월.
11. 김종태, 김상백, 김희동, "Analysis of Natural convection Heat Transfer and solidification of a Two-Layered Pool," 한국전산유체공학회지, 6권, 1호, pp. 1-13, 2001.
12. 송진호, 김재광, 김상백, 김희동, "An Experimental Investigation of the



Boiling Heat Transfer on the Vertical Square Surface,” 대한기계학회  
논문집 B, 제 25권, 제 9호, 2001년 8월.

### < 국내 학술대회 발표 >

1. 박래준, 김상백, 김희동, 최상민, 조재선, 정창현, “고화 피막층 형성이 있는 노심용융물의 자연대류 열전달,” 1997 한국원자력학회 추계학술발표회 논문집, 경북대학교, 대구, 1997년 10월 24-25일.
2. 정지환, 박래준, 조영로, 김상백, 김희동, “반구형 간극에서 CHF가 발생했을 때 히터표면의 온도변화와 CHF 측정,” 한국원자력학회 1997 추계학술발표회 논문집, 경북대학교, 대구, 1997년 10월 24-25일.
3. 강경호, 김종환, 조영로, 김상백, 김희동, “용융물 냉각 및 간극 형성 실험 연구,” 한국원자력학회 1997 추계학술대회, 경북대학교, 1997년 10월 24-25일.
4. 조재선, 서균열, 정창현, 박래준, 김상백, “Heat Transfer Characteristics of the Molten Metal Pool Solidified by Coolant with Boiling,” 한국원자력학회 1997 추계학술대회, 경북대학교, 1997년 10월 24-25일.
5. 신기열, 김종환, 정모, 김상백, “영광 원전 3,4호기용 콘크리트를 이용한 MCCI 현상의 실험적 연구,” 한국원자력학회 1997 추계학술대회, 경북대학교, 1997년 10월 24-25일.
6. 신기열, 김종환, 정모, 김상백, “CORCON-MOD3를 이용한 국내 원전에서 의 노심용융물과 콘크리트 간의 반응 특성 분석,” 한국원자력학회 1997 추계학술대회, 경북대학교, 1997년 10월 24-25일.
7. 김도형, 이규정, 김상백, 박래준, “울진 1,2호기 원전에 대한 노심용융물 고압분출 실험 연구,” 대한기계학회 1997 추계학술대회, 숭실대학교, 1997년 11월.
8. 강경호, 김종환, 조영로, 김상백, 김희동, “원자로 중대사고 시 자연 냉각 계통에 의한 핵연료 용융물의 냉각에 관한 실험 연구,” 대한기계학회 1998 춘계학술대회, 경상대학교, 1998년 4월 23 - 25일.
9. J. H. Jeong, R. J. Park, and S. B. Kim, “Associated Phenomena of the Two-Phase Flow Inside a Hemispherical Gap,” KSME Spring Mtg, Kyung-Sang Univ., April 23-25, 1998.

10. 박래준, 김상백, 김희동, 김찬수, "저온용융 합금물을 이용한 울진 1,2호기 원전 Cavity에 대한 노심용융물 고압분출 실험 연구," 한국원자력학회 1998 춘계학술대회, 경희대학교, 1998년 5월 29-30일.
11. Sang-Baik Kim, Rae-Joon Park, kyung-Ho Kang, and Soo Young Park, "Resolution of the Direct Containment Heating Issue for Korea Next Generation Reactor," 1998년도 대한기계학회 충청지부 추계학술강연회 및 발표논문회, 충남대학교, 1998년 10월 16일.
12. 박래준, 강경호, 김상백, 김희동, 최상민, "CONV 2&3D 전산코드를 이용한 고화 피막층 형성이 있는 노심용융물의 자연대류 열전달 해석," 한국원자력학회 1998 추계학술발표회 논문집, 한양대학교, 서울, 1998년 10월 30-31일.
13. 조재선, 서균열, 정창현, 박래준, 김상백, "Coolant Material Effect on the Heat Transfer Rates of the Molten Metal Pool with Solidification," 한국원자력학회 1998 추계학술발표회 논문집, 한양대학교, 서울, 1998년 10월 30-31일.
14. 안광일, 김희동, "Insights from the Preliminary Uncertainty Analysis to ICARE2 Late Core Degradation Models: TMI-2 and FPT4S Cases," 한국원자력학회 1998 추계학술발표회 논문집, 한양대학교, 서울, 1998년 10월 30-31일.
15. 정한원, 이규정, 김상백, 박래준, "울진 1,2호기 원전에 대한 노심용융물 고압분출 해석 연구," 대한기계학회 1998 추계학술대회, 영남대학교, 1998년 11월 6-7일.
16. 구길모, 심철무, 김종환, 김상백, "노내 간극측정을 위한 고체-액체-고체 삼층구조에서 초음파 반사패턴 분석," 한국음향학회 제3회 전기음향 학술발표대회, 1999 3월 27일.
17. 박래준, 강경호, 김상백, 김희동, 정지환, "R-113을 이용한 반구형 간극에서의 임계 출력에 대한 실험 연구," 대한기계학회 1999 춘계학술대회, 한국기술교육대학교, 1999년 4월 23-24일.
18. 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, "원자로 중대사고 시 간극을 통한 노심용융물의 냉각 가능성에 대한 실험 연구," 대한기계학회 1999 춘계학술대회, 한국기술교육대학교, 1999년 4월 23-24일.
19. 박래준, 조영로, 강경호, 김상백, 김희동, 조재선, 정창현, "종횡비 변화와 냉각수 비등을 고려한 금속용융물의 자연대류 열전달에 대한 상관식 개

- 발,” 한국원자력학회 1999 춘계학술대회, 포항공과대학, 1999년 5월 28-29일.
20. 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, “간극을 통한 노내 노심용융물의 냉각 방안에 관한 연구,” 한국원자력학회 1999 춘계학술대회, 포항공과대학교, 1999년 5월 28-29일.
  21. 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, “간극 구조물을 이용한 원자로용기 외벽 냉각 방안에 대한 가능성 검토 실험 연구,” 한국원자력학회 1999 춘계학술대회, 포항공과대학교, 1999년 5월 28-29일.
  22. 이승진, 박래준, 강경호, 김상백, 정지환, “대형 환상관 간극에서의 CCFL 실험 연구,” 한국원자력학회 1999 춘계학술대회, 포항공과대학, 1999년 5월 28-29일.
  23. 조재선, 서균열, 정창현, 박래준, 김상백, “Development of Natural Convection Heat Transfer for Liquid Metal with Overlying Coolant,” 한국원자력학회 1999 춘계학술대회, 포항공과대학, 1999년 5월 28-29일.
  24. 구길모, 심철무, 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, “Multi-Layered Gap Measurement in-Vessel Corium Retention Using Ultrasonic Digital Signal Processing,” 한국비파괴검사학회, 1999년 5월 7일.
  25. 구길모, “Ultrasonic Examination of Narrow Gap Welds Connecting the Steam Generator to the Reactor Coolant Pipe,” 대한기계학회후원, 1999년 5월 11일.
  26. 구길모, 허형, “A Study on Finite Element Model of Eddy Current Phenomena for In-core Flux Thimble Tube,” 한국통신학회, 1999년 7월 6일.
  27. 구길모, “Technology of Mechanized Ultrasonic Test Ultrasonic Test for PWR Reactor Pressure Vessel in Korea,” 대한기계학회후원, 1999년 5월 17일.
  28. 구길모, “The Analysis of Resolution to the FBP and Ultrasonic Image Reconstruction Algorithms,” 99년 한국정보기술응용학회 춘계학술대회, 1999년 5년 29일.
  29. 박래준, 이승진, 정지환, 조영로, 강경호, 김상백, “Experimental Study on Critical Heat Flux in a Hemispherical Narrow Gap,” 대한기계학회 1999 추계 열공학 학술대회, 설악 한화 콘도, 1999년 9월 10-11일.
  30. 김상백, 김재광, 박래준, 정지환, 김희동, “Visualization Experiment on

- Boiling in a Hemispherical Narrow Gap,” 대한기계학회 1999 추계 열공학 학술대회, 설악 한화 콘도, 1999년 9월 10-11일.
31. 조계선, 서균열, 정창현, 박래준, 김상백, “Transient Heat Transfer Phenomena of the Liquid Metal Layer Cooled by Overlying R113 Coolant,” 한국원자력학회 1999 추계학술대회, 서울대학교, 1999년 10월 29-30일.
  32. 김병석, 안광일, 김상백, “Development of a Numerical Model for Natural Convection Heat Transfer Analysis of Liquid Melt Subjected to a Solidification Process,” 한국원자력학회 1999 추계학술대회, 서울대학교, 1999년 10월 29-30일.
  33. 구길모, 김종환, 김상백, 김희동, “The Ultrasonic Pattern Analysis and The Frequency Diversity Signal Processing in Multi-layered Gap Measurement for In-Vessel Corium Retention,” 99년 한국원자력학회 추계학술대회, 1999년 10월 30일.
  34. 이승진, 박래준, 김상백, 김희동, 정지환, “An Experimental Study on the CCFL in Narrow Annular Gaps with Large Diameter,” 대한기계학회 2000 춘계학술대회, 포항공과대학, 2000년 4월 20-22일.
  35. 이승진, 박래준, 김상백, 김희동, 정지환, “대형 환상관의 좁은 간극에서 CCFL 연구,” 한국원자력학회 2000 춘계학술대회, 고리한전원자력연수원, 2000년 5월 26-27일.
  36. 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, “노내노심용융물 냉각실험(LAVA실험)에서 용융물 재배치과정에 대한 고찰,” 한국원자력학회 2000 춘계학술대회, 고리한전원자력연수원, 2000년 5월 26-27일.
  37. 박래준, 하광순, 김상백, 김희동, 정지환, “큰 반구형 간극에서 임계출력에 대한 실험 연구,” 한국원자력학회 2000 춘계학술대회, 고리한전원자력연수원, 2000년 5월 26-27일.
  38. 송진호, 김상백, 김희동, “An Analysis of the Natural Circulation Cooling of the Reactor Vessel during the Severe Accident by RELAP/MOD3 Computer Code,” 한국원자력학회 2000 춘계학술대회, 고리한전원자력연수원, 2000년 5월 26-27일.
  39. 송진호, 김상백, 김희동, “A Simulation of Forced Circulation Cooling of the Reactor Vessel during the Severe Accident by RELAP/MOD3 Computer Code,” 한국원자력학회 2000 춘계학술대회, 고리한전원자력연

- 수원, 2000년 5월 26-27일.
40. 구길모, "Improvement of S/N Ratio in the Ultrasonic Inspection Methods using Minimization-Polarity Thershold Algorithm," 2000 한국통신학회 하계학술대회, 익산대학교, 2000년 6월 30일.
  41. 구길모, 최종호, 고덕영, "Improvement of S/N Radio in the Ultrasonic Inspection Methods using Minimization-Polarity Thershold Algorithm," 2000 한국통신학회 하계학술대회, 2000년 6월 30일.
  42. 김종태, 박래준, 김상백, "Analysis of Two-Layered Natural convection in a Pool with Heat Generation by Unstructured FVM," 한국원자력학회 2000 추계학술대회, 한국원자력연구소, 2000년 10월.
  43. 김재광, 송진호, 김상백, "An Experimental Study on the Pool Boiling Heat Transfer on a Square Surface," 한국원자력학회 2000 추계학술대회, 한국원자력연구소, 2000년 10월.
  44. 구길모, 강희영, 박문호, 김선진, "디지털 신호처리를 이용한 고온 온도 측정," 대한비파괴검사학회 추계발표대회, 서울 교육문화회관, 2000년 11월 10일.
  45. 구길모, 강희영, 최종호, 고덕영, "Temperatures Measurement System using Ultrasonic Delay Time," 대한전자공학회 합동학술대회, 군산대학, 2000년 12월 9일.
  46. 구길모, 김상백, 박치승, 홍순신, 김선진, "A Study on the Bandwith Increment of Vertically Spatial Frequency for the Enhancement of Inner Stainless Steel Image," 2001 춘계학술발표대회 논문집 비파괴검사학회, 2001년 5월 12일.
  47. 구길모, 김상백, 김희동, 박치승, 홍순신, 김선진, "Experiments and Fabrication of the Magnetostrictive Ultrasonic Sensors to Measure of Very High Temperature in Molten Material," 2001 춘계학술발표대회 논문집 비파괴검사학회, 조선대학교, 2001년 5월 12일.
  48. 이승진, 정지환, 박래준, 김상백, "An Experimental Study on the CCFL in the Narrow Gaps of Annular," 한국원자력학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 5월 24-25일.
  49. 강경호, 조영로, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, "용융물 재배치과정에 대한 LAVA 실험 결과 분석," 한국원자력학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 5월 24일-25일.

50. 강경호, 조영로, 구길모, 박래준, 김상백, 김희동, “간극냉각 특성에 대한 LAVA 실험 결과 분석,” 한국원자력학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 5월 24일-25일.
51. 김종태, 강경호, 박래준, 김상백, “Modeling of Cooling in a Gap between Melt Crust and Vessel Wall,” 한국원자력학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 5월 24일-25일.
52. 김상백, 강경호, 김종태, “Evaluations of the Coolability in the LAVA Experiments and Large Advanced Light Water Reactors(ALWR) using Gap Cooling Model,” 한국원자력학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 5월 24일-25일.
53. 구길모, 김상백, 강경호, 하광순, 강희영, “A Study on Temperature Measurement for Molten Material using Ultrasonic Temperature Sensors,” 한국원자력학회 2001 춘계학술발표대회 논문집, 제주대학교, 2001년 5월 25일.
54. 구길모, 김상백, 김현, 박치승, 김선진, “The Enhancement of Inner Stainless Image by the Bandwidth Increment fo Vertically Spatial Frequency,” 한국원자력학회 2001 춘계학술발표대회 논문집, 제주대학교, 2001년 5월 25일.
55. 구길모, 고덕영, “Enhancement of Inner Stainless Steel Image using Qurdrature Detector and Bandwidth Increment of Vertically Spatial Frequency,” 전자·통신 합동학술 발표회, 원광대학교, 2001년 6월 16일.
56. 박래준, 하광순, 김상백, 김희동, 정지환, “Correlation Development on Critical Power in a Spherical Narrow gap,” 대한기계학회 2001 춘계 학술대회, 제주대학교, 2001년 6월 28-29일.
57. 하광순, 박래준, 조영로, 김상백, 김희동, “An Experimental Study on the Quenching Phenomena of Hemispherical Downward Facing Convex Surfaces with Narrow Gaps,” 대한기계학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 6월 28-29일.
58. 김재광, 송진호, 김상백, “An Experimental Visualization of the Pool Boiling Heat Transfer on the Inclined Square Surface,” 대한기계학회 2001 춘계학술대회, 제주대학교, 2001년 6월 28-29일.
59. 구길모, 김상백, 김현, 전계석, “The Enhancement of Inner-solid Image by The Bandwich Increment of Verically Spatial Frequency,” 대한기계

- 학회 2001 추계학술발표대회 논문집, 제주대학교, 2001년 6월 28일.
60. 박래준, 강경호, 김상백, "Effect of the Safety Injection Tank on Late Phase Melt Progression in Severe Accidents," 한국원자력학회 2001 추계학술대회, 경희대학교, 2001년 10월 25-26일.
  61. 강경호, 조영로, 구길모, 박래준, 김상백, 김희동, "중대사고 대처 능력 향상을 위한 노내 냉각 방안의 개선에 관한 실험 연구," 한국원자력학회 2001 추계학술대회, 경희대학교, 2001년 10월 25-26일.
  62. 김종태, 김상백, 김희동, "Validation of LILAC Code for Multi-dimensional Thermal Hydraulics," 한국원자력학회 2001 추계학술대회, 경희대학교, 2001년 10월 25-26일.
  63. 김종태, 김상백, 김희동, "A Study of Non-Staggered Grid Approach for Incompressible Heat and Fluid Flow Analysis," 대한기계학회 2001 추계학술대회, 전북대학교, 2001년 11월.

## < 기술보고서 >

1. 박래준, 정지환, 김상백, 김희동, "중대사고시 노심용융물의 노내 냉각과 관련한 열전달 특성 분석," KAERI/TR-1027/98, 한국원자력연구소, 1998년 4월.
2. 강경호, 김종환, 박래준, 정지환, 김상백, "노내 노심용융물 냉각과 관련한 실험 연구 기술보고서," KAERI/TR-1032/98, 한국원자력연구소, 1998년 4월.
3. 박래준, 김상백, 김희동, "원자로용기 외벽 냉각시 노심용융물 거동 분석: OECD RASPLAV 프로젝트의 제1단계 연구 결과 고찰," KAERI/TR-1026/98, 한국원자력연구소, 1998년 4월.
4. 박래준, 김상백, 김희동, "PHEBUS FPTO 실험의 핵연료 손상과정 정밀 분석," KAERI/TR-1021/98, 한국원자력연구소, 1998년 4월.
5. 구길모, 조영로, 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, "초음파 펄스반사법을 이용한 노내 냉각실험에서 간극측정 기술개발," KAERI/TR-1271/99, 한국원자력연구소, 1999년 3월.
6. 박래준, 정지환, 김상백, 김희동, "간극에서의 임계열유속에 대한 연구," KAERI/TR-1321/99, 한국원자력연구소, 1999년 5월.

7. 박래준, 조재선, 김상백, 김희동, “피막층 형성이 있는 노심용융물의 자연 대류 열전달에 대한 연구,” KAERI/TR-1322/99, 한국원자력연구소, 1999년 5월.
8. 강경호, 김종환, 구길모, 장영조, 조영로, 박래준, 김상백, 김희동, “간극을 통한 노내 노심용융물 냉각 방안에 관한 실험연구,” KAERI/TR-1334/99, 한국원자력연구소, 1999년 6월.
9. 구길모, 심철무, 하광순, 조영로, 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, “중대사고 연구용 자동 초음파 영상처리 시스템 개발,” KAERI/TR-1620/00, 한국원자력연구소, 2000년 7월.
10. 구길모, 강희영, 심철무, 하광순, 조영로, 강경호, 김종환, 박래준, 김상백, 김희동, “중대사고 연구용 고온측정을 위한 초음파 온도측정 시스템 개발,” KAERI/TR-1621/00, 한국원자력연구소, 2000년 7월.
11. 구길모, 조영로, 강경호, 박래준, 김상백, 중대사고 실험의 간극, “변위측정 및 초음파 온도 계측 시스템 개발,” KAERI/TR-1754/01, 한국원자력연구소, 2001년 2월.
12. 박래준, 김상백, 김희동, “원자로용기 외벽냉각시 노심용융물 거동 분석: OECD RASPLAV 프로젝트의 제2단계 연구 결과 고찰,” KAERI/AR-596/01, 한국원자력연구소, 2001년 4월.
13. 박래준, 하광순, 조영로, 강경호, 김종태, 구길모, 김상백, 김희동, 정지환, “반구형 간극에서의 임계출력에 대한 실험 연구,” KAERI/TR-1800/01, 한국원자력연구소, 2001년 4월.
14. 강경호, 김종환, 구길모, 김종태, 조영로, 하광순, 박래준, 김상백, 김희동, “간극을 통한 노내 노심용융물 냉각 방안에 관한 실험(LAVA 실험)연구 결과 종합,” KAERI/TR-1805/01, 한국원자력연구소, 2001년 4월.
15. 김종태, 김상백, 김희동, “노내 노심용융물의 냉각해석 코드 LILAC-Meltpool 개발,” KAERI/TR-2126/02, 한국원자력연구소, 2002년 3월.
16. 박래준, 정지환, 이승진, 조영로, 하광순, 김상백, 김희동, “대형 환상관 간극에서 CCFL에 대한 실험 연구,” KAERI/TR-2162/02, 한국원자력연구소, 2002년 4월.
17. 안광일, 김병석, 김상백, “원자로 하반구 파편입자층 열적거동 및 냉각해석을 위한 수치 모델,” KAERI/TR-2150/02, 한국원자력연구소, 2002년 4월.
18. 강경호, 조영로, 구길모, 박래준, 김상백, “200 kg 이상의 대용량 상사



용융물을 이용한 노내 간극 냉각 실증 실험 연구," KAERI/TR-2168/02,  
한국원자력연구소, 2001년 4월.

### <지적재산권 출원>

1. 구길모, 강희영, 강경호, 김종태, 하광순, 김희동, "고 분해능 신호처리 기술을 이용한 초고온 온도측정 초음파 온도센서 및 그 장치," 한국 출원번호 76303, 2000년 12월 14일.
2. 구길모, 김종환, 조영로, 박래준, 김상백, 김희동, "반구형(곡률) 다층 구조에서 수중초음파 LATCH시스템의 개선된 영상처리 검사방법 및 그 장치," 한국 출원번호 80230, 2000년 12월 22일.

### <프로그램 등록>

1. 안광일, 김상백, "MELTPROG 1.0," 산업재산권 번호 프로그램 02-001, 등록번호 2002-01-12-641, 한국, 2002년 2월 1일.
2. 안광일, 김상백, 김희동, "DBCOOL," 산업재산권 번호 프로그램 02-003, 등록번호 2002-01-12-644, 한국, 2002년 2월 1일.

서 지 정 보 양 식

|                    |  |   |                |         |           |           |  |
|--------------------|--|---|----------------|---------|-----------|-----------|--|
| 수행기관보고서번호          |  | 위탁기관보고서번호   |                | 표준보고서번호 |           | INIS 주제코드 |  |
| KAERI/RR-2229/2001 |  |   |                |         |           |           |  |
| 제목 / 부제            |  | 노내 노심용융물 냉각 실증 실험   |                |         |           |           |  |
| 연구책임자 및 부서명        |  | 김상백(열수력안전연구팀)   |                |         |           |           |  |
| 연구자 및 부서명          |  | 박래준, 김희동(열수력안전연구팀), 류건중(핵자료 평가 Lab), 구길모, 조영로, 김종대, 하광순, 강경호, 김종환(열수력안전연구팀), 안광일(종합안전평가팀), 함영수, 심석구(외부인), 홍준화(원자력재료기술개발팀), 변택상(외부인), 장영조, 박종국, 송진호(열수력안전연구팀), 심철무(하나로이용기술개발팀)   |                |         |           |           |  |
| 출판지                | 대전   | 발행기관  | 한국원자력연구소       | 발행년     | 2002. 5   |           |  |
| 페이지                | p. 530   | 도표  | 있음( o ), 없음( ) | 크기      | 21x29 Cm. |           |  |
| 참고사항               |  |   |                |         |           |           |  |
| 비밀여부               | 공개( o ), 대외비( ), _ 급비밀   | 보고서종류   | 연구보고서          |         |           |           |  |
| 연구위탁기관             | 과학기술부  |   | 계약번호           |         |           |           |  |
| 초록 (15-20줄내외)      |  | <p>고온 상사 용융물을 이용하여 LAVA와 대형 용융물 실험 및 소형 UO<sub>2</sub> 용융물 실험을 수행하여 노내 간극 냉각의 실현 가능성을 실험적으로 입증하였으며, 실험 결과를 토대로 실제 사고 경우를 해석하기 위한 해석 모델을 개발하였다. 또한 원자로용기 하반구 내벽의 간극 모형에 대한 임계 열유속 및 비등 열전달 기구에 대해 CHF<sub>g</sub> 실험과 일련의 개별효과 실험을 수행하였다. 상사 용융물 실험 결과, 원자로 하부에 냉각수가 존재하는 경우 mm 크기의 간극이 형성됨과 용융물과 반구의 냉각은 간극 내부에서 냉각수의 비등 열 제거에 의해 결정됨을 확인하였다. CHF<sub>g</sub> 실험 결과, 반구형 소형 간극에서 임계열유속은 국부적인 비등에 의해서 보다는 간극 입구에서 냉각수의 유입이 제한되는 CCFL 현상에 의해 지배됨을 확인하였고 이를 임계 열속이라고 정의하였으며, 실험결과를 토대로 상관식을 개발하였다. CHF<sub>g</sub> 상관식을 이용하여 냉각선도에 대한 모델을 작성하여 실제 원전 사고 경위에서의 간극 냉각 가능성을 평가하였다. 실험 연구와 더불어 원자로 하부 반구내의 노심용융물의 거동뿐만 아니라 경계조건에 따라 원자로 내부 및 내외벽의 냉각을 해석하기 위하여 LILAC 코드를 개발하였다. 노내 노심용융물의 냉각 쟁점을 해결하기 위해서는 본 연구의 간극 냉각뿐만 아니라 보다 광범위한 노내 냉각 기구에 대한 접근이 필요하며, 미래 원전의 경우 중대사고 대처 방안으로 IVR 설계 개념을 고려하고 있다. 대표적인 대처 방안으로 노내 인위적인 간극 구조물을 이용한 냉각과 반구 내외벽 동시 냉각을 들 수 있다. 이에 대한 타당성 검토 실험을 수행하여 효과적인 노심용융물의 노내냉각이 이루어졌음을 입증하였다. 그러나 이들 설계 개념을 미래 원전에 직접 적용하기 위해서는 많은 연구가 이루어져야 하며, 2단계 연구에서 실증 실험을 수행할 계획이다.</p> |                |         |           |           |  |
| 주제명키워드 (10단어내외)    | 중대사고, 노심용융물 노내 냉각 및 역류(IVR), 노내 간극 냉각, 간극 구조물, 내외벽 동시 냉각, 임계 출력, CCFL, 상관식 개발, LILAC 코드 개발, 초음파 계측, 산화알루미늄 용융물 |   |                |         |           |           |  |

| BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET      |   |   |                  |                     |                     |                   |  |
|--------------------------------------|---|---|------------------|---------------------|---------------------|-------------------|--|
| Performing Org.<br>Report No.        |   | Sponsoring Org.<br>Report No.   |                  | Standard Report No. |                     | INIS Subject Code |  |
| KAERI/RR-2229/2001                   |   |   |                  |                     |                     |                   |  |
| Title / Subtitle                     |   | Experimental Study on In-Vessel Debris Coolability<br>during Severe Accident  |                  |                     |                     |                   |  |
| Project Manager<br>and Department    |   | S. B. Kim (Thermal Hydraulic Safety Research Team)  |                  |                     |                     |                   |  |
| Researcher and<br>Department         |   | R. J. Park, H. D. Kim, K. J. Yoo, K. M. Koo, Y. R. Cho,<br>J. T. Kim, K. S. Ha, K. H. Kang, J. W. Kim, Y. J. Jang, J. K.<br>Park, J. H. Song (Thermal Hydraulic Safety Research Team), K. J.<br>Yoo (Nuclear Data Evaluation Lab.), K. I. An (Integrated Safety<br>Assessment Team), Y. S. Ham, S. K. Sim, T. S. Beon (Outsider),<br>J. H. Hong, C. M. Sim(HANARO Application Research)   |                  |                     |                     |                   |  |
| Publication<br>Place                 | Daejeon   | Publisher   | KAERI            |                     | Publication<br>Date | 2002. 5           |  |
| Page                                 | p. 530  | Ill. & Tab.   | Yes( o ), No ( ) |                     | Size                | 21x29Cm.          |  |
| Note                                 |   |   |                  |                     |                     |                   |  |
| Classified                           | Open( o ), Restricted( ),<br>___ Class Document |   | Report Type      |                     | Research Report     |                   |  |
| Sponsoring Org.                      |   | MOST  |                  | Contract No.        |                     |                   |  |
| Abstract (15-20 Lines)               |   | <p>A research program, called SONATA-IV(Simulation of Naturally Arrested Thermal Attack In-Vessel), has been performed to verify the gap cooling mechanism of corium in the lower plenum, and to develop management and mitigation strategies under severe accident conditions. For the proof-of-principles experiment, the LAVA(Lower-plenum Arrested Vessel Attack) experiments have been performed to gather proof of gap formation and to evaluate the gap effect on in-vessel cooling, using Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/Fe (or Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> only) thermite melt as corium simulant. And also the CHFG(Critical Heat Flux in Gap) experiments have been performed to measure the critical power and to investigate the inherent cooling mechanism in the hemispherical narrow gap. In addition to the experiments, LILAC code was developed to analyze and predict the thermo-hydraulic phenomena of the corium relocated in the reactor lower plenum. It could be found from the LAVA and CHFG experimental results that continuous gap ranged from 1 to 5 mm was formed and that maximum heat removal capacity through a gap is a key factor in determining the potentials of the integrity of the vessel. After all the possibility of IVR(In-Vessel corium Retention) through gap cooling highly depends on the melt relocated into the lower plenum and the gap size. So, feasibility experiments have been performed for the assessment of improved IVR concepts using an internal engineered gap device and a dual strategy of In/Ex-vessel cooling using the LAVA facility. It is preliminarily concluded that these cooling measures lead to an enhanced cooling of the corium in the lower plenum of the reactor vessel. The additional studies will be performed to verify the quantitative heat removal capacity for these cooling measures in the 2<sup>nd</sup> phase of mid- and long term project period.</p> |                  |                     |                     |                   |  |
| Subject Keywords<br>(About 10 words) |   | Severe Accident, In-Vessel corium Retention (IVR), In-Vessel Gap Cooling, Gap Structure, Dual Strategy, Critical Power, Counter Current Flow Limitation (CCFL), Correlation Development, LILAC Code Development, Ultra Sonic Measurement, Alumina Melt  |                  |                     |                     |                   |  |