

최종연구보고서

원자로 신개념 비상노심냉각 최적화 기술 개발

Optimized Emergency Core Cooling System for Advanced Reactors

연구기관
서울대학교

과학기술부



제 출 문

과학기술부 장관 귀하

본 보고서를 “원자로 신개념 비상노심냉각 최적화 기술 개발에 관한 연구”과제의 보고서로 제출합니다.

2004. 8.

주관연구기관명	: 서울대학교
주관연구책임자	: 이 은 철
연 구 원	: 박 군 철
”	: 서 군 렬
”	: 김 성 중
”	: 김 용 수
”	: 김 용 훈
”	: 김 정 주
”	: 김 찬 수
”	: 김 태 완
”	: 노 상 우
”	: 박 창 환
”	: 배 병 언
”	: 유 몽 진
”	: 이 강 희
”	: 이 석 민
”	: 이 승 동

요 약 문

I. 제 목

원자로 신개념 비상노심냉각 최적화 기술 개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

가압경수로 계통 심층 방호 기술은 원자력 기술 분야의 원자력 안전관리 기술로 표준 원전 설계의 자립화 및 성능 개선, 그리고 신개념 원전 설계를 위한 계통 성능 평가 및 코드 국산화를 위해 기존 계통 및 새로 도입될 수 있는 계통들의 성능을 평가하고 설계에 필요한 자료를 제공할 수 있는 원전의 열수력 안전성 실증 실험 연구 기술이다. 이 기술은 기존 원전의 성능 개선, 안전 연구의 자립화를 지향하고 나아가 신개념 원전의 안전성 제고, 실험 연구에 대한 국내 기술의 국제화라는 특징을 갖고 있다. 본 기술은 열수력 안전성 실증실험으로써 원자력발전소 안전 측면에서 심각한 문제를 야기할 수 있는 냉각재상실사고로 말미암아 노심 용융에 이르는 중대사고 시 원자로 용기를 심층적으로 방호하기 위한 모사 실험과 계통해석을 수행하여, 안전 계통의 성능 평가 코드체계를 구축하는 것을 목표로 하고 있다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

본 연구내용은 열수력, 중대사고 실험들과 관련 현상들을 해석하기 위한 계통코드 해석체계 구축으로 나눌 수 있다. 열수력 실험에서는 설계기준사고인 냉각재 상실 사고에서 중대사고로 진행되는 과정에서의 열수력 현상을 모사하고, 개별실험을 통해 Sweepout 모델을 개발하였다. 중대사고 실험들은 열수력 실험에서 수행되는 노심 수위 감소율 측정실험과 연계되며 상사물질을 이용한 노심 용융 및 용융물 자연대류 실험이 수행되었다. 또한, 외벽냉각에 의한 원자로용기 건전성이 평가되었고, 막비등과 핵비등으로 나누어 실험을 통해 관련 외벽냉각현상이 규명되었다. 전산해석코드 체계는 설계기준사고에서 중대사고로 진행되는 과정과 과열된 원자로용기 하부 냉각에 대해 보다 더 현실적인 해석이 가능하도록 개선되었다.

IV. 연구개발결과

본 연구개발결과는 설계기준사고에서 노심용융물 노내억류를 통한 중대사고 완화

로 진행되는 과정 동안 주요 현상들에 대한 실험과 열수력 중대사고 연계해석 및 외벽냉각의 현실적인 해석을 위한 전산코드체계개발을 포함하고 있다. 대형냉각재 상실사고 시 노심 수위 감소에 지배적인 현상인 Sweepout 모델이 Critical Void Height 및 방출량 관련해서 개별실험결과를 바탕으로 개발되었다. APR1400을 원형으로 1/6.4 길이비와 1/178 면적비로 축소된 통합루프 실험에서는 안전주입수 공급 중단에 따른 설계기준사고에서 중대사고로 천이되는 과정의 종합적인 열수력 거동이 고찰되었다. 통합루프결과는 Sweepout에 의한 냉각재 재고량 감소를 증가로 전열봉의 가열이 좀더 빨리 이루어졌다. 노심 용융 실험이 비등에 의해 냉각재 재고량이 감소되는 조건에서 이루어졌고, 증기 냉각이 노심 용융과정에서 흘러내리는 속도를 감소시켰다. 용융풀 자연대류 실험으로 풀 높이와 Prandtl 수가 자연대류에 미치는 영향이 평가되었다. 경계면 파동 거동이 고려된 막비등 모델이 다양한 지름의 하향 반구 급냉실험결과를 바탕으로 개발되었고, 기존의 관계식보다 원자로 용기 하부에서의 막비등에 적용성이 좋다. 또한, 임계열속 실험을 통해 기울기 각도가 임계열속에 미치는 영향이 정량적으로 평가되었다. 중대사고 해석 코드의 열수력 계산능력이 향상되었고, 열수력 해석 코드인 RELAP5와 중대사고 코드인 MAAP4의 연계 해석은 중대사고 관리전략 개발이나 확률론적 안전성 분석에 중대사고 현상의 불확실성을 감소가 기대된다. 이 과제를 통해 개발된 막비등과 임계열속 모델은 외벽냉각의 보다 더 현실적인 해석을 위해 중대사고 해석에 적용되었다.

V. 연구개발결과의 활용계획

최근의 원전 안전 관련 연구에 있어서 안전설비의 확충과 같은 설계 안전성 향상보다는 운전 중 발생 가능한 사고들에 대해 노심 건전성 유지, 사고 영향 완화 조치 개발 등 사고관리 관점의 운전 안전성 향상 연구가 활발히 진행되고 있다. 운전 중 사고 관리에서 핵심적인 사항은 사고해석의 보수성이 아니라 실제 원자로의 상태를 정확히 파악하고 이를 기반으로 사고 시 취해져야 하는 조치를 개발하는 것이다. 이와 관련하여 본 과제에서는 열수력, 중대사고 실험을 통해 독자적인 자료를 확보하고, 실험자료들을 바탕으로 개발된 모델들이 중대사고 시 원전안전성에 미치는 영향평가를 위한 전산코드체계 개발에 역점을 두었다. 이런 일련의 연구결과들은 대형냉각재상실사고에 따른 열수력 현상과 중대사고 현상들 사이의 간격을 좁히고 보다 더 현실적인 중대사고 해석을 위한 국내외 활동의 일환으로 중요한 의미를 가질 수 있다. 현실적인 중대사고 해석은 원전의 안전성 증대와 과도한 중대사고 대처설비 투자 방지를 통한 원전의 경제성향상에 크게 기여할 수 있다.

S U M M A R Y

I. Project Title

Optimized Emergency Core Cooling System for Advanced Reactors

II. Objectives and Importance of the Project

The defense-in-depth concept for a pressurized water reactor (PWR) system plays a pivotal role in the technology of nuclear power reactor safety management. The current experimental and analytical research will provide data necessary for nuclear power reactor safety enhancement, standard nuclear plant system design improvement, system efficiency estimation, and domestication of the computer codes. This technology will lead to improvement of the operating nuclear power reactor performance, and self-reliance of safety research. It will also contribute to safety improvement and globalization of the national technology for experimental research. The present research concerns the establishment of the computational code system, which will be useful in estimating the efficiency of the safety system in case of a loss-of-coolant accident (LOCA) which can lead to core melting by performing the simulation experiment and system analysis for defense-in-depth of a PWR.

III. Scope and Contents of the Project

The scope of this project is divided into three areas: thermohydraulic experiments, severe accident experiments, and the computational code system development. The thermohydraulic phenomenon during transition from design-basis LOCA to severe accident was simulated in the thermohydraulic integral tests. In addition, the sweepout model was developed in the separate effect test. Severe accident experiments were connected to the experiment for measurement of core water level in the thermohydraulic experiment. The core melt progression and the natural convection in the molten pool were simulated using the simulant materials. The reactor vessel integrity was examined when

the vessel lower head was being cooled by the coolant outside the vessel lower head. The cooling mechanisms for reactor vessel are divided into film boiling and nucleate boiling. The computational code system was improved so as to approach in the manner of more realistic analysis of the transition from design-basis to severe accidents and of the external cooling of the overheated reactor vessel lower head.

IV. Results of the Project

The major results include the experiments for the important phenomena during the process from the design-basis to severe accidents mitigation by in-vessel retention, and the establishment of the computational code system for coupled analysis of thermal hydraulics and core melting and relocation and the more mechanistic analysis of the external reactor vessel cooling. The sweepout model that plays an important role in depleting the core coolant inventory during the large-break LOCA (LBLOCA) was developed by correlating the separate experimental data to analytically derived nondimensional parameters including the critical void height and the flow quality at the break. In order to investigate the overall thermohydraulic behavior after safety injection (SI) failure during the LBLOCA in a cold leg, the integral loop test was performed in the integral test facility which was scaled down to 1/6.4 in length and 1/178 in area from the APR1400 according to a three-level scaling method. The integral test results showed that the sweepout expedited depletion of the core coolant inventory and overheating of the heaters. The core melt progression experiments were performed with the water depletion by boiling heat transfer. The steam cooling was found to delay the candling in the process of the core melting. The natural convection experiments were performed to estimate the effects of pool height and the Prandtl number. The film boiling heat transfer model with the interfacial wavy motion was investigated by the quenching experimental data with varying diameters of the test sections. The model has an improved predictability for the film boiling on the lower head than the previous correlations. The effect of the inclination angle on the critical heat flux (CHF) from the downward-facing surfaces was quantified by the CHF experiments. The severe accident analysis code MAAP4 was improved to more mechanistically predict the thermohydraulic behavior early in the transient. The RELAP5-MAAP4 linked analysis significantly decreases the uncertainty in the overall accident analysis for developing the severe accident management

strategies and performing the probabilistic safety analysis. The film boiling and CHF models were applied for more realistic analysis of the external reactor vessel cooling.

V. Proposal for Application

Nuclear safety research has recently placed emphasis on the study of severe accident management as well as on the conventional design-basis safety improvement. The accident management centers about maintaining the reactor vessel integrity during a severe accident involving the core melting. The essence in the accident management lies in the best estimation of the plant damage state. This project focuses on the database construction from the experiments and the establishment of the computational code system, which can be utilized to mechanistically estimate the nuclear power reactor safety margin during a severe accident. The results in the project will play a critical role in more realistic severe accident analysis by narrowing the gap between the thermohydraulic and severe accident phenomena. The realistic severe accident analysis can lead to improvement of nuclear power reactor safety and economical benefit by avoiding unnecessarily excessive investment for severe accident management measures.

C O N T E N T S

Summary (Korean)	I
Summary (English)	III
Contents (English)	VI
Contents (Korean)	IX
List of Tables	XI
List of Figures	XII
Chapter 1 Introduction	1
Section 1 Goals and Contents of Research Needs	1
Section 2 Research Needs	3
Chapter 2 Current Status of Technology Development	7
Chapter 3 Contents of R&D and Results	9
Section 1 Thermohydraulic Experiments	9
1. Introduction	9
A. Background & Scope	9
B. Literature Survey	10
2. Separate Effect Test for Sweepout Model Development	12
A. Experimental Study	12
B. Development of Sweepout Model	16
C. Validation for Developed Model	23
D. Uncertainty Analysis for Developed Model	23
3. Integral Effect Test for Code Validation	24
A. Selection of Experiment Scenario	24
B. Scaling Study of SNUF	24
C. Experimental Results	29
4. Model Implementation and Validation	34
A. Improvement of Thermal Hydraulic System Code	34
B. Code Assessment on Separate Effect Test	36
C. Code Assessment on Integral Effect Test	37
5. Conclusion	42
Section 2 Severe Accident Experiments	88
1. LAMDA (Lumped Alloy Metal Degrading Apparatus)	88
A. Objective	88

B. Core Melting Progression	88
C. Experimental Setup	89
D. Models for Core Melting Progression	90
E. Preliminary Analysis	91
F. Film Flow Model	92
G. Single Rod Experiment	93
H. Multi Rods Experiments without Boiling Heat Transfer	94
I. Multi Rods Experiments with Boiling Heat Transfer	95
J. THETA-LAMDA Coupled Experiment	96
2. SIGMA (Simulant Internal Gravitated Material Apparatus)	113
A. Scope	113
B. Literature Survey	113
C. Preliminary Analysis	116
D. Semi-Circular Experimental Setup	116
E. Semi-Circular Experimental Results	117
F. Rectangular Experimental Setup	118
G. Rectangular Experimental Results	119
3. DELTA (Downward Experimental Laminar Transition Apparatus)	146
A. Objective	146
B. Literature Survey	146
C. Model for Film Boiling Heat Transfer	149
D. Experimental Setup	152
E. Results & Discussion	153
4. External Reactor Vessel Cooling	170
A. Objective	170
B. Literature Survey	170
C. Steady-state Analysis	172
D. Transient Analysis	174
5. GAMMA (Gap Apparatus Mitigating Melt Attack)	190
A. Objective and Scope	190
B. Literature Survey	190
C. Experimental Setup	194
D. CHF Model for Inclination Angle	196
E. Results & Discussion	199
Section 3 Thermohydraulic-Severe Accident	208
1. Improvement of MAAP4 Thermohydraulic Model	208
A. Introduction	208

B. Scope	208
C. Results	217
D. Conclusion	217
2. RELAP5-MAAP4 Coupled Analysis	218
A. Introduction	218
B. Scope	219
C. Results	225
D. Discussion	228
3. External Reactor Vessel Cooling Model	228
A. Introduction	228
B. Scope	229
C. Results	233
D. Conclusion	234
Chapter 4 Achievements and Contributions	265
Chapter 5 Proposal for Application	269
Chapter 6 International Science and Technology Information for Research	271

목 차

요 약 문	I
영 문 요 약 문	III
영 문 목 차	VI
목 차	IX
표 목 차	XI
그 립 목 차	XII
제 1 장 연구개발과제의 개요	1
제 1 절 연구개발의 목적 및 연구 내용	1
제 2 절 연구개발의 필요성	3
제 2 장 국내외 기술개발 현황	7
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과	9
제 1 절 열수력 실험	9
1. 서론	9
가. 연구배경 및 내용	9
나. 문헌 조사	10
2. Sweepout 개별효과 실험 및 모델 개발	12
가. Sweepout 개별효과 실험 수행	12
나. Sweepout 모델 개발	16
다. 개발된 모델의 검증	23
라. 오차 분석	23
3. 통합 Loop 실험	24
가. 사고 시나리오 선정	24
나. SNUF의 척도해석	24
다. 실험결과	29
4. 모델 삽입 및 검증	34
가. 열수력 코드의 개선	34
나. 개별효과 실험에 대한 코드 평가	36
다. 통합 Loop 실험에 대한 코드 평가	37
5. 결론	42
제 2 절 증대사고 실험	88
1. LAMDA (Lumped Alloy Metal Degrading Apparatus)	88
가. 연구목표	88

나. 노심용융진행	88
다. 실험 장치	89
라. 노심 용융 거동 모델링	90
마. 예비해석결과	91
바. 막류 모델 (MAAP4 매뉴얼)	92
사. 단일봉 용융 거동 실험 결과	93
아. 이상유체수위 변화가 없는 다중봉 실험	94
자. 이상유체수위 변화가 있는 다중봉 실험	95
차. THETA-LAMDA 연계실험	96
2. SIGMA (Simulant Internal Gravitated Material Apparatus)	113
가. 연구내용	113
나. 자연대류 기존 연구 결과	113
다. 예비 해석	116
라. 반원형태 실험 장치	116
마. 용융풀 자연대류를 통한 열전달 실험 : 반원형태	117
바. 사각형태 실험장치	118
사. 용융풀 자연대류를 통한 열전달 실험 : 사각형태	119
3. DELTA (Downward Experimental Laminar Transition Apparatus)	146
가. 연구목표	146
나. 기존 연구	146
다. 층류 막비등 관계식과 경계층 불안정성 모사 방법	149
라. 실험장치 및 실험과정	152
마. 실험 결과 및 토의	153
4. 외벽냉각	170
가. 연구목표	170
나. 기존 연구	170
다. 정상상태 해석	172
라. 과도 상태 해석	174
5. GAMMA (Gap-cooling Appartus Mitigating Melt Attack)	190
가. 연구목표 및 내용	190
나. 기존 연구	190
다. 실험장치 소개	194
라. 해석 모델 개발	196
마. 실험 결과 및 토의	199
제 3 절 열수력-중대사고 연계해석	208
1. MAAP4 열수력 모델 개선	208
가. 서론	208

나. 연구수행 내용	208
다. 결과	217
라. 결론	217
2. RELAP5-MAAP4 연계 해석 체계 구축	218
가. 서론	218
나. 연구내용	219
다. 결과	225
라. 결론	228
3. 외벽냉각(Ex-Vessel Cooling Model) 삽입	228
가. 서론	228
나. 연구내용	229
다. 결과	233
라. 결론	234
제 4 장 목표달성도 및 관련분야에의 기여도	265
제 5 장 연구개발결과의 활용계획	269
제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보	271

<표 차례>

표 1.1 Critical Void Height 상관식	44
표 1.2 척도해석 방법론의 척도변수	45
표 1.3 APR1400과 실험장치 주요 설계변수	45
표 1.4 Test Matrix 1 (단일주입)	46
표 1.5 Test Matrix 2 (이중주입)	47
표 1.6 Test Matrix 3 (고온관 효과)	47
표 1.7 Sweepout 모델 상관식	48
표 1.8 Sweepout 실험의 계측 오차	48
표 1.9 APR1400 PSA 결과	49
표 1.10 LBLOCA 시 APR1400 SIS의 고장빈도	49
표 1.11 통합 Loop 실험의 Test Matrix	50
표 1.12 APR1400과 SNUF 열수력 조건	50
표 1.13 APR1400과 SNUF의 설계변수	51
표 1.14 통합 Loop 실험 계측변수 및 오차	51
표 1.15 SNUF의 차압 및 압력손실계수	52
표 1.16 SNUF 방출량 비교	52
표 2-1.1 이상유체수위 변화 노심용융 실험 조건	97
표 2-2.1 열전대 설치 위치 (Mini-SIGMA CP)	122

표 2-2.2 열전대 설치 위치 (SIGMA CP)	122
표 2-2.3 SIGMA RP-250 장치와 SIGMA RP-500 장치 비교	123
표 2-2.4 실험 목록	124
표 2-4.1. 본 연구에 사용된 인자들	177
표 3.1 RELAP5의 계산에 의한 사건 시간대	226
표 3.2 연계 시점에 전제 및 참조 변수	226
표 3.3 연계 시점에 따른 중대사고 진행 요약	227
표 3.4 연계 시점에 대한 제안적 결론	228

<그림 차례>

그림 1 연구내용	2
그림 1.1 열수력 실험연구 개요	53
그림 1.2 APR1400 평면도	53
그림 1.3 Sweepout 실험장치 계통도	54
그림 1.4 Test Section 설계도	54
그림 1.5 물덩어리에 의한 Sweepout (S2 Case, $v=13.5\text{m/s}$)	55
그림 1.6 액적에 의한 Sweepout (S2 Case, $v=13.5\text{m/s}$)	55
그림 1.7 유량별 수위감소(S1)	55
그림 1.8 유량별 수위감소(S2)	55
그림 1.9 거리효과($v=18.0\text{m/s}$)	55
그림 1.10 거리효과($v=22.4\text{m/s}$)	55
그림 1.11 주입구 영향($v_{g,out}=18.0\text{m/sec}$)	56
그림 1.12 주입구 영향($v_{g,out}=22.4\text{m/sec}$)	56
그림 1.13 방출구 영향($v_{g,in}=11.2\text{m/sec}$)	56
그림 1.14 역방향 유동 영향($v_{g,in}=13.5\text{m/sec}$)	56
그림 1.15 동일방향 이중주입 효과	56
그림 1.16 고온관 효과($v=13.5\text{m/s}$)	56
그림 1.17 고온관 효과($v=22.4\text{m/s}$)	57
그림 1.18 단일주입 Critical Void Height	57
그림 1.19 이중주입 Critical Void Height	57
그림 1.20 $Fr_{g,in}$ 과 Critical Void Height	57
그림 1.21 선형 Source와 속도장	57
그림 1.22 Mirror Source와 수면	57
그림 1.23 물덩어리 유동영역의 Critical Void Height	58
그림 1.24 물덩어리 유동영역의 방출량 모델링	58

그림 1.25 액막의 제어체적	59
그림 1.26 실험결과의 검증과정	59
그림 1.27 Critical Void Height 검증	60
그림 1.28 S1 Case Quality 검증	60
그림 1.29 S2 Case Quality 검증	60
그림 1.30 SNU 1/10 3D 실험 ($v=21.0\text{m/sec}$)	60
그림 1.31 SNU 1/10 3D 실험 ($v=25.0\text{m/sec}$)	60
그림 1.32 Scale-up 검증 (Critical Void Height)	60
그림 1.33 Scale-up 검증 (Quality)	61
그림 1.34 S1 Case Quality의 오차	61
그림 1.35 S2 Case Quality의 오차	61
그림 1.36 SNUF 원자로용기	62
그림 1.37 SNUF 단면도	62
그림 1.38 SNUF 조감도	63
그림 1.39 SNUF 계측시스템	63
그림 1.40 SI 유량(Base Case)	64
그림 1.41 SI 냉각재 온도(Base Case)	64
그림 1.42 방출탱크 압력(Base Case)	64
그림 1.43 증기발생기 온도(Base Case)	64
그림 1.44 파단 Loop 강수부 온도(Base Case)	64
그림 1.45 건전 Loop 강수부 온도(Base Case)	64
그림 1.46 상부강수부 온도(Base Case)	65
그림 1.47 노심외벽온도(Base Case)	65
그림 1.48 상부공동 및 상부강수부압력(Base Case)	65
그림 1.49 상부공동-상부강수부 간 차압(Base Case)	65
그림 1.50 저온관 증기유량(Base Case)	65
그림 1.51 총 증기유량(Base Case)	65
그림 1.52 원자로용기 수위(Base Case)	66
그림 1.53 원자로용기 냉각재 감소량	66
그림 1.54 전열봉 표면온도(Base Case)	66
그림 1.55 SI 유량(Test Cases)	66
그림 1.56 SI 냉각재 온도(Test Cases)	66
그림 1.57 방출탱크1 압력(Test Cases)	66
그림 1.58 방출탱크2 압력(Test Cases)	67
그림 1.59 증기발생기1 온도(Test Cases)	67
그림 1.60 증기발생기2 온도(Test Cases)	67
그림 1.61 파단Loop 강수부온도-상부(Test Cases)	67

그림 1.62	건전Loop 강수부온도-상부(Test Cases)	67
그림 1.63	파단Loop 강수부온도-중간(Test Cases)	67
그림 1.64	건전Loop 강수부온도-중간(Test Cases)	68
그림 1.65	파단Loop 강수부온도-하부(Test Cases)	68
그림 1.66	건전Loop 강수부온도-하부(Test Cases)	68
그림 1.67	하부공동 온도(Test Cases)	68
그림 1.68	노심외벽온도(Test Cases)	68
그림 1.69	파단Loop 상부강수부온도(Test Cases)	68
그림 1.70	건전Loop 상부강수부온도(Test Cases)	69
그림 1.71	강수부수위(Test Cases)	69
그림 1.72	상부공동 압력(Test Cases)	69
그림 1.73	강수부 압력(Test Cases)	69
그림 1.74	상부공동-강수부 간 차압(Test Cases)	69
그림 1.75	총 증기유량(Test Cases)	69
그림 1.76	저온관 증기유량 분포(Test Cases)	70
그림 1.77	저온관 증기유량 분포	70
그림 1.78	저온관 증기유량 분포	70
그림 1.79	노심 수위(Test Cases)	70
그림 1.80	Sweepout 방출량(Test Cases)	70
그림 1.81	원자로용기 냉각재 방출량(Test Case 1)	70
그림 1.82	원자로용기 냉각재 방출량(Test Case 2)	71
그림 1.83	전열봉 표면온도(Test Cases)	71
그림 1.84	증기발생기 2차측 온도(민감도분석)	71
그림 1.85	하부강수부 온도(민감도분석)	71
그림 1.86	총 증기유량(민감도분석)	71
그림 1.87	상부공동 압력(민감도분석)	71
그림 1.88	강수부 압력(민감도분석)	72
그림 1.89	상부공동-강수부 간 차압(민감도분석)	72
그림 1.90	노심 수위(민감도분석)	72
그림 1.91	강수부 수위(민감도분석)	72
그림 1.92	전열봉 표면온도(민감도분석)	72
그림 1.93	Hydro 서브루틴	73
그림 1.94	Sweepout 서브루틴의 흐름도	74
그림 1.95	Sweepout 실험장치 Nodalization(2노드)	75
그림 1.96	Sweepout 실험장치 Nodalization(4노드)	75
그림 1.97	Sweepout 실험 해석(D1)	76
그림 1.98	Sweepout 실험 해석(S1)	76

그림 1.99 Sweepout 실험 해석(S2)	76
그림 1.100 SNUF Nodalization	77
그림 1.101 SNUF 강수부 Nodalization	77
그림 1.102 안전주입유량(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.103 강수부 냉각재온도-상부(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.104 강수부 냉각재온도-중간(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.105 강수부 냉각재온도-상부(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.106 하부공동온도(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.107 상부공동압력(Base Case, 코드평가)	78
그림 1.108 강수부 압력(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.109 총 증기유량(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.110 저온관 유량분포 - 실험(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.111 저온관 유량분포 - 기존코드(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.112 저온관 유량분포 - 수정코드(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.113 상부공동 - 강수부 간 차압(Base Case, 코드평가)	79
그림 1.114 강수부 수위(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.115 노심 수위(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.116 파단 Loop 강수부 온도(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.117 전전 Loop 강수부 온도(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.118 방출유량(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.119 Sweepout 방출량(Base Case, 코드평가)	80
그림 1.120 전열봉 표면온도(Base Case, 코드평가)	81
그림 1.121 SI 유량(Test Case 1, 코드평가)	81
그림 1.122 강수부온도 - 상부(Test Case 1, 코드평가)	81
그림 1.123 강수부온도 - 중간(Test Case 1, 코드평가)	81
그림 1.124 강수부온도 - 하부(Test Case 1, 코드평가)	81
그림 1.125 하부공동 온도(Test Case 1, 코드평가)	81
그림 1.126 상부공동 온도(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.127 강수부 압력(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.128 총 증기유량(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.129 저온관 증기유량 분포 - 실험(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.130 저온관 증기유량분포 - 기존코드(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.131 저온관 증기유량분포 - 수정코드(Test Case 1, 코드평가)	82
그림 1.132 상부공동 - 강수부 간 차압(Test Case 1, 코드평가)	83
그림 1.133 강수부 수위(Test Case 1, 코드평가)	83
그림 1.134 노심 수위(Test Case 1, 코드평가)	83
그림 1.135 파단 Loop 상부강수부 온도(Test Case 1, 코드평가)	83

그림 1.136	건전 Loop 상부강수부 온도(Test Case 1, 코드평가)	83
그림 1.137	방출유량(Test Case 1, 코드평가)	83
그림 1.138	Sweepout 방출 유량(Test Case 1, 코드평가)	84
그림 1.139	전열봉 표면온도(Test Case 1, 코드평가)	84
그림 1.140	SI 유량(Test Case 2, 코드평가)	84
그림 1.141	강수부 온도 - 상부(Test Case 2, 코드평가)	84
그림 1.142	강수부 온도 - 중간(Test Case 2, 코드평가)	84
그림 1.143	강수부 온도 - 하부(Test Case 2, 코드평가)	84
그림 1.144	하부공동 온도(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.145	상부공동 온도(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.146	강수부 압력(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.147	총 증기유량(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.148	저온관 증기유량 분포 - 실험(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.149	저온관 증기유량 분포 - 기존코드(Test Case 2, 코드평가)	85
그림 1.150	저온관 증기유량분포 - 수정코드(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.151	상부공동 -강수부 간 차압(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.152	강수부 수위(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.153	노심수위(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.154	파단 Loop 상부강수부 온도(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.155	건전 Loop 상부강수부 온도(Test Case 2, 코드평가)	86
그림 1.156	방출유량(Test Case 2, 코드평가)	87
그림 1.157	Sweepout 방출유량(Test Case 2, 코드평가)	87
그림 1.158	전열봉 표면온도(Test Case 2, 코드평가)	87
그림 2-1.1	온도 영역별 노심 용융 관련 현상 (MAAP, 1994)	98
그림 2-1.2	용융 상사물 피복 전열봉	99
그림 2-1.3	다중봉 배치	99
그림 2-1.4	이상유체수위 변화에 따른 노심 용융 거동 모사 장치	100
그림 2-1.5	THETA 삽입을 위한 용융봉 집합체 지지대	100
그림 2-1.6	2차원 노드화	101
그림 2-1.7	ADI 계산과 관련된 노드	101
그림 2-1.8	온도와 엔탈피의 관계	101
그림 2-1.9	연료봉 완전 노출 시 온도분포	102
그림 2-1.10	연료봉 노출 시 온도 분포	102
그림 2-1.11	연료봉 노출 시 온도 분포 (수위: 40 cm)	103
그림 2-1.12	수위에 따른 온도 분포	104
그림 2-1.13	연료봉 출력형태	104

그림 2-1.14 전열봉 출력형태	105
그림 2-1.15 상부 출력 침두 용융 거동	105
그림 2-1.16 중심 출력 침두 용융 거동	106
그림 2-1.17 하부 출력 침두 용융 거동	107
그림 2-1.18 균일 출력 용융 거동	107
그림 2-1.19 냉각재 수위가 35 cm인 경우 용융 거동	108
그림 2-1.20 냉각재 수위가 25 cm인 경우 용융 거동	108
그림 2-1.21 냉각재가 없는 경우 용융 거동	109
그림 2-1.22 이상유체수위 변화 실험 후 용융봉 형상	110
그림 2-1.23 이상유체수위 변화 실험 시 용융봉 용융 과정	110
그림 2-1.24 THETA-LAMDA 연계 실험 강수부 및 노심 수위 변화	111
그림 2-1.25 THETA-LAMDA 연계 실험 수위별 온도 변화	111
그림 2-1.26 THETA-LAMDA 연계 실험 용융봉	112
그림 2-2.1 사각형태 실험장치 (Kulacki & Goldstein, 1972)	125
그림 2-2.2 반원형태 실험시편	125
그림 2-2.3 BALI 실험장치 개략도	126
그림 2-2.4 UCLA 실험장치 개략도	127
그림 2-2.5 ACOPO 실험장치 개략도	127
그림 2-2.6 온도 분포 (K)	128
그림 2-2.7 유동 벡터장 분포 (m/s)	128
그림 2-2.8 x방향 u속도 분포 (m/s)	129
그림 2-2.9 y방향 v속도 분포 (m/s)	129
그림 2-2.10 Mini-SIGMA CP 장치 개념도 및 배관도	130
그림 2-2.11 Mini-SIGMA CP 장치 상세도면	131
그림 2-2.12 Mini-SIGMA CP 장치 실물 사진	132
그림 2-2.13 SIGMA CP 장치 상세도면	133
그림 2-2.14 내부 가열기 및 열전대 설치 사진 (Mini-SIGMA CP)	133
그림 2-2.15 내부 가열기 설치 및 열전대 설치 위치 (Mini-SIGMA CP)	134
그림 2-2.16 내부 가열기 설치(SIGMA CP)	134
그림 2-2.17 열전대 Guide Hole을 이용한 열전대 설치	135
그림 2-2.18 장치 구성도 및 반원실험영역 사진	135
그림 2-2.19 장치 구성 사진	136
그림 2-2.20 균일한 열원 (Mini-SIGMA CP)	136
그림 2-2.21 균일한 열원 (SIGMA CP)	137
그림 2-2.22 각도별 열속 분포	137
그림 2-2.23 상부 열전달 계수	138

그림 2-2.24 Ra' 에 대한 상부 열전달 정도	138
그림 2-2.25 Ra' 에 대한 하부 열전달 정도	139
그림 2-2.26 Ra' 에 대한 상·하부 열전달계수 비교	139
그림 2-2.27 사각형태 실험 장치 (SIGMA RP-250)	140
그림 2-2.28 사각형태 실험 장치 (SIGMA RP-500)	141
그림 2-2.29 체적 가열된 유체층	142
그림 2-2.30 사각형태 실험장치 구성도	142
그림 2-2.31 평균 온도의 수직방향 분포	143
그림 2-2.32 Ra' 에 따른 평균 온도의 수직방향 분포	144
그림 2-2.33 Mini-ACOPO 결과를 통한 Pr 수 효과	144
그림 2-2.34 자연대류에서의 Ra' 수와 Nu 수의 관계	145
그림 2-3.1 난류막비등에 대한 개략도	157
그림 2-3.2 막비등 모델에서 가정된 불룩한 형태 (Bui and Dhir, 1985)	157
그림 2-3.3 증기막 경계 불안정성에 대한 개략도 (Kolev, 1998)	158
그림 2-3.4 하향 반구에서의 층류 막비등	158
그림 2-3.5 경계면 불안정성 고려 계산방법	159
그림 2-3.6 DELTA 시편	159
그림 2-3.7 DELTA 실험장치 사진	160
그림 2-3.8 층류 막비등과 El-Genk & Glebov (1996) 결과 비교	160
그림 2-3.9 본 실험 결과와 다른 실험 결과 비교	161
그림 2-3.10 직경에 따른 하향 반구 막비등 열전달 계수의 측정치와 예측치	161
그림 2-3.11 직경이 294 mm 인 경우 막비등 열전달 계수	162
그림 2-3.12 직경이 120 mm 인 경우 막비등 열전달 계수	162
그림 2-3.13 두 실험 결과 비교	163
그림 2-3.14 직경이 294, 120 mm 인 경우 막비등 현상	164
그림 2-3.15 실험 조건에서의 각도별 증기막 두께	164
그림 2-3.16 급랭과정 (120 mm)	165
그림 2-3.17 급랭과정 (200 mm)	166
그림 2-3.18 급랭과정 (294 mm)	167
그림 2-3.19 하향곡면 막비등과 급랭과정	168
그림 2-3.20 실제 원자로에서의 각도별 막비등 열전달 계수	169
그림 2-3.21 실제 원자로에서의 각도별 막비등 열전달 계수비	169
그림 2-4.1 COASISO 현상도	178
그림 2-4.2 산화물풀 관계식에 따른 열적부하 비율	178
그림 2-4.3 냉각수 유량에 따른 임계열속	179

그림 2-4.4 냉각수 압력에 따른 임계열속	179
그림 2-4.5 초기과냉각도에 따른 임계열속	180
그림 2-4.6 간극 크기에 따른 임계열속	180
그림 2-4.7 평균 열적 여유도	181
그림 2-4.8 열전도에 따른 열속분포	181
그림 2-4.9 외벽냉각 과도해석 순서도	182
그림 2-4.10 원자로 용기 내벽 경계조건 결정 순서도	182
그림 2-4.11 원자로 용기 외벽 경계조건 결정 순서도	183
그림 2-4.12 노심용융물 재배치 시점에 따른 용융풀 각도의 시간에 따른 변화	183
그림 2-4.13 노심용융물 재배치 시점에 따른 Ra' 의 시간에 따른 변화	184
그림 2-4.14 열원이 있는 풀에서 하향 전달 열에너지 비율	184
그림 2-4.15 노심용융물 재배치 초기 과정에서의 각도별 시간에 따른 열적 부하	185
그림 2-4.16 시간에 따른 각도별 열적 부하 (내벽)	185
그림 2-4.17 시간에 따른 각도별 열속 (외벽)	186
그림 2-4.18 80° 에서의 시간에 따른 임계열속	186
그림 2-4.19 80° 에서의 시간에 따른 국부 건도	187
그림 2-4.20 시간에 따른 원자로 용기 외벽 최대 온도 변화	188
그림 2-4.21 용융풀 내 성층화 현상 부재시	189
그림 2-5.1 각도에 따른 수조비등에서의 가시화 결과 (Howard and Mudawar, 1999)	200
그림 2-5.2 수직 위치에서의 가시화 결과	200
그림 2-5.3 경사진 준수직 위치에서의 가시화 결과 (Howard and Mudawar, 1999)	201
223	201
그림 2-5.4 임계 열속에서의 기울기 효과	201
그림 2-5.5 구리평판형태의 실험시편과 박막저항 사진	202
그림 2-5.6 구리평판과 열전대 위치의 개념도	202
그림 2-5.7 실험 수조 개념도	203
그림 2-5.8 GAMMA 전체 실험장치 개념도	203
그림 2-5.9 하향 표면 가열의 기포의 구조와 미세층	203
그림 2-5.10 GAMMA 실험결과와 타 외벽냉각 실험결과와 비교	204
그림 2-5.11 GAMMA 모델링	205
그림 2-5.12 Helmholtz 불안정성 현상도	205
그림 2-5.13 수직 위치에서의 수조 비등 현상	206
그림 2-5.14 임계열속 직전	206
그림 2-5.15 각도별 열전달 계수	207

그림 3.1 RELAP5와 MAAP4의 방출유량 비교	235
그림 3.2 RELAP5와 MAAP4의 안전주입수 유량 비교	235
그림 3.3 RELAP5와 MAAP4의 일차계통 압력 비교	236
그림 3.4 RELAP5와 MAAP4의 노심 냉각재 재고량 비교	236
그림 3.5 RELAP5와 MAAP4의 노심 수위 비교	237
그림 3.6 MAAP4 수위 균형	237
그림 3.7 수위 균형의 실제 물리적 균형	237
그림 3.8 가상 노심 압력 적층항 개발을 위한 증기유량 제어 체적	238
그림 3.9 가상 노심 압력 적층항 삼입 개요도	239
그림 3.10 SNUF 실험과의 비교(노심 수위)	240
그림 3.11 SNUF 실험과의 비교(강수부 수위)	240
그림 3.12 SNUF 실험과의 비교(노심 냉각재 온도)	241
그림 3.13 SNUF 실험과의 비교(일차 계통 압력)	241
그림 3.14 SNUF 실험과의 비교(증기유량)	242
그림 3.15 APR1400 대형냉각재 상실사고 해석을 위한 RELAP5 노드	242
그림 3.16 MAAP4의 냉각재 노드	243
그림 3.17 RELAP5/MAAP4 연계 해석 체계를 위한 방법론	244
그림 3.18 RELAP5와 MAAP4의 노심 노드 구조 비교	245
그림 3.19 RELAP5의 노심 열수력 정보의 전달	245
그림 3.20 RELAP5의 강수부 열수력 정보의 전달	246
그림 3.21 RELAP5의 노심 에너지 정보의 전달	246
그림 3.22 RELAP5의 핵연료 온도 반경방향 분포	247
그림 3.23 RELAP5와 MAAP4의 방출유량 비교	247
그림 3.24 RELAP5와 MAAP4의 냉각재 재고량 비교	248
그림 3.25 RELAP5와 MAAP4의 고온집합체 온도 비교	248
그림 3.26 RELAP5와 MAAP4의 SIT 유량 비교	249
그림 3.27 RELAP5 계산에 의한 계통 수위	249
그림 3.28 RELAP5와 피복재 온도와 계통 거동의 시간대별 분포	250
그림 3.29 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (150초 연계)	250
그림 3.30 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (150초 연계)-확대	251
그림 3.31 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (200초 연계)	251
그림 3.32 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (200초 연계)-확대	252
그림 3.33 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (300초 연계)	252
그림 3.34 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (300초 연계)-확대	253
그림 3.35 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (420초 연계)	253
그림 3.36 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (42초 연계)-확대	254
그림 3.37 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (480초 연계)	254

그림 3.38 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (480초 연계)-확대	255
그림 3.39 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (508초 연계)	255
그림 3.40 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (508초 연계)-확대	256
그림 3.41 노심 구조물 온도 정보 연계 결과	256
그림 3.42 노심 용융물 재고량	257
그림 3.43 노심 용융물 재고량(확대)	257
그림 3.44 노심 수소 누적 생성량	258
그림 3.45 노심 수소 누적 생성량(확대)	258
그림 3.46 하반구 용융 생성물 질량	259
그림 3.47 하반구 용융 생성물 질량(확대)	259
그림 3.48 연계 해석 시점에 따른 주요 중대사고 현상 진행도	260
그림 3.49 MAAP4 외벽 냉각 모델 삽입을 위한 변수정의	260
그림 3.50 MAAP4 외벽 냉각 모델 삽입의 구조의 개요	261
그림 3.51 MAAP4 외벽 냉각 모델 보존방정식 계산 흐름도	262
그림 3.52 MAAP4 내부 압력용기 노드의 온도 분포	263
그림 3.53 MAAP4 외부 압력용기 노드의 온도 분포	263
그림 3.54 외벽냉각 모델에 의한 내부 압력용기 노드의 온도 분포	264
그림 3.55 외벽냉각 모델에 의한 외부 압력용기 노드의 온도 분포	264

제 1 장 연구개발과제의 개요

제 1 절 연구개발의 목적 및 연구 내용

본 연구는 열수력 안전성 실증실험으로써 원자력발전소 안전 측면에서 심각한 문제를 야기할 수 있는 냉각재상실사고(LOCA: loss-of-coolant accident)로 말미암아 노심 용융에 이르는 중대사고시 원자로용기를 심층적으로 방호하기 위한 모사 실험과 계통해석을 수행하여, 관련 안전 계통의 성능 평가 전산코드체계를 구축하는 것을 기본적인 목표로 하고 있다. 또한 비상노심냉각 최적화를 통한 중대사고 최적모델 개발로 과도한 보수성을 감소하고, 효율적인 외벽냉각을 통한 원자로용기 건전성을 확보하는 방안을 제시하고자 한다.

가압경수로(PWR: pressurized water reactor) 계통 심층 방호 기술은 원자력 기술 분야의 원자력 안전관리 기술에 해당하는 기술로 표준 원전 설계의 자립화 및 성능 개선, 그리고 신개념 원전 설계를 위한 계통 성능 평가 및 전산코드체계 국산화를 위해 기존 계통 및 새로 도입될 수 있는 계통들의 성능을 평가하고 설계에 필요한 자료를 제공할 수 있는 원전의 열수력 안전성 실증 실험 연구 기술이다. 이 기술은 기존 원전의 성능 개선, 안전 연구의 자립화, 표준 및 신개념 원전의 안전성 제고, 실험 연구에 대한 국내 기술의 국제화라는 특징을 갖고 있다.

본 기술에서 제안하고 있는 열수력 안전성 실증 연구는 냉각재상실사고시 노심수위 감소를 실증실험, 노심용융물의 진행과정 모사실험, 노심용융시 원자로용기 외벽 냉각에 대한 실증실험과 계통 해석 전산코드체계 개발로 이루어져 있다. 이것은 설계기준사고로부터 중대사고까지의 주요 현상들에 관한 실험설비들을 구축하여 표준 및 신개념 원전에 대한 안전성에 대한 일반대중의 불신을 종식시키고 심층방호 및 계통 설계 기술의 완전한 자립화를 추구할 수 있도록 한다. 중대사고 완화 전략의 하나인 반구형 수조를 이용한 원자로 외벽 냉각에 대한 실험을 수행함으로써 노심용융이 발생하더라도 미국의 TMI-2호기 사고에서와 같이 원자로용기 안에서 모든 사고가 종결될 수 있음을 실증적인 방법으로 실험과 해석을 수행한다. 이를 통해 표준 및 신개념 원전의 안전성을 검증하는 것이 가압경수로 계통 심층 방호 기술에서 가장 중요한 핵심 사항이라 할 수 있다. 그 결과는 격납건물내 불필요한 안전설비 등을 단순화하거나 제거함으로써 안전성의 최적 조건을 도출하여 안전성은 물론 경제성을 제고하는데 기여할 것이다. 특히 차세대원전 설계 최적화와 원전의 효율적이고도 안전한 운전기술확립과 안전규제방안의 현실화를 가져오게 할 수 있다

이를 위해 본 연구내용은 열수력, 중대사고 실험들과 관련 현상들을 해석하기 위한 계통코드해석체계 구축으로 나눌 수 있다. 열수력 실험에서는 설계기준사고인 냉각재상실사고에서 중대사고로 진행되는 과정에서의 열수력 현상을 모사하고, 개별실험을 통해 Sweepout 모델을 개발하였다. 중대사고 실험들은 열수력 실험에서 수행되는 노

심 수위 감소율 측정실험과 연계되며 상사물질을 이용한 노심 용융 및 용융풀 자연대류 실험이 수행되었다. 또한, 외벽냉각에 의한 원자로용기 건전성이 평가되었고, 막비등과 핵비등으로 나누어 실험을 통해 관련 외벽냉각현상이 규명되었다. 전산해석코드 체계는 설계기준사고에서 중대사고로 진행되는 과정과 과열된 원자로용기 하부 냉각에 대해 보다 더 현실적인 해석이 가능하도록 개선되었다. 그림 1은 본 과제에서 각 실험들이 연계해석 체계에 주는 관련 모델 및 자료들을 보여주고 있다.

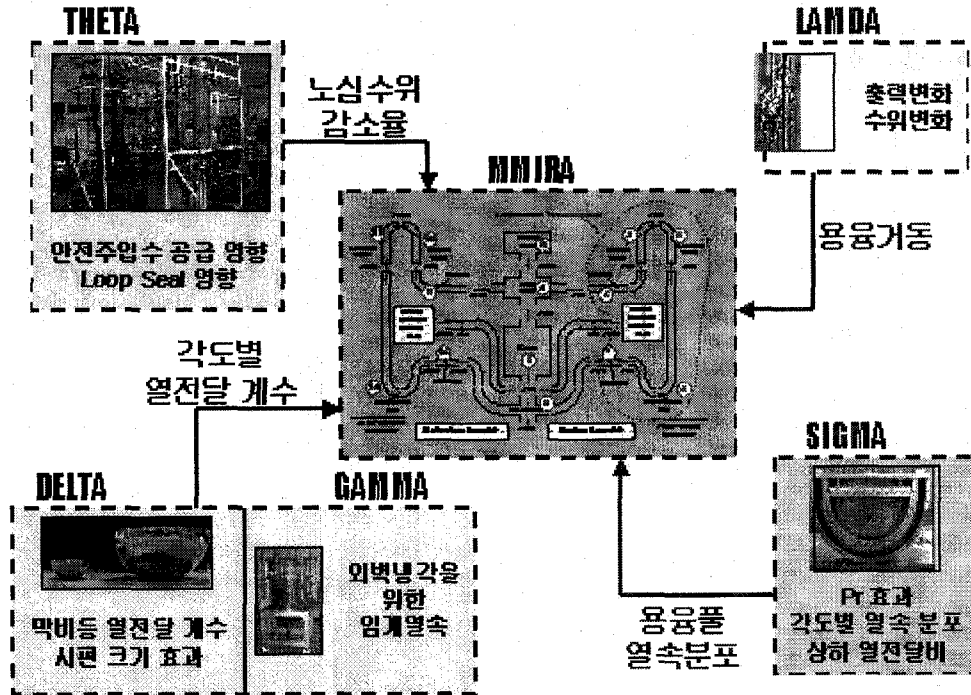


그림 1 연구내용

제 2 절 연구개발의 필요성

지난 1970년대 이후 본격적으로 추진된 경제개발계획에 따라 중화학공업 등 공업생산 위주의 높은 경제성장을 지속해 오며 따라, 에너지소비가 전세계적으로 가장 높은 성장을 보이고 있다. 에너지소비성향이 종전의 석탄 등과 같은 저급에너지에서 전력, 가스 등의 고급에너지로 전환되면서 전력에 대한 수요증가는 에너지소비 증가율을 상회하는 성장세를 보이고 있다. 에너지의 양적 팽창과 질적변화는 국내 에너지자원의 한계와 맞물려 갈수록 해외의존도가 높아져, 1999년의 경우 97%를 넘는 해외의존도를 보이고 있다. 이러한 에너지여건은 국제수지 및 에너지안보에 적지 않은 부담요인이 되어, 에너지의 안정적인 확보와 수입의존도를 줄이기 위한 에너지원의 선택이 우리나라의 에너지정책상 중요한 과제이다. 또한, 에너지 소비의 급증이 예상되는 우리에게 지구온난화가스의 배출규모 축소를 요구하는 기후변화협약은 국내 에너지정책의 중요한 또 하나의 과제로 등장하였다. 이와 같은 이유에 따라, 원자력발전은 우리나라 에너지정책상 중요한 분야로 자리잡고 있다.

1978년 4월 29일 최초로 고리 1호기가 상업운전을 시작한 이후 1998년 8월 최초의 한국표준형 원전인 울진 3호기가 준공됨으로써 원자력계의 오랜 숙원이었던 우리나라 고유의 독자적인 원전 모델을 확보하는 쾌거를 이룩한 이후, 1999년에는 울진 4호기와 가압중수로형의 월성 4호기가 성공적으로 상업운전을 개시하게 됨에 따라 국내 원자력발전소는 16기 1,372만kW의 규모로 전력수급의 40%이상을 담당하고 있습니다. 또한, 현재 영광 5, 6호기와 울진 5, 6호기가 건설 중에 있으며, 향후 2015년까지 8기의 원전을 추가로 건설하여 전력수급의 안정에 기여할 예정이다. 한편으로는 한국표준형 원전인 울진 3, 4호기의 건설경험과 축적된 자립기술을 기반으로 북북경협 사업을 본격적으로 추진하고 있어 원자력을 통한 새로운 남북경협 시대의 전기가 마련되었다고도 볼 수 있을 것이다. 또한, 2010년부터는 경제성과 안전성이 더욱 향상된 140만 kW급 신형경수로1400이 준공·운영될 예정이어서, 원자력발전은 저렴한 전기의 안정적 공급에 중요한 역할을 담당할 것이다.

표준 원전인 울진 3&4호기는 95%의 기술 자립화를 이룩하였음에도 불구하고 설계 기술의 축적은 기술 도입 단계를 거치면서 쉽고 경제적인 소프트웨어 측면에 거의 편중이 되어 왔기에 완전 설계 자립에 대해서는 많은 논란이 되어 왔다. 특히 새로운 개념의 차세대 원전에서 독자적 설계와 국내 원전의 해외 수출을 궁극적 목적으로 하고 있는 현재 가장 크게 대두되고 있는 것은, 첫 번째로 독자적 안전 평가 능력과 두 번째로는 계통성능 및 신기술 성능 검증 기술이다. 이 두 분야에 대해 국내에서도 많은 연구가 진행되어 왔으나, 우리나라 원자력 산업의 규모에 비해 국내 실험연구에 상대적으로 적은 투자로 인해 독자적인 기초자료 및 실험 결과를 생산하지 못하고, 대부분의 기술을 외국으로부터 수입하거나 이전 받는데 크게 의존하여 왔다. 원전 기술의 자립화와 더불어 국산 원전에 대한 안전성 제고와 평가 기술을 확보하고, 또한 새로운 안전 개념의 도입시 요구되는 설계 검증을 위해서는 열수력 안전성 실험체계의 구축

이 절대 필요하다. 궁극적으로 원전 기술의 자립을 통해서 원전의 안전성 및 경제성을 향상시킬 수 있을 뿐만 아니라, 원전의 안전성에 대한 국민의 신뢰를 확보할 수 있을 것이다. 이와 더불어 독자적인 실험 체계의 구축을 통하여 상호 호혜주의 원칙에 따라서 국가간의 보유 기술 및 실험 결과의 상호 교환을 편리하게 함으로써, 대등한 위치에서 다양한 국제 공동 연구 프로그램에 참여가 가능하다고 할 수 있다. 즉, 국내의 제한된 인력과 재원 조건하에서도 최소한의 투자로 단기간 내에 선진국 수준의 기술 확보를 가능하게 할 수 있으며, 궁극적으로 국내의 원자력 기술분야의 선진화에 크게 기여할 것이다.

국내에서는 원전설계 기술 자립 과정에서 눈에 보이는 설계 기술 확보에만 전력을 다 하였을 뿐, 그 설계 기술의 응용·보완을 위해 가장 필수적인 안전성 실증 실험에 대한 관심은 전혀 기울이지 못하였다. 그러다 보니 날로 발전하는 원전설계 기술에 우리 기술이 새롭게 도입되지 못하고 또 다시 기술의 낙후가 예상되고 있다. 더구나 국내의 원전 계통 설계 개념은 미국의 Westinghouse사, 프랑스의 Framatome사 및 독일의 Siemens사의 설계 개념과 다르기 때문에 더욱 이에 대한 독자적인 안전성 실증 실험의 기반이 필요하다고 말할 수 있다. 진정한 의미에서의 원전 설계 및 운전 관련 기술의 자립 및 고유화, 그리고 새로운 원자로의 개발을 통한 경쟁력 확보를 위해서는 열수력 안전성 실증 실험 기술 체계 확립을 통한 실증 실험의 수행이 필요하다. 이러한 원전의 열수력 안전성 실증 실험 기술의 일환인 가압경수로 계통 심층 방호 기술은 원자력 안전관리기술 분야에 해당하는 기술로 원전의 안전성 향상뿐만 아니라 경제성 향상 측면에서 원전의 피동 계통 적용기술, 신뢰도 분석 기술, 원자로 운전 및 제어 기술, 사고 관리 기술, 독자적인 전산코드 개발 기술 등과 같이 원자력 안전관리기술 분야에서 핵심이 되는 기술이다. 열수력 안전성 실증 실험 기술인 가압경수로 계통 방호 기술은 설계기준사고로부터 중대사고까지의 주요 현상들에 대한 실험을 수행한다. 확보되는 사고 관리 체제의 수립은 운전중인 원자력 발전소의 증가에 따른 새로운 안전 규제 기준을 제시할 뿐만 아니라, 안전성 관련 지침의 강화에 능동적으로 대처할 수 있게 하며, 신형 원자로의 개발에 필수적인 안전성 평가 및 검증 기술을 확보할 수 있게 된다. 또한 원전의 설계나 운전 등에서 불필요한 보수성을 제거하여 경제성을 향상시킬 뿐만 아니라, 규제 요건의 최적화로부터 효율적인 안전성의 확보를 가능하게 할 것이다.

또한, 현재 전세계적으로 효율적인 에너지 공급을 위한 방안으로 대형 원전 건설에 대한 움직임이 활발하다. 특히 우리나라와 미국은 APR1400과 AP1000의 인허가를 위한 연구에 박차를 가하고 있다. (Oh et al, 2003; Suh et al, 2002) 그러나 고출력인 만큼 반대급부로 안전에 대한 요구 사항도 많아지고 있다. 중대사고에 대한 주요 쟁점을 해결하기 위한 국내외의 연구는 주목할 만하다. 이는 본 국가지정연구실 사업의 궁극적인 목적과 부합하며 연구 결과는 이러한 문제들을 해결하는데 도움이 될 것이다. APR1400의 중대사고 관리 전략은 설계 1단계에서는 이중 격납건물이었지만 2단계를 거치면서 외벽냉각을 통한 노심용융물 노내억류(IVR-EVC)로 수정되었다. 현재

APR1400은 인허가 단계이고, 규제기관인 한국원자력안전기술원(KINS)에서 이와 관련한 주요 쟁점과 본 과제의 연구내용을 연계하여 설명하면 다음과 같다. 우선 용융풀내에서의 열전달 현상이다. 지금까지 이에 대한 많은 연구가 있었지만, 현상의 복잡성과 실제 상황의 모사에 대한 한계들로 인하여 불확실성이 크고 연구 과제들도 차츰 늘어나고 있다. 용융풀에서의 열전달 현상에 대하여 Theofanous et al.(1995)는 금속층과 산화물층이 완전히 성층화 되어 있는 상태를 용융풀내 열적 부하가 가장 큰 상태로 보고 있고, Rempe et al.(1998)는 성층화 되어 가는 과정이 가장 용융풀내 열적 부하가 큰 상태로 보고 있는 상황이다. 또한 용융풀내 물질 분포, 척도해석, 열전달 현상, 물성치 등에 대해서도 많은 논란이 있는 상태이고, 이와 관련한 러시아의 RASPLAV 프로젝트 후속으로 MASCA 프로젝트가 준비중이다. 따라서 본 과제의 용융풀 자연대류 실험을 통한 결과물은 중대사고 현상에 있어서의 불확실성 해소에 일조를 할 것으로 판단된다.

다음으로 외벽냉각 시 자연순환을 위한 유로의 불확실성이다. 이미 미국 원자력 위원회로부터 인허가를 받은 AP600과는 달리 APR1400은 초기에 외벽냉각에 대한 고려는 없었다. 현재 설계변경이 되어 있기는 그러나 용량이 훨씬 큰 원자로에서 압력용기 건전성 보장을 위해 충분한 열적 여유도를 얻지 못할 가능성이 제기되고 있다. 미국의 대형 피동 안전형 원자로인 AP1000은 이전의 AP 600과는 달리 중대사고 시 원자로 용기 파손에 대한 여유도가 매우 작다. 따라서 여유도를 증가시키기 위해 외벽냉각 시 임계열속을 증가시키기 위한 방안에 대하여 연구를 하고 있다. 그 결과 AP600의 여유도 평가 시 적용되었던 ULPU 실험 장치에서 자연순환 유로를 변환시킨 ULPU-IV를 통해 임계열속이 20% 정도 증가함을 보였다. 국내에서는 한국과학기술원에서 외벽냉각 시 임계열속을 2차원 슬라이스 형태에서 실험적으로 연구중이다. 이 연구는 APR1400의 외벽냉각 설계 조건에서의 임계열속 자료 생산이 목적인데 주요 인자인 냉각수 유량과 과냉 조건이 임계열속에 미치는 영향을 도출할 예정이다. 이는 본 연구 과제의 막비등 과도 실험 및 임계열속 정상상태 실험과 연관된다. 실험 결과물인 열전달 계수 측정 및 관계식 개발은 그 동안 중대사고 영역에서 보수적으로 사용되던 값을 최적화 하는데 목적이 있다.

여 백

제 2 장 국내외 기술개발 현황

선진국들은 이미 가동중인 원자로의 설계기술을 확보하였을 뿐만 아니라 새롭게 대두되는 주요 안전성 현안문제(GSI: Generic Safety Issue)들을 해결하기 위해 필요한 전산코드 예측 능력의 지속적인 개선을 위하여 방대한 실증 실험을 수행해 왔다. 특히, 1979년 TMI-2사고를 계기로 소형냉각재상실사고(SBLOCA: Small-Break Loss-of-Coolant Accident) 연구의 중요성이 크게 대두되었으며, 이와 관련된 실험과 전산코드의 개발을 꾸준히 수행하여 원자력 실증 실험 기술의 완성단계에 있다. 최근 선진국들은 기존의 원자로보다 안전성과 경제성이 향상된 개량형 원자로의 개발에 힘쓰고 있으며, 이들 국가에서는 새로운 설계 기술의 개발 및 검증을 위해 요구되는 여러 가지 실증 실험을 지속적으로 수행하고 있다. 예를 들어, 미국의 Westinghouse사의 AP600과 AP1000, GE사의 SBWR, 일본의 미쯔비시사의 APWR 및 일본원자력연구소의 JPSR, 스웨덴의 PIUS, 프랑스와 독일 공동 NPI사의 EPR 등이 있다. 특히, 미국의 Westinghouse사의 원전은 중대사고 완화 전략의 일환으로 중대사고 2차원 실증 실험 설비인 ULPU-2000을 이용하여 외벽 냉각에 대한 실증 실험을 수행하였으며, 미국의 Sandia 국립연구소에서는 CYBL 설비를 이용하여 중대사고 완화 전략인 원자로 외벽에서의 열제거 실증 실험을 수행하였다. 그러나 상기 실험 시설들은 기하형태나 운전 조건 면에서 국내 원자로와 상당한 차이를 보이기 때문에 여기에서 생산된 기술정보를 국내 원자로에 적용하는데는 문제가 있다.

80년대 중반 이후 활발히 진행되어 왔던 설계 기술의 자립화 계획에 따라 선진국으로부터 설계코드를 도입하여 활용하는데 전력을 기울여 왔던 우리 나라는 도입된 설계코드에 내재된 핵심기술 내용을 이해하거나, 또는 개선하기 위해 필요한 실증 실험적 연구에는 그 동안 소홀해 왔다. 그러나 1992년 원자력 증장기과제 착수 이후, 이전의 국내 열수력 실험 현황을 살펴보면, 국내의 대학에서 수행되어 왔던 소형 실험 이외에는 한국원자력연구소에서 수행한 핵연료 개발을 위한 열유동 실험이 대부분이었고, 이를 통해 상온 및 저압의 조건에서의 열수력 실험 기반 및 측정 기술을 상당 부분 확보하였다. 또한 실물대의 핵연료를 원자로 운전 조건과 동일한 열수력 조건에서 성능을 시험할 수 있는 노외실증장치(PWR 및 CANDU형)를 확보하였으며, 관련 고온·고압의 시험 기술을 개발해 왔다. 또한 핵연료의 임계열속 실험장치 및 일부 새로운 안전 설계 개념의 개발을 위한 실험장치를 확보하여 실험을 수행 중에 있다. 특히 국내 대학으로서는 서울대에서 영광 3&4호기를 1/1000 부피비로 축소시킨 모형 원자로 증기발생 계통을 제작하여 자연순환, 고온관 파단 사고 등 일부 원전 사고 모사 실험을 수행하였다. 실질적인 설계 자립화 및 신개념 원전의 개발을 위해서는 이와 같이 축적된 일부 실증 실험 기술을 바탕으로 해서, 좀더 체계적인 실증 실험이 수행되어야 한다. 중대사고완화 전략의 일환으로 원자력 증장기 과제인 SONATA-IV 예비 프로젝트를 원자력연구소에서 수행 중에 있으며, 현재까지는 상사물질을 이용한 중형 개별효과 실험의 형태로 진행되고 있다. 차후에는 노심용융물과 원자로용기 내벽에 형성되

는 미세 간극에서 일어나는 대단히 효과적인 열제거 메커니즘에 관한 연구가 압력용기 안에서 실제 UO_2 연료를 녹여 경제협력개발기구(OECD) 후원 국제공동 연구로 추진될 예정이다. 그러나 이 프로젝트에서는 본 연구에서 다루게 될 원자로 외벽 냉각은 완전히 제외하고 있다.

현재 선진국에 비해 실증실험의 기술이 미치지 못하고 있으나, 앞으로 국내에서도 대학에서의 기초 실증 실험 (실험 요소 기술 개발, 중형 실험장치 제작, 첨단 계측기술 개발, 상사물질 사용), 연구소에서의 안전성 검증 실험 (대형 실증 실험장치 제작, 첨단 계측기술 응용, 원형 물질 사용), 산업체에서의 원전 설계 최적화 응용 (상세 설계 실험 및 대학·연구소 실험 결과 활용)이 상호 보완 차원에서 균형 있게 이루어진다면, 5년 후 정도에는 본 기술과 같이 특화된 안전성 검증 실험은 선진국과 대등하거나, 특정 분야에 따라서는 앞지를 수 있다고 판단된다.

각 세부 분야의 국내외 연구현황은 제 3 장에서 문헌조사를 통해 언급하기로 한다.

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 열수력 실험

1. 서론

가. 연구배경 및 내용

기존 원자력 안전해석에서는 설계기준사고(Design Basis Accident, DBA)와 중대사고(Severe Accident, SA)가 별도로 고려되어 왔기 때문에 DBA에서 SA로 천이되는 동안의 열수력 현상이 명확하게 규명되지 못하였다. DBA의 해석은 다양한 사고에 대해 핵연료 표면 온도의 거동에 초점을 맞추었다. 수많은 연구 결과, DBA 시의 열수력 현상을 예측하는 모델들이 만들어졌으며, 이는 RELAP5(NRC, 1999)나 MARS 2.1(KAERI, 2002)와 같은 열수력 시스템 해석코드에 반영되었다. 한편 TMI-2 사고 발생 이후, SA 현상에 대한 이해를 위해 광범위한 연구가 수행되었으며 그 결과 많은 진전이 이루어졌다. 그러나 SA 연구의 대부분은 피복재 산화 및 파괴, 수소 생성, 핵연료 용융 등의 노심 손상에 대한 연구에 집중되었다. 따라서 DBA에서 SA로 천이되는 과정의 열수력 현상 및 핵연료 손상에 대한 연구는 두 개별연구만큼 활발히 이루어지지 못하였다. 특히 SA 해석에서는 DBA 해석과는 달리 열수력 현상을 단순화하여 보수적인 계산을 수행하여 왔다. 원자로 설계에 있어 불필요한 보수성 및 불확실성을 완화시키기 위해서, SA 해석에서 DBA로부터 개발된 열수력 모델을 적용하여 더욱 현실적인 해석을 수행할 필요가 있다. 최근 많은 연구들이 ASTEC(Allelein et al., 2003)의 경우에서와 같이 SA 해석에 최적 해석 방법론을 적용하고 있으며, SCDAP/RELAP5-3D(INEEL, 2002)와 같은 연계해석 체계의 개발을 시도하고 있다.

본 연구는 연계해석 체계 수립의 일환으로서 그림 1.1과 같이 DBA와 beyond-DBA 간 천이과정 동안의 열수력 현상을 실험 및 해석을 통하여 고찰하고자 한다. 특히 노심의 냉각재 재고량은 노심 Heat-up 속도, 용융시점 및 용융물에 의한 Channel Blockage 등에 지배적인 영향을 끼치므로, 대형 냉각재상실사고(Large-Break Loss-of-Coolant Accident, LBLOCA) 시 안전주입(Safety Injection, SI) 고장에 따른 노심 냉각재 재고량의 감소 과정에 중점을 두었다.

Upper Plenum Test Facility(UPTF) 실험 결과(Damerell et al., 1993) 및 Advanced Power Reactor 1400MWe(APR1400)의 강수부에서 발생하는 다차원 현상에 대한 실험 결과(T.S. Kwon, 2003; B.J. Yun, 2004)에 따르면, 강수부에서 발생하는 Sweepout 현상이 LBLOCA 시 노심 냉각재 재고량을 감소시키는데 중요한 역할을 하고 있는 것으로 나타났다. 따라서 Sweepout 현상이 발생하는 메커니즘 파악 및 Sweepout에 의해 방출되는 냉각재의 양을 계산하기 위해서 APR1400의 강수부를 1/5로 축소한 평판형 실

험장치를 설계하였다. 실험 수행을 통해 Sweepout에 영향을 미치는 인자들, 즉 건전저온관의 기체유량, 강수부의 Void Height, 고온관 존재 유무, 건전저온관과 파단저온관 사이의 거리, 파단저온관에서의 중첩 등의 개별적인 효과에 대해 평가하였다. 이러한 실험결과로부터 Critical Void Height 및 파단부의 증기 건도(quality)를 예측할 수 있는 Sweepout 모델이 개발되었다.

한편 LBLOCA 시 SI 차단 이후 전반적인 열수력 거동, 특히 그중에서도 노심 냉각재 재고량의 감소 현상을 연구하기 위해 Seoul National University integral test Facility(SNUF)가 제작되었다. 이 실험장치는 3단계 척도해석 방법론(M. Ishii et al., 1976, 1984, and 1998)에 따라 APR1400을 길이비 1/6.4, 면적비 1/178로 축소하여 설계되었다. 노심 잔열 및 초기 냉각재 재고량이 Sweepout에 미치는 영향을 평가하기 위해서, LBLOCA 발생 후 200.0초 이후 원자로의 상태를 Base Case로 삼고 625.0초 및 1950.0초의 상태를 Test Case로 하여 실험을 수행하였다.

RELAP5/MOD3.3(NRC, 1999)에서는 Donor Volume의 평균 물성치들을 연결된 Junction의 물성치로 그대로 사용하게 된다. 이는 Donor Volume에 뚜렷한 상분리가 존재할 경우 질량 및 에너지 유속이 정확하지 않게 계산됨을 의미한다. LBLOCA 시의 강수부 내 냉각재와 증기는 거의 분리되어 있으므로 RELAP5/MOD3.3은 Donor Volume의 노드 크기에 따라 파단부 방출유량을 비합리적으로 예측하게 된다. 따라서 본 연구에서 개발된 Sweepout 모델을 삽입하여 RELAP5/MOD3.3을 수정하였으며 Sweepout 개별효과 실험 및 통합 Loop 실험 결과를 통해 검증되었다.

나. 문헌 조사

(1) Sweepout

원자로의 안전해석에 있어 LBLOCA는 실험 및 해석의 영역에서 활발한 연구가 진행되어 왔다. 특히 APR1400을 개발하는 과정에서, SI 냉각재가 Direct Vessel Injection(DVI)를 통해 상부강수부로 공급되면서 강수부 내에서 발생하는 열수력 현상이 Sweepout, SI 직접우회, 응축진동과 같은 더욱 복잡한 현상을 일으키는 것을 알 수 있었다. Sweepout 및 직접우회와 같은 SI 냉각재 우회 현상을 연구하기 위해 여러 기관에서 다음과 같은 연구가 수행되었다.

한국과학기술원(Korea Advanced Institute of Science and Technology, KAIST)에서는 APR1400의 1/7에 해당하는 평판형 실험장치에서 공기-물, 증기-물 실험을 통해 Critical Void Height 및 파단부의 방출유량을 측정하였다. 표 1.1에서 보는 바와 같이 Lee et al.(2002)은 측면파단 Off-take Model의 형태로 Critical Void Height에 대한 상관식을 나타내었으며 Crowley & Rothe 상관식(1981)의 계수 0.812를 1.63(공기) 및 2.38(증기)로 수정하였다. 또한 이 연구에서는 파단부의 방출유량을 측정하여 KfK 상관식(C. Smoglie et al., 1978) 및 UCB 상관식(V.E. Schrock et al., 1986)과 비교하였다.

그 결과 실험 데이터가 두 상관식과 잘 부합하며 Sweepout의 양은 무차원화된 Void Height(h/h_c)에 크게 의존한다고 결론짓고 있다. 그러나 이 연구에서는 Sweepout에 영향을 미치는 여러 변수가 고려된 방출량 상관식이 결여되어 있다.

서울대학교(Seoul National University, SNU)에서는 APR1400의 1/10에 해당하며 원형과 동일한 형태를 가진 환형 강수부 실험장치에서 Sweepout 실험이 수행되었다. 이 실험에서는 공기-물을 사용하여 시간에 따른 수위의 변화를 측정 한 뒤 표 1.1에서 보는 바와 같은 실험상관식을 도출하였다. 또한 이 연구 결과는 기체유량이 큰 영역에서는 Critical Void Height의 90%에 해당하는 물이 실험시작 60초 안에 방출되며 이후 약 600초가 되는 시점에 Critical Void Height에 도달함을 보여 주고 있다. 즉 실험시작 후 60초 동안 물덩어리(Water-slug) 형태의 방출이 급격히 발생하고 이후 액적(Droplet) 형태의 방출이 발생하여 수위가 일정하게 감소함을 밝혀내었다. 그러나 이 연구에서는 Critical Void Height 및 방출 유량에 대해 무차원화된 상관식이 개발되지 않았다.

또한 한국원자력연구소(Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI)의 Sweepout 실험은 APR1400의 강수부를 1/7 및 1/5로 축소된 환형 실험장치에서 수행되었다(T.S. Kwon, 2003; B.J. Yun, 2004). 표 1.1에서 보는 바와 같이 이 연구에서도 측면파단 Off-take 모델의 계수를 0.339(1/7 강수부) 및 0.412(1/5 강수부)로 수정하였으나, Sweepout에 의해 방출되는 양에 대한 상관식은 없는 상태이다.

위에서 살펴보았듯이 지금까지 Sweepout에 관한 여러 연구가 수행되었으나 강수부의 현상을 적절하게 반영하는 모델은 아직 개발되지 못하였음을 알 수 있다.

(2) 척도해석 방법론

원자력발전소의 열수력 현상을 이해하기 위해 지금까지 수많은 통합 Loop 실험장치가 설계·제작되었다. 그 과정에서, 원형 크기의 실험장치 제작이 가지는 어려움 때문에 많은 척도해석 방법론이 개발되었다. 특히 선형척도법, 체적척도법 그리고 3단계 척도법 등이 가장 널리 쓰이고 있다. 각 방법론의 척도변수들은 표 1.2에 나열되어 있는 바와 같다.

선형척도법은 Carbiener & Cudnik(1969)와 Nahavandi et al.(1969)에 의해 개발된 것으로서 원형과 동일한 종횡비 및 속도비를 가진다. 그러나 시간 척도 및 중력가속도의 비가 왜곡되므로, 중력이 중요한 역할을 하는 본 실험에 적용하는 것은 적절하지 않다.

체적척도법은 Nahavandi et al.(1979)에 의해 제안되어 시간 척도 및 높이비, 속도비를 원형과 동일하게 보존할 수 있다. 이는 중력비 및 시간척도가 중요한 실험에 적절한 방법론이다. 그러나 체적척도법을 너무 작은 길이비를 가진 실험장치에 적용할 경우 압력강하 및 열손실의 과다로 인해 대부분의 열수력 현상이 왜곡된다. 또한 종횡비의 큰 증가를 가져오므로 다차원 유동 현상이 중요한 역할을 하는 실험에서는 부적절

한 방법론이라 할 수 있다.

3단계 척도법은 Ishii et al.에 의해 제안되었으며, 높이가 축소된 실험장치에 적용될 수 있고 중횡비를 원형과 유사하게 유지할 수 있다. 따라서 상대적으로 작은 실험장치에서도 원형의 다차원적 현상을 보존할 수 있는 장점이 있다.

2. Sweepout 개별효과 실험 및 모델 개발

가. Sweepout 개별효과 실험 수행

(1) 실험장치 설계

APR1400의 강수부는 그림 1.2과 같이 네 개의 저온관이 연결되어 있는 형상을 가지고 있으며, Sweepout 개별효과 실험장치는 이러한 강수부를 1/5로 축소한 크기로 설계하였다. Test Section은 그림 1.3과 1.4에서 보는 바와 같이 평판형으로 되어 있으며 그 길이는 원형 강수부 둘레 길이의 1/2에 해당한다. Sweepout에 영향을 미치는 인자들에 대한 개별적 평가를 위해 각 배관들은 밸브의 조작을 통해 기체의 주입구 혹은 방출구로 쓰일 수 있도록 하였다. 주요 설계변수들은 그림 1.4 및 표 1.3에서 보는 바와 같다. 실험의 작동유체는 공기와 물이고, 공기는 두 개의 Blower를 통해 각 주입구로 주입되는 한편 방출구는 방출 탱크와 연결되어 있다. 공기의 유량은 Blower의 출력을 통해 조절되어 각 주입구에 약 23.0m/s까지 공기를 주입할 수 있다. 각 주입구와 방출구 사이의 거리는 0.46m, 0.92m, 1.38m로 APR1400 강수부의 건전저온관과 파단저온관 사이 거리의 1/5에 해당한다. Test Section의 한쪽 면에는 아크릴 창을 설치하여 실험장치 내 물의 거동을 가시화할 수 있도록 하였다.

주요 계측변수는 각 주입구에서의 공기유량 및 Test Section 내 수위이다. 그림 1.3에서 보듯이 공기유량은 차압계(Yokogawa Co.)와 오리피스 유량계를 통해 계측되었다. Test Section 내 수위는 차압계(Rosemount Co.)를 통해 세 지점에서 측정되었는데, 과도한 수위의 진동을 방지하기 위해 주입구 및 방출구에서 충분히 떨어진 지점에 설치되었다. 압력계(VPRNP-A3 모델, VALCOM Co.) 및 온도계(K-type 열전대)는 각 주입구, 방출구 및 Test Section에 설치되어 유체의 물성치를 구하는데 사용되었다.

(2) 실험조건 및 과정

실험조건은 표 1.4, 1.5 및 1.6에서 보는 바와 같이 단일주입, 이중주입 및 고온관 효과 실험으로 이루어져 있다. 단일주입 실험에서는 주입구 공기속도 및 주입구와 방출구 간 거리를 변화시켰으며 이중주입 실험에서는 방출구에서의 중첩효과를 평가하였다. 고온관 효과 실험에서는 강수부 내 고온관 배관이 Sweepout 방출량에 미치는 영향을 평가하였다.

과도상태 실험에 앞서 정상상태 유지를 위해 Test Section 내로 물이 공급되며 이 동안 수위가 저온관 바닥 근처를 유지할 수 있도록 주입되는 물의 유량이 조절된다. 정상상태 도달이 확인되면 물의 공급이 중단되고 과도상태 실험이 시작된다.

(3) 실험결과

(가) Sweepout의 메커니즘

Sweepout에 의한 냉각재의 방출은 크게 세 단계로 나누어져 설명된다. 첫 번째로, 주입된 공기가 강수부 벽면에 충돌하여 퍼지면서 그림 1.5에서 보듯이 주입구 근처의 수면에 액적 및 파동을 형성하게 된다. 두 번째 단계에서는 물이 액적 및 액막의 형태로 강수부 내 공기유동에 의해서 파단부로 전달된다. 그 과정에서 중력에 의해 수면으로 떨어지는 양을 제외한 액적 및 액막이 방출구까지 도달하게 되는 한편, 입구에서 생성된 파동은 방출구까지 전파된다. 마지막 단계는 방출구에서의 현상으로 설명된다. 주입구 근처에서 생성된 파동은 방출구까지 전파되고 파동의 마루가 방출구 배관 바닥보다 높이 위치하고 있으면 방출구로 빠져나가는 공기에 의해 물 덩어리(Water-slug) 형태의 방출이 발생한다. 이후 파동의 마루가 방출구 바닥보다 낮게 위치하고 있을 때에는, 가속된 공기에 의해 파동이 파쇄되면서 액적의 형태로 방출이 된다. 과도상태 후기에 수위가 낮아지면 그림 1.6에서 보듯이 방출구로 나가는 공기가 더 이상 물덩어리 형태의 방출을 발생시키지 못하게 되며, 입구로부터 생성 및 전달된 액적에 의해서만 방출이 발생한다. 또한 방출구 근처에서 공기가 가속되는데, 이는 액적 형태의 방출을 더 증가시키는 역할을 한다.

(나) 각 인자의 개별 효과

- 기체유량 효과

그림 1.7과 그림 1.8은 공기 유량에 따른 수위의 변화를 비교하고 있다. 모든 실험조건에서 공기유량이 클수록 냉각재의 방출이 더욱 빨리 일어나는 것을 볼 수 있다. S1의 경우 초기 50초간의 수위감소율의 평균값을 비교해 보면 $v_g=9.2\text{m/s}$ 일 때와 22.4m/s 일 때 각각 0.66mm/s 와 2.38mm/s 로 나타나고 있다. 특히 공기속도가 높을 때에는 대부분의 방출이 과도상태 초기에 발생하게 되는데, 이는 높은 유속에 의해 입구 근처에서 생성되는 액적 및 파동의 높이가 크기 때문이다.

- 주입구와 방출구 사이의 거리 효과

그림 1.9와 그림 1.10은 주입구와 방출구 사이의 거리가 Sweepout에 미치는 영향을 평가하기 위한 S1, S2 및 S3의 실험결과를 비교하고 있다. 결과에서 보듯이 같은 공기 유량에서 비교했을 때, 거리가 커지면서 Sweepout 방출량이 줄어들고 있음을 볼 수

있다. $v_g=22.4\text{m/s}$ 인 경우 거리가 세 배가 차이가 나는 S1($l=460\text{mm}$)과 S3($l=1380\text{mm}$)인 경우를 비교해 보면, 초기 50초의 수위감소율이 2.38mm/s 에서 1.09mm/s 로 감소한 것을 볼 수 있다. 이는 방출구가 주입구와 멀리 위치하면서 액적들이 방출구까지 전달되지 못하고 중력에 의해 수면으로 떨어지기 때문이다.

- 역방향 이중주입의 영향

APR1400의 LBLOCA 시 건전저온관으로 주입된 증기가 파단저온관으로 빠져나갈 때, 각 건전저온관으로부터 주입된 증기의 유동 상호 간에 간섭이 발생하게 된다. 이러한 증기 유동의 간섭이 Sweepout에 미치는 영향을 평가하기 위해 D1 및 D2 Case의 실험을 수행하였다. 표 1.5에서 보듯이 D1 Case는 파단저온관을 중심으로 양쪽에서 반대 방향의 공기가 주입되는 경우에 해당하며 D2 Case는 같은 방향의 공기가 주입되는 경우이다.

역방향 이중주입(D1)의 경우 공기가 S1 및 S2 주입구로 동시에 공급되며 방출구의 위치는 단일주입 Case와 동일하다. 그림 1.11과 1.12는 방출구의 유속이 동일한 D1 및 S1 Case의 수위 변화를 비교하고 있다. 즉 D1 Case에서 각 주입구의 유량을 S1 Case의 절반으로 유지한 것이다. 그 결과 이중주입의 경우 주입된 공기가 물에 전달하는 운동량이 작아지므로, 단일주입의 경우보다 수위감소율이 감소하는 것을 볼 수 있다. 그림 1.12에서 보듯이 방출구 유속이 22.4m/sec 로 동일한 경우에 대해 S1 실험의 Critical Void Height가 D1보다 약 10cm 정도 더 크게 나타나고 있다. 따라서 Sweepout 현상은 방출구보다는 주입구의 유량이 더 큰 역할을 하고 있음을 알 수 있다.

한편 그림 1.13과 1.14는 각 주입구에서의 유속이 동일한 D1 및 S1, S2 실험결과들을 비교하고 있다. 즉 D1 Case의 방출구 유량이 S1이나 S2 Case의 두 배로 유지됨을 의미한다. 또한 S1 및 S2 실험의 방출량을 각각 계산하여 합산한 결과인 S1+S2를 D1의 수위 변화와 비교하였다. 그 결과 D1의 방출량이 S1+S2보다 더 큰 것을 알 수 있는데 이는 방출구 근처에서 물의 파동 및 공기의 흐름이 중첩되는 현상에 기인한다. 이중주입의 경우 방출구에서의 공기 유속이 단일주입의 두 배가 되므로 방출구의 흡입 효과(Suction Effect)가 커져 물의 방출량이 증가하게 된다. 한편 양쪽 주입구 근처에서 생성된 물의 파동이 서로 중첩되어 파고의 높이가 커지게 되며, 이 현상 역시 물의 방출량을 증가시키는 역할을 한다. 그러나 그림 1.14에서 보듯이 주입구 유속이 13.5m/sec 인 경우 D1과 S1+S2의 Critical Void Height 차이가 수 cm 이하에 미치고 있다. 즉 방출구 주위의 공기의 가속 및 파동의 중첩에 의해 발생하는 Sweepout 방출량의 증가가, 그림 1.11과 1.12가 보여주는 방출량의 차이에 비해 매우 작음을 알 수 있다. 이러한 수력학적 거동은 Sweepout에 의한 물의 방출이 방출구보다는 주입구에서의 기체 유속에 크게 의존함을 의미한다.

- 동일방향 이중주입의 영향

공기가 동일 방향으로 이중주입되는 D2 Case의 경우 S1과 S3의 위치에서 공기가 동시에 주입되었다. 원형의 강수부에서 S3 위치는 파단저온관 반대편에 있는 건전저온관에 해당한다. 이 저온관으로 주입된 증기는 양쪽으로 절반씩 나뉘어서 파단부로 빠져나가므로, D2 Case 실험에서 S3 위치에는 S1 공기유량의 절반을 공급하였다. 그림 1.15에서 보듯이 D2의 실험결과를 S1 Case의 결과와 비교했을 때, 동일방향 이중주입이 Sweepout 방출량을 증가시키지 못하고 있음을 알 수 있다. 이는 S1과 S3 위치에서 주입되는 공기의 유동장이 서로 간섭을 일으켜 수면에 전달하는 운동량이 감소하게 되고 액적의 전달이 방해받기 때문이다. 따라서 강수부 내 파단저온관 반대편에 위치하는 건전저온관에서 주입되는 증기는 Sweepout에 거의 영향을 미치지 않는다고 결론지을 수 있다.

- 고온관 효과

APR1400 강수부에 위치하고 있는 두 개의 고온관은 액적이 전달되는 경로에 장애물의 역할을 할 수 있으므로 표 1.6의 실험들을 통해 고온관 유무에 따른 Sweepout 현상의 차이를 평가하였다. 주입구와 방출구의 위치가 S3인 경우에 대해 Test Section 내 고온관에 해당하는 구조물을 삽입하여 실험을 수행하였다. 그림 1.16 및 1.17에 나타나 있듯이 고온관의 유무에 따라 물의 방출량이 큰 차이를 보이고 있지 않다. 따라서 Sweepout 방출량 계산 시 고온관의 영향은 거의 없다고 결론지을 수 있다.

(다)Critical Void Height

Critical void height(h_c)는 Sweepout에 의한 방출이 더 이상 발생하지 않을 때, 저온관 중심으로부터 수면까지의 거리로 정의된다. 이는 Off-take 모델에서와 같이 저온관 직경(D) 및 Froude 수를 통해 무차원화된다.

$$Fr_{g,out} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = A \left(\frac{h_c}{D} \right)^{2.5} \quad (1.1)$$

여기서 $Fr_g = v_g / \sqrt{gD}$ 로서 방출구에서의 속도가 쓰이게 된다. RELAP5에서 수평배관 측향분기관 방출량 계산에 쓰이는 Smoglie(1987) 모델의 경우 비례상수 A는 3.22에 해당한다.

그림 1.18과 1.19는 단일주입 및 이중주입의 경우에 대해 무차원화된 Critical Void Height를 방출구 Froude 수의 함수로 나타내고 있다. 특히 그림 1.19에서는 KAERI(Kwon, 2003; Yun, 2004) 및 SNU(Yoon and Suh, 2003, 2004)에서 수행된 3차원 장치의 실험결과들을 함께 비교하고 있다. KAERI 장치의 경우 APR1400 강수부의 1/5 크기이며 SNU의 장치는 1/10에 해당한다. 그림 1.19에서 보듯이 Critical Void Height가 방출구 Froude 수를 기준으로 비교되었을 경우 각 실험결과 간에 차이가 발생하고 있다. 그러나 위에서 언급했듯이 Sweepout 현상은 주입구에서의 기체유속, 즉

주입구 기준의 Froude 수에 의존하고 있다. 따라서 Critical Void Height에 대한 상관식이 주입구 공기속도($v_{g,in}$)를 기준으로 무차원화되었다. 그 결과 그림 1.20에서 보듯이 D1 Case의 실험결과가 다른 환형 강수부 실험결과와 동일한 경향을 보이고 있다. 또한 Critical Void Height는 식 (1.1)보다는 다음과 같은 형태가 더욱 적절한 것을 알 수 있다.

$$Fr_{g,in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = A \left(\frac{h_c}{D} \right)^{2.5} + B \quad (1.2)$$

여기서 계수 B는 임계 Froude 수에 해당한다. 즉 냉각재에 작용하는 중력 및 표면장력으로 인해, Sweepout을 발생시키기 위한 임계공기유량이 존재함을 알 수 있다.

나. Sweepout 모델 개발

앞 절에서 파악된 Sweepout의 수력학적 거동을 모사하기 위하여 Potential Theory가 적용되었으며 이를 바탕으로 Critical Void Height 및 냉각재 방출량을 예측하는 상관식을 도출하였다.

(1) Potential Theory

강수부 내 물의 표면에 생기는 파고의 높이는 건전저온관 아래 수면에서의 압력분포로부터 결정될 수 있다. 유체의 비점성, 비압축성을 가정한다면 속도분포로부터 압력을 구할 수 있으므로 기체의 유동장을 알기 위해 Potential Theory를 적용한다. Potential Function(ϕ)은 식 (1.3)과 같이 정의되며, 이러한 Source가 여러 개일 때의 속도장은 식 (1.4)과 같이 각 Source Function의 미분항을 더함으로써 얻어진다.

$$\vec{v} = \nabla\phi = \left(\frac{\partial\phi}{\partial x}, \frac{\partial\phi}{\partial y}, \frac{\partial\phi}{\partial z} \right) \quad (1.3)$$

$$v_x = \frac{\partial\phi_1}{\partial x} + \frac{\partial\phi_2}{\partial x} + \dots + \frac{\partial\phi_n}{\partial x} \quad (1.4)$$

주입된 기체는 그림 1.21과 같이 체적유량이 Q이고 폭의 크기가 b인 선형 Source라 가정한다. 속도장은 원주 방향으로 대칭성을 갖고 있으며 z 방향 성분의 크기는 0이 된다. 이러한 속도장 및 Source Function은 다음과 같다.

$$v_r = \frac{Q}{2\pi r b} \quad (1.5)$$

$$\phi = \int v dr = \frac{Q}{2\pi b} \ln r \quad (1.6)$$

강수부 내 공기의 유동을 모사하기 위해서는 그림 1.22에서와 같이 또다른 Mirror Source를 만들어 수면에서 y 방향 속도성분을 0으로 만들 수 있다. 이때의 각 Source

Function은,

$$\phi_1 = \frac{Q}{2\pi b} \ln \sqrt{x^2 + (y-h)^2} \quad (1.7)$$

$$\phi_2 = \frac{Q}{2\pi b} \ln \sqrt{x^2 + (y+h)^2} \quad (1.8)$$

이 두 함수로부터 수면(y=0)에서 속도장은 식 (1.9)와 같이 계산된다.

$$v(x) = \left(\frac{\partial \phi_1}{\partial x} + \frac{\partial \phi_2}{\partial x} \right)_{y=0} = \frac{Q}{\pi b} \cdot \frac{x}{x^2 + h^2} \quad (1.9)$$

식 (1.9)로부터 x 방향 공기속도는 x=0에서 최소값 0을 가지는 것을 알 수 있다. 즉 두 개의 공기주입 Source Function의 중심에 정체점이 존재하게 된다. 한편 속도의 최대값 및 그 위치는 식 (1.9)의 미분을 통해 다음과 같이 얻어진다.

$$v_{\max} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{Q}{bh} \quad \text{at } x=h \quad (1.10)$$

(2) Critical Void Height 모델링

Sweepout 개별효과 실험으로부터 방출 메커니즘이 물덩어리 영역 및 액적 유동 영역으로 나뉘는 것을 확인하였다. 이러한 거동을 적절히 모사하기 위해서는 Critical Void Height가 각 영역에 대해 정의되어야 한다.

물덩어리 방출영역에서는 방출되는 물의 양이 주입구 근처에서 생성되는 파동에 의해 결정된다. 앞서서도 언급했듯이 파동의 마루가 저온관 바닥보다 높이 위치할 때 물덩어리 형태의 방출이 지배적으로 일어나는 반면, 파고가 저온관 바닥 아래로 내려올 경우 물덩어리 형태의 방출이 발생하지 않는다. 따라서 이 유동영역의 Critical Void Height는 파고의 높이와 관련지을 수 있으며 다음과 같이 Potential Theory를 적용할 수 있다.

Bernoulli의 방정식에 따르면 속도의 최소값($v=0$)과 최대값(v_{\max}) 간의 차이는 곧 두 지점의 압력 차이에 상응한다. 또한 이 압력 차이는 수두의 차이와 동일하게 되는데 이때 파고의 크기(δ)와 수두차가 같다고 가정하면,

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho_g v_{\max}^2 = \Delta \rho g \delta \quad (1.11)$$

파고의 크기가 파단저온관 바닥보다 낮게 위치하면 물덩어리 형태의 방출이 더 이상 발생하지 않으므로, 그림 1.23에서 보듯이 파고의 크기(δ)가 평균 Void Height ($h - D/2$)와 같아질 때에 물덩어리 유동영역의 Critical Void Height(h_c)에 도달했다고 말할 수 있다. 식 (1.10)을 식 (1.11)의 최대속도 항에 대입하면,

$$\frac{1}{2} \rho_g \left(\frac{Q}{2\pi b h_c} \right)^2 = \Delta \rho g \left(h_c - \frac{D}{2} \right) \quad (1.12)$$

식 (1.12)를 입구의 기체속도(v_g) 및 저온관 직경을 통해 무차원화하면,

$$Fr_g \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 8\sqrt{2} \frac{b}{D} \cdot \frac{h_s}{D} \sqrt{\frac{h_s}{D} - 0.5} \quad (1.13)$$

여기서 Fr_g 는 Froude 수로서 다음과 같이 정의된다.

$$Fr_g = \frac{v_g}{\sqrt{gD}} \quad (1.14)$$

물덩어리 유동영역에 대한 실제 Critical Void Height는 식 (1.13)의 계수 대신 실험으로부터 얻어진 계수 K를 도입한 식 (1.15)의 형태를 사용한다.

$$Fr_g \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = K \cdot \frac{h_s}{D} \sqrt{\frac{h_s}{D} - 0.5} \quad (1.15)$$

한편 물덩어리 형태의 방출이 종료되면 액적의 형태로 물이 방출되는데, 이 유동 영역에 대한 Critical Void Height는 Sweepout이 최종적으로 종료되는 지점이므로, 식 (1.2)의 형태를 사용하여 실험으로부터 계수를 도출한다.

(3) Sweepout 방출량 모델링

(가) 물덩어리 유동영역의 방출량

주입된 공기는 수면에 운동량을 전달하게 되어 주입구 근처의 수면이 그림 1.24처럼 패이게되는데, 물덩어리 유동영역의 방출량은 수면이 패인 부피에 비례한다고 가정할 수 있다. 이를 계산하기 위해서 Potential Theory를 적용하면 x축의 원점에서 패인 깊이가 최대가 되는 점(δ_m)이 존재함을 알 수 있다. 이는 Bernoulli 정리에 의해 수면의 최대 속도와 관련지을 수 있으므로, 식 (1.10)을 대입하면,

$$\frac{1}{2} \rho_g v_{\max}^2 = \Delta\rho g \delta_m \quad (1.16)$$

$$\delta_m = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho_g}{\Delta\rho} \cdot \frac{1}{g} \left(\frac{Q}{2\pi b h} \right)^2 \quad (1.17)$$

마찬가지로 Bernoulli 정리를 사용하면 패인 수면의 깊이를 x의 함수로 나타낼 수 있다. 즉 식 (1.9) 및 (1.10)을 이용하면,

$$\delta(x) = \delta_m \left(1 - \left(\frac{v(x)}{v_{\max}} \right)^2 \right) = \delta_m \left(1 - 4h^2 \left(\frac{x}{x^2 + h^2} \right)^2 \right) \quad (1.18)$$

식 (1.18)을 -h부터 h까지 적분하면 패인 면적(S)를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$S = 2 \int_0^h \delta(x) dx = (4 - \pi) \delta_m h \quad (1.19)$$

따라서 주입구 아래에서 패인 물의 부피(V_H)는 S와 강수부 Gap의 크기(b)의 곱으로 정의된다.

$$V_H = b \times S = (4 - \pi) b \delta_m h \quad (1.20)$$

식 (1.17) 및 체적유량의 정의($Q = v_g \pi D^2 / 4$)를 식 (1.20)에 대입하면,

$$\frac{V_H}{D^3} = A \cdot \frac{\rho_g}{\Delta \rho} \cdot \left(\frac{v_g}{\sqrt{gD}} \right)^2 \left(\frac{b}{D} \right)^{-1} \left(\frac{h}{D} \right)^{-1} \quad (1.21)$$

물덩어리 유동에 의한 방출량($W_{f, slug}$)은 수면의 패인 부피에 비례한다고 가정했으므로, 식 (1.21)로부터 다음과 같이 무차원화된다.

$$\left(\frac{W_f}{W_{g, in}} \right)_{slug} = f_1 \left(Fr_g \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}}, \frac{b}{D}, \frac{h}{D} \right) \quad (1.22)$$

(나) 액적 유동영역의 방출량

액적유동에 의한 물의 방출량은 두 단계로 나뉘어 계산된다. 우선 주입된 공기가 수면에 운동량을 전달하여 액적들이 생성된다. 이후 이러한 액적의 일부분이 강수부 내 공기의 흐름으로 인해 파단부로 전달되어 빠져나가게 된다. 따라서 액적유동에 의한 방출량은 주입구 근처에서 생성된 액적의 양에 파단부까지 전달되는 비율을 곱함으로써 얻어진다.

주입구 근처에서 생성된 액적의 양은 물덩어리 유동영역과 마찬가지로 주입구 아래 수면의 패인 부피에 비례한다고 가정한다. 따라서 액적의 생성량은 다음과 같이 식 (1.22)와 동일한 형태를 가진다.

$$\left(\frac{W_{f, in}}{W_{g, in}} \right)_{drop} = f_2 \left(Fr_g \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}}, \frac{b}{D}, \frac{h}{D} \right) \quad (1.23)$$

생성된 액적 중 방출구까지 전달되는 비율을 계산하기 위해, 모든 액적들이 벽면에서 액막을 형성하고 있는 것으로 가정한다. 이 중에서 공기의 흐름에 의해 전달되는 동안 중력에 의해 떨어지지 않고 방출구까지 전달되는 양이 곧 액적유동에 의한 방출량에 해당한다. 그림 1.25에서 보듯이, 가로 및 세로가 dx, dy의 크기를 가진 제어체적에서 벽면마찰응력(τ_w) 및 계면마찰응력(τ_i) 등을 고려하여 각 상(k=f,g)에 대해 질량 보존 및 운동량 보존 방정식을 기술하면 아래와 같다(W.M. Kays et al., 1993)

질량보존 :

$$\frac{\partial}{\partial x} (b_k u_k) + \frac{\partial}{\partial y} (b_k v_k) = 0 \quad (1.24)$$

x 방향 운동량 보존 :

$$\rho_k \frac{\partial}{\partial x} (b_k u_k^2) + \rho_k \frac{\partial}{\partial y} (b_k u_k v_k) = -b_k \frac{\partial p}{\partial x} + \tau_{ikx} - \tau_{w_kx} \quad (1.25)$$

y 방향 운동량 보존 :

$$\rho_k \frac{\partial}{\partial x} (b_k u_k v_k) + \rho_k \frac{\partial}{\partial y} (b_k v_k^2) = -b_k \frac{\partial p}{\partial y} + \tau_{iky} - \tau_{w_ky} - \rho_k g b_k \quad (1.26)$$

위 지배방정식들을 무차원화된 형태로 나타내기 위해서 주입구의 직경(D) 및 공기속도(v_g)를 이용하면 다음과 같은 무차원 변수들을 도출할 수 있다.

$$x^* = \frac{x}{D}, \quad y^* = \frac{y}{D}, \quad b_k^* = \frac{b_k}{D}, \quad u_k^* = \frac{u_k}{v_g}, \quad v_k^* = \frac{v_k}{v_g}, \quad p^* = \frac{p}{\rho_g v_g^2}, \quad \tau_k^* = \frac{\tau_k}{\rho_g v_g^2}$$

이 변수들을 사용하여 식 (1.24), (1.25) 및 (1.26)을 무차원화시키면,

$$\frac{\partial}{\partial x^*} (b_k^* u_k^*) + \frac{\partial}{\partial y^*} (b_k^* v_k^*) = 0 \quad (1.27)$$

$$\frac{\rho_k}{\rho_g} \frac{\partial}{\partial x^*} (b_k^* u_k^{*2}) + \frac{\rho_k}{\rho_g} \frac{\partial}{\partial y^*} (b_k^* u_k^* v_k^*) = -b_k^* \frac{\partial p^*}{\partial x^*} + (\tau_{ikx}^* - \tau_{w_kx}^*) \quad (1.28)$$

$$\frac{\rho_k}{\rho_g} \frac{\partial}{\partial x^*} (b_k^* u_k^* v_k^*) + \frac{\rho_k}{\rho_g} \frac{\partial}{\partial y^*} (b_k^* v_k^{*2}) = -b_k^* \frac{\partial p^*}{\partial y^*} + (\tau_{iky}^* - \tau_{w_ky}^*) - \frac{\rho_k}{\rho_g} \frac{gD}{v_g^2} b_k^* \quad (1.29)$$

위 식들로부터 실험장치와 원형 간의 상사성을 유지하기 위해서는 다음과 같은 무차원수들이 보존되어야 함을 알 수 있다.

$$\left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)_R = 1 \quad (1.30)$$

$$(Fr_g)_R = \left(\frac{v_g}{\sqrt{gD}} \right)_R = 1 \quad (1.31)$$

지배방정식으로부터 도출된 무차원수를 사용하여, 주입구($x=0$)로부터 방출구($x=L$)까지 전달된 액적의 비율은 다음 식의 형태로 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{W_{f,out}}{W_{f,in}} \right)_{drop} = \frac{\int_0^H \rho_f u_f(L,y) b_f(L,y) dy}{\int_0^H \rho_f u_f(0,y) b_f(0,y) dy} = f_3 \left(Fr_g, \frac{\rho_g}{\rho_f}, \frac{L}{D}, \frac{b}{D} \right) \quad (1.32)$$

여기서 H는 액막의 높이를 나타낸다.

식 (1.23)과 (1.32)를 곱하면 액적 유동영역에 의한 방출량을 다음과 같은 함수로 표현할 수 있다.

$$\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{drop} = \left(\frac{W_{f,in}}{W_{g,in}} \right)_{drop} \times \left(\frac{W_{f,out}}{W_{f,in}} \right)_{drop} = f_4 \left(Fr_g, \frac{\rho_g}{\rho_f}, \frac{L}{D}, \frac{b}{D}, \frac{h}{D} \right) \quad (1.33)$$

(4) Sweepout 모델 상관식

위 (1), (2), (3) 절을 통해 Sweepout에 영향을 미치는 변수들에 대한 무차원변수들을 이론적 접근을 통해 도출하였다. 그리고 실험을 통해 이 무차원수들의 관계식을 구하여 각 방출유동 영역에 따른 Critical Void Height 및 방출유량을 계산하게 되고, 이들을 합산하면 Sweepout에 의해 발생하는 총 방출량을 알 수 있다. 실험에서 Gap의 크기(b)는 5cm로 고정되었으며 이는 원형과의 척도비를 만족시키므로, 아래 모델에서 Gap 크기의 영향은 포함되지 않는다.

(가) 단일주입

- 물덩어리 유동영역

Critical Void Height(h_c)는 식 (1.15)를 단순화시키고 Froude 수(Fr_{in})와 주입구-방출구 간 거리를 이용하여 아래와 같이 결정된다.

$$\frac{h_c}{D} = \left(1.510 - 6.240 \times 10^{-2} \frac{L}{D} \right) Fr_{in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}} + 0.5 \quad (1.34)$$

방출유량은 무차원화된 Void Height와 식 (1.34)의 Critical Void Height를 이용하여 다음 식과 같이 결정되었다.

$$\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{slug} = 14.31 \left(1 - \frac{h_c}{h_s} \right)^{3.35} \quad (1.35)$$

- 액적 유동영역

단일주입 시 액적 유동에 의한 방출의 Critical Void Height(h_{cl})는 식 (1.2)와 같은 Off-take 모델의 형태를 갖는다. 주입구 속도 및 거리를 변화시킨 다양한 실험결과들을 통해 식 (1.2)의 계수를 구한 결과는 다음 식과 같다.

$$Fr_{in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}} = 0.1159 \cdot \left(\frac{h_{cl}}{D} \right)^{2.5} + Fr_{c,in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}} \quad (1.36)$$

여기서 $Fr_{c,in}$ 은 Sweepout을 일으키기 위한 최소한의 Froude 수에 해당한다. 따라서 주입구와 방출구 간 거리의 함수로서 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$Fr_{c,in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta \rho}} = 6.110 \times 10^{-2} \left(\frac{L}{D} \right)^{0.6134} \quad (1.37)$$

따라서 식 (1.37)을 (1.36)에 대입하면, 무차원화된 액적 유동영역의 Critical Void Height는,

$$\frac{h_{c1}}{D} = 2.368 \left(Fr_{in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} - 6.110 \times 10^{-2} \left(\frac{L}{D} \right)^{0.6134} \right)^{0.4} \quad (1.38)$$

또한 방출량은 Froude 수, 주입구-방출구 간 거리, Void Height를 이용하여 다음과 같은 식을 도출하였다.

$$\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{drop} = 29.34 \cdot \left(Fr_{in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} \right)^{2.4} \left(\frac{L}{D} \right)^{-1.3} \left(1 - \frac{h}{h_{c1}} \right)^{1.7} \quad (1.39)$$

(나) 이중주입

기체가 두 개의 건전저온관에 동시에 주입될 경우, Sweepout 방출량이 개별 저온관에 의한 방출량의 합보다 커지게 된다. 이는 앞에서 언급했듯이 방출구 근처에서 기체 및 파동의 중첩으로 설명할 수 있다. 이러한 효과를 반영하기 위해서 D1 Case의 실험 결과로부터 중첩효과를 고려한 Critical Void Height(h_{c2}) 상관식을 아래와 같이 구하였다.

$$\frac{h_{c2}}{D} = 2.771 \cdot \left(Fr_{in} \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} - 0.1600 \right)^{0.4} \quad (1.40)$$

중첩효과에 의해 빠져나가는 물의 유량 역시 Void Height 및 식 (1.40)의 Critical Void Height를 활용하여 다음과 같이 결정되었다.

$$\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{acc} = 2.190 \cdot \left(1 - \frac{h}{h_{c2}} \right)^{3.35} \quad (1.41)$$

(다) 총 방출량

본 연구에서 개발된 Sweepout 모델을 원형의 강수부에 적용하기 위해서는 각 건전저온관에 의한 단일주입 영향 및 이중주입의 영향이 모두 고려되어야 한다. 그러므로 Sweepout 방출량의 최종 상관식은 위에서 나열한 각 항들을 모두 더한 식 (1.42)와 같게 된다.

$$W_f = \left[\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{slug} + \left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{drop} + \left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{acc} \right] \cdot W_{g,in} \quad (1.42)$$

한편 파단저온관에서의 Quality는 방출구의 기체 유량과 식 (1.42)의 액체 유량을 고려하여 다음과 같이 정의된다.

$$x = \frac{W_{g,out}}{W_f + W_{g,out}} \quad (1.43)$$

이 상관식이 RELAP5를 수정하는 과정에서 파단저온관의 Quality를 정의하는 데 사용된다. 이상의 Sweeout 모델 관련 식들은 표 1.7에 요약되어 있다.

다. 개발된 모델의 검증

본 연구에서 개발된 Sweeout 모델의 Scale-up 능력을 그림 1.26에서 보듯이 Zuber et al.(1998)이 제안한 검증과정에 따라 평가하였다. 본 연구의 실험 결과를 원형의 결과로 확장하기 위해서는 Counter-part 실험이 요구되며, 개발된 모델이 Counter-part 실험결과들과 상사성을 가질 경우 원형에 적용할 수 있다.

Critical Void Height와 관련된 Counter-part 실험으로는 APR1400 강수부의 1/5, 1/7 및 1/10 장치에서 수행된 실험이 있다. 표 1.7에 나타난 상관식대로 계산한 결과, 그림 1.27에서 보듯이 본 실험의 Critical Void Height 뿐만 아니라 환형 강수부의 실험결과들을 $\pm 2\sigma$ 내에서 예측해 내고 있다.

Sweeout 방출량 상관식에 대해서는, 그림 1.28과 1.29에서 보듯이 개발된 모델이 약 15%의 범위 내에서 본 연구의 실험결과들과 일치하고 있는 것을 볼 수 있다. 또한 Counter-part 실험인 APR1400 1/10 크기의 실험결과와 비교해 본 결과, 그림 1.30 및 1.31에 나타나 있듯이 15%의 범위 내에서 적절하게 예측하고 있다.

검증 절차에 의하면 개발된 모델 적용이 원형까지 확장되어야 그러나 원형에서 수행된 실험 결과가 없기 때문에 이 조건은 만족시킬 수 없다. 그러나 그림 1.32와 1.33의 Scale-up 평가에서 보듯이, 본 연구로부터 개발된 모델이 Counter-part 실험들과 25% 이하의 범위 내에서 일치하는 것을 알 수 있다. 따라서 이 연구에서 개발된 Sweeout 모델이 원형에 적용될 경우 왜곡이 크게 생기지 않는다고 결론지을 수 있다.

라. 오차 분석

표 1.8은 실험의 각 계측변수에 대한 오차를 나타내고 있다. 오차는 계측기 고유의 오차 및 데이터 수집시스템의 오차를 고려하여 계산하였다. 또한 Critical Void Height 및 Quality 관계식에 대한 오차 역시 각 구성 요소의 오차를 통해서 구하였다(Hugh W. Coleman, 1989). 그 결과 Critical Void Height의 오차는 0.43%이며 방출구 Quality 오차는 2.62%로 나타났다. 그리고 오차의 범위를 포함한 실험결과와 모델의 비교는 그림 1.27, 1.34 및 1.35에 나타나 있다.

3. 통합 Loop 실험

가. 사고 시나리오 선정

실험대상 사고로는, 노심손상빈도(Core Damage Frequency, CDF)가 가장 높은 LBLOCA가 선정되었다. APR1400에 대한 확률론적 안전성 분석(Probabilistic Safety Assessment, PSA) 결과에 따르면(KHNP, 2002) 표 1.9에서 보듯이 LBLOCA의 CDF는 고려 대상 사고들 중에 다섯 번째에 해당그러나, 발생한 경우에 대한 CDF는 LBLOCA가 상대적으로 높은 것을 알 수 있다. 또한 표 1.10에 나열되어 있는 안전주입계통(Safety Injection System, SIS)의 고장빈도에 따르면, SI 주입 신호와 동시에 네 개의 모터구동밸브(Motor-Operated Valve, MOV)의 개방이 실패할 확률이 가장 높다. 안전주입 펌프(Safety Injection Pump, SIP)가 작동하지 못하더라도 SI 냉각재는 Fluidic Device가 장착된 SIT를 통해 약 200.0초까지 공급될 수 있다. 따라서 사고 후 200.0초가 경과한 후 DBA에서 SA로 천이되는 과정을 Base Case 실험으로 선정하였으며, LBLOCA 시 핵연료 건전성을 가장 위협할 수 있는 시나리오에 해당한다. 또한 민감도 평가를 위해 두 개의 Test Case를 선정하였으며, 이는 원자로용기에 SI를 공급하던 SIP가 각각 625.0초 및 1950.0초에 고장나는 시점에 해당한다.

나. SNUF의 척도해석

(1) APR1400과 SNUF의 초기조건

안전해석에 있어 보수성이 고려되는 DBA와는 달리, SA 해석은 보수적인 가정 없이 원자로의 표준 수치를 통해 수행된다. 본 실험은 SA 해석과 관련하여 LBLOCA 시 SIS 중단 이후 과도상태에 초점을 맞추고 있으므로, 원자로의 표준 수치를 바탕으로 실험조건이 선정되었다. 즉 LBLOCA가 발생하기 전 APR1400이 3983.0MW의 표준 열출력으로 운전되고 있었으며, 잔열은 ANS1979 모델(ANSI/ANS, 1979)에 따라 생성되는 것으로 가정하였다. SI는 약 49.0℃의 온도로 유지되며, 정해진 표준 유량만큼 공급되었다.

사고 발생 200초 후 원자로의 열수력 조건을 구하기 위해 RELAP5/MOD3.3을 통해 해석을 수행하였다. 표 1.11에 요약되어 있듯이 준평형 상태에서 1차측의 경우 압력은 0.26MPa, 강수부 미포화도 25.1℃, SI 공급유량 705.0kg/sec를 유지하였다. 2차측의 경우 두 증기발생기의 온도가 각각 254.9℃와 266.4℃였다. 증기관 밸브 차단에 의해 증기발생기 내 2차측 냉각재가 정체되어 있으므로, U-tube에서 1차측 및 2차측 냉각재 간 열전달은 거의 없게 된다.

이러한 APR1400의 열수력 조건과 SNUF의 조건을 표 1.12에 비교하였다. 원형과 실험장치의 열수력 조건들 사이의 차이를 검토한 결과, 유체의 비열이나 밀도와 같은 물

성치의 차이는 근소한 것으로 나타났다. 따라서 APR1400과 SNUF 초기 조건의 차이는 실험을 왜곡시키지 않는다고 결론지을 수 있다.

(2) 척도해석 및 실험장치 설계

Ishii et al.(1976, 1984, 1998)의 3단계 척도법은 축소된 높이의 실험장치에 적용할 수 있으며 중형비를 원형과 유사하게 적용할 수 있다. LBLOCA 시 냉각재의 재고량 및 분포는 노심과 강수부 간 차압, 강수부 내 Sweepout 현상, 그리고 노심의 평균 기포율에 의해 지배되는데, 3단계 척도법은 이러한 3차원 현상이나 중력의 효과를 보존하는데 적절한 방법론이다. 따라서 SNUF를 설계하기 위해서 3단계 척도해석 방법론을 적용하였다.

3단계 척도법은 Top-down 방식과 Bottom-up 방식을 사용하여 Global Scaling, Boundary Flow Scaling 및 Local Phenomena Scaling 3단계로 구성되어 있다. 우선 Global Scaling에서는 다음과 같은 주요 무차원수들이 도출된다.

$$\text{Drift-Flux Number} : N_{di} \equiv \left[\frac{V_{gj}}{u_0} \right]_i \quad (1.44)$$

$$\text{Froude Number} : N_{Fr} \equiv \left[\frac{u_0^2}{g l_0 a_0} \right] \left[\frac{\rho_f}{\Delta \rho} \right] \quad (1.45)$$

$$\text{Orifice Number} : N_{oi} \equiv K_i [1 + x^{3/2} (\Delta \rho / \rho_g)] \left[\frac{a_0}{a_i} \right]^2 \quad (1.46)$$

$$\text{Friction Number} : N_{fi} \equiv \left[\frac{fl}{d} \right]_i \left[\frac{1 + x(\Delta \rho / \rho_g)}{(1 + x\Delta \mu / \mu_g)^{0.25}} \right] \left[\frac{a_0}{a_i} \right]^2 \quad (1.47)$$

$$\text{Subcooling Number} : N_{sub} \equiv \left[\frac{i_{sub}}{i_{fg}} \right] \left[\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right] \quad (1.48)$$

$$\text{Thermal Inertia Ratio} : N_{thi} \equiv \left[\frac{\rho_s c_{ps} \delta}{\rho_f c_{pf} d} \right]_i \quad (1.49)$$

$$\text{Phase change Number} : N_{pch} \equiv \left[\frac{4q_0 \delta l_0}{du_0 \rho_f i_{fg}} \right] \left[\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right] = N_{Zu} \quad (1.50)$$

$$\text{Time Ratio Number} : T_i^* \equiv \left[\frac{l_0 / u_0}{\delta^2 / \alpha_s} \right]_i \quad (1.51)$$

이러한 물리적 상사성 관계식 외에도 다음과 같은 기하학적 상사성이 존재한다.

$$\text{Axial length scaling} : L_i \equiv l_i / l_0 \quad (1.52)$$

$$\text{Flow area scaling} : A_i \equiv a_i / a_0 \quad (1.53)$$

원형과 모델 간의 상사성을 유지하기 위해서는, 이상의 무차원수들 간에 다음의 비가 성립하여야 한다.

$$\psi_R = \frac{\psi_m}{\psi_p} = 1 \quad (1.54)$$

SNUF의 길이 및 유로면적은 각각 원형의 1/6.4 및 1/178로 결정되었으므로 계통의 모든 요소들이 다음과 같은 기하학적 상사성을 유지하도록 설계하였다.

$$L_{iR} = (l_i/l_0)_R = 1 \quad (1.55)$$

$$A_{iR} = (a_i/a_0)_R = 1 \quad (1.56)$$

또한 SNUF와 원형의 열수력 조건 간에 유사성이 확인되었으므로 유체의 물성치에 대해 다음과 같은 비가 성립한다.

$$\rho_{fR} = \rho_{gR} = \beta_R = C_{pR} = k_R = \mu_R = \mu_{gR} = i_{fgR} = 1 \quad (1.57)$$

식 (1.44)의 Drift Flux Number를 보존하기 위해서는 아래와 같은 기포율의 관계를 만족해야 한다.

$$(a_e)_R \left[\frac{\Delta\rho}{\rho_f} \right]_R = 1 \quad \text{or} \quad (a_e)_R \approx 1 \quad (1.58)$$

원형에 대한 RELAP5/MOD3.3 해석에서 계산된 기포율은 0.82였으며, SNUF의 경우 노심 가열부 출구에서 0.83으로 계산되었다. 따라서 Drift Flux Number의 상사성은 거의 만족되었다고 판단된다.

중대사고로 천이되는 과정에 결정적인 역할을 하는 인자는 노심 이상유체 수위이다. 따라서 이상유체 수위에 영향을 주는 변수들에 대한 상사성이 보존되어야 하며, 여기에는 노심의 기포율 및 Froude 수가 포함된다. 노심의 Froude 수는 유동장을 결정짓는 인자로서, 식 (1.45)로부터 다음과 같은 상사성을 만족하여야 한다.

$$(N_{Fr})_R \equiv \left[\frac{u_0^2}{gl_0\alpha_0} \right]_R \left[\frac{\rho_f}{\Delta\rho} \right]_R = 1 \quad (1.59)$$

표 1.12에 나타나 있듯이 원형과 SNUF의 해석에서 계산된 노심의 평균 기포율은 각각 0.36과 0.45이다. 그리고 식 (1.57)에서 보듯이 유체의 물성치 간에도 상사성이 보존되어 있으므로 기준속도의 비(u_{0R})와 길이비(l_{0R}) 간에는 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$(u_0)_R = (l_0)_R^{1/2} \quad (1.60)$$

APR1400 원형에 대한 RELAP5/MOD3.3 해석에서 노심출구의 증기속도는 7.72m/sec로 나타났으므로 SNUF의 증기속도는 식 (1.60)으로부터 3.05m/sec가 되어야 한다. 실제로 RELAP5/MOD3.3의 해석에서 준평형 상태인 SNUF 노심 내 증기속도는 3.54m/sec로 계산되었다. 원형과 실험장치 간 기준속도의 비가 상사성을 위한 요구조건을 거의 만족시키므로, Froude 수는 보존된다고 결론내릴 수 있다.

식 (1.46)의 Orifice Number는 압력손실계수, 유체의 물성치 및 계통의 유로면적비로 구성되어 있다. 압력손실계수의 비율은 식 (1.56)과 같은 유로면적비의 보존으로부터 1.0이 됨을 알 수 있다. 그리고 유체의 물성치 역시 식 (1.57)에서 보존되었으므로 Orifice Number의 상사성이 보존된다.

식 (1.47)의 Friction Number의 보존은 식 (1.57)을 대입할 경우 다음과 같은 관계식을 이끌어낸다.

$$f_R l_R / d_R = 1 \quad (1.61)$$

모델이 원형과 동일한 형태의 단면을 가지고 있으며 유로면적의 비가 1/200보다 크다면, 유로면적의 축소가 전체적인 마찰저항에 크게 영향을 미치지 않는 것으로 알려져 있다(M. Ishii, 1998). SNUF의 면적비는 1/178이고 배관의 길이, 노심 및 증기발생기의 길이가 축소되었으므로 Friction Number가 거의 보존되는 것을 알 수 있다.

식 (1.48)의 Subcooling Number는 유체의 물성치로 구성되어 있으므로 상사성이 유지될 만족하게 된다. 식 (1.49)의 Thermal Inertia Number는 유체와 구조물 간의 열용량 비로 정의된다. 구조물의 온도는 유체보다 약간 높기 때문에 구조물과 유체 간 열전달 및 증기발생기 U-tube의 열전달의 영향을 평가할 필요가 있다. 결론부터 말하자면 이러한 열전달은 열수력 거동에 큰 차이를 일으키지 않는 것으로 나타났다. 그 자세한 내용은 이후 언급될 것이다.

식 (1.50)의 Phase Change Number는 증기 생성량 및 계통압력 등을 결정지으므로 중요한 무차원수 중의 하나이다. 증기 생성량은 건전저온관에서 강수부로 주입되는 증기의 유속과 비례하며, 이는 Sweepout 방출량에 영향을 주게 된다. 또한 계통압력은 노심과 강수부 간 차압 및 원자로 내 냉각재 분포에 영향을 주어 결국 Sweepout 양을 변화시키는 요인이 된다. 유체 물성치의 비를 전부 1로 하면 식 (1.50)으로부터 총 열 출력의 비를 계산할 수 있다.

$$q_{0R}^* = \left[\frac{u_0}{l_0} \right]_R = l_{0R}^{-1/2} = 2.53 \quad (1.62)$$

$$q_{0R} = q_{0R}^* \times V_R = 2.22 \times 10^{-3} \quad (1.63)$$

LBLOCA 후 200.0초, 625.0초, 1950.0초 이후의 열출력은 각각 125.0MW, 100.0MW, 75.0MW에 해당한다. 따라서 실험장치에 요구되는 열출력은 식 (1.63)으로부터 다음과 같이 결정된다.

$$(q_0)_m = (q_0)_P \times q_{0R} \quad (1.64)$$

식 (1.64)로부터 계산된 실험장치의 열출력은 각각 278.0kW, 222.0kW, 167.0kW이며 작동여유도를 고려하여 총 300kW의 출력 생성이 가능한 실험장치를 제작하였다.

식 (1.51)의 Time Ratio Number는 아래와 같이 계산된다.

$$\tau_R = \frac{l_{0R}}{u_{0R}} = l_{0R}^{1/2} \quad (1.65)$$

식 (1.65)는 축방향으로 축소된 모델에서 발생하는 현상이 원형에 비해 $l_{0R}^{1/2}$ 만큼의 비율로 빨리 일어나는 것을 의미한다. SNUF와 원형의 길이비는 1:6.4이므로, SNUF의 과도현상이 원형에 비해 약 2.5배 빨리 진행되는 것을 알 수 있다.

두 번째 단계의 척도법에서는 계통의 열역학적 상태의 상사성을 유지시키기 위해, 질량 및 에너지 재고량을 보존시킨다. 질량 재고량 척도해석에서는 방출유량이 중요한 역할을 하며 그 상사성의 기준은 임계유동(Critical Flow) 발생 유무에 따라 다르

다. 만약 임계유동이 발생한다면 계통의 유로면적 축소비(a_{0R})로부터 $l_{0R}^{1/2}$ 만큼 더 줄여야 한다. 실험 도중 임계유동이 일어나리라 예측되는 곳이 없기 때문에 방출구는 a_{0R} 의 비로 축소하여 설계하였다.

에너지 재고량 척도해석에서, 제어체적 내 에너지보존 방정식은,

$$\frac{dE}{dt} = \dot{q} - \dot{w} + \sum \dot{m}_{in} i_{in} - \sum \dot{m}_{out} i_{out} \quad (1.66)$$

이를 무차원화시키면 다음 식과 같이 표현된다.

$$\frac{dE^*}{dt^*} = \dot{q}^* - \dot{w}^* + \sum \dot{m}_{in}^* i_{in}^* - \sum \dot{m}_{out}^* i_{out}^* \quad (1.67)$$

열원(q^*)에 대한 상사성은 Global Scaling에서 보존되었으며 계통 내 일(w^*)은 존재하지 않는다. 또한 위에서 언급했듯이 질량 재고량에 대한 척도도 맞추어졌으므로 에너지 재고량에 대한 상사성은 아래 식과 같이 경계면 엔탈피의 상사성에 의해 결정된다고 할 수 있다.

$$(i_{in})_R = 1 \text{ and } (i_{out})_R = 1 \quad (1.68)$$

계통압력, 유체의 온도 및 SI의 온도가 원형과 실험장치 간에 유사하게 유지되었으므로 식(1.68)이 만족되며, 에너지 재고량의 상사성이 보존됨을 알 수 있다.

세 번째 단계 척도법은 Local Phenomena Scaling이다. 강수부에서 발생하는 주요한 현상인 Sweepout은 노심과 강수부의 수위에 큰 영향을 미치므로 강수부 내 유동장이 보존되어야 할 필요가 있다. 이와 관련된 변수는 기포율 및 Froude 수이다. Froude 수는 중력과 관성력의 비로서 자유표면의 거동을 결정짓는 무차원수이다(L.S. Tong, 1965). 그리고 강수부의 높이는 척도해석 방법론에 따라 축소되었으므로 강수부의 기포율은 보존되었다고 할 수 있다.

강수부 내 수정된 Froude 수는 식 (1.69)로 정의된다.

$$N_{Fr} \equiv \left[\frac{u_{DC}^2}{gD_{DC}\alpha_0} \right] \left[\frac{\rho_f}{\Delta\rho} \right] \quad (1.69)$$

따라서 강수부 내 열수력 거동을 보존하기 위해 다음과 같은 상사성 관계식이 만족되어야 한다.

$$(N_{Fr})_R \equiv \left[\frac{u_{DC}^2}{gD_{DC}\alpha_0} \right]_R \left[\frac{\rho_f}{\Delta\rho} \right]_R = 1 \quad (1.70)$$

한편 증기 유동의 질량보존으로부터 아래와 같은 식이 성립하게 된다.

$$a_{0R} u_{0R} = (a_{DC})_R (u_{DC})_R \quad (1.71)$$

따라서 강수부 내 Froude 수를 보존하기 위해서, 식 (1.70) 및 (1.71)로부터 강수부 Gap의 크기 간에 다음과 같은 비가 만족되어야 함을 알 수 있다.

$$s_R = \left(\frac{a_{0R}^2}{l_{0R}} \right)^{1/3} = 0.059 \quad (1.72)$$

이상의 척도해석으로부터 SNUF의 주요 설계변수가 결정되었으며, 이를 표 1.13 및 그림 1.36과 그림 1.37에 나타내었다.

(3) SNUF의 구성

SNUF는 그림 1.38과 같이 APR1400과 동일한 기하학적 구조로 제작되어, 각 Loop당 한 개의 고온관과 두 개의 저온관을 가지고 있다. 원자로 용기 내에는 260개의 전열봉이 설치되어 노심의 잔열을 모사하였다. 각 Loop에 한개씩 있는 증기발생기 내부에는 16개의 U-tube가 있다. 두 개의 방출밸브와 한 개의 격리밸브가 파단저온관에 위치하여 냉각재펌프와 원자로용기 사이의 양단파단을 모사하고 있으며 두 개의 방출탱크는 격납용기에 해당한다.

실험의 계측시스템은 그림 1.39에 나타내었다. Rosemount Co.의 차압계를 이용하여 노심 및 강수부의 수위(Collapsed Water Level), 노심 상부공동과 상부강수부 간 차압을 측정하였다. 상부공동 및 방출탱크의 압력은 VPRNP-A3 모델의 압력계를 사용하였으며, 각 건전저온관에 설치된 오리피스 유량계로부터 증기 유량을 측정하였다. 증기 및 물의 온도는 상부공동, 강수부, 저온관, 고온관, 증기발생기 출구 및 증기발생기 2차계통에 설치된 K-type 열전대를 통해 취득하였다.

각 계측변수의 오차는 계측기 자체의 오차 및 데이터 수집시스템의 오차로부터 계산할 수 있다. 한편 증기유량 및 냉각재 수위의 오차는 차압계 및 온도계 오차와의 관계식으로부터 구하였다. 그 결과 수위계의 경우 0.31%, 증기유량은 0.59%의 오차를 가지는 것으로 나타났다. 실험에서 계측된 변수들 및 그 오차를 표 1.14에 나타내었다.

다. 실험결과

(1) 정상상태 실험

SNUF의 Loop 대칭성 확인 및 각 배관의 압력손실계수를 도출하기 위해 물이 16,545kg/hr로 순환되는 정상상태에서 차압을 측정하였다. 측정된 차압 및 압력손실계수는 표 1.15에서 보는 바와 같다.

(2) 과도상태 실험

(가) Base Case

Base Case는 표 1.11에서 보듯이 사고 후 200.0초에 해당하며 노심 열출력이 278.0kW

이고 안전주입수는 4770kg/hr이다. 그림 1.40에서 보듯이 안전주입수가 네 개의 DVI를 통해 일정하게 주입되고 있는 상태에서 100.0초 동안 준평형 상태에 도달해 있음을 확인하였다. 이 상태 동안, 안전주입수의 온도는 원형과 동일한 49.0℃임을 그림 1.41에서 확인할 수 있다. 또한 그림 1.42에 나타나 있듯이 격납용기를 모사하는 방출탱크의 압력이 대기압으로 유지되고 있다. 열경계 역할을 하는 증기발생기 2차계통의 경우 그림 1.43에서처럼 160℃의 일정한 온도를 나타내고 있다. 하부강수부 냉각재의 온도는 그림 1.44와 1.45에서 보듯이 약 8.0℃의 미포화도를 지속적으로 보이고 있으며, 차가운 안전주입수와 건전저온관으로부터 주입되는 증기 간에 발생하는 응축으로 인해 상부강수부의 온도가 진동하는 것을 볼 수 있다. 특히 건전한 Loop 쪽 강수부의 온도가 파단 Loop 쪽보다 온도가 낮게 되는데, 이는 그림 1.46에서 알 수 있듯이 건전한 Loop 쪽 강수부로 주입되는 SI가 파단저온관으로 직접우회되는 양이 더 적기 때문이다. 상부강수부에서 발생하는 응축으로 인해 그림 1.48에서처럼 강수부의 압력이 진동하면서, 원자로용기 쪽 방출탱크(Discharge Tank 1)의 압력보다도 낮게 내려가는 경우까지 생기게 된다. 상부공동과 상부강수부 간 차압은 그림 1.49에 나타냈듯이, 100초 이후 과도상태일 때보다 훨씬 큰 값을 유지하고 있음을 확인하였다. 그림 1.50에 나타난 증기유량의 분포를 보면, 방출탱크 2로 연결된 파단저온관의 유로저항이 다른 저온관들에 비해 더 작음에도 불구하고 각 저온관들의 증기유량이 서로 비슷한 것을 볼 수 있다. 이는 응축에 의해 강수부의 압력이 감소하였기 때문이다.

준평형 상태를 100초 유지한 후 그림 1.40과 같이 안전주입수를 차단했을 때, 노심 외벽(Core Barrel)을 통한 열전달로 인해 그림 1.44, 1.45 및 1.47에서처럼 냉각재의 온도가 상승하여 포화상태에 도달하는 것을 볼 수 있다. 그리고 차가운 안전주입수의 공급이 중단되고 증기로 채워지게 되면서 상부강수부의 온도가 그림 1.46에서처럼 급격히 증가하게 된다. 총 증기유량은 냉각재의 가열에 따라 그림 1.51과 같이 약 130.0초까지 지속적으로 증가하는 경향을 보이고 있다. 또한 그림 1.50에서 보듯이 각 저온관의 증기유량 분포가 서로 달라지게 되는데, 이는 강수부 내 응축이 없어지면서 압력이 증가했기 때문이다. 증기유량의 증가 및 응축의 소멸 등으로 인해 상부공동 및 상부강수부의 압력은 그림 1.48과 같이 130.0초까지 급격하게 증가하는 한편, 상부공동과 강수부 간 차압은 그림 1.49에서처럼 과도상태 초기에 크게 감소하게 된다. 이로 인해 강수부 냉각재가 노심으로 밀려 들어가게 되어 그림 1.52에서 보는 바와 같이 노심 수위가 순간적으로 상승하였다.

안전주입수 중단 직후 원자로용기 내 냉각재 수위의 재배치가 이루어지고 난 뒤, 점점 증가하는 증기유량에 의해 그림 1.49와 같이 상부공동과 강수부 간 차압이 약간 증가하게 된다. 그리고 그 시간 동안 강수부의 수위는 그림 1.52에서처럼 저온관 바닥 아래로 유지되는 한편, 노심 수위는 약 135.0초까지 급속히 감소하여 그 이후 증발에 의해서만 노심 수위가 줄어들 때보다 그 감소율이 훨씬 큰 것을 확인할 수 있다. 이러한 열수력 거동은 Sweepout에 의해 발생했다고 결론지을 수 있다. 즉 건전저온관으로부터 강수부로 주입된 증기가 강수부 냉각재를 파단저온관으로 방출시키면서,

Sweepout이 종료되는 Critical Void Height에 도달할 때까지 원자로용기 냉각재 재고량이 급격히 감소하는 것이다.

Base Case 실험 결과 표 1.16과 그림 1.53에서 보듯이 Sweepout은 135.0초에 종료되는 시점까지 8.0kg의 냉각재를 0.52kg/sec의 속도로 방출시키는 것으로 확인되었다. 한편 이 시간 동안 총 16.0kg의 냉각재가 방출되었으므로 Sweepout이 냉각재의 감소량을 두 배 증가시킨 것을 알 수 있다. 원자로의 핵연료 건전성 측면에서 노심 수위의 감소율은 치명적인 요소이다. 따라서 그림 1.52에 나타난 Sweepout 종료 시점 전후의 노심수위 감소율을 비교해 본 결과, 각각 0.6cm/sec 및 0.06cm/sec로 나타났다. Sweepout이 끝난 뒤엔, 노심 수위 아래 부분에 잠긴 전열봉에 의해 증발이 발생하면서 이와 비례하여 노심수위가 감소하게 되는 것을 그림 1.52에서 볼 수 있다. 그동안 전열봉의 Heat-up은 그림 1.54에서처럼 약 160.0초에 시작되었다.

이상의 실험결과 분석으로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다. 준평형 상태에서는 상부강수부에서 발생하는 응축이 계통의 열수력 거동에 지배적인 영향을 미치게 된다. 그리고 안전주입수 공급이 중단된 뒤에는 Sweepout이 발생하여 냉각재 방출량 및 노심 수위의 감소율을 증가시키는 것을 알 수 있다.

(나) Test Case

LBLOCA 후 SI가 고장나는 시점에 따라 표 1.11에 나타나 있듯이 노심의 잔열 및 SI 유량이 바뀌게 된다. 이러한 변수들이 노심 냉각재 감소에 미치는 영향을 평가하기 위하여 표 1.11과 같이 Base Case 뿐만 아니라 Test Case 실험도 수행하였다.

Base Case는 사고 후 200.0초 이후 SI가 차단되어 LBLOCA 시 가장 위험한 경우에 해당한다. 한편 Test Case 1과 2는 노심 열출력이 각각 222.0kW와 167.0kW이고 SI 유량은 2500kg/hr로서 같다. 이는 APR1400의 LBLOCA 발생 후 625.0초 및 1950.0sec에, IRWST로부터 냉각수를 공급하는 네 개의 SIP에 Running Failure가 발생하는 조건을 모사한 것이다.

그림 1.55에서 보듯이 Base Case인 경우 4770kg/hr, Test Case 1과 2의 경우 2500kg/hr의 SI 유량을 네 개의 DVI를 통해 주입하면서 준평형 상태를 100초 동안 유지하였다. 세 경우 모두 SI 냉각재의 온도는 그림 1.56에서처럼 49.0℃이며, 두 방출 탱크의 압력은 그림 1.57과 1.58에 나타나 있듯이 대기압을 지시하고 있다. 그림 1.59 및 1.60은 증기발생기 2차측의 온도가 Base Case는 160.0℃, Test Case 1은 145.0℃, Test Case 2는 140.0℃임을 보여주고 있다.

Base Case의 열출력이 두 Test Case보다 높음에도 불구하고, 많은 SI 유량으로 인해 Base Case의 하부강수부 온도가 Test Case 결과에 비해 낮은 것을 그림 1.61~1.66을 통해 확인할 수 있다. 모든 실험 결과에서 건전한 Loop 쪽과 파단된 Loop 쪽 하부강수부 간에 온도 차이가 거의 나타나지 않고 있다. 또한 강수부 냉각재가 하부공동으로 흐르는 과정에서 노심 외벽으로부터 받는 열전달로 인해 점점 가열되는 것을 볼 수

있다. 따라서 강수부 냉각재가 노심으로 들어가기 직전인 하부공동에서 포화온도에 이르고 있는 것이 그림 1.67에 나타나 있다. 이러한 경향은 그림 1.63, 1.64 및 1.68에서 보여주고 있는 하부강수부 중간지점 온도와 노심외벽 간의 온도차를 통해서도 확인할 수 있다. 준평형 상태에서는 큰 차이가 나타나지 않지만 SI 공급이 중단된 이후에는 노심외벽의 온도가 하부강수부 중간지점의 온도보다 조금 더 큰 것을 볼 수 있다.

Base Case의 경우 준평형 상태에서 상부강수부의 온도가 SI 냉각재와 증기와 의 응축으로 인해 그림 1.69 및 1.70에서 보듯이 크게 진동하고 있다. 한편 Test Case에서는 이러한 온도의 진동이 크지 않으며 Base Case보다 높은 온도를 일정하게 유지하고 있음을 볼 수 있다. 이는 Test Case의 경우 Base Case보다 SI 유량이 작게 공급되고 이로 인해 그림 1.71에서처럼 강수부 수위가 더 낮게 형성되었기 때문이다. 또한 Test Case에서는 강수부 내 물과 증기 간에 뚜렷한 상분리가 발생하여 상부강수부로 주입된 SI 냉각재가 노심 외벽에 액막을 형성하게 되고 하부 강수부로 흐르게 된다. 따라서 건전저온관으로부터 주입된 증기와 SI 냉각재 간의 혼합이 Base Case에 비해 크게 감소함을 알 수 있다.

한편 그림 1.72에서는 준평형 상태 동안 Base Case의 상부공동 압력이 Test Case 1보다 약간 작게 나타나고 있다. 이는 그림 1.73에서 알 수 있듯이 강수부 압력이 낮게 유지되고 있기 때문이다. 즉 상부강수부에서 발생하는 응축이 결국 계통 압력에 영향을 주게 되어 원자로용기 내의 냉각재 분포를 결정짓게 되는 것이다. Base Case에서는 SI 유량이 많으므로 강수부 수위가 상승하여 증기와 SI 냉각재 간의 열전달 면적이 증가하게 된다. 따라서 Base Case의 응축량이 Test Case보다 많게 된다. 이렇듯 Base Case는 증기 생성량 및 강수부 내 응축량이 Test Case에 비해 훨씬 많기 때문에, 그림 1.74에 나타나 있듯이 상부공동과 상부강수부 간의 차압 또한 큰 차이를 보이고 있다.

그림 1.75를 통해 준평형 상태의 총 증기 유량을 비교해 보면, 노심 열출력이 높은 실험일수록 증기유량이 더욱 증가하고 있다. 그림 1.76, 1.77 및 1.78을 통해 각 저온관의 유량 분포를 살펴보면, Test Case 2의 경우 Base Case의 결과와 비슷그러나 Test Case 1과는 다른 경향을 가지고 있다. 이러한 차이는 상부강수부 내의 응축량에 따라 강수부의 압력이 서로 다르기 때문이라고 분석할 수 있다. Test Case 1에서는 그림 1.71에서처럼 강수부 수위가 저온관 바닥 아래에 위치하고 있기 때문에 응축이 많이 발생하지 않게 되고 강수부의 압력도 다른 Case보다 높게 유지된다. 따라서 건전저온관을 통해 흐르는 증기의 유량은 줄어드는 반면 파단저온관을 통해 방출탱크 2로 빠져나가는 증기의 유량은 증가하였다.

Base Case에서는 그림 1.71에서처럼 강수부의 수위가 Test Case에 비해 낮았음에도 불구하고 노심의 수위는 Test Case 1과 거의 비슷한 값을 유지하는 것으로 나타났다. 이는 그림 1.74에 나타나 있듯이 Base Case의 차압이 더 크기 때문이라 할 수 있다. 동일한 SI 유량이 주입되는 Test Case 1과 2를 비교해 보면, 그림 1.71과 1.79에서처럼 강수부의 수위는 서로 비슷하나 노심 수위는 Test Case 2가 더 높은 것을 알 수 있다. 이러한 차이는 Test Case 1의 열출력이 더 높아서 증기유량 및 상부공동의 압력을 증

가시켰기 때문이다. 반면 Test Case 2는 열출력에 비해 상대적으로 높은 강수부 수위로 인해 응축량이 많게 된다. 그러나 Test Case 1의 높은 증기 생성량의 영향이 강수부 내 응축의 효과와 상쇄되어, 계통 차압이 그림 1.74와 같이 Test Case 1에 비해 약간 높은 상태를 유지하고 있음을 볼 수 있다. 이러한 이유로 인해 준평형 상태에서 Test Case 1의 노심 수위가 Test Case 2보다 낮아지는 것으로 분석된다.

그림 1.55에서처럼 100.0초의 준평형 상태 후 SI 공급을 중단했을 때 Base Case의 경우 강수부 냉각재의 미포화도가 컸음에도 불구하고, 높은 열출력으로 인해 Test Case 실험들과 거의 비슷한 시간 내에 강수부 온도가 포화상태에 다다르고 있음을 그림 1.61부터 1.67에서 확인할 수 있다. 그리고 과도상태 시작 전의 큰 미포화도 때문에, 그림 1.75에서 보듯이 Base Case 증기유량의 증가폭이 Test Case들에 비해 더 크게 나타나는 것으로 분석된다. 그림 1.72와 1.73은 Base Case의 상부공동 및 상부강수부 압력이 Test Case보다 빠른 속도로 더 많이 증가하는 것을 보여주고 있으며 이는 준평형 상태 시, Base Case에서 강수부의 응축량이 더 많았기 때문이다. 한편 Base Case의 증기유량이 훨씬 많음에도 불구하고, 상부공동과 상부강수부 간 차압은 Test Case의 차압에 비해 약간 높은 상태로 나타났다. 즉 그림 1.74를 통해 확인되듯이, Base Case와 Test Case 간의 차압의 차이가 SI 공급 차단 이후 급격히 줄어들고 있는 것으로 분석된다. 이러한 거동으로부터 준평형 상태 시 상부강수부에서 발생하는 응축이 차압 및 냉각재 수위 분포의 차이를 증가시키는 것을 알 수 있다.

SI 차단 후 응축이 없어지면서 차압의 변화로 인해 노심과 강수부 간의 수위 분포가 재배치되고 난 뒤에, Sweepout이 냉각재 방출량을 증가시켜 노심 수위의 감소를 더욱 가속화시켰다. 특히 증기유량이 큰 Base Case의 경우 그림 1.79 및 1.80에서처럼 노심 수위가 더 긴 시간 동안 급격한 기울기로 감소하였고 Sweepout 방출량이 크게 발생하였다. 즉 증기유량이 클수록 표 1.16, 그림 1.53, 그림 1.81 및 1.82에서 보듯이 Critical Void Height 및 냉각재 방출량이 증가하는 것을 확인할 수 있다. 한편 그림 1.75에서처럼 Test Case 1의 증기유량이 Test Case 2보다 큼에도 불구하고, 그림 1.80에 나타나 있듯이 Sweepout에 의한 냉각재의 방출량은 Test Case 1의 경우가 더 작은 것을 알 수 있다. 이는 초기 강수부 수위의 차이로부터 기인하는 것이다. 강수부 수위가 높을수록 Void Height가 감소하여 같은 증기유량이 공급되더라도 더 많은 양의 Sweepout이 발생하게 된다. 따라서 Sweepout의 양은 증기유량 뿐만 아니라 Void Height의 영향을 받는다고 분석할 수 있다. Base Case에서는 135.0초에 Sweepout이 종료되었으며, Test Case 1은 125.0초에, Test Case 2는 120.0초에 각각 종료되었다. Sweepout은 노심 잔열에 의한 증발 외에도 냉각재 재고량을 크게 감소시키는 요인이 되므로, 그림 1.83에서 보듯이 Base Case의 경우 160.0초에, Test Case 1은 190.0초에, Test Case 2는 300.0초에 노심 전열봉의 Heat-up이 시작되고 있다.

(3) 증기발생기 조건에 대한 민감도 분석

표 1.11에 나타난 Base Case의 조건을 보면 원형의 경우 증기발생기 2차측이 260℃의 온도로 포화상태에 있음을 알 수 있다. 이러한 조건을 만족시켜 주기 위해서는 SNUF의 증기발생기가 5.0MPa 이상의 압력을 유지하여야 한다. 그러나 SNUF 증기발생기가 이 조건을 만족시키기가 불가능하므로 U-tube에서 발생하는 열전달 양을 척도해석이 요구하는 만큼 충족시킬 수 없다. 이러한 증기발생기 조건의 차이에 의한 영향을 평가하기 위해 민감도 해석을 수행하였다. RELAP5/MOD3.3을 통해 SNUF 실험의 Base Case를 해석하였으며, 이때 증기발생기 조건을 그림 1.84에서 보듯이 120℃, 160.0℃, 260℃로 각각 유지하였다.

100.0초까지의 준평형 상태를 보면, 증기발생기 온도가 낮은 경우에 강수부 냉각재 온도가 그림 1.85에서처럼 크게 진동하는 것을 볼 수 있다. 이는 상대적으로 차가운 SI 냉각재와 노심으로부터 열전달을 받은 강수부 냉각재 간의 열혼합이 지속적으로 발생하기 때문이다. 따라서 그림 1.86과 같이 증기유량도 진동을 하게 되고, 그림 1.87부터 1.91에서 보듯이 다른 변수들도 그 영향을 받고 있음을 알 수 있다. 그러나 위 그래프들에 나타난 결과를 분석해 볼 때, 준평형 상태에서 증기발생기 조건에 따라 전반적인 열수력 거동에 큰 차이가 발생하지 않음을 확인할 수 있다.

100.0초에 SI 공급이 중단된 이후의 거동을 보면 전열봉 표면 온도를 제외한 다른 변수들은 증기발생기 조건의 변화에 따라 거의 차이가 발생하지 않고 있다. 증기발생기의 온도가 높아질수록 그림 1.92에서처럼 전열봉의 노출에 따른 Heat-up 시점이 빨라지고 있다. 그러나 전체적인 열수력 거동과 비교해 볼때 이러한 노출시점의 차이는 작다고 판단되므로, 증기발생기 2차측의 열수력 조건은 LBLOCA 시의 현상에 큰 영향을 주지 않는다고 결론지을 수 있다. 또한 이상의 민감도 해석으로부터, 증기발생기 U-tube와 같은 구조물에서 유체로 전달되는 열량의 차이는 실험결과에 큰 왜곡을 일으키지 않음을 확인할 수 있다.

4. 모델 삽입 및 검증

가. 열수력 코드의 개선

(1) RELAP5/MOD3.3의 특징

RELAP5/MOD3.3는 이상유동의 지배방정식을 편미분 방정식의 형태에서 상미분 형태로 변환하여 계산하게 되는데, 이때 쓰이는 주요한 가정이 제어체적 내의 유체는 균일하게 혼합되어 있다는 것이다. 이는 유체가 한 Volume에서 다음 Volume으로 전달될 때 동일한 평균 물성치를 가지게 되는 것을 의미한다. 그 과정은 그림 1.93에서처럼 Hydro 서브루틴의 jprop(0)에 나타나 있으며 이를 Donor Differencing 혹은

Upwind Differencing이라고 한다. 이러한 가정은 수치적 확산을 일으키며, 유동 방향 내 물성치의 구배의 크기를 감소시킨다. 또한 Donor Volume에 뚜렷한 상분리가 존재할 경우, Volume들 사이의 질량 및 에너지 유속이 잘못 계산된다는 단점이 있다.

(2) Sweepout 모델 삽입

위에서 언급했듯이 RELAP5/MOD3.3은 Donor Volume의 물성치들을 Junction에도 사용하므로, 강수부 내 냉각재와 증기가 분리되어 존재하게 되는 LBLOCA의 현상을 잘못 계산하게 된다. 따라서 강수부의 열수력 현상을 더 합리적으로 계산하기 위해서 Sweepout 모델이 RELAP5/MOD3.3에 반영되었다.

수정된 RELAP5/MOD3.3에서는 Junction의 기포율을 계산하기 위해 Sweepout 서브루틴을 도입하였으며 그 과정은 그림 1.94에 명시되어 있다. 우선 비정상적인 계산을 방지하기 위하여, 기체가 파단저온관을 통해 강수부로 거꾸로 들어갈 때나 강수부 수위가 파단저온관의 바닥보다 높이 위치할 때 및 Froude 수가 임계치보다 낮을 때에는 Sweepout 서브루틴이 작동하지 않고 Junction의 기포율을 Donor Scheme에 따라 계산하였다.

Junction의 기포율은 그림 1.94에서처럼 세 단계로 계산된다. 첫 번째로 Critical Void Height 및 방출량을 계산하는 데 필요한 변수들의 값을 이전 Time Step의 수치들로부터 결정한다. Froude 수는 각 전전저온관에서의 유속, 중력가속도 및 배관의 직경으로부터 다음과 같이 정의된다.

$$Fr_{g,in} = \frac{v_{g,in}}{\sqrt{gD}} \quad (1.73)$$

이 값을 임계 Froude 수와 비교하여 Sweepout 서브루틴이 실행될지의 여부를 결정한다. 한편 강수부 수위로부터 Void Height를 계산하게 되는데, 이는 저온관 중심으로부터 강수부 냉각재 표면까지의 거리로 정의된다.

두 번째 단계에서는 표 1.7에서 정의된 Critical Void Height 및 방출량을 각 유동영역에 따라 계산한다. 그리고 냉각재의 총 방출량은 각 항을 합산하여 아래와 같이 계산할 수 있다.

$$W_f = \left[\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{slug} + \left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{drop} + \left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{acc} \right] \cdot W_{g,in} \quad (1.74)$$

Junction의 Quality는 식 (1.74)의 방출량과 파단저온관의 증기유량을 통해 식 (1.75)와 같이 정의된다.

$$x = \frac{W_{g,out}}{W_f + W_{g,out}} \quad (1.75)$$

RELAP5/MOD3.3은 Junction의 질량유속을 정의할 때 Quality보다는 기포율을 사용

하게 된다. 따라서 아래와 같은 식을 통해 Quality를 파단부에서의 기포율로 변환할 수 있다(N.E. Todreas, 1990).

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{1-x}{x} \frac{\rho_g}{\rho_f} S} \quad (1.76)$$

마지막 단계에서는 기포율 계산과정에서 발생하는 수치적 불안전성을 줄이기 위해 Predictor-Corrector 방법이 사용되었다. Sweepout 모델로부터 기포율의 예측값(α_{gj}^p)을 계산하고 나면, 식 (1.77)과 같은 Taylor 1차 전개가 사용되어 기포율과 파단부의 유량이 서로 부합하도록 해 준다.

$$\alpha_{gj} = \frac{\alpha_{gj}^p + \frac{\partial \alpha_{gj}^p}{\partial W_g} \left(W_g - W_g^p - \alpha_{gj}^n \frac{\partial W_g}{\partial \alpha_{gj}} \right)}{\left(1 - \frac{\partial W_g}{\partial \alpha_{gj}} \frac{\partial \alpha_{gj}^p}{\partial W_g} \right)} \quad (1.77)$$

여기서 기체의 유량을 기포율로 미분한 항은 다음과 같이 계산된다.

$$\frac{\partial W_g}{\partial \alpha_{gj}} = A_j v_{gj}^n \rho_{gj}^n \quad (1.78)$$

한편 기포율을 기체유량으로 미분한 항은 음수이다. 만약 음수가 아닐 경우에는 외삽 과정이 생략되고 그 Time Step의 기포율 예측값(α_{gj}^p)이 사용된다. 이러한 과정을 통해 계산된 기포율이 방출구의 유량을 구하는 데에 쓰인다.

나. 개별효과 실험에 대한 코드 평가

Sweepout 실험장치를 기존 및 수정된 RELAP5/MOD3.3으로 해석하여, Sweepout 현상을 적절히 모사하는지를 평가하였다. Donor Volume의 크기 및 주입구와 방출구 간의 거리 등을 변화시키며 해석을 수행하였다. Nodalization 효과를 평가하기 위해 그림 1.95 및 1.96에서처럼 하부강수부를 2개 및 4개의 노드로 나누었다. 해석의 기준이 되는 실험은 D1 Case에서 각 주입구의 공기속도가 13.5m/sec인 경우이다. 과도상태에 들어가기 전에 정상상태를 유지하기 위해서 1.16kg/sec의 물이 Test Section 하부로 주입되었다. 공기와 물의 온도는 20℃이며 압력은 약 102.0kPa로 유지하였다.

우선, Junction의 Momentum Flux 옵션의 영향을 분석하였다. 이 옵션을 적용하지 않고 RELAP5/MOD3.3으로 해석한 결과 그림 1.97에서 보듯이 수위가 전혀 감소하지 않았다. 따라서 Sweepout 현상을 적절히 모사하기 위해서는 Momentum Flux 옵션을 사용해야만 함을 알 수 있다.

기존 RELAP5/MOD3.3은 방출량의 계산을 위해 Donor Volume의 기포율을 사용한다. 따라서 그림 1.97에서 나타난 모든 해석 결과에서 Critical Void Height를 더 크게

계산하고 있다. 하부강수부가 2개 노드일 때의 Donor Volume이 4개 노드일 때보다 크기 때문에, 과도상태 초기에 2개 노드인 경우의 기포율이 4개 노드인 경우에 비해 작게 된다. 따라서 2개 노드로 해석한 결과에서 물의 방출량이 더 증가하고 수위가 급격히 감소하는 경향을 보이는 것을 알 수 있다. 한편 그림 1.97에서 4개 노드로 해석한 결과를 보면, 약 1000.0초에 수위가 Stack Volume의 경계를 통과하면서 비현실적인 수위 감소를 보이고 있다. 이는 아래에 위치한 Stack Volume의 유동장이 바뀌면서 근처 Volume들의 기포율이 한꺼번에 변화하기 때문이다. 한편 수정된 RELAP5/MOD3.3은 노드 크기와 상관없이 실험결과의 방출유량 및 Critical Void Height를 잘 예측하고 있다.

주입구와 방출구 간의 거리 영향에 대해, 기존 및 수정된 RELAP5/MOD3.3의 해석능력을 비교해 보았다. 이를 위해 S1과 S2에 대한 해석을 수행하였으며 하부강수부는 2개의 노드로 나뉘어졌다. D1 Case 해석과 마찬가지로 과도상태 시작 전에 Test Section 하부로 물이 공급되었으며, 공기와 물의 온도는 20℃, 압력은 102.0kPa로 정상상태를 유지하였다.

그림 1.98과 1.99에서 보듯이 기존 RELAP5/MOD3.3은 모든 경우에 대해 실험보다 높은 Critical Void Height를 계산해 내고 있다. 또한 주입구와 방출구 간의 거리에 상관없이 S1과 S2의 Critical Void Height가 서로 같음을 확인할 수 있다. 따라서 기존 RELAP5/MOD3.3은 Critical Void Height 계산에 있어 주입구와 방출구 간 거리의 영향을 적절히 반영하지 못한다고 결론지을 수 있다. 한편 수정된 RELAP5/MOD3.3은 방출량 및 Critical Void Height를 실험결과와 맞게 예측할 뿐만 아니라, S1과 S2 해석결과도 서로 다르게 나타나고 있다 이러한 결과로부터 수정된 RELAP5/MOD3.3은 Critical Void Height 계산에 있어 주입구와 방출구 간 거리의 영향을 적절히 모사하고 있음을 확인하였다.

이상의 비교를 통해 수정된 RELAP5/MOD3.3 내의 Sweepout 서브루틴이 잘 작동하여, 수치적인 불안정성 없이 강수부 내 Sweepout 현상을 실험과 유사하게 예측하고 있음을 알 수 있었다.

다. 통합 Loop 실험에 대한 코드 평가

통합 Loop 실험장치인 SNUF를 기존 및 수정된 RELAP5/MOD3.3으로 해석하여 열수력 거동을 예측하는 능력을 평가하였다. 특히 강수부 내 Sweepout의 영향 및 노심냉각재 재고량의 감소율, 전열봉의 Heat-up 등에 중점을 두었다. 해석 대상은 표 1.11에 나열되어 있는 Base Case 및 Test Case 1과 2 실험이다.

(1) Nodalization

그림 1.100은 RELAP5/MOD3.3 해석을 위한 SNUF의 Nodalization을 보여 주고 있

다. 원자로용기는 하부공동(C160, C180), 노심(C190), 상부공동(C210, C220), 상부강수부(C115~C120) 및 하부강수부(C145~C149, C990)로 이루어져 있다.

그림 1.101에서 보듯이 Sweepout과 같은 다차원적 유동을 모사하기 위해서 상부강수부 및 하부강수부를 둘레 방향으로 여섯 개의 영역으로 나누었다. 수직 방향으로는 상부강수부가 3개, 하부강수부가 8개의 노드를 각각 가지고 있다. 또한 Cross-junction으로 이웃하는 Volume들을 이어서 Cross Flow가 가능하도록 하였다.

원자로 냉각재 펌프(Reactor Coolant Pump, RCP)는 사고 시 정지해 있으므로 유로저항의 역할을 하여 상부공동과 강수부 간의 차압을 증가시키는 역할을 한다. SNUF에서 RCP의 영향을 고려하기 위하여 오리피스가 각 저온관에 설치되었다. RELAP5/MOD3.3 해석 시 각 압력손실계수를 입력하여 압력강하를 모사할 수 있도록 하였다.

그림 1.100에 나타나 있듯이 네 개의 DVI 배관(J911, J921, J931, J941)이 상부강수부에 연결되어 SI 냉각재를 공급하고 있다. 한 개의 격리밸브(V971) 및 두 개의 방출밸브(V972, V973)는 저온관이 양단 파단된 상황을 모사하게 된다. 정상상태 계산 시엔 격리밸브가 열리고 방출밸브가 닫히며, 과도상태 계산 시엔 밸브의 개폐가 그 반대가 된다.

노심 외벽은 Heat Structure로 모사되어 노심과 강수부 간 열전달이 발생하게 하였다. 원자로용기와 배관의 모델링 시에도 Heat Structure가 사용되어 외부로 발생하는 열손실을 고려하였다.

각 증기발생기의 1차측은 입구공동(C340, C440), U-tube 영역(C350, C450) 및 출구공동(C360, C460)으로 구성되어 있다. 또한 과도상태 시에 1차계통의 열경계조건을 제공하는 2차측의 경우, 강수부(C602, C702), Riser(C610, C710), 습분분리기(C620, C720) 및 Dome 영역(C630, C730)으로 나뉘어진다. 주어진 실험조건을 일정하게 유지하기 위해 Time-Dependent Volume(TDV650, TDV750)이 증기발생기 Dome 영역에 설치되었다.

(2) SNUF 정상상태 해석

노심 냉각재 수위는 중대사고의 진행에 결정적인 영향을 미치는 인자이다. 계통의 차압은 과도상태 시에 노심 냉각재 수위의 변화와 밀접한 관련이 있으므로, 계통의 차압을 정확히 결정하는 것이 중요하게 되며 실험을 통해 측정하였다. 그러나 측정된 차압으로부터 계산된 압력손실계수가 해석에 그대로 쓰일 경우, 측정된 차압과 RELAP5/MOD3.3에서 계산된 차압이 약간의 차이를 보였다. 그러므로 계산된 차압이 측정된 값에 거의 일치할 때까지 정상상태 계산을 반복 수행하여, 계통의 각 구성요소 별로 압력손실계수를 표 1.9와 같이 결정하였고 이를 과도상태 해석에 사용하였다.

(3) SNUF 과도상태 해석

(가) Base Case

그림 1.102에서 볼 수 있듯이, Base Case 실험과 마찬가지로 과도상태를 시작하기 전에 4개의 DVI 배관을 통해 4770.0kg/hr의 SI 냉각재가 공급되며 100.0초 동안 준평형 상태를 유지하였다. 준평형 상태 시 강수부 냉각재의 온도는 그림 1.103, 1.104 및 1.105에서처럼 약 93.0℃로 일정한 값을 나타내고 있다. 또한 강수부 냉각재는 하부 공동으로 흐르는 과정에서 노심외벽으로부터 노심의 열을 전달받아 온도가 높아지게 된다. 따라서 그림 1.106에서 나타나 있듯이, 냉각재가 노심으로 진입하는 위치인 하부공동의 위치에서 거의 포화상태에 다다르고 있음을 알 수 있다. 상부공동 및 강수부의 압력은 그림 1.107 및 1.108에서 보는 것처럼 각각 107.0kPa와 101.0kPa로 유지되었다. 그림 1.109에 나타난 총 증기유량 및 그림 1.110, 1.111, 1.112의 각 저온관별 유량분포는 실험과 해석 결과가 서로 일치하고 있음을 알 수 있다. 한편 그림 1.113을 통해 상부공동과 상부강수부 간 차압의 크기를 비교해 보면, 코드 해석 결과가 실험결과보다 차압이 더 큰 것으로 나타나 있다. 이러한 차이는 그림 1.114와 1.115에 나타나 있듯이 노심 수위 및 강수부 수위를 실험결과와 다르게 계산하는 요인이 되고 있는데, 그 원인은 상부강수부 내 응축 현상이라고 판단할 수 있다. 실험에서는 상부강수부로 주입된 SI 냉각재가 노심외벽에서 액막을 형성하여 하부강수부로 흐르게 된다. 한편 코드 해석에서는, 상부강수부의 유동장이 Slug-flow로 나타났기 때문에 계면 열전달 면적이 실험보다 커지게 되었다. 따라서 그림 1.116과 1.117에서처럼 해석의 강수부 온도가 실험보다 낮게 나타나고 있으며 진동이 더 심한 것을 확인할 수 있다. 실험과 해석 간의 이러한 온도 차이로부터, RELAP5/MOD3.3이 응축량을 실험보다 많이 계산하고 있다는 결론을 내릴 수 있다. 이로 인해 강수부 압력이 실험에 비해 상대적으로 낮아지고 강수부 냉각재가 파단저온관으로 방출되는 양이 줄어들게 되어, 강수부 수위가 높아지게 되는 결과를 낳는다. 높아진 강수부 수위로 인해 건전저온관으로부터 주입된 증기와 SI 냉각재 간의 계면 열전달 면적이 증가하게 되고, 이는 상부강수부 내 응축량을 더 많게 하는 요인이 된다. 이러한 열수력 현상으로 인해, 준평형 상태 시 노심 및 강수부 수위가 그림 1.114와 1.115에서와 같이 실험과 해석 간에 차이를 보이고 있음을 알 수 있다.

그림 1.102에서처럼 100초 후 SI 냉각재의 공급이 차단된 직후, 강수부의 냉각재가 노심외벽으로부터 열전달을 받아 포화상태에 이르게 되는데, 그 속도가 그림 1.103, 1.104, 1.105 및 1.106에서 보듯이 해석의 결과에서 더 큰 것으로 나타났다. 그 이유는 해석의 노심 냉각재 재고량이 실험의 재고량보다 작기 때문이다. SI가 차단되었을 때 강수부 냉각재가 순간적으로 파단저온관으로 빠져나가게 되어, 그림 1.114에서 보듯이 수 초 안에 강수부 수위가 파단저온관 바닥 아래로 떨어지는 것을 확인할 수 있다. 한편 강수부 내 응축 소멸로 인해 노심과 강수부 간 차압이 감소하면서, 노심 수위가

그림 1.15에서처럼 급격하게 상승하였다. 또한 준평형 상태의 노심 수위가 실험에서 더 높게 나타났기 때문에 원자로용기 냉각재 재고량이 실험에서 더 많다는 것을 알 수 있다. 그러나 실험과 해석 간에 강수부 온도의 차이가 크지 않으므로 총 증기생성량은 그림 1.109에서처럼 서로 비슷한 경향을 보이고 있다.

응축의 소멸로 인해 노심 수위가 순간적으로 상승한 이후를 보면, 약 135.0초까지 Sweepout에 의해 노심수위가 급격히 감소하는 것으로 나타난다. 이 시간 동안 강수부의 수위는 해석과 실험 간에 차이를 보이게 된다. 수정된 RELAP5/MOD3.3은 대략 180.0초에 Stack node의 경계를 통과하기 전까지는 실험결과의 강수부 수위를 잘 예측하고 있는 반면, 기존의 코드는 실험보다 강수부의 수위를 낮게 계산하고 있다. 그림 1.118과 1.119을 통해 확인할 수 있듯이, 기존의 코드가 실제보다 냉각재의 방출량을 크게 예측한 반면 수정된 코드는 Sweepout 방출량을 실험과 유사하게 계산했기 때문에 이러한 차이가 발생한 것이다. Sweepout에 의한 방출량이 수정된 RELAP5/MOD3.3과 실험 결과 간에 다르게 나타나는 것은, 초기 강수부의 수위가 차이가 났기 때문이다. 강수부 수위가 파단저온관의 바닥보다 높고 위치하고 있을 때엔 Sweepout 서브루틴이 작동하지 않고 Donor Scheme이 사용되어 방출량이 결정되는데, 이러한 제한 때문에 Sweepout 서브루틴이 작동하지 않게 되면서 강수부의 초기 수위에 차이가 발생하는 것으로 분석할 수 있다.

Sweepout이 방출시킨 노심 냉각재의 양은 실험에서 8.0kg, 수정된 코드에서 9.6kg, 기존 코드에서는 13.2kg으로 각각 나타났다. 이 차이는 결국 전열봉의 Heat-up 시점을 서로 다르게 만드는 원인이 되었다. 즉 그림 1.120으로부터 수정된 코드 해석이 노심의 Heat-up 시점을 기존 코드 해석의 결과에 비해 약 25.0초 지연시키는 것으로 확인되었다. 한편 기존 및 수정된 코드 해석 결과 모두, 강수부 수위가 Stack Volume의 경계를 통과하면서 그림 1.114에서처럼 강수부 및 노심 수위가 비현실적인 거동을 보이는 것으로 나타났다. 그러나 그림 1.118에서 보듯이 수정된 코드에서는 기존 코드의 결과와는 달리 냉각재의 방출이 발생하지 않았다. 즉 수위가 경계를 통과하는 시점 이후 강수부 수위가 Critical Void Height보다 낮게 떨어지면서, 수정된 코드의 Sweepout 서브루틴이 냉각재의 방출을 제한시켰음을 알 수 있다.

이러한 평가 및 비교를 통해 수정된 RELAP5/MOD3.3이 강수부의 응축 현상을 제외하고는계통의 열수력 거동을 전반적으로 잘 모사하고 있다고 판단된다. 또한 본 연구에서 개발된 Sweepout 모델이 실제 강수부를 해석하는 데에 있어 충분한 적용성을 지니고 있음을 확인하였다.

(나) Test Case 1

Test Case 1의 해석에서는, 실험과 동일한 노심 열출력 조건을 유지한 상태에서 그림 1.121과 같이 2500kg/hr의 SI 냉각재가 주입되었다. 그림 1.122, 1.123, 1.124 및 1.125를 보면, Base Case와 마찬가지로 강수부의 냉각재가 노심외벽으로부터 열전달을 받

으면서 하부공동의 냉각재가 포화온도에 다다르고 있다. 준평형 상태의 상부공동과 강수부의 압력은 그림 1.126과 1.127에서 보는 바와 같이 각각 109.0kPa와 105.0kPa로 나타났다.

한편 코드의 해석 결과에서는 실험과는 달리 강수부 냉각재의 온도가 약 97.0℃로 유지되며 상부공동과 강수부의 압력이 각각 107.0kPa와 102.0kPa로 계산되었다. 그림 1.128에서처럼 총 증기유량은 실험과 해석 간이 비슷함에도 불구하고, 그림 1.129, 1.130 및 1.131에서 볼 수 있듯이 각 저온관의 유량분포는 실험과 해석 간에 차이가 발생하고 있다. 또한 상부공동과 강수부 간의 차압은 그림 1.132에 나타나 있듯이 해석의 결과가 실험보다 더 높은 값을 유지하고 있다. 이러한 차이는 RELAP5/MOD3.3이 강수부의 응축량을 실험보다 더 많이 계산하고 있기 때문에 발생하는 것으로 판단된다. 해석에서 차압을 크게 계산하게 되면서, 강수부의 수위가 그림 1.133에서처럼 실험과 해석이 서로 유사하게 나타나고 있음에도 불구하고 노심의 수위는 그림 1.134와 같이 실험결과가 더 높은 값을 지시하고 있다. Test Case 실험에서는 SI 냉각재가 Base Case 유량의 약 절반 정도만 주입된다. 따라서 강수부 수위가 그림 1.133에서처럼 파단저온관 바닥 근처로 유지되며, 강수부 내 증기와 냉각재는 분리되어 있는 상태이다. 이는 주입된 증기와 SI 냉각재가 서로 잘 혼합되지 않게 하며 강수부 내 응축량이 줄어드는 결과를 가져온다. 한편 RELAP5/MOD3.3의 해석 결과 상부강수부의 유동장은 Annular-mist로 나타났다. 따라서 그림 1.135에서 보듯이, 해석 결과에서 실험보다 더 많은 응축이 발생하게 되고 상부강수부의 온도가 더 낮게 형성되는 동시에 그 진동의 폭도 커지게 됨을 알 수 있다. 이러한 응축량의 차이로 인해 준평형 상태 동안의 노심 수위가 해석과 실험 간에 차이가 발생하는 것으로 분석할 수 있다.

SI 냉각재가 공급되기 이전의 강수부 냉각재 온도는, 실험이 해석보다 높게 나타났다. 따라서 SI가 중단된 이후에는 강수부 온도가 해석 결과보다 더 빨리 포화온도에 도달하였다. 이로 인해 상부공동과 강수부의 압력이 해석의 결과보다 더 빠른 속도로 증가한 것을 그림 1.126 및 1.127로부터 확인할 수 있다. 한편 해석에서는 강수부 냉각재가 노심 외벽으로부터 열전달을 받아 포화온도에 이르는 과정이 그림 1.122, 1.123, 1.124 및 1.125에 나타나 있다. 그 시간 동안 상부공동 및 강수부의 압력도 그림 1.126과 1.127에서처럼 지속적으로 증가하는 것을 볼 수 있다.

그림 1.134에 나타난 노심 수위의 거동을 살펴보면, 약 120.0초까지의 수위 감소율이 Sweepout에 의해 120.0초 이후에 비해서 급격히 큰 것을 알 수 있다. 이 시간 동안 실험과 해석의 노심 수위 간에 차이가 발생하는 것은, 우선적으로 초기 노심 냉각재 재고량의 차이로부터 설명할 수 있다. 초기 노심 냉각재의 재고량은 SI가 공급되는 동안 발생하는 응축과 밀접한 관련이 있는데, 그 동안에는 수정된 RELAP5/MOD3.3의 Sweepout 서브루틴이 적용제한 때문에 작동하지 않았음을 알 수 있다. 한편 수정된 코드는 계산종료까지 강수부의 수위를 비교적 유사하게 예측하고 있지만, 기존 코드의 해석은 실험결과보다 낮은 값을 보여주고 있다. 이러한 차이는 그림 1.137과 138에서처럼 기존 코드가 실제보다 방출량을 높게 계산했기 때문이라 판단된다.

Sweepout 발생량의 차이는 노심 냉각재 재고량의 감소에 영향을 끼치게 되며, 결국 기존의 RELAP5/MOD3.3은 전열봉의 Heat-up 시점을 앞당기는 결과를 보이고 있다. 실험 결과 및 수정된 코드에서는 Sweepout 양이 2.0kg이었지만 기존 RELAP5/MOD3.3은 약 9.0kg의 방출량을 나타내었다. 수정된 코드가 Sweepout 양을 더 적절하게 예측하면서 기존 코드에 비해 Heat-up 시점을 20.0초 지연시키는 것을 그림 1.139에서 볼 수 있다.

(다) Test Case 2

Test Case 2 역시 그림 1.140부터 1.144에서 나타나듯이 Test Case 1과 유사한 열수력 거동을 보이고 있다. 그러나 Test Case 2에서는 열출력이 Test Case 1보다 작으면서도 SI 냉각재의 유량은 2500.0kg/hr로서 같다. 따라서 그림 1.145와 1.146와 같이 상부공동 및 상부강수부의 압력이 Test Case 1의 압력보다 낮게 유지된다. 그리고 그림 1.152와 1.153에서 나타나는 노심 및 강수부의 수위는 Test Case 1에 비해 조금 작은 값을 지시하였다. 준평형 상태에서는 Test Case 1과 마찬가지로, 상부강수부의 응축으로 인해 해석에서 계산한 상부강수부의 온도가 그림 1.154와 1.155와 같이 실험보다 더 낮게 나타나는 것을 볼 수 있다. 또한 실험과 해석 간의 다른 변수들의 차이도 응축량의 차이로 인해 발생하였다.

SI 냉각재의 공급이 중단된 이후 Sweepout에 의해 방출된 냉각재의 양은 실험의 경우 4.0kg, 수정된 RELAP5/MOD3.3은 6.0kg, 기존 코드는 13.0kg으로 그림 1.156과 1.157에서와 같이 나타났다. Test Case 2의 경우 Test Case 1보다 증기유량이 작은데도 불구하고 Sweepout에 의한 냉각재 방출은 크게 발생하였다. 이것은 초기 강수부의 수위가 Test Case 1에 비해 높게 형성되어 있었기 때문이다. 한편 수정된 코드는 그림 1.158에서와 같이 기존 코드 해석 결과에 비해 노심 전열봉의 Heat-up 시점을 약 25.0초 지연시키는 결과를 보이고 있다.

5. 결론

본 연구는 원자력 발전소 핵연료 건전성 유지에 있어 결정적인 인자인 원자로용기 냉각재 재고량 변화에 관련된 연구이다. 원자로용기 재고량 감소의 주요원인인 Sweepout 현상에 대한 모델 개발과 이를 열수력계통해석 코드인 RELAP5/MOD3.3에 적용하여 기존의 계산방식을 개선하였다. 또한 APR1400을 원형으로 통합 Loop 실험 장치를 제작하여 실험을 수행하였다.

Sweepout 모델 개발을 위해서 APR1400의 강수부를 1/5로 축소한 평판형 실험 장치를 제작하여 Sweepout에 관련된 인자들에 대한 개별 영향을 평가하였다. 실험 결과, Sweepout 현상은 건전 저온관으로부터 주입되는 증기로부터 운동량 전달에 의해 강수부 냉각재에 파동과 액적들이 생성시킨다. 파동의 마루가 저온관바닥보다 높은 경

우에는 물덩어리(Water-slug) 형태로 방출되고, 저온관 바다보다 낮은 경우에는 액적 형태로 파단저온관으로 방출된다. 또한, 실제 강수부에서 발생하는 현상을 평가하기 위해 파단저온관을 기준으로 서로 반대방향에 위치한 2개의 건전 저온관에서 증기가 주입되는 경우에 대해 실험한 결과, 각각의 주입구에서 생성된 파동과 액적이 파단부 근처에서 중첩되면서 방출량이 증가하였다. 실험 결과를 바탕으로 Sweepout의 Critical Void Height 및 방출량 모델을 물덩어리 영역, 액적영역 및 중첩 효과로 구분하여 개발하였다. 개발된 모델의 원형 적용성을 평가하기 위해 APR1400 강수부를 1/5, 1/7 및 1/10 축소된 환형실험 장치의 실험 결과와 비교하였다. 본 연구에서 개발된 모델이 Counter-part 실험 결과들과 25 % 이하의 불확실성 범위 내에서 일치하고 있어 큰 왜곡없이 원형에 적용할 수 있음을 확인하였다. 그러나, 안전주입수 공급과 무관하게 사용하기 위해서는 본 모델에 응축효과를 반영하는 개선이 필요하다.

통합 Loop 실험에 있어서는 안전주입수 공급 중단에 따른 설계기준사고에서 중대사고로 천이되는 과정의 종합적인 열수력 거동을 고찰하였다. 이를 위해, 3단계 척도해석 방법에 따라 길이비 1/6.4, 면적비 1/178로 축소된 통합 Loop 실험 장치를 제작하였다. 실험대상 사고는 APR1400 확률론적 안전성 평가 결과를 근거로 사고 발생시 노심손상 확률이 큰 대형냉각재상실사고를 선정하였다. 안전주입수 공급 중단 시점은 안전주입계통 기기 고장빈도 평가 결과를 근거로 공통고장빈도가 가장 높은 것으로 평가된 모터구동밸브 개방 실패를 Base Case로 선정하였다. 또한, 핵연료 붕괴열에 대한 민감도 분석을 위해 대형냉각재상실사고 발생 625.0 초 및 1950 초 후에 안전주입 펌프가 정지되는 경우를 Test Case들로 선정하여 실험을 수행하였다. 실험 결과, Sweepout에 의한 냉각재 재고량 감소율 증가로 안전주입수 공급 중단 직후에서 Sweepout 종료 시점까지의 노심 수위 감소율이 사고 후반부보다 크게 나타났다. 민감도 분석 결과에 따르면 실험초기 강수부 수위 및 붕괴열, 즉 저온관으로 주입되는 증기 유량이 클수록 Sweepout에 의한 냉각재 방출량이 크게 나타났다.

본 연구에서 개발된 Sweepout 모델을 RELAP5/MOD3.3에 삽입하여 코드를 개선하였다. 개선 전, 후의 코드로 Sweepout 개별실험 및 통합유로 실험 장치를 모사한 결과, 개선된 코드가 파단 저온관을 통한 방출량을 더 정확하게 예측하였다. 또한, 통합유로 실험 장치 해석에서는 코드 개선으로 Sweepout에 의한 냉각재 감소량이 줄어들어 수정 전보다 전열봉 Heat-up 시점이 지연되었다.

향후 개선된 코드를 설계기준사고와 중대사고 연계해석 코드에 반영함으로써 보다 더 최적화된 해석을 수행하도록 하여 기존 안전해석의 보수성을 줄이는 데 기여할 것이다.

표 1.1 Critical Void Height 상관식

저자	상관식	실험조건
D.W. Lee (KAIST, 2002)	$Fr\sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 0.8123\left(\frac{h_b}{d}\right)^{2.5}$ (간헐적 Sweepout, 공기)	APR1400 1/7 평판형 강수부
	$Fr\sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 1.63\left(\frac{h_b}{d}\right)^{2.5}$ (지속적 Sweepout, 공기)	
	$Fr\sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 2.38\left(\frac{h_b}{d}\right)^{2.5}$ (지속적 Sweepout, 증기)	
S.H. Yoon (SNU, 2003)	$\frac{h_c}{D} = -0.075 + 0.11783v_g$	APR1400 1/10 환형 강수부 (공기-물)
KAERI	$Fr\sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 0.3387\left(\frac{h_b}{d}\right)^2$	APR1400 1/7 환형 강수부 (공기-물)
	$Fr\sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} = 0.4115\left(\frac{h_b}{d}\right)^2$	APR1400 1/5 환형 강수부 (공기-물)

표 1.2 척도해석 방법론의 척도변수

Parameter	Symbol	Parameter Ratio (Model/Prototype)		
		Linear	Volume	3-Level
Length	l_{0R}	l_{0R}	1	l_{0R}
Diameter	d_{0R}	l_{0R}	d_{0R}	$a_{0R}^{1/2}$
Area	a_{0R}	l_{0R}^2	d_{0R}^2	a_{0R}
Volume	V_{0R}	l_{0R}^3	d_{0R}^2	$l_{0R} a_{0R}$
Velocity	u_{0R}	1	1	$l_{0R}^{1/2}$
Time	t_R	l_{0R}	1	$l_{0R}^{1/2}$
Gravity	g_R	$1/l_{0R}$	1	1
Power	q_{0R}	l_{0R}^2	d_{0R}^2	$a_{0R} l_{0R}^{1/2}$
Rod Diameter	RD_{0R}	1	1	1
Number of Rod	n_{0R}	l_{0R}^2	d_{0R}^2	a_{0R}
Flow Rate	\dot{m}_{0R}	l_{0R}^2	d_{0R}^2	$a_{0R} l_{0R}^{1/2}$
ΔT_{sub}	ΔT_{subR}	1	1	1

표 1.3 APR1400과 실험장치 주요 설계변수

설계변수	APR1400[1]	실험장치
강수부 상부 - DVI 높이	1233.0mm	245.0mm
DVI - 저온관 높이	2102.0mm	420.0mm
Gap	257.4mm	50.0mm
총 길이	6908.0mm	1380.0mm
저온관 내경	762.0mm	152.4mm

표 1.4 Test Matrix 1 (단일주입)


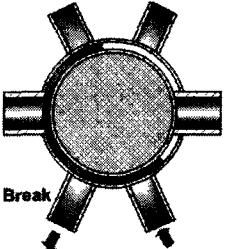

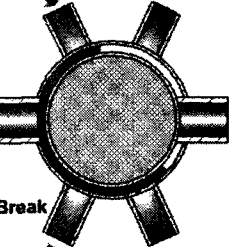
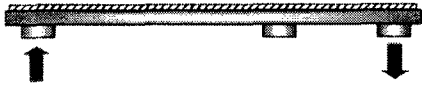
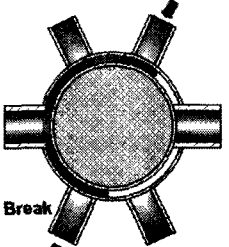
Test Case	주입구 속도	길이	주입구/방출구 위치	
			실험장치	APR1400
S1.1	9.2m/sec	0.46m		
S1.2	13.5m/sec			
S1.3	18.4m/sec			
S1.4	22.4m/sec			
S2-1	9.2m/sec	0.92m		
S2-2	13.5m/sec			
S2-3	18.4m/sec			
S2-4	22.4m/sec			
S3-1	9.2m/sec	1.38m		
S3-2	13.5m/sec			
S3-3	18.4m/sec			
S3-4	22.4m/sec			

표 1.5 Test Matrix 2 (이중주입)

Test Case	주입구 속도	주입구/방출구 위치	
		실험장치	APR1400
D1.1	6.7m/sec		
D1.2	9.2m/sec		
D1.3	11.2m/sec		
D1.4	13.5m/sec		
D2-1	6.7m/sec		
D2-2	9.2m/sec		
D2-3	11.2m/sec		
D2-4	13.5m/sec		

표 1.6 Test Matrix 3 (고온관 효과)

Test Case	주입구 속도	길이	주입구/방출구 위치	
			실험장치	APR1400
S3H-1	9.2m/sec	1.38m		
S3H-2	13.5m/sec			
S3H-3	18.4m/sec			
S3H-4	22.4m/sec			

표 1.7 Sweepout 모델 상관식

유동영역		Critical Void Height 및 방출유량
단일주입 효과	물덩어리 유동	$\frac{h_s}{D} = \left(1.510 - 6.240 \times 10^{-2} \frac{L}{D} \right) Fr_m \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} + 0.5$ $\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{slug} = 14.31 \left(1 - \frac{h}{h_s} \right)^{3.35}$
	액적 유동	$\frac{h_{c1}}{D} = 2.368 \left(Fr_m \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} - 6.110 \times 10^{-2} \left(\frac{L}{D} \right)^{0.6134} \right)^{0.4}$ $\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{drop} = 29.34 \cdot \left(Fr_m \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} \right)^{2.4} \left(\frac{L}{D} \right)^{-1.3} \left(1 - \frac{h}{h_{c1}} \right)^{1.7}$
중첩 효과		$\frac{h_{c2}}{D} = 2.771 \cdot \left(Fr_m \sqrt{\frac{\rho_g}{\Delta\rho}} - 0.1600 \right)^{0.4}$ $\left(\frac{W_f}{W_{g,in}} \right)_{acc} = 2.190 \cdot \left(1 - \frac{h}{h_{c2}} \right)^{3.35}$

표 1.8 Sweepout 실험의 계측 오차

계측변수		오차		
		계측기	Loop	총 오차
계측기	압력계	±0.2%	±0.16%	±0.26%
	온도계(공기)	±0.34%	±0.46%	±0.57%
	온도계(물)	±0.34%	±0.41%	±0.53%
	수위계	±0.1%	±0.39%	±0.40%
	공기유량계	±0.1%	±0.25%	±0.27%
Sweepout 관련변수	밀도비	±0.31%		
	Froue 수	±0.34%		
	Critical Void Height	±0.43%		
	Quality	±2.62%		

표 1.9 APR1400 PSA 결과

Initial Event	Initial Event Frequency (a)	Core Damage Frequency (b)	CDF/IEF(b/a)
Station Blackout	1.24E-05/yr	1.21E-06/yr	9.76E-02
Large LOCA	6.97E-05/yr	6.91E-07/yr	9.91E-03
Medium LOCA	1.40E-04/yr	6.10E-07/yr	4.36E-03
Small LOCA	3.00E-03/yr	1.36E-06/yr	4.53E-04
Steam Generator Tube Rupture	4.50E-03/yr	7.05E-07/yr	1.57E-04
Loss of Main Feed-water	1.70E-01/yr	1.25E-06/yr	7.35E-06

표 1.10 LBLOCA 시 APR1400 SIS의 고장빈도

Components	Cause of Failure	Failure Frequency	Common Cause Failure Frequency
Safety Injection Pump	Starting Failure	1.3E-3/day	4.84E-5/yr
	Running Failure	5.0E-5/hr	5.97E-5/yr
Check Valve	Fail to open	2.0E-4/day	2.81E-5/yr
MOV	Fail to open	4.0E-3/day	1.38E-4/yr

표 1.11 통합 Loop 실험의 Test Matrix

변수	단위	Base Case		Test Case 1		Test Case 2	
		APR1400	SNUF	APR1400	SNUF	APR1400	SNUF
Time of SI Failure	sec	200	-	625	-	1950	-
열출력	MW	125	0.278	100	0.222	75	0.167
SI 유량	kg/sec	705	1.324	304.8	0.68	304.8	0.68
SI 온도	℃	49	49	49	49	49	49
SG-1 & 2 온도	℃	254.9 266.4	160	233.2 253.3	145	150.5 219.3	140

표 1.12 APR1400과 SNUF 열수력 조건

변수	APR1400*	SNUF
상부공동 압력	0.26 MPa	0.107 MPa
하부공동 온도	103.3 ℃	98.0 ℃
하부강수부 온도	101.4 ℃	93.8 ℃
하부강수부 미포화도	25.1 ℃	7.7 ℃
노심 평균 기포율	0.36	0.45*
SI 유량	705.0 kg/sec	1.324 kg/sec
SI 온도	49.0 ℃	49.0 ℃
증기발생기 1/2 온도	254.9 ℃ / 266.4 ℃	160.0 ℃ / 160.0 ℃
노심 출력	125.0 MW	278.0 kW

* RELAP5/MOD3.3으로 계산

표 1.13 APR1400과 SNUF의 설계변수

Parameters		APR1400	SNUF	Ratio
Vessel	Height	13.9 m	2.18 m	1/6.4
	Area	16.8 m ²	0.094 m ²	1/179
Hot Leg	Length	4.3 m	0.67 m	1/6.4
	Area	0.89 m ²	0.005 m ²	1/178
Cold Leg	Length	7.61 m	1.19 m	1/6.4
	Area	0.46 m ²	2.6×10 ⁻³ m ²	1/177
Downcomer Gap Size		0.255 m	0.02 m	1/12.8
Fuel Diameter		9.7 mm	10.0 mm	1/1
Break Area		0.46 m ²	2.6×10 ⁻³ m ²	1/177

표 1.14 통합 Loop 실험 계측변수 및 오차

계측변수		Uncertainty		
		Instrument	Loop	Overall
압력계	상부공동	± 1.00 %	± 0.48 %	± 1.11 %
	강수부	± 1.00 %	± 0.33 %	± 1.05 %
	방출탱크 1	± 1.00 %	± 0.49 %	± 1.11 %
	방출탱크 2	± 1.00 %	± 0.50 %	± 1.12 %
차압계	증기유량	± 0.10 %	± 0.28 %	± 0.30 %
	노심 수위	± 0.10 %	± 0.22 %	± 0.24 %
	강수부 수위(Broken Loop)	± 0.10 %	± 0.04 %	± 0.11 %
	강수부 수위(Intact Loop)	± 0.10 %	± 0.05 %	± 0.11 %
	노심-강수부 간 차압	± 0.10 %	± 0.10 %	± 0.14 %
	방출구 증기유량	± 0.10 %	± 0.03 %	± 0.10 %
주요변수	수위	± 0.31 %		
	증기유량	± 0.59 %		
	노심-강수부 간 차압	± 0.14 %		
	온도	± 0.12 %		

표 1.15 SNUF의 차압 및 압력손실계수

Components	Measured DP in Exp.(Pa)	Calculated DP in RELAP5(Pa)	Difference (%)	Loss Coefficient*
Cold Leg → Downcomer	67.2	67.3	0.15	0.193
Downcomer → Lower Plenum	90.4	90.4	0.0	3.930
Lower Plenum → Hot Leg	472.5	473.0	0.02	0.260
SG Inlet → Outlet	1680.9	1681.1	0.1	6.000
SG Outlet → Crossover Leg	281.7	281.7	0.0	1.387
Crossover Leg → Cold Leg (RCP Simulator)	3115.0	3115.4	0.1	1.941

* RELAP5/MOD3.3 해석에 최종적으로 반영된 수치

표 1.16 SNUF 방출량 비교

Parameters	Base Case	Test Case 1	Test Case 2
End of Sweepout	135.0 sec	125.0 sec	120.0 sec
Critical Void Height ¹	14.5 cm	12.5 cm	8.5 cm
Non-dimensional Critical Void Height ²	2.17	1.97	1.18
Total Depletion Mass ³ (Evaporation + Sweepout)	16.0 kg	7.0 kg	9.3 kg
Total Depletion Mass of Sweepout	8.0 kg	1.7 kg	3.9 kg
Fraction of Sweepout for Total Depletion Mass	0.5	0.24	0.42

1. 기준높이 : 저온관 중심

2. 기준길이 : 저온관 직경

3. Sweepout 종료시점까지 방출된 냉각재의 양

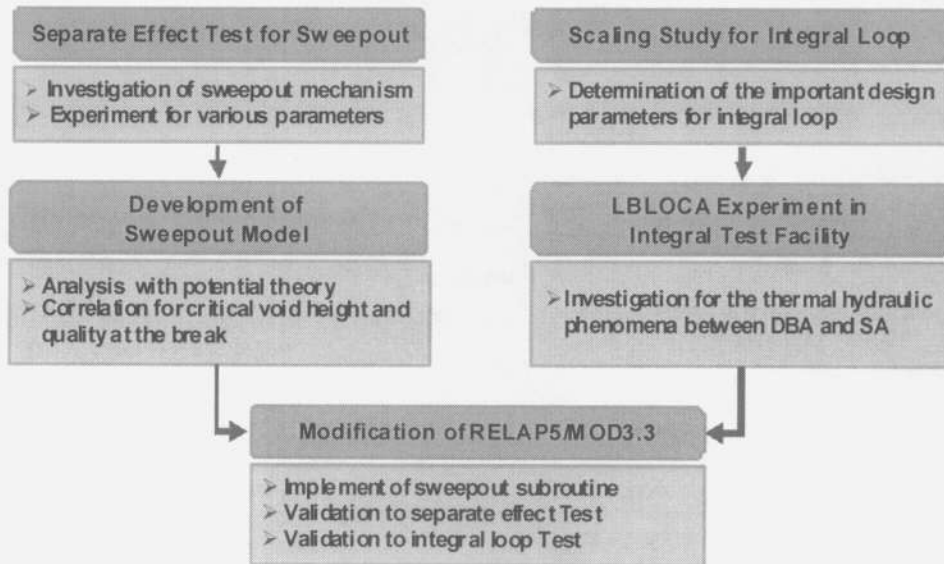


그림 1.1 열수력 실험연구 개요

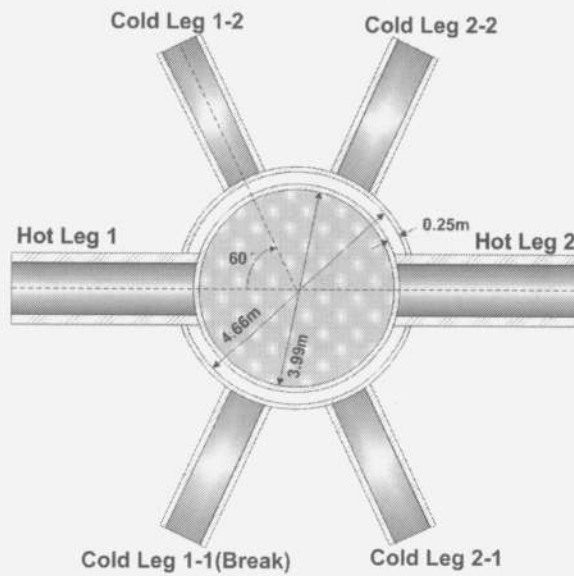


그림 1.2 APR1400 평면도

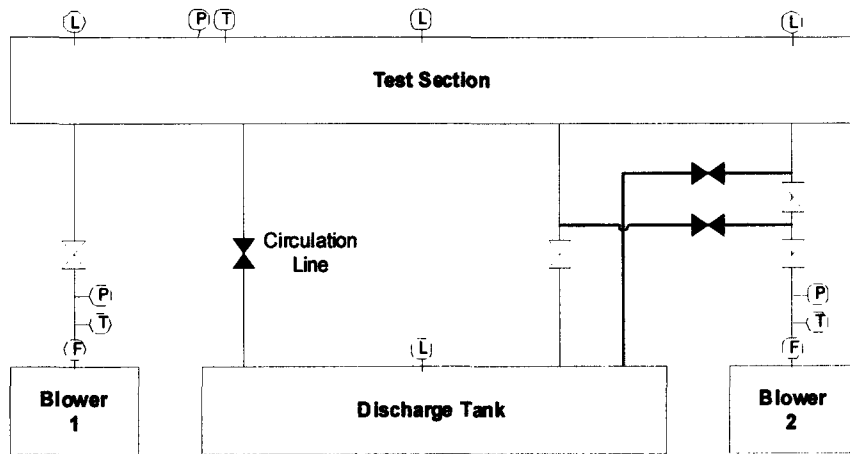


그림 1.3 Sweepout 실험장치 계통도

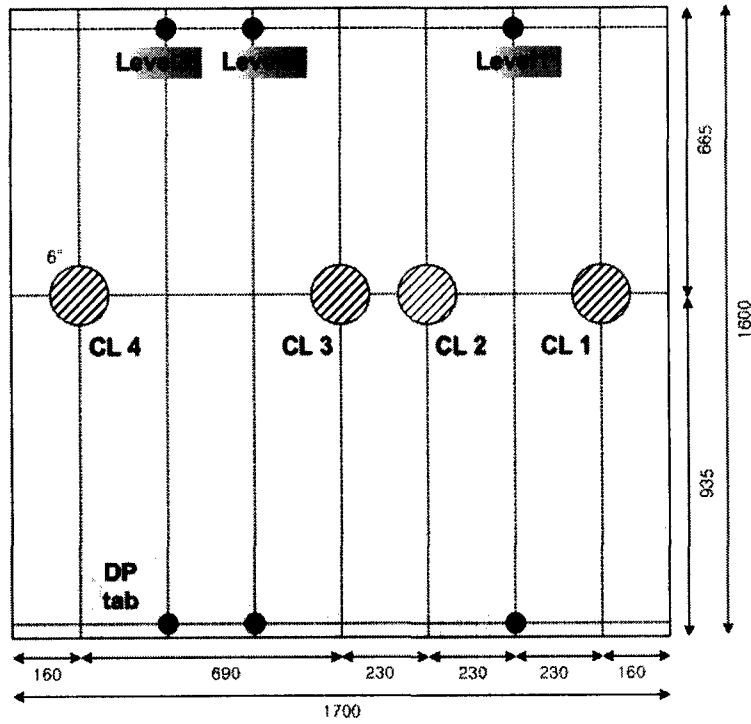


그림 1.4 Test Section 설계도

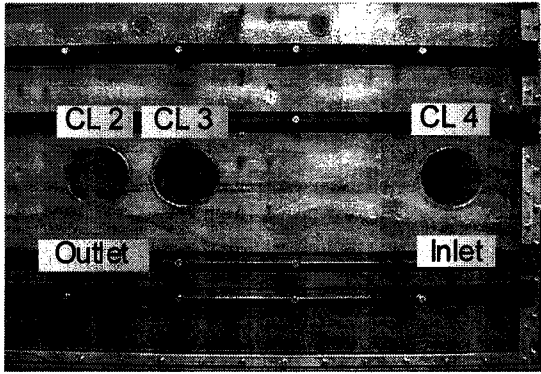


그림 1.5 물덩어리에 의한 Sweepout (S2 Case, $v=13.5\text{m/s}$)

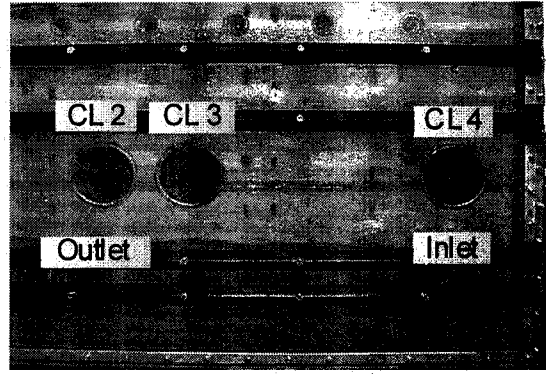


그림 1.6 액적에 의한 Sweepout (S2 Case, $v=13.5\text{m/s}$)

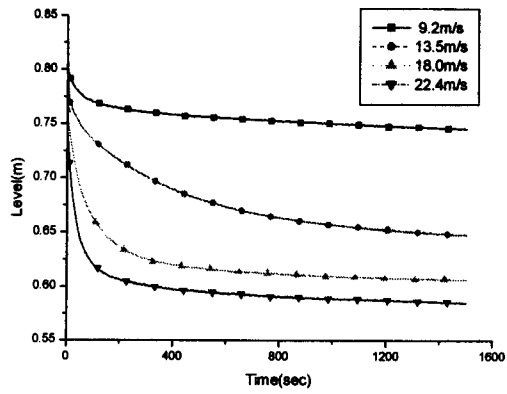


그림 1.7 유량별 수위감소(S1)

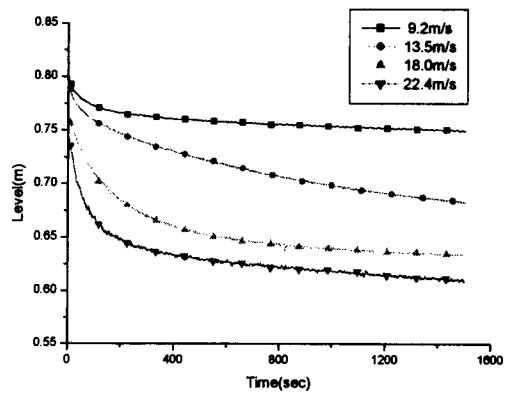


그림 1.8 유량별 수위감소(S2)

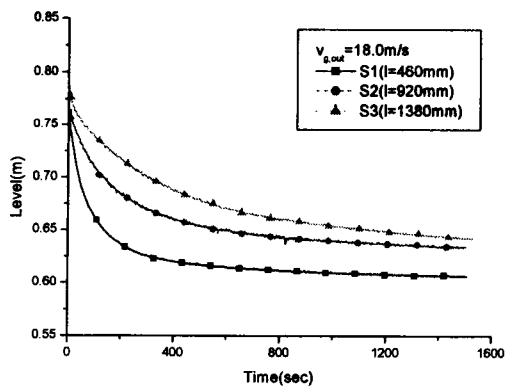


그림 1.9 거리효과($v=18.0\text{m/s}$)

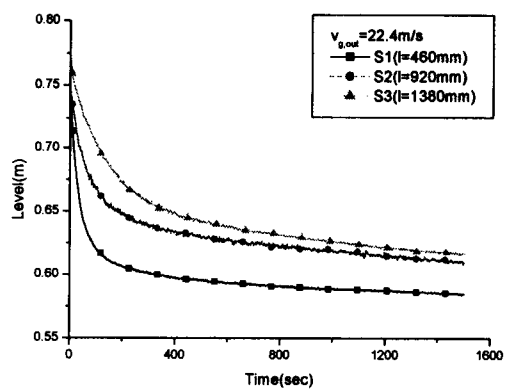


그림 1.10 거리효과($v=22.4\text{m/s}$)

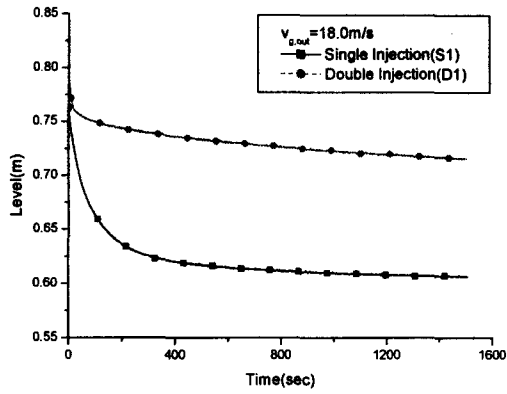


그림 1.11 주입구 영향($v_{g,out}=18.0\text{m/sec}$)

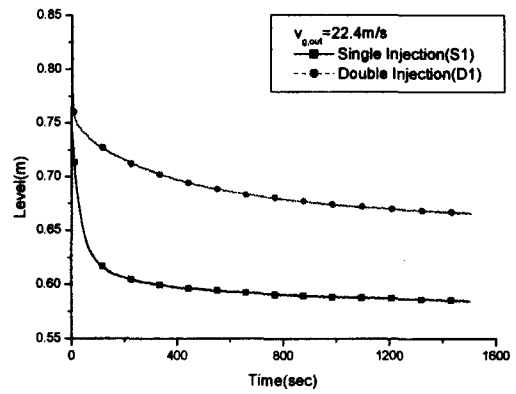


그림 1.12 주입구 영향($v_{g,out}=22.4\text{m/sec}$)

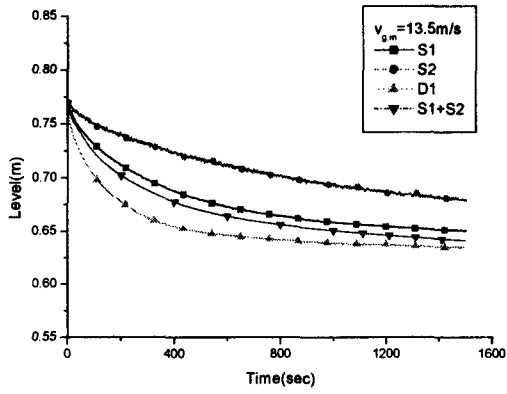


그림 1.13 방출구 영향
($v_{g,in}=11.2\text{m/sec}$)

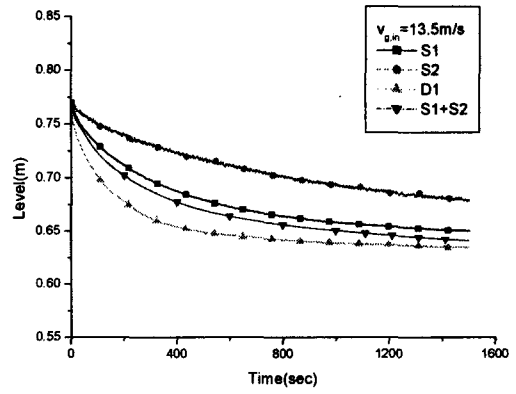


그림 1.14 역방향 유동 영향
($v_{g,in}=13.5\text{m/sec}$)

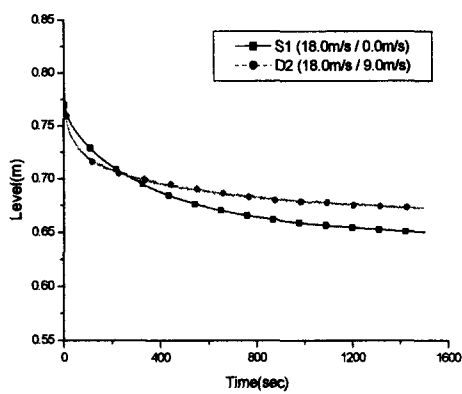


그림 1.15 동일방향 이중주입 효과

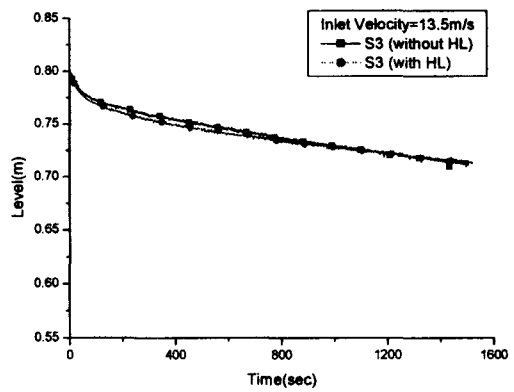


그림 1.16 고온관 효과($v=13.5\text{m/s}$)

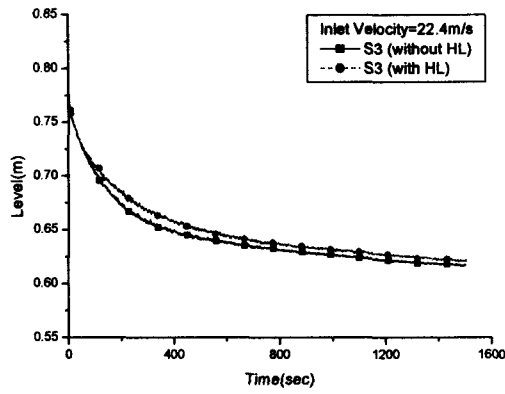


그림 1.17 고온관 효과($v=22.4\text{m/s}$)

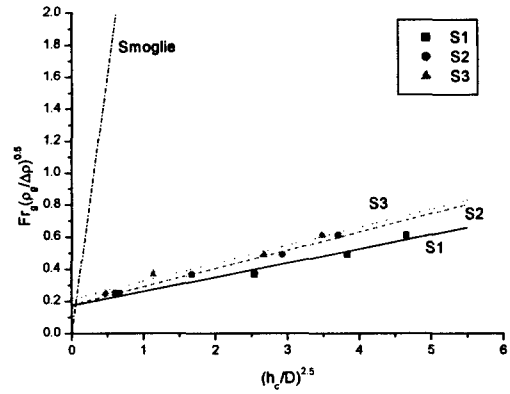


그림 1.18 단일주입 Critical Void Height

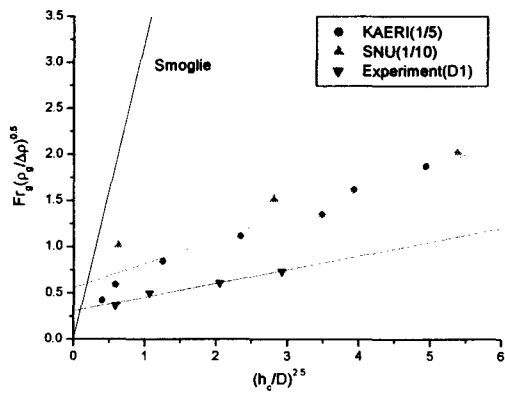


그림 1.19 이중주입 Critical Void Height

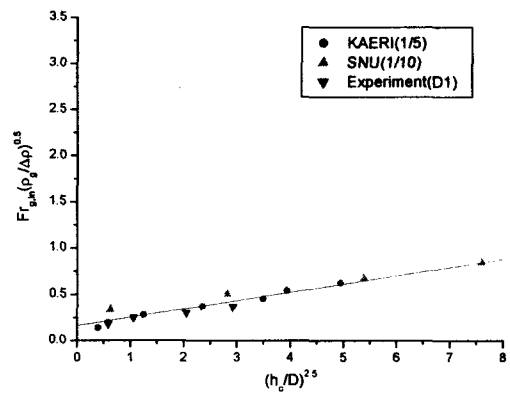


그림 1.20 $Fr_{g,in}$ 과 Critical Void Height

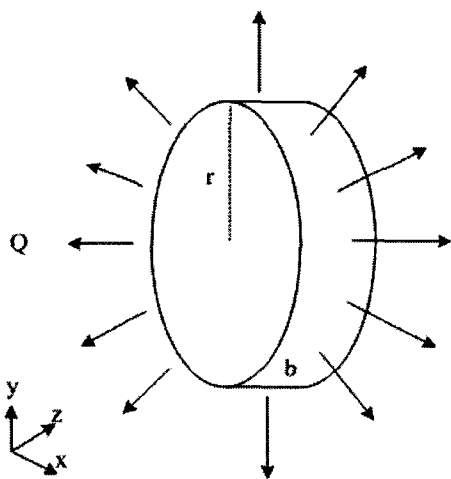


그림 1.21 선형 Source와 속도장

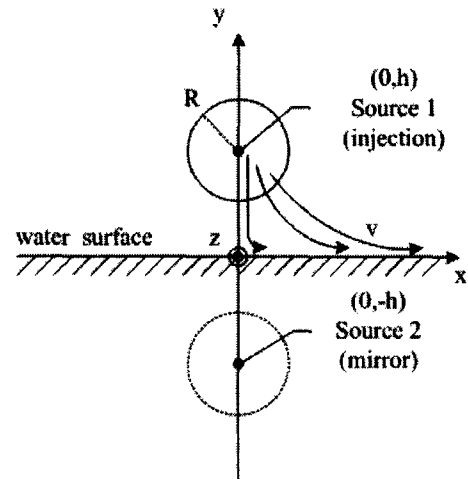


그림 1.22 Mirror Source와 수면

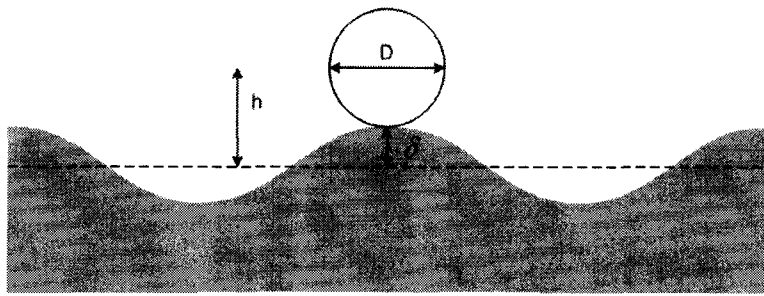


그림 1.23 물덩어리 유동영역의 Critical Void Height

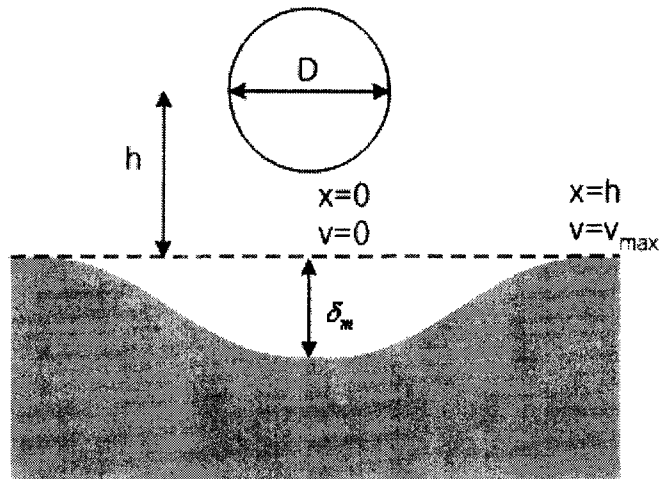


그림 1.24 물덩어리 유동영역의 방출량 모델링

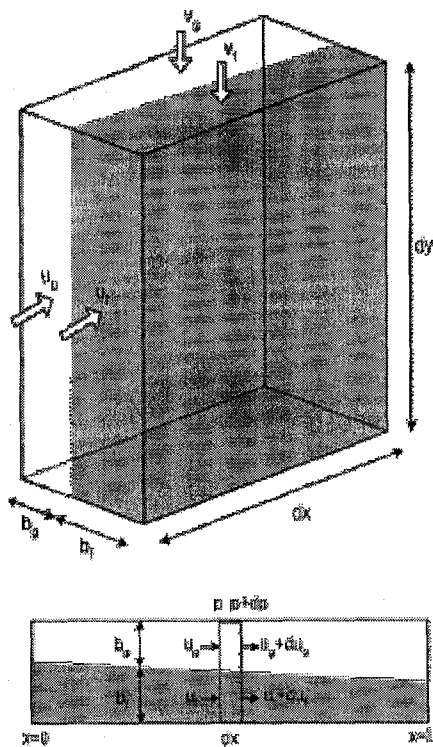


그림 1.25 액막의 제어체적

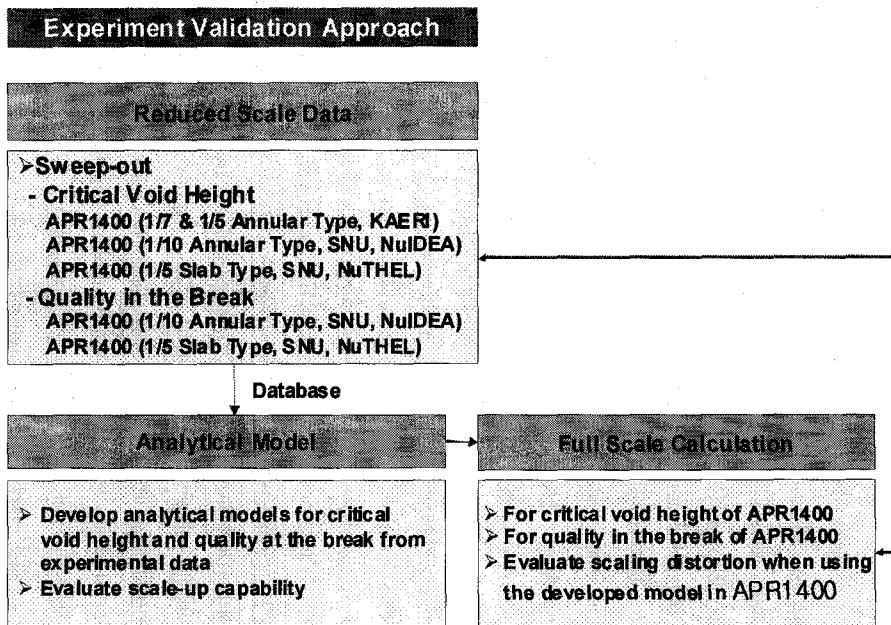


그림 1.26 실험결과의 검증과정

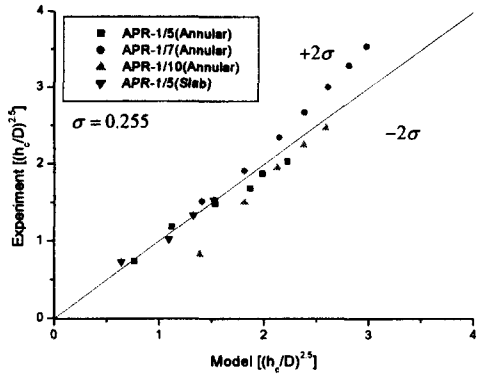


그림 1.27 Critical Void Height 검증

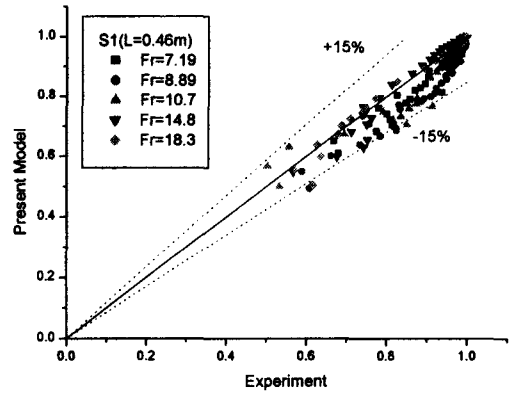


그림 1.28 S1 Case Quality 검증

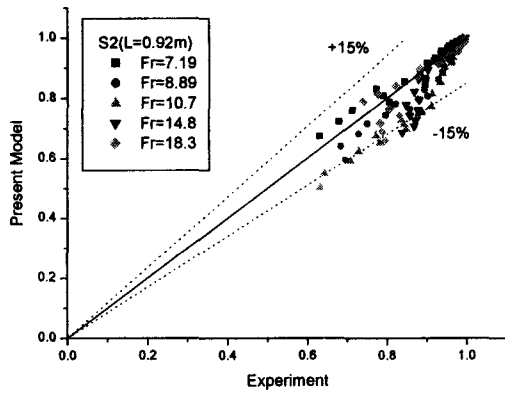


그림 1.29 S2 Case Quality 검증

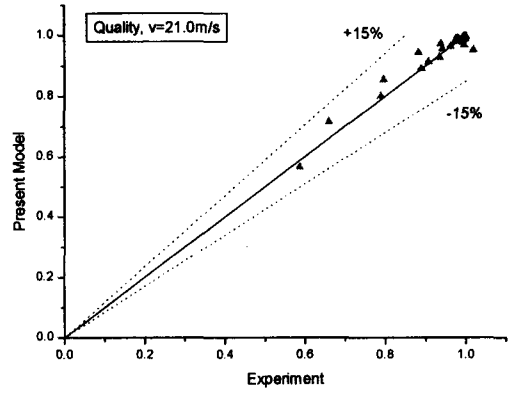


그림 1.30 SNU 1/10 3D 실험
Quality 검증 (v=21.0m/sec)

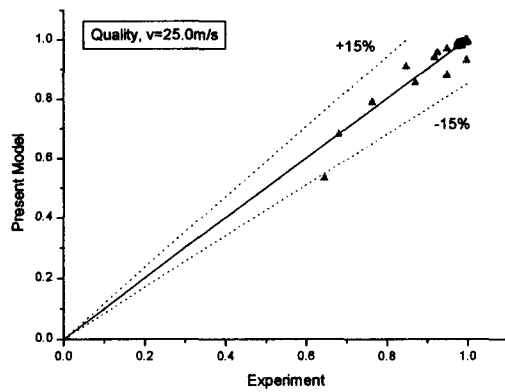


그림 1.31 SNU 1/10 3D 실험
Quality 검증 (v=25.0m/sec)

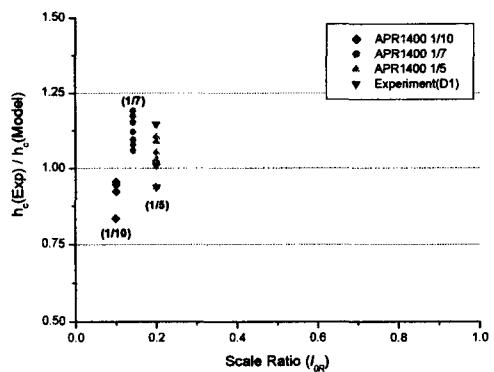


그림 1.32 Scale-up 검증
(Critical Void Height)

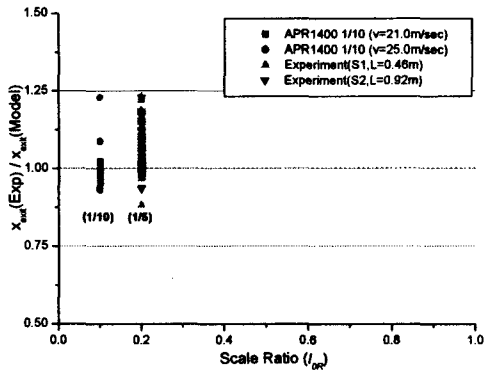


그림 1.33 Scale-up 검증
(Quality)

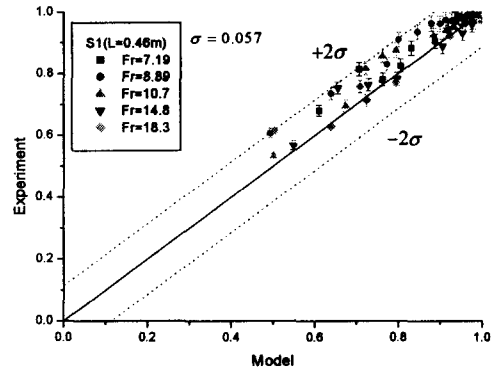


그림 1.34 S1 Case Quality의 오차

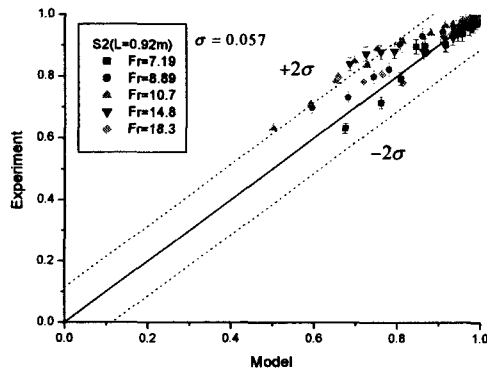


그림 1.35 S2 Case Quality의 오차

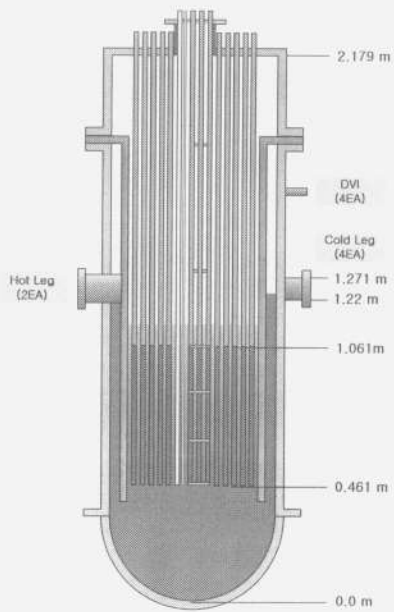


그림 1.36 SNUF 원자로용기

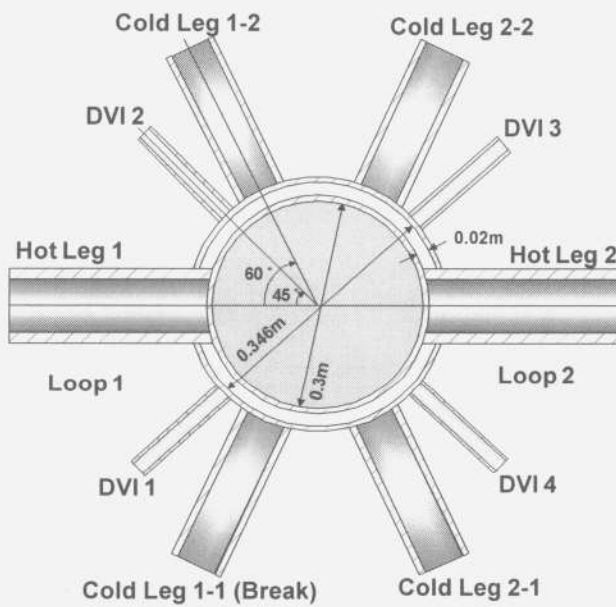


그림 1.37 SNUF 단면도

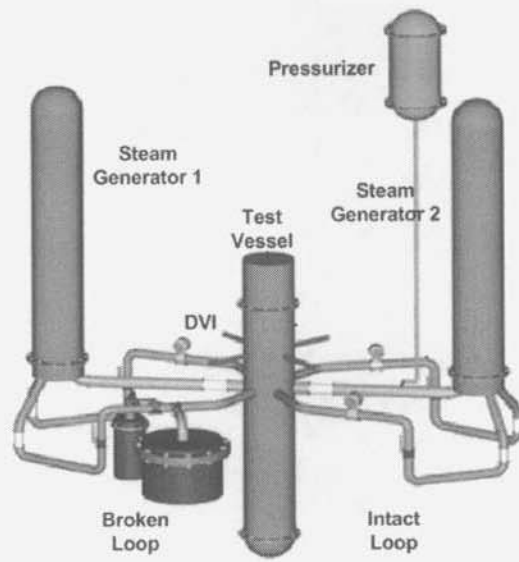


그림 1.38 SNUF 조감도

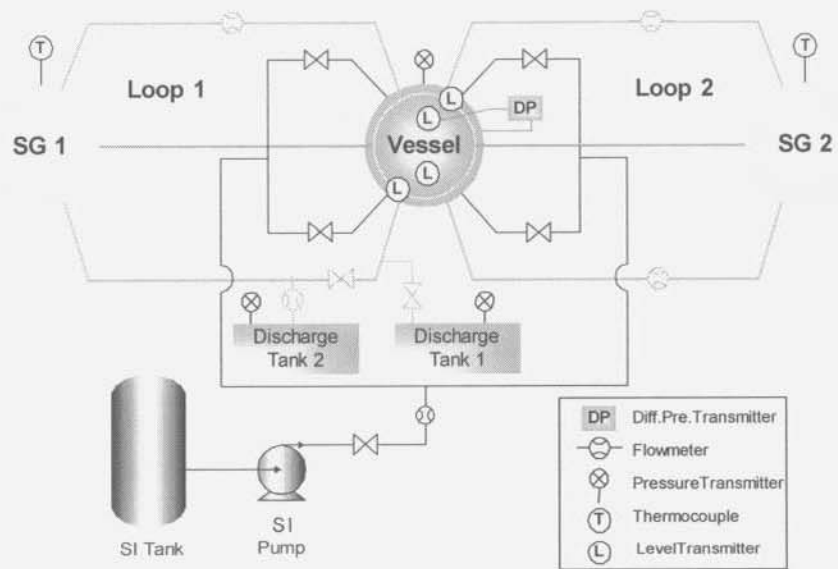


그림 1.39 SNUF 계측시스템

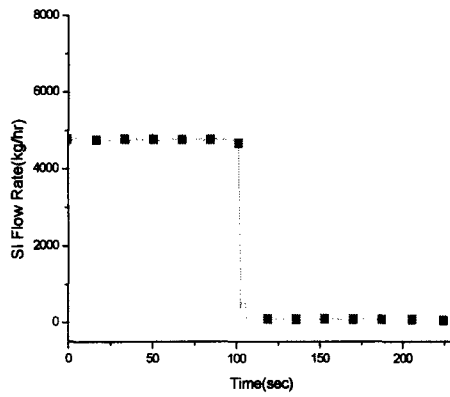


그림 1.40 SI 유량(Base Case)

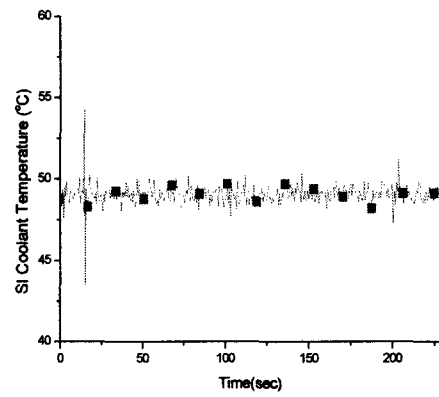


그림 1.41 SI 냉각재 온도(Base Case)

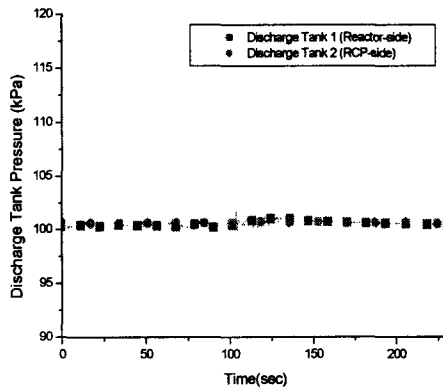


그림 1.42 방출탱크 압력(Base Case)

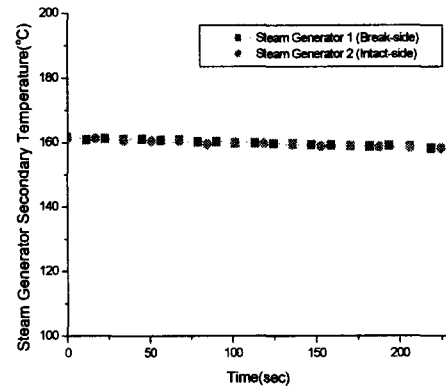


그림 1.43 증기발생기 온도(Base Case)

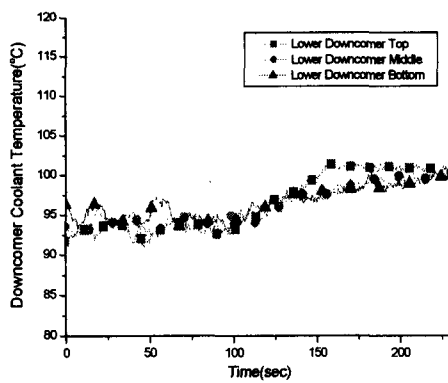


그림 1.44 파단 Loop 강수부 온도 (Base Case)

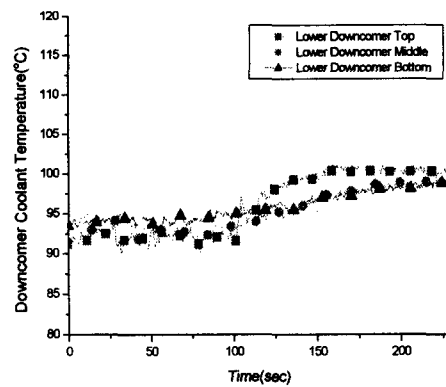


그림 1.45 건전 Loop 강수부 온도 (Base Case)

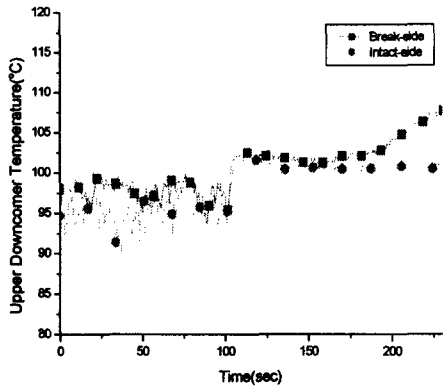


그림 1.46 상부강수부 온도(Base Case)

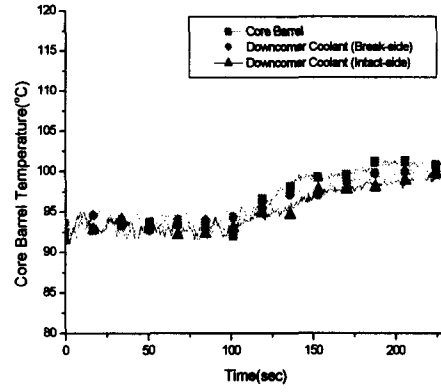


그림 1.47 노심외벽온도(Base Case)

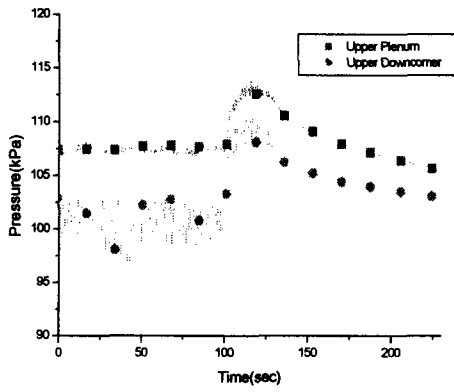


그림 1.48 상부공동 및 상부강수부압력 (Base Case)

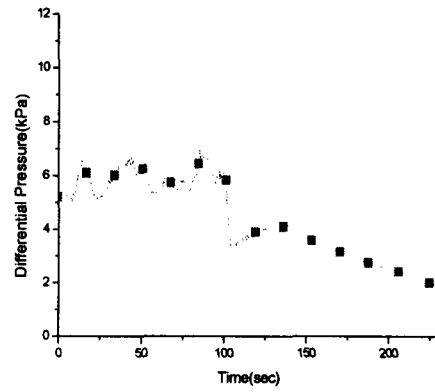


그림 1.49 상부공동-상부강수부 간 차압 (Base Case)

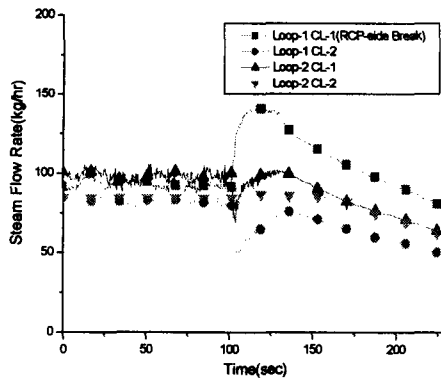


그림 1.50 저온관 증기유량(Base Case)

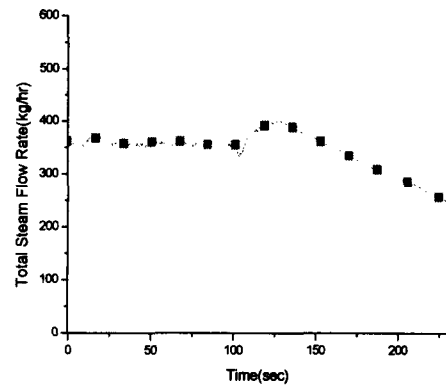


그림 1.51 총 증기유량(Base Case)

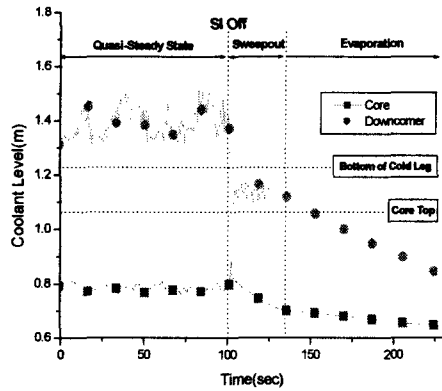


그림 1.52 원자로용기 수위(Base Case)

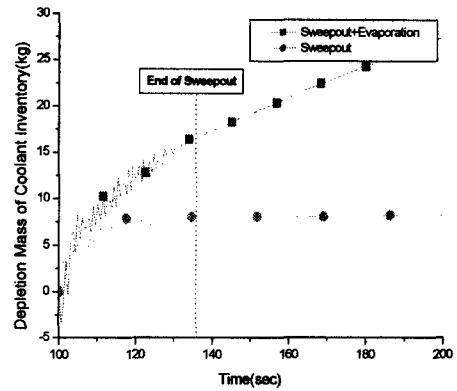


그림 1.53 원자로용기 냉각재 감소량 (Base Case)

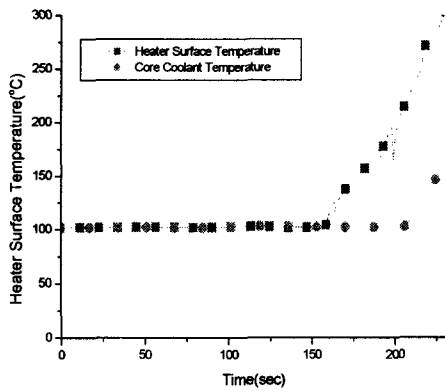


그림 1.54 전열봉 표면온도(Base Case)

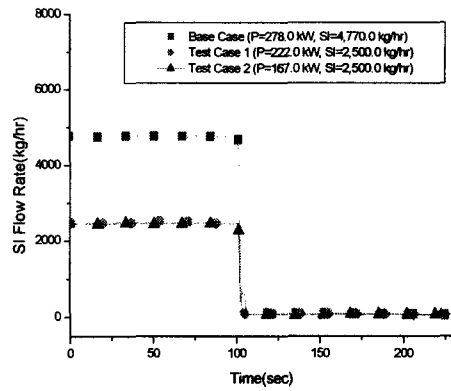


그림 1.55 SI 유량(Test Cases)

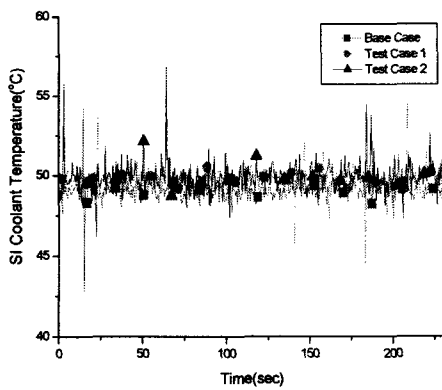


그림 1.56 SI 냉각재 온도(Test Cases)

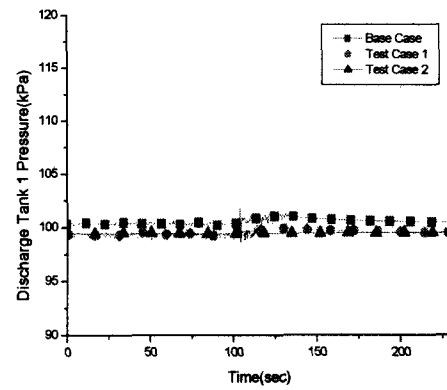


그림 1.57 방출탱크1 압력(Test Cases)

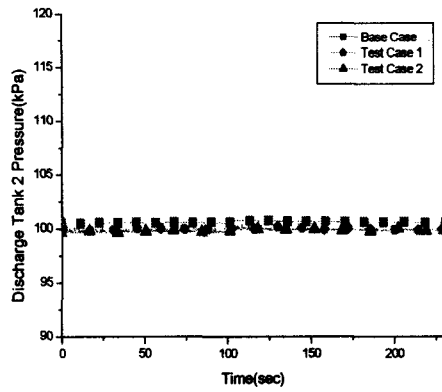


그림 1.58 방출탱크2 압력(Test Cases)

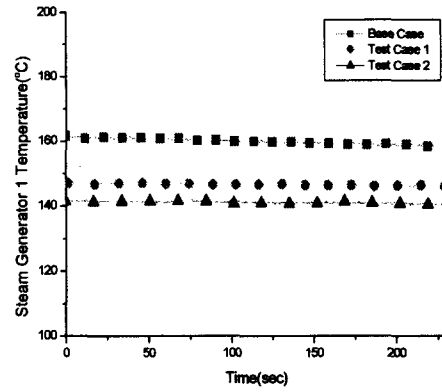


그림 1.59 증기발생기1 온도(Test Cases)

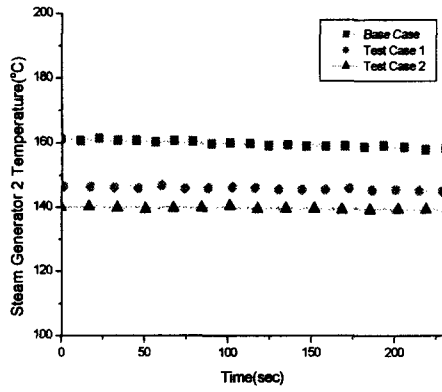


그림 1.60 증기발생기2 온도(Test Cases)

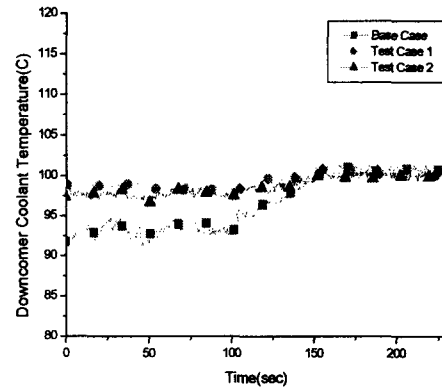


그림 1.61 파단Loop 강수부온도-상부 (Test Cases)

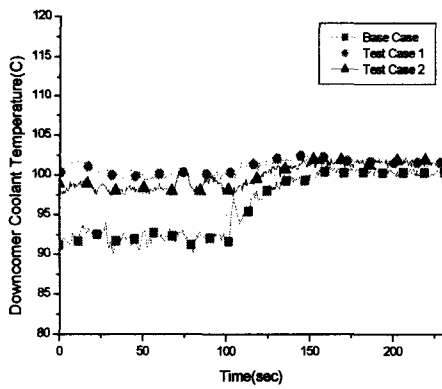


그림 1.62 건전Loop 강수부온도-상부 (Test Cases)

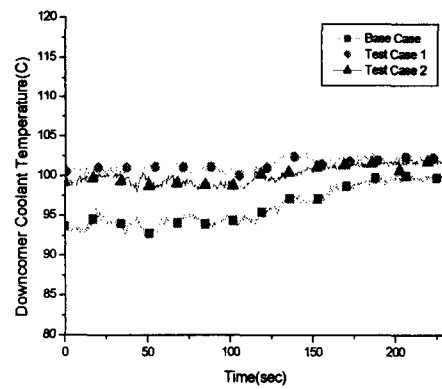


그림 1.63 파단Loop 강수부온도-중간 (Test Cases)

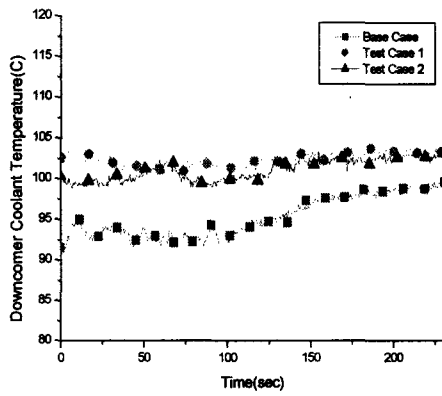


그림 1.64 건전Loop 강수부온도-중간 (Test Cases)

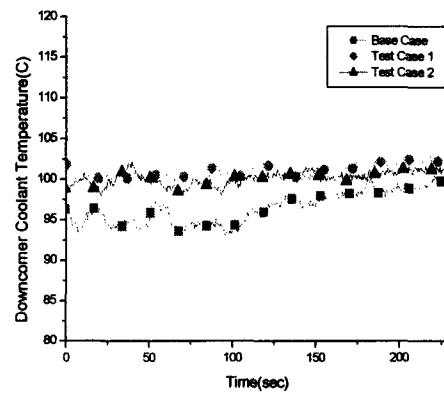


그림 1.65 파단Loop 강수부온도-하부 (Test Cases)

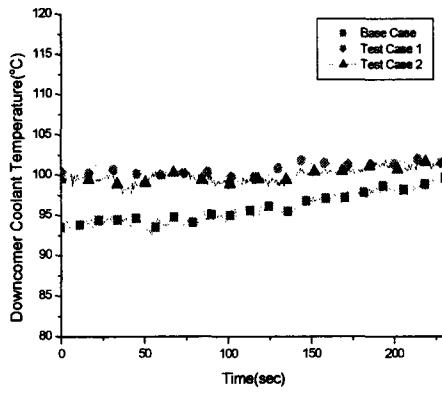


그림 1.66 건전Loop 강수부온도-하부 (Test Cases)

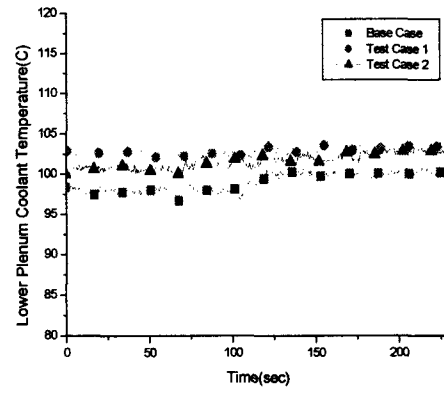


그림 1.67 하부공동 온도 (Test Cases)

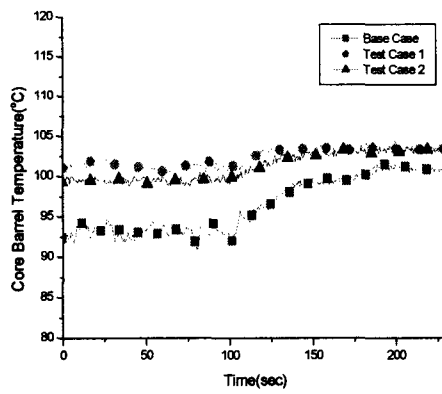


그림 1.68 노심외벽온도 (Test Cases)

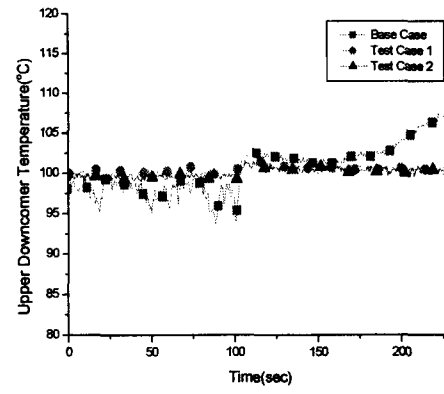


그림 1.69 파단Loop 상부강수부온도 (Test Cases)

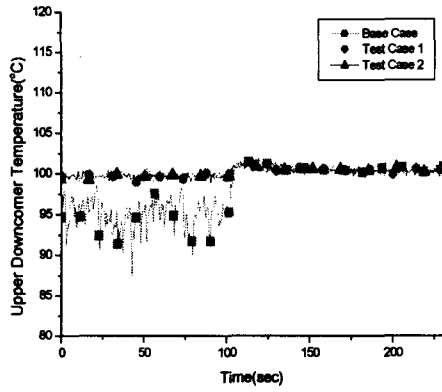


그림 1.70 건전Loop 상부강수부온도 (Test Cases)

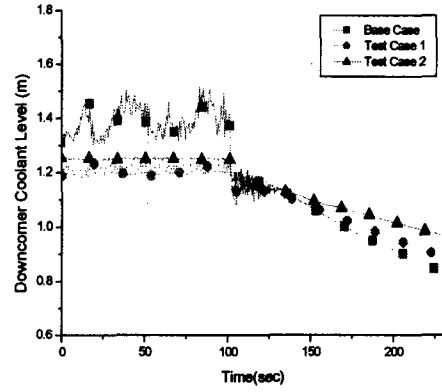


그림 1.71 강수부수위(Test Cases)

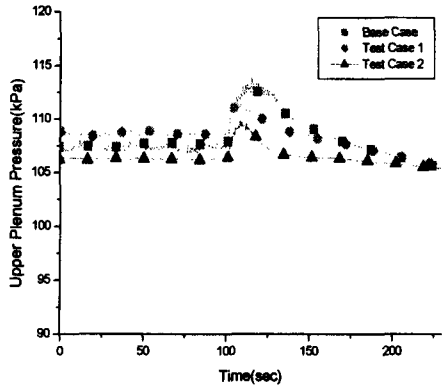


그림 1.72 상부공동 압력(Test Cases)

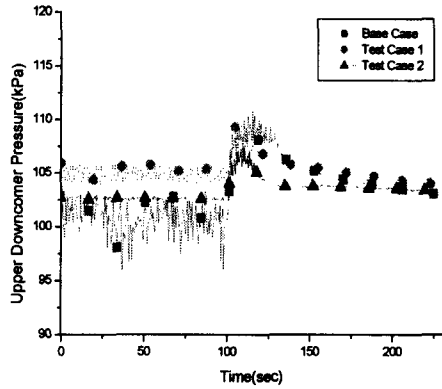


그림 1.73 강수부 압력(Test Cases)

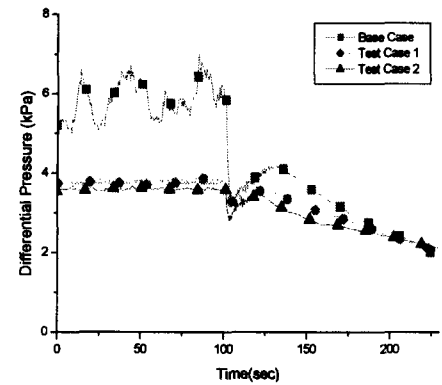


그림 1.74 상부공동-강수부 간 차압 (Test Cases)

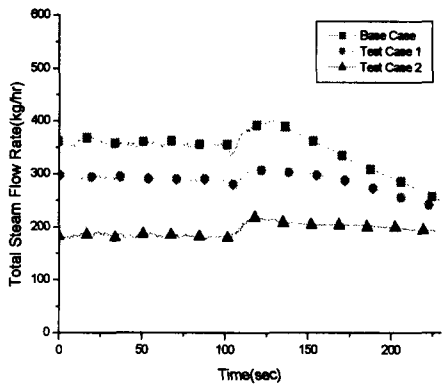


그림 1.75 총 증기유량(Test Cases)

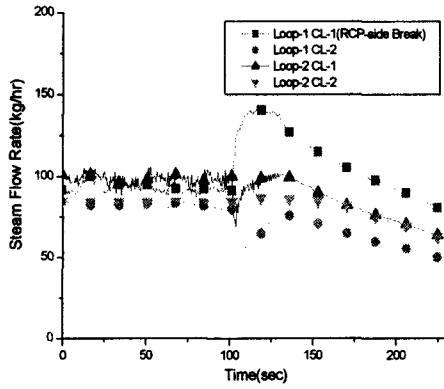


그림 1.76 저온관 증기유량 분포 (Test Cases)

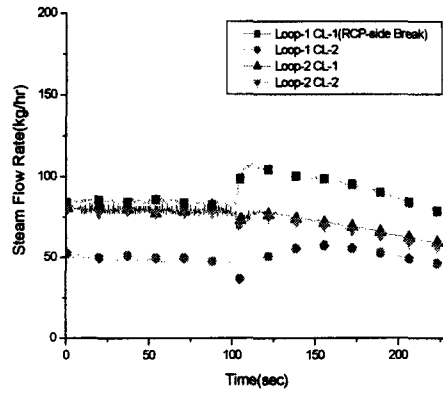


그림 1.77 저온관 증기유량 분포 (Test Case 1)

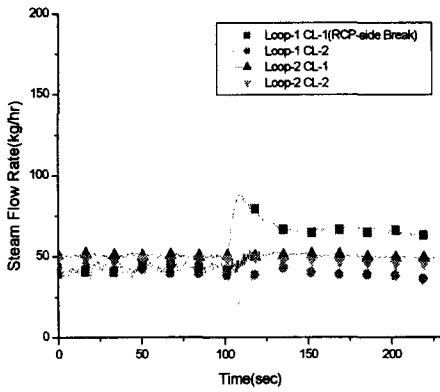


그림 1.78 저온관 증기유량 분포 (Test Case 2)

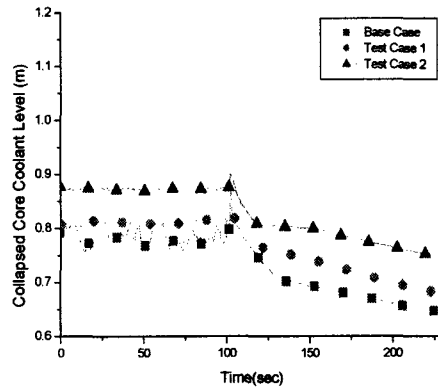


그림 1.79 노심 수위 (Test Cases)

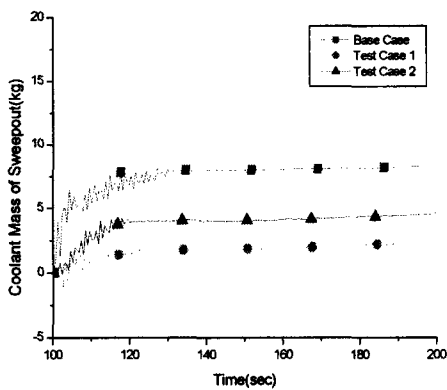


그림 1.80 Sweepout 방출량 (Test Cases)

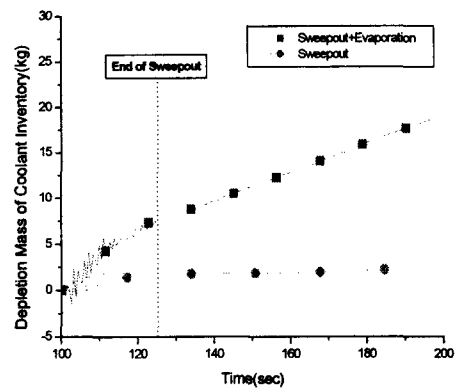


그림 1.81 원자로용기 냉각재 방출량 (Test Case 1)

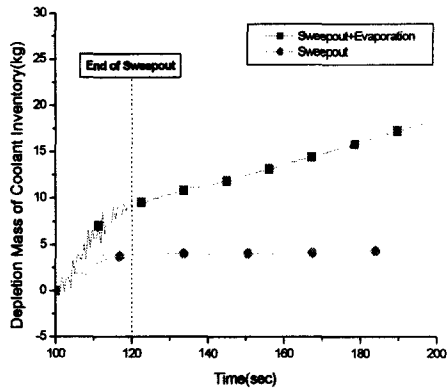


그림 1.82 원자로용기 냉각재 방출량 (Test Case 2)

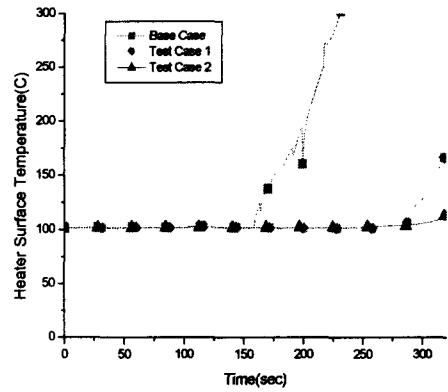


그림 1.83 전열봉 표면온도(Test Cases)

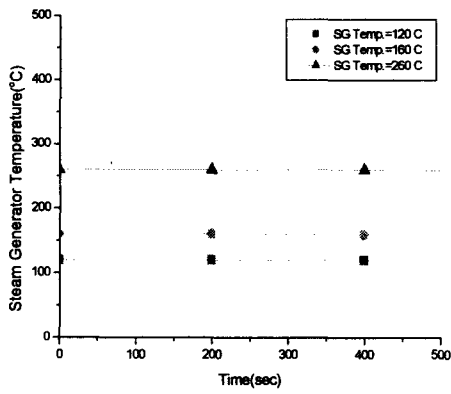


그림 1.84 증기발생기 2차측 온도 (민감도분석)

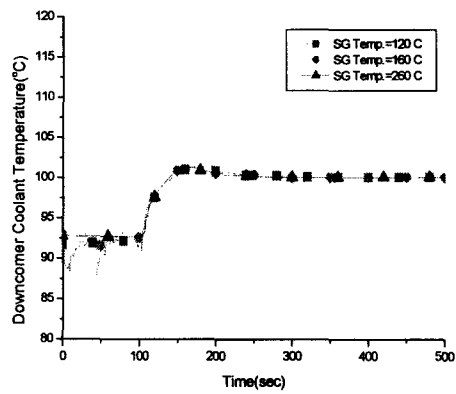


그림 1.85 하부강수부 온도(민감도분석)

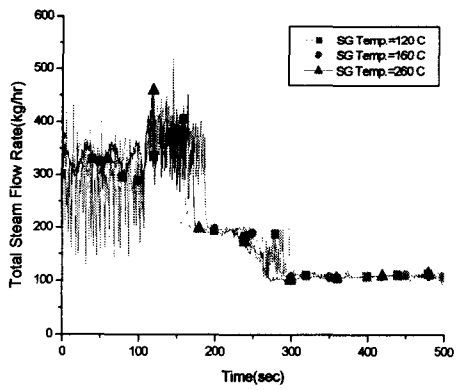


그림 1.86 총 증기유량(민감도분석)

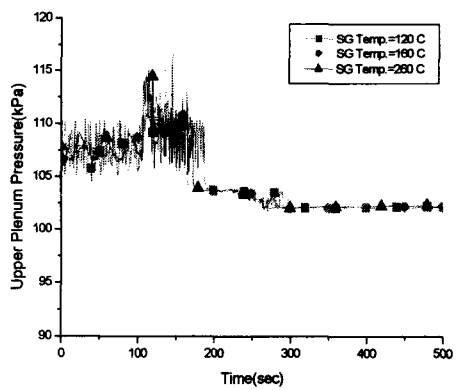


그림 1.87 상부공동 압력(민감도분석)

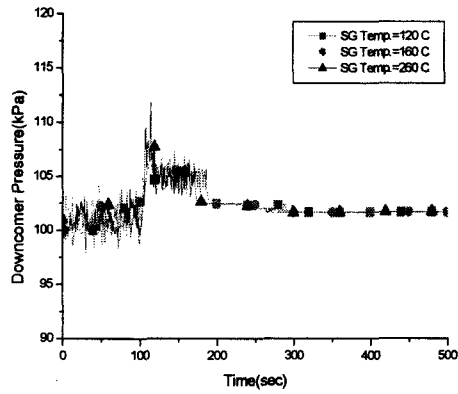


그림 1.88 강수부 압력(민감도분석)

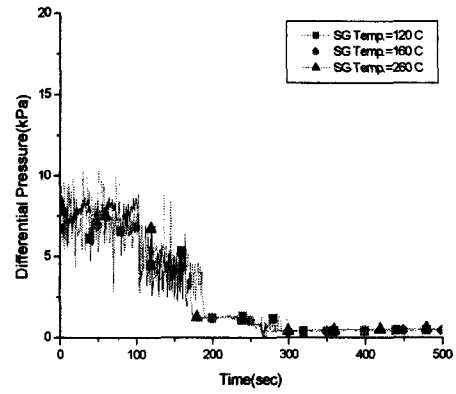


그림 1.89 상부공동-강수부 간 차압 (민감도분석)

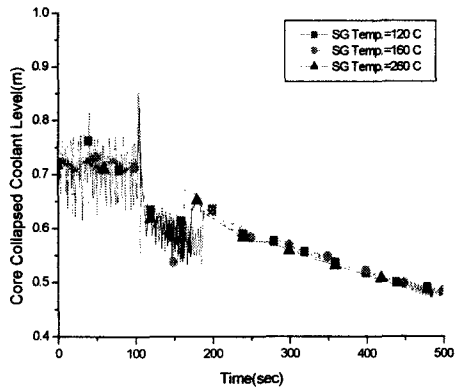


그림 1.90 노심 수위(민감도분석)

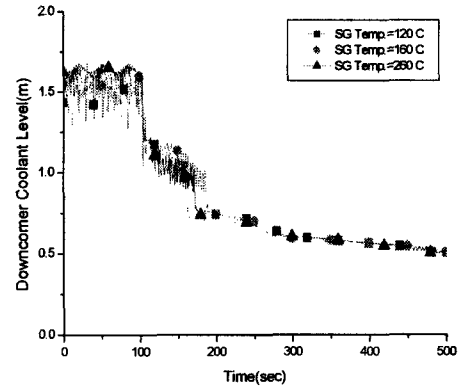


그림 1.91 강수부 수위(민감도분석)

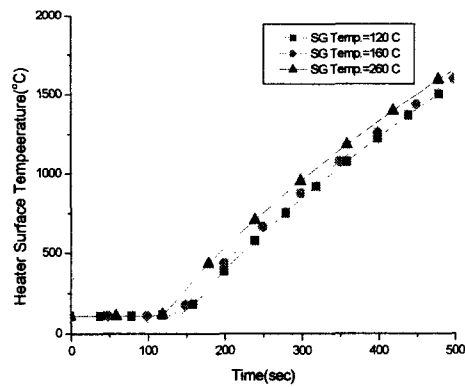


그림 1.92 전열봉 표면온도(민감도분석)

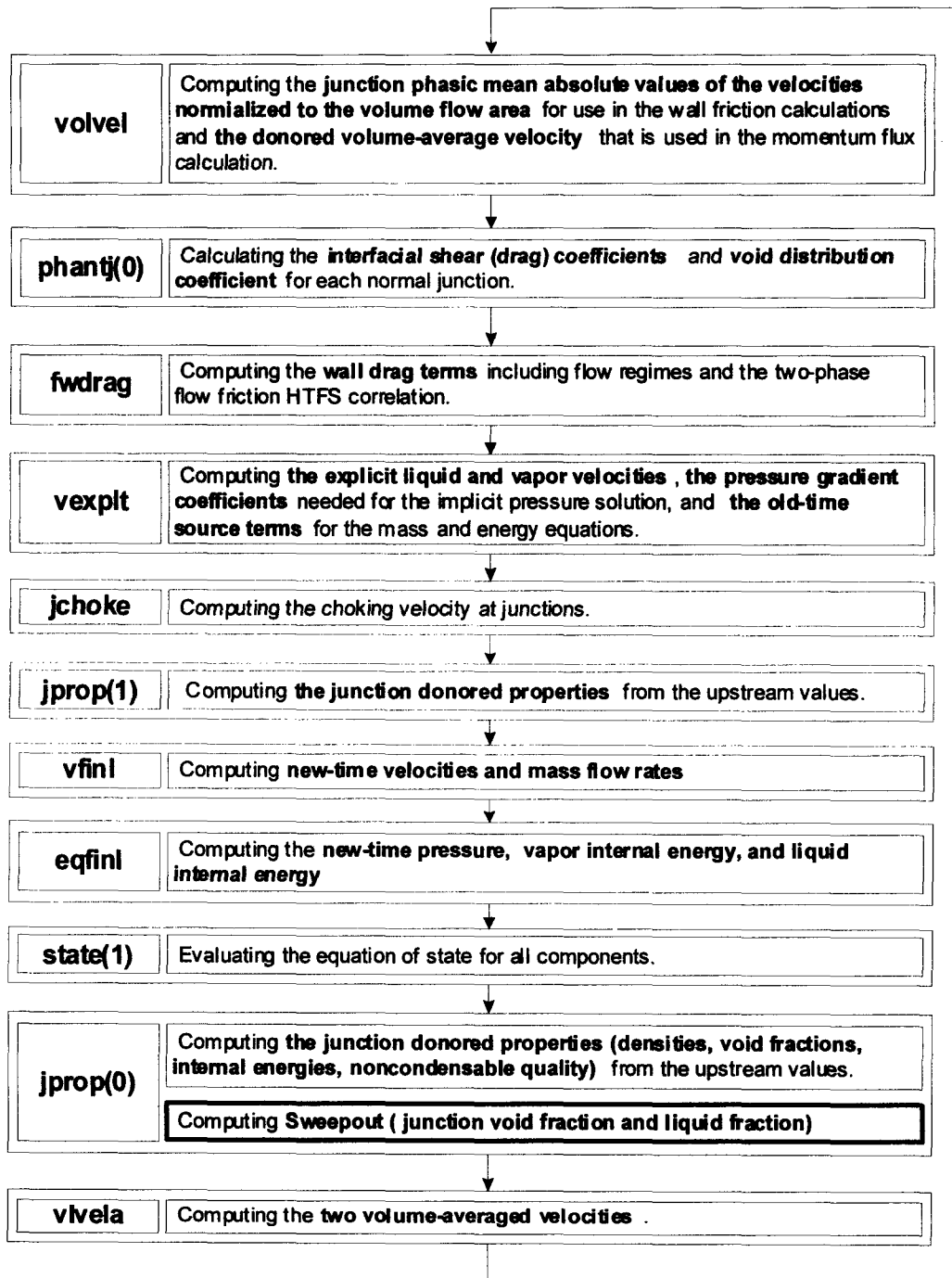


그림 1.93 Hydro 서브루틴

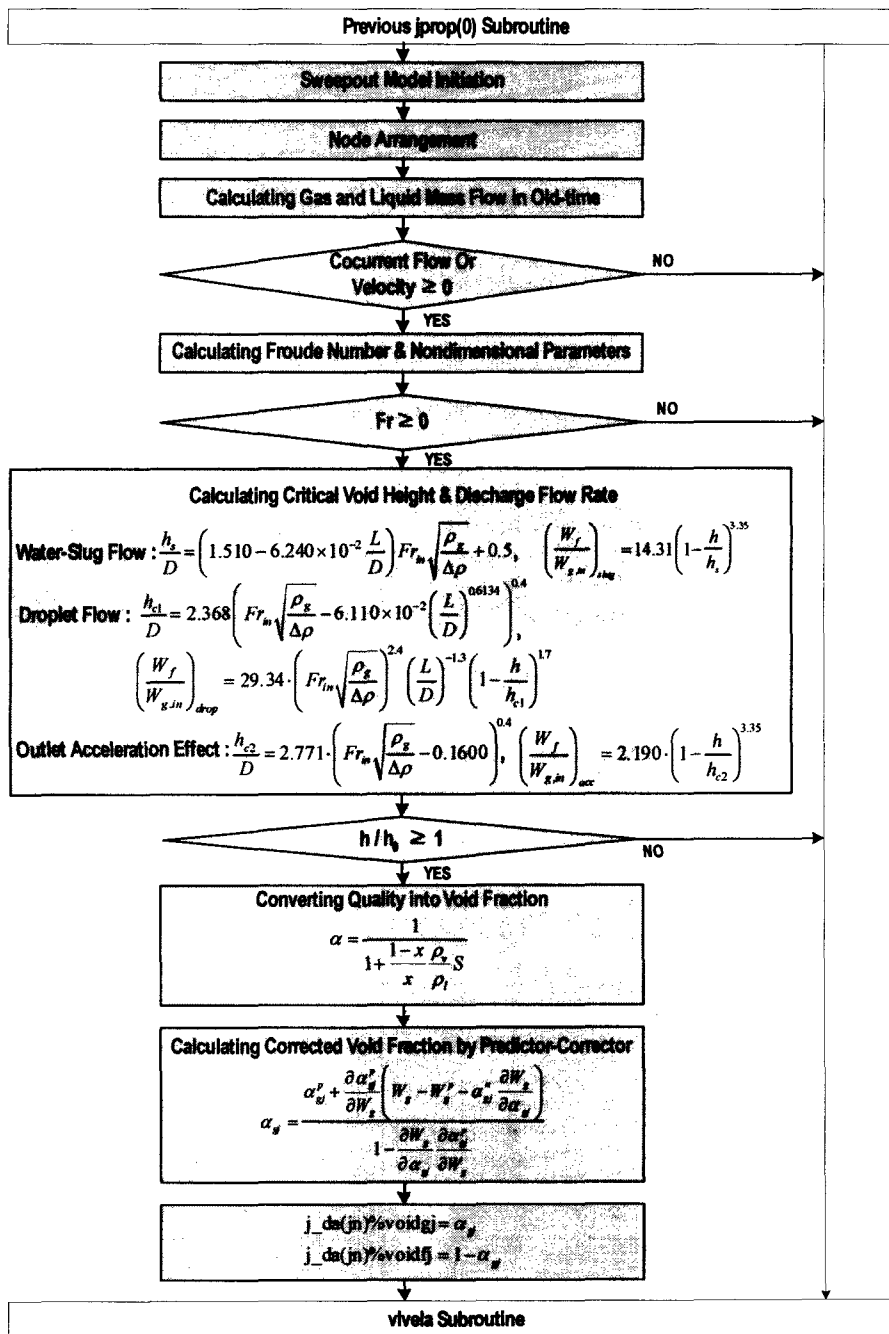


그림 1.94 Sweepout 서브루틴의 흐름도

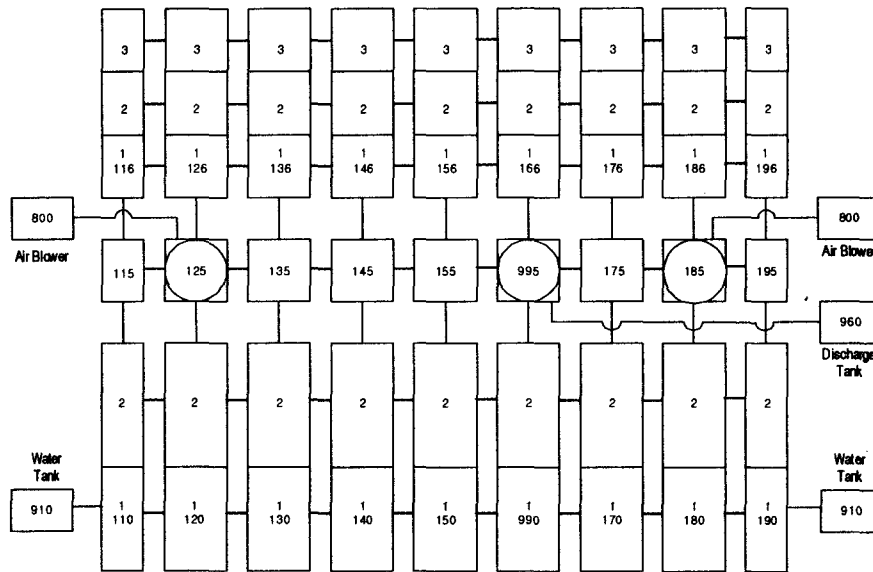


그림 1.95 Sweepout 실험장치 Nodalization(2노드)

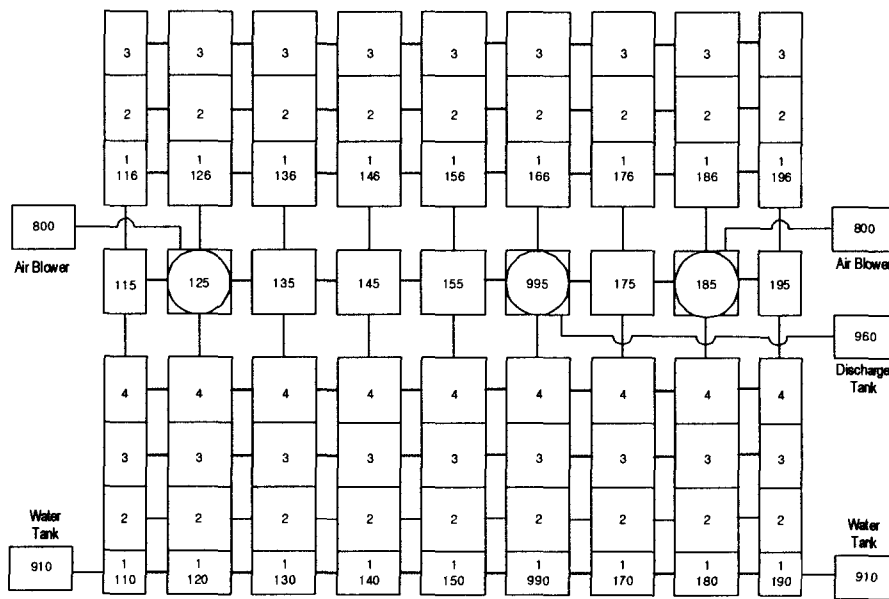


그림 1.96 Sweepout 실험장치 Nodalization(4노드)

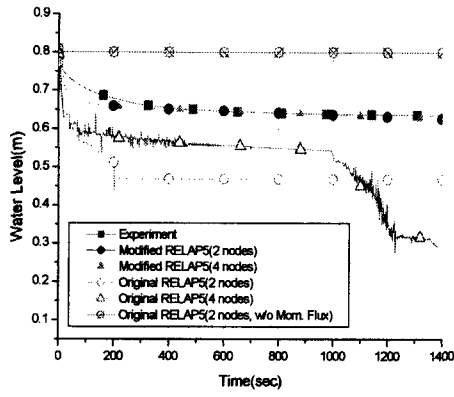


그림 1.97 Sweepout 실험 해석(D1)

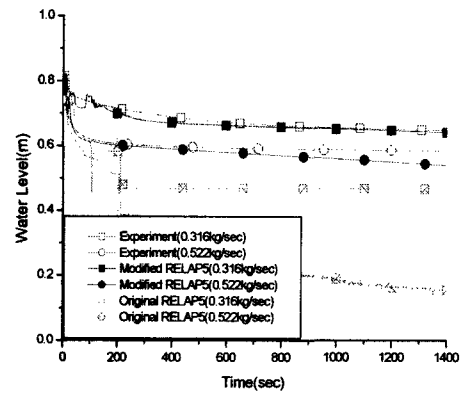


그림 1.98 Sweepout 실험 해석(S1)

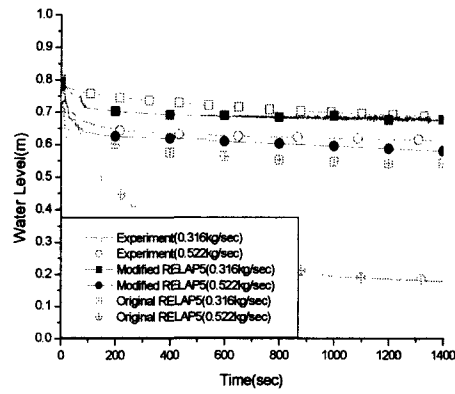


그림 1.99 Sweepout 실험 해석(S2)

SNUF Nodalization of
RELAP5/MOD3.3

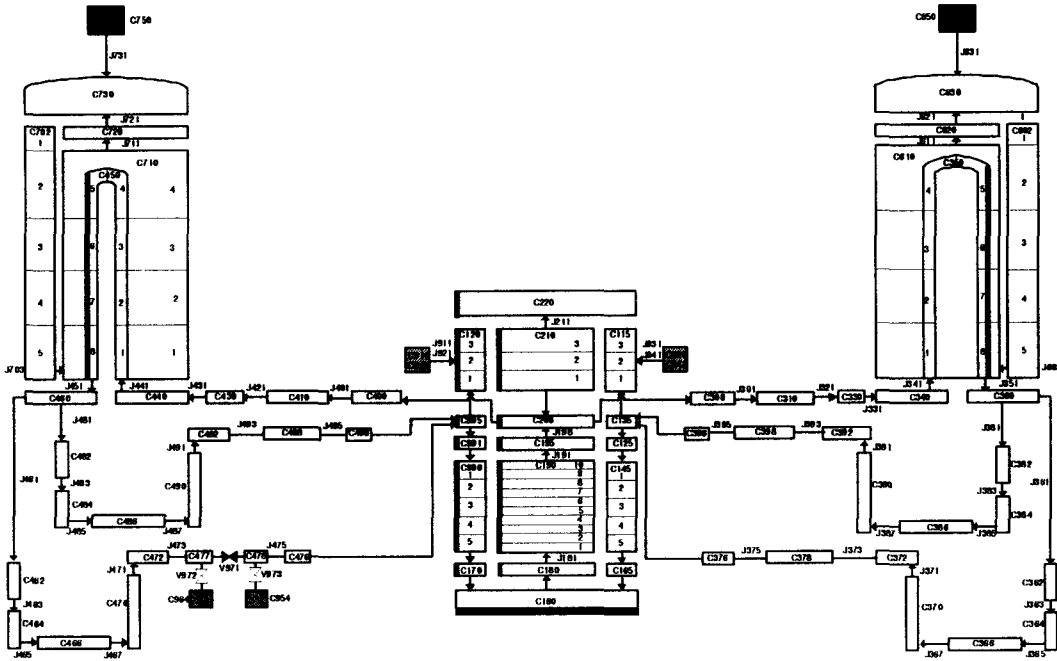


그림 1.100 SNUF Nodalization

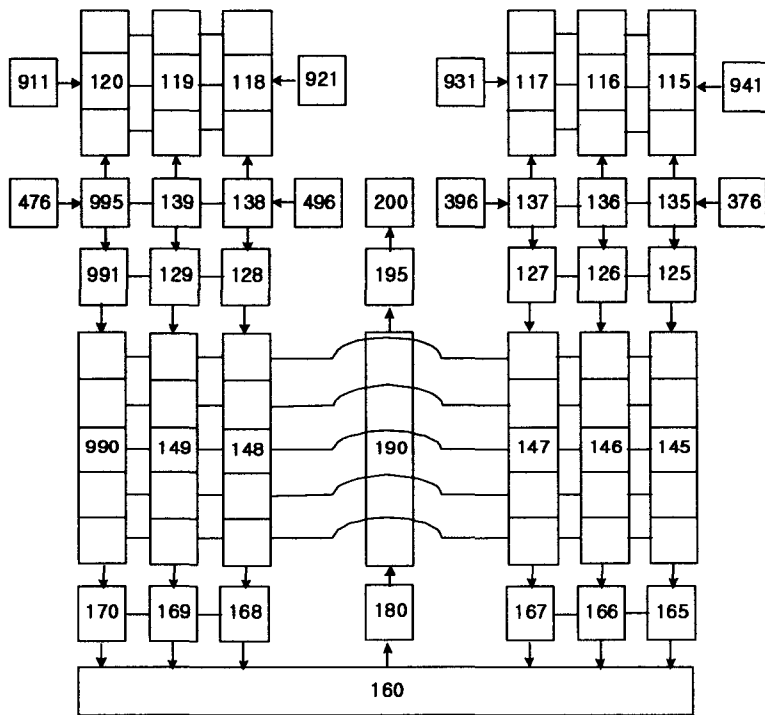


그림 1.101 SNUF 강수부 Nodalization

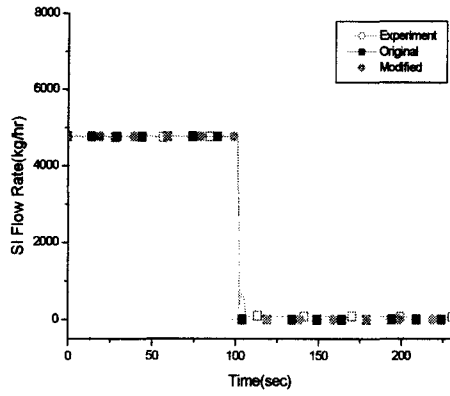


그림 1.102 안전주입유량
(Base Case, 코드평가)

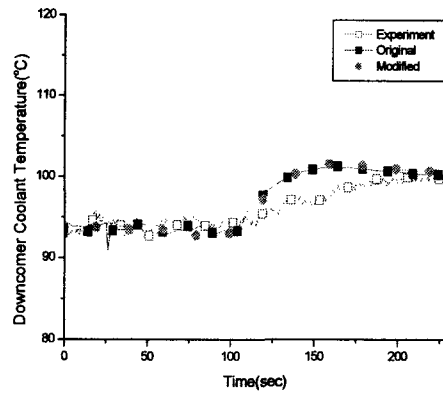


그림 1.103 강수부 냉각재온도-상부
(Base Case, 코드평가)

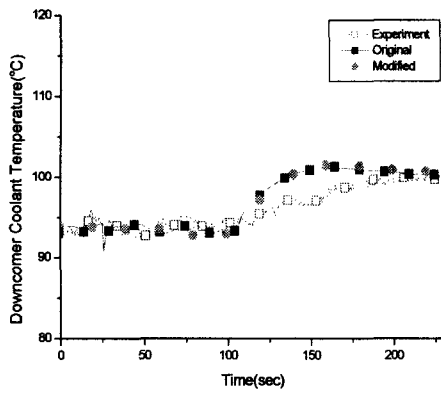


그림 1.104 강수부 냉각재온도-중간
(Base Case, 코드평가)

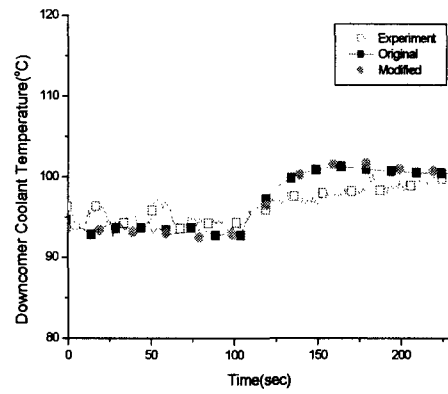


그림 1.105 강수부 냉각재온도-상부
(Base Case, 코드평가)

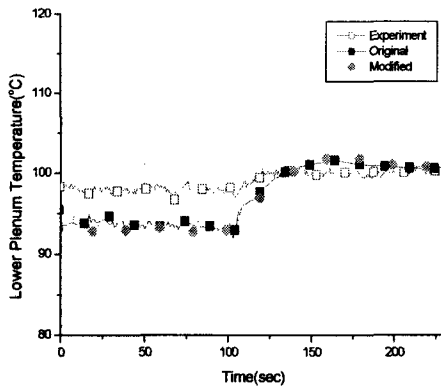


그림 1.106 하부공동온도
(Base Case, 코드평가)

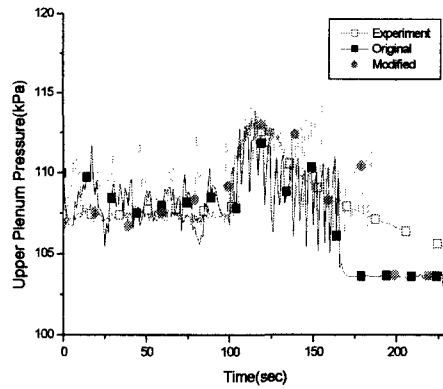


그림 1.107 상부공동압력
(Base Case, 코드평가)

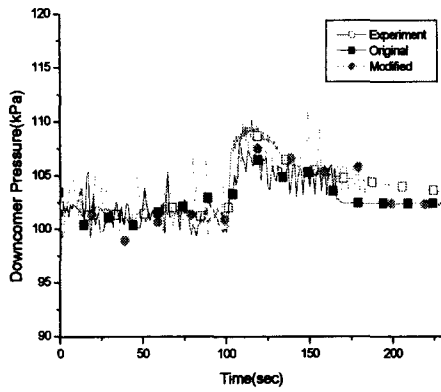


그림 1.108 강수부 압력
(Base Case, 코드평가)

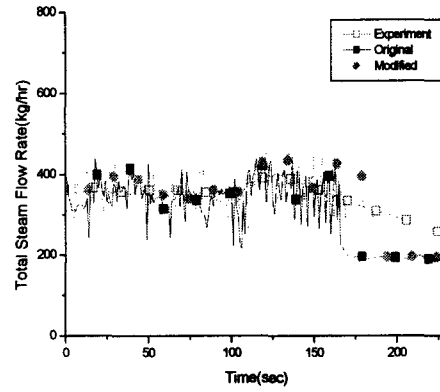


그림 1.109 총 증기유량
(Base Case, 코드평가)

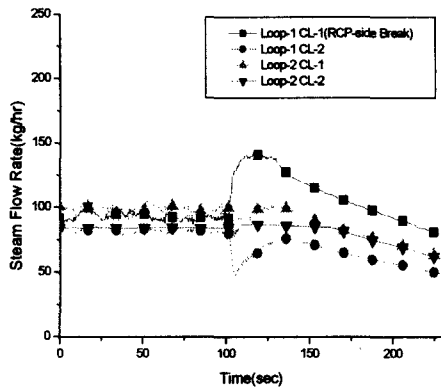


그림 1.110 저온관 유량분포 - 실험
(Base Case, 코드평가)

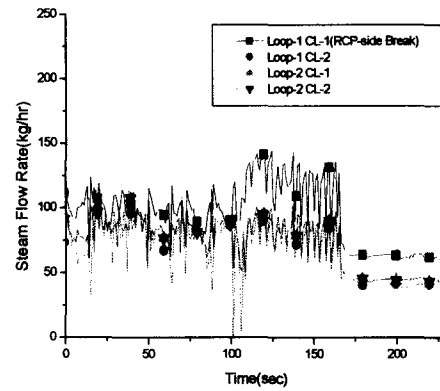


그림 1.111 저온관 유량분포 - 기존코드
(Base Case, 코드평가)

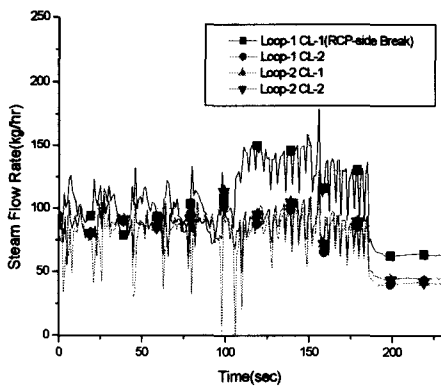


그림 1.112 저온관 유량분포 - 수정코드
(Base Case, 코드평가)

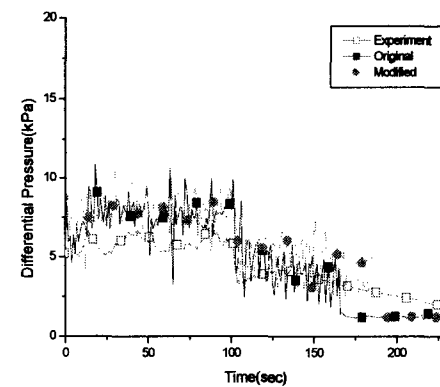


그림 1.113 상부공동 - 강수부 간 차압
(Base Case, 코드평가)

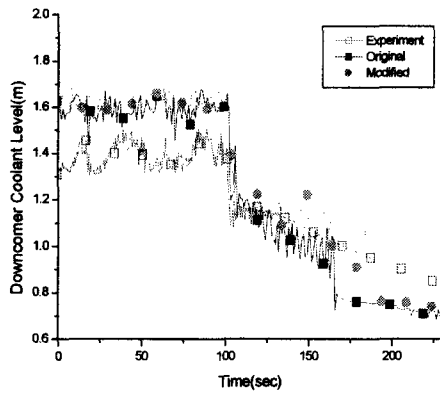


그림 1.114 강수부 수위
(Base Case, 코드평가)

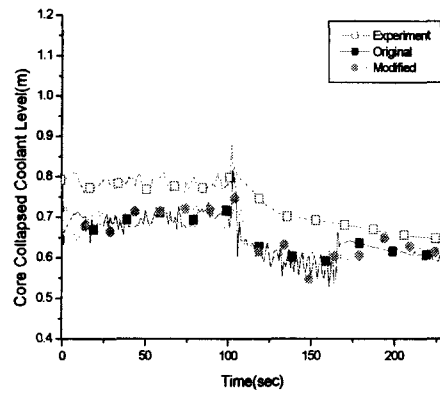


그림 1.115 노심 수위(Base Case, 코드평가)

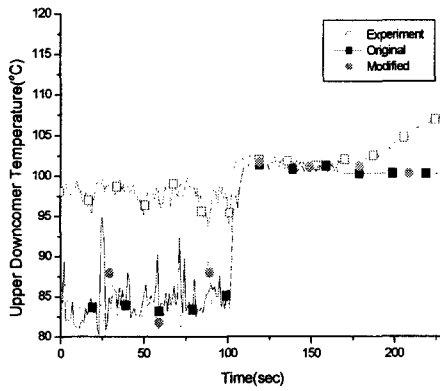


그림 1.116 파단 Loop 강수부 온도
(Base Case, 코드평가)

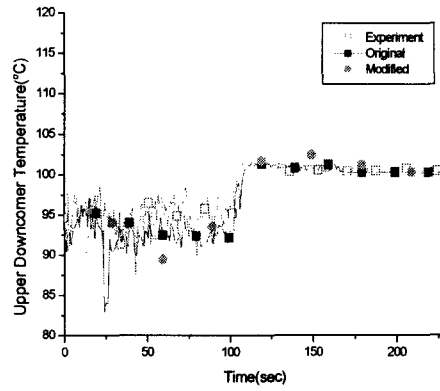


그림 1.117 건전 Loop 강수부 온도
(Base Case, 코드평가)

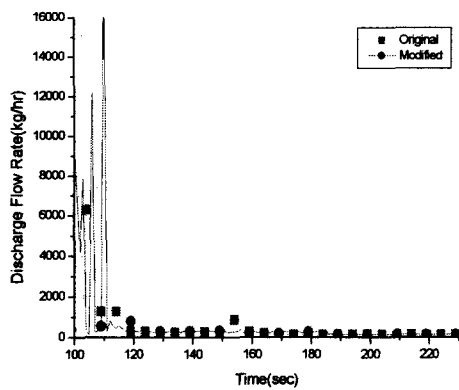


그림 1.118 방출유량(Base Case, 코드평가)

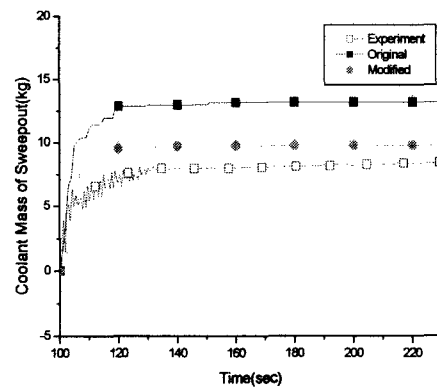


그림 1.119 Sweepout 방출량
(Base Case, 코드평가)

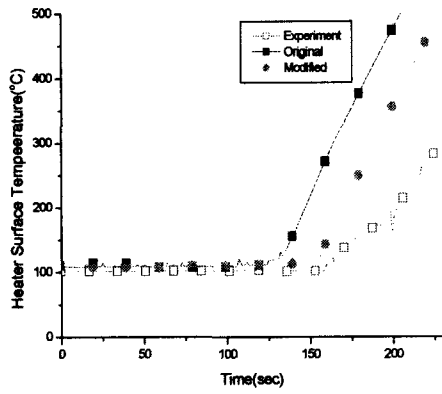


그림 1.120 전열봉 표면온도(Base Case, 코드평가)

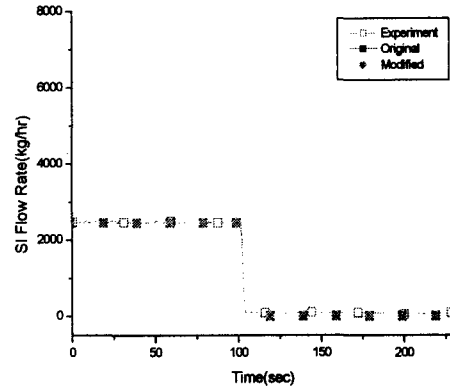


그림 1.121 SI 유량(Test Case 1, 코드평가)

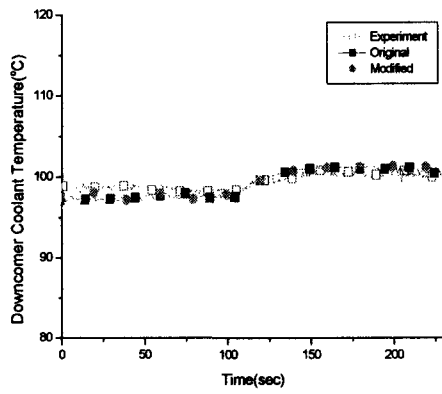


그림 1.122 강수부온도 - 상부 (Test Case 1, 코드평가)

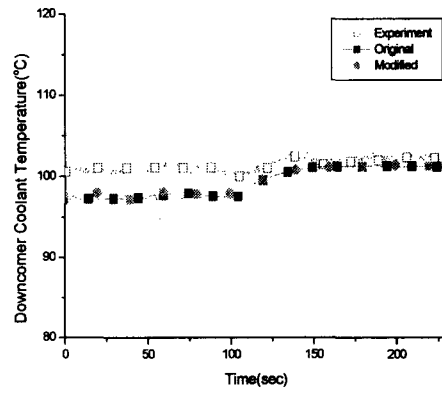


그림 1.123 강수부온도 - 중간 (Test Case 1, 코드평가)

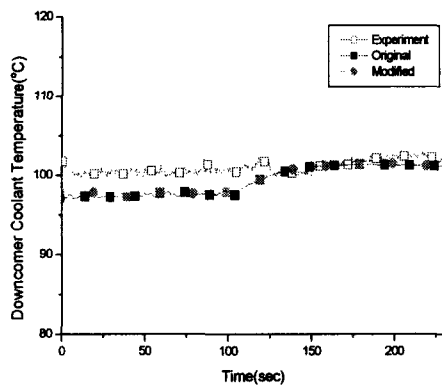


그림 1.124 강수부온도 - 하부 (Test Case 1, 코드평가)

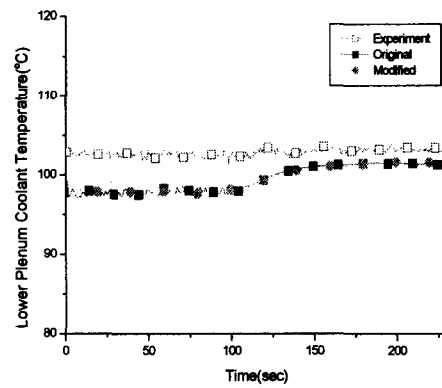


그림 1.125 하부공동 온도 (Test Case 1, 코드평가)

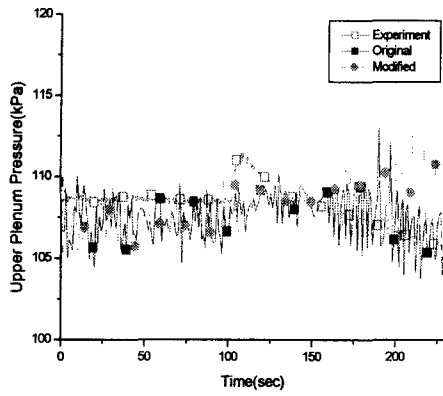


그림 1.126 상부공동 온도
(Test Case 1, 코드평가)

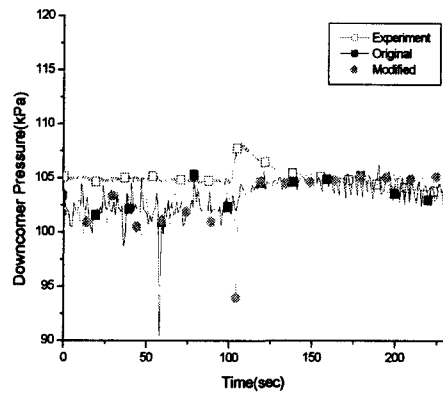


그림 1.127 강수부 압력
(Test Case 1, 코드평가)

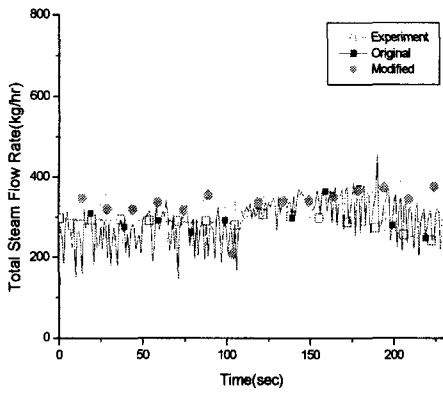


그림 1.128 총 증기유량
(Test Case 1, 코드평가)

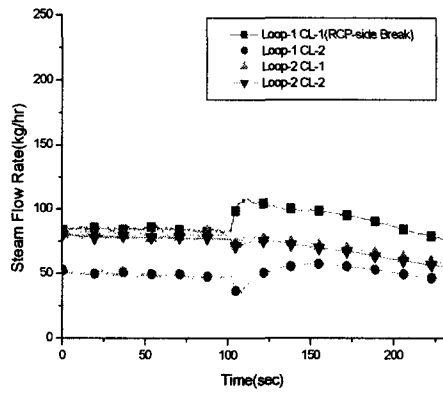


그림 1.129 저온관 증기유량 분포 - 실험
(Test Case 1, 코드평가)

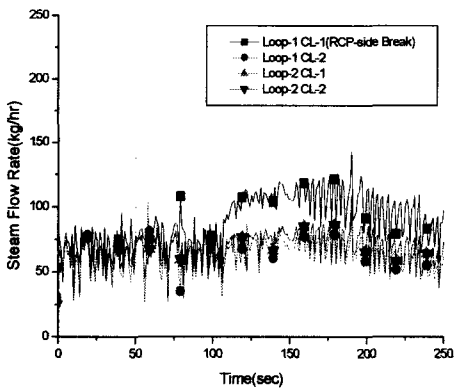


그림 1.130 저온관 증기유량분포 - 기존코드
(Test Case 1, 코드평가)

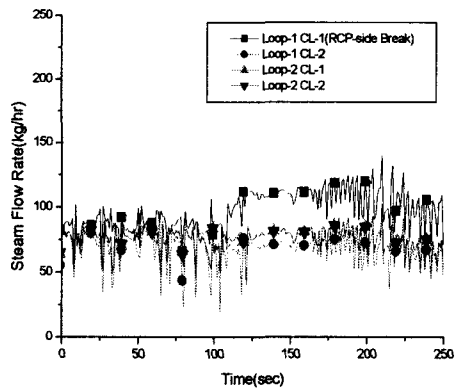


그림 1.131 저온관 증기유량분포 - 수정코드
(Test Case 1, 코드평가)

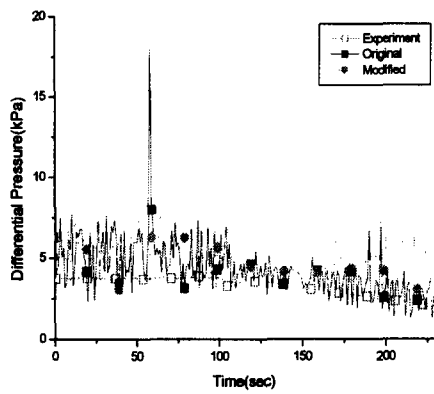


그림 1.132 상부공동 - 강수부 간 차압
(Test Case 1, 코드평가)

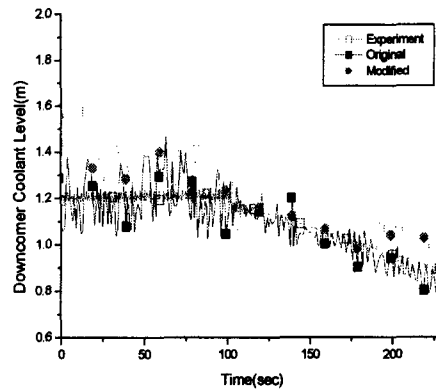


그림 1.133 강수부 수위
(Test Case 1, 코드평가)

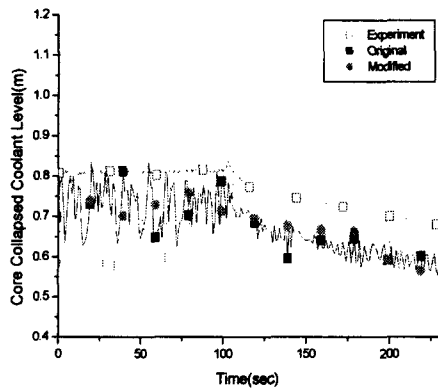


그림 1.134 노심 수위
(Test Case 1, 코드평가)

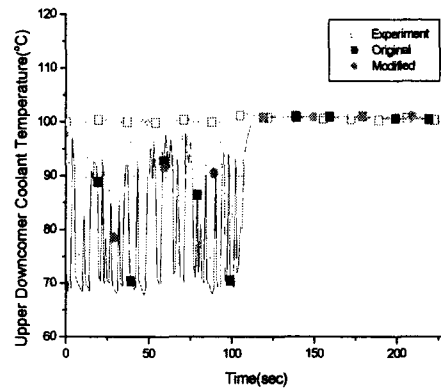


그림 1.135 파단 Loop 상부강수부 온도
(Test Case 1, 코드평가)

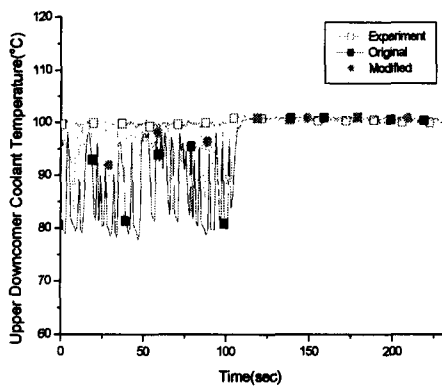


그림 1.136 건전 Loop 상부강수부 온도
(Test Case 1, 코드평가)

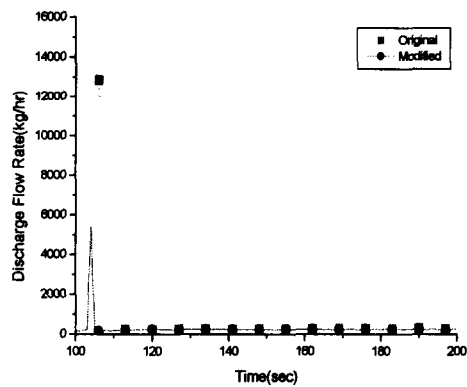


그림 1.137 방출유량 (Test Case 1, 코드평가)

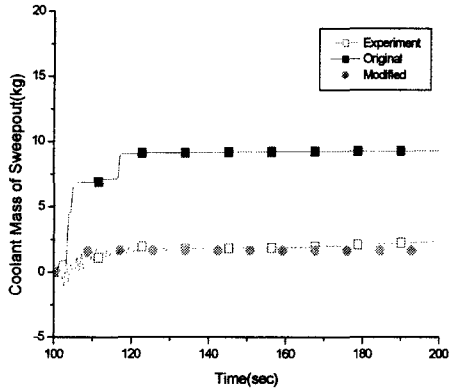


그림 1.138 Sweepout 방출 유량
(Test Case 1, 코드평가)

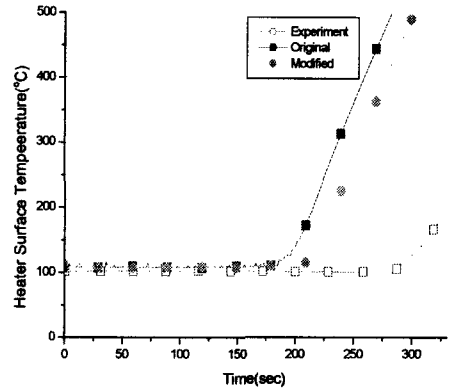


그림 1.139 전열봉 표면온도
(Test Case 1, 코드평가)

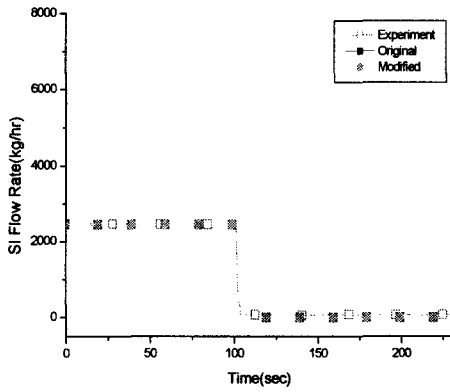


그림 1.140 SI 유량(Test Case 2, 코드평가)

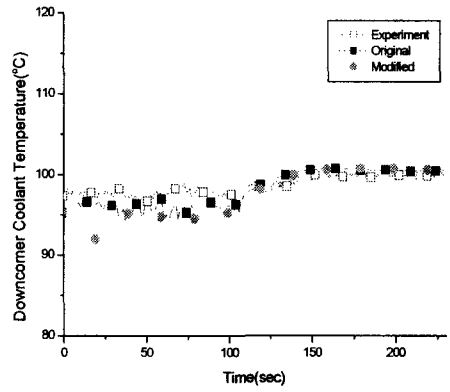


그림 1.141 강수부 온도 - 상부
(Test Case 2, 코드평가)

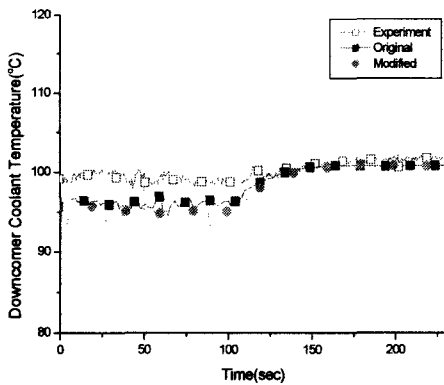


그림 1.142 강수부 온도 - 중간
(Test Case 2, 코드평가)

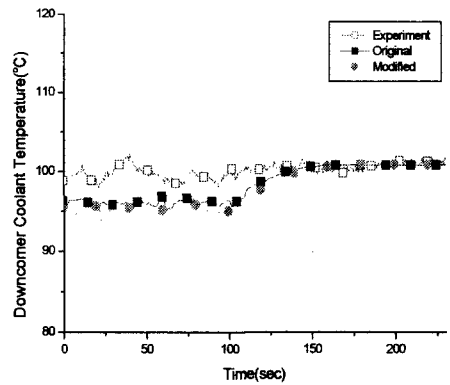


그림 1.143 강수부 온도 - 하부
(Test Case 2, 코드평가)

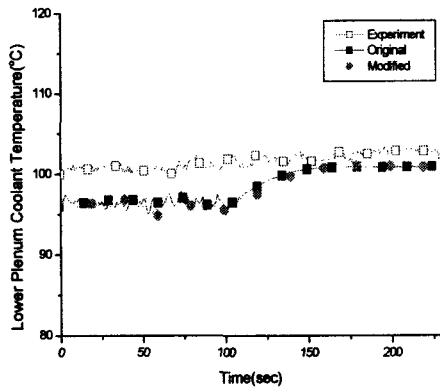


그림 1.144 하부공동 온도
(Test Case 2, 코드평가)

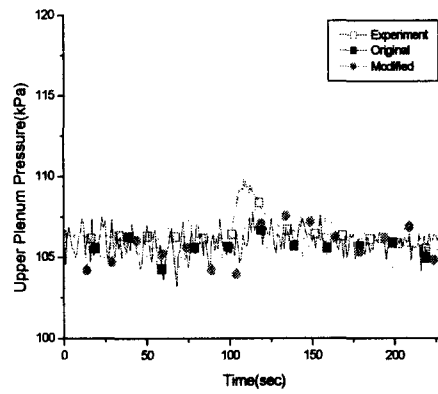


그림 1.145 상부공동 온도
(Test Case 2, 코드평가)

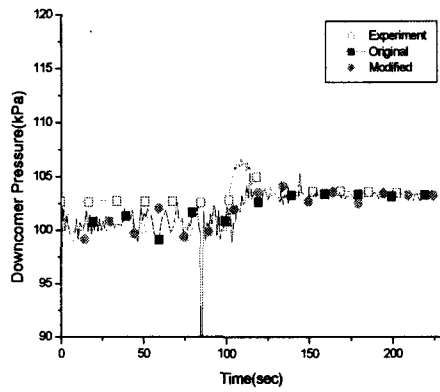


그림 1.146 강수부 압력
(Test Case 2, 코드평가)

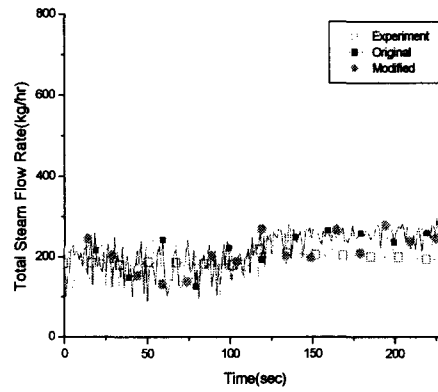


그림 1.147 총 증기유량
(Test Case 2, 코드평가)

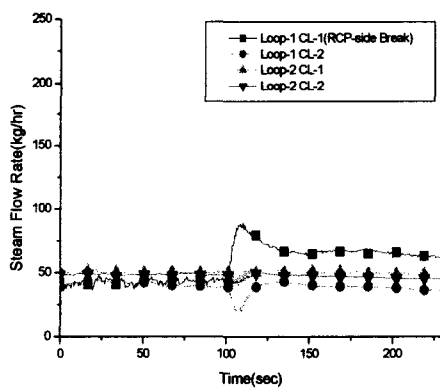


그림 1.148 저온관 증기유량 분포 - 실험
(Test Case 2, 코드평가)

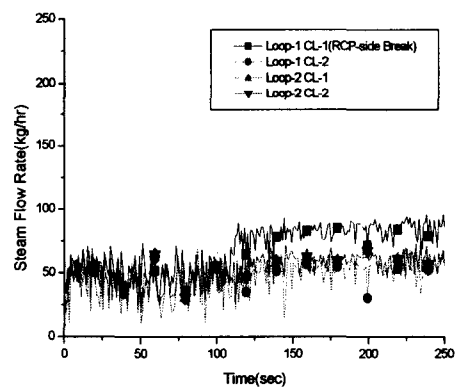


그림 1.149 저온관 증기유량 분포 - 기존코드
(Test Case 2, 코드평가)

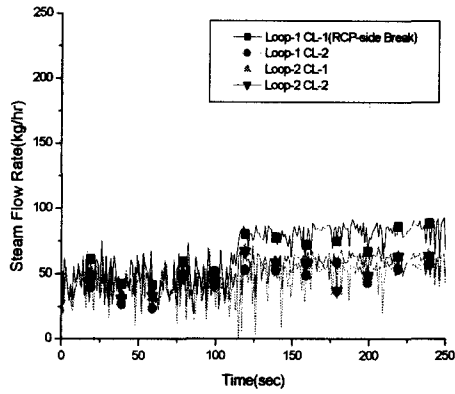


그림 1.150 저온관 증기유량분포 - 수정코드
(Test Case 2, 코드평가)

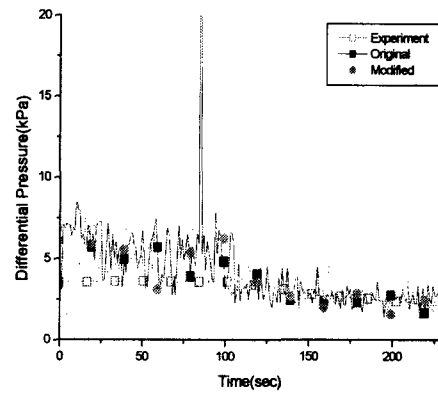


그림 1.151 상부공동 - 강수부 간 차압
(Test Case 2, 코드평가)

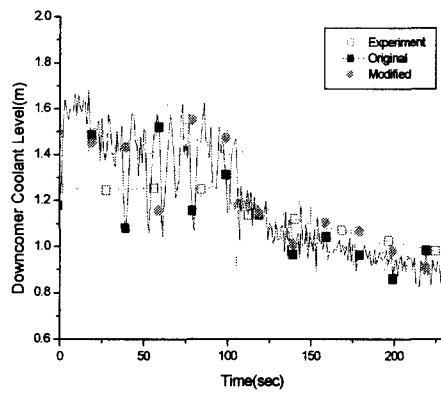


그림 1.152 강수부 수위
(Test Case 2, 코드평가)

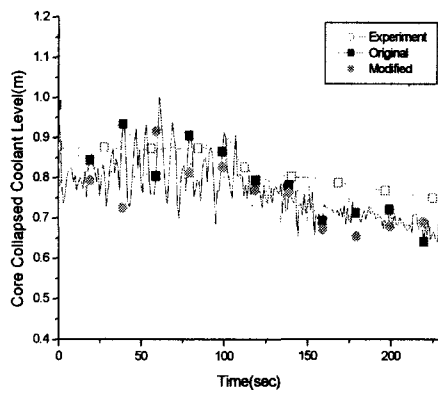


그림 1.153 노심수위 (Test Case 2, 코드평가)

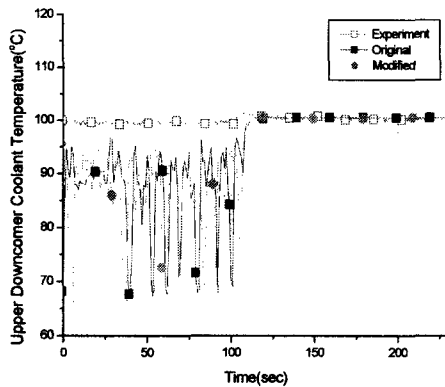


그림 1.154 파단 Loop 상부강수부 온도
(Test Case 2, 코드평가)

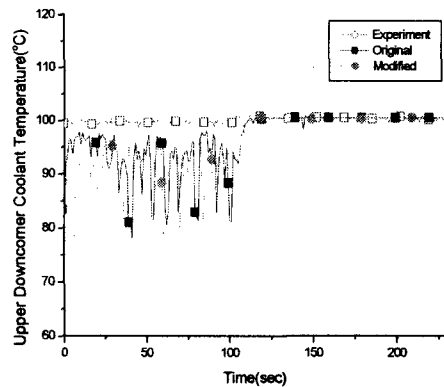


그림 1.155 건전 Loop 상부강수부 온도
(Test Case 2, 코드평가)

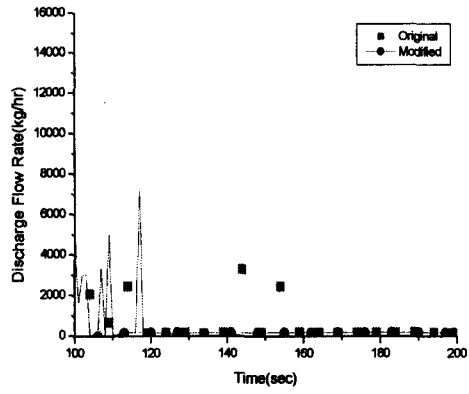


그림 1.156 방출유량(Test Case 2, 코드평가)

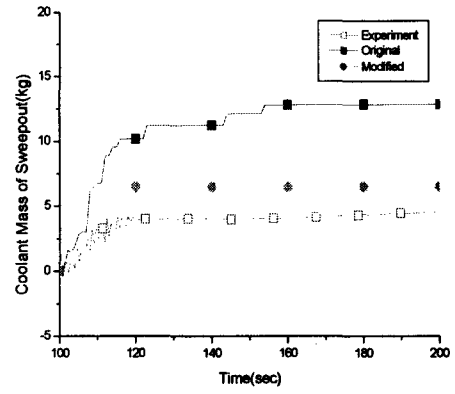


그림 1.157 Sweepout 방출유량
(Test Case 2, 코드평가)

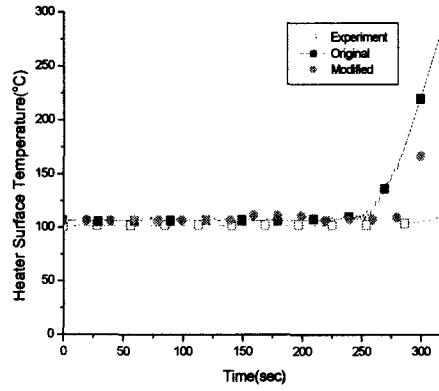


그림 1.158 전열봉 표면온도
(Test Case 2, 코드평가)

제 2 절 중대사고 실험

1. LAMDA (Lumped Alloy Metal Degrading Apparatus)

가. 연구목표

본 실험에서는 냉각재 상실사고 시 노심용융물의 진행과정 모사를 하고자 한다. 외국의 경우 실제 핵연료를 통한 실험들이 이루어졌으나 국내에서는 아직 핵연료 용융에 관련한 실험이 전무하기 때문에 실제 핵연료 물질 대신에 상사물질을 사용함에 따라 그 결과의 적용성에 많은 한계점이 있으나 국가지정연구실의 연구목적인 열수력, 중대사고 연계에는 필수적인 실험이다. 즉 열수력 실험에서 수행되는 결과로는 대형 냉각재 상실사고 이후 노심의 수위가 감소하게 되고 이어서 노심이 노출되고 용융에 까지 이르게 된다. 이 때 노심수위 감소율을 제공받아서 비록 상사물질이지만 노심 수위 변화에 따른 용융거동을 관찰할 수 모사할 수 있다. 용융물이 하반구에 재배치되는 양의 결정은 곧 원자로 하부 냉각에 필요한 열속 제공의 초기조건을 제공할 수 있다. 노심 용융의 과정에서 발생하는 국부적인 현상의 모델링화를 통해 기존 전산 코드에 적용이 가능하고, 이는 보수적인 결과를 최적화 하는데 도움이 될 수 있을 것으로 판단된다.

나. 노심용융진행

원자로의 냉각재 상실사고가 발생 시 안전계통 작동에 의해 냉각수 주입이 이루어지지 않으면 과도한 냉각재의 상실로 인한 노심의 노출이 발생할 수 있다. 또는 2차 계통의 주급수가 상실되었다면 열침이 상실되는 결과를 초래하여 1차계통의 온도와 압력이 상승하게 된다. 이때 일차계통의 방출밸브가 열리고 1차측의 냉각재의 재고량이 감소하게 된다. 이러한 경우에 ECCS 가 작동하지 않는다면 바로 노심의 노출로 이어질 것이다. 노심의 노출이 발생하면 노출된 노심에서 피복재(Zr)와 연료봉(UO₂)사이의 산화반응(U-Zr-O)이 일어나게 된다. 이러한 산화반응은 발열반응이므로 붕괴열과 함께 피복재와 연료봉의 온도를 높이는 결과를 초래한다. 온도가 높아질수록 피복재와 연료봉간의 산화반응은 가속화되고 노심의 온도는 지속적인 상승을 겪게되고 이는 결국 노심의 전반적인 용융으로 이어지게 된다. 이러한 노심용융의 과정을 단계적으로 정리해 보면 다음과 같다. 먼저 고온 고압의 환경을 겪게 되면 피복재의 변형이 일어나게 된다. 그리고 만일 노심의 온도가 제어봉의 구성 성분인 Ag, In, Cd 합금의 용융점 부근인 800 °C 에 이르게 되면 제어봉 물질의 용융이 시작된다. 또한 B4C와 스테인레스 스틸, Zr-In 등의 공융 반응이 일어나게 된다. 이 때 지르칼로이 피복재의 수증기와 연료봉의 UO₂와의 산화반응과 취성화(embrittlement)에 의한 연료봉의 파편화(fragmentation)를 초래할 수도 있다. 그리고 지속적인 화학반응으로 인한 온도의 상

승으로 인해 핵연료봉의 온도가 1200 °C 부근에 이르게 되면 수증기에 의한 In과 S-S(stainless steel)의 산화반응에 이은 용융이 일어나게 된다. 이러한 반응은 금속 용융물을 형성하여 노심용융 현상의 시발점이 된다. 그리고 이러한 과정에서 국부적인 연료봉의 손상이 발생할 수 있다. 핵연료봉의 온도가 1760 °C 부근에 이르게 되면 금속 지르칼로이 피복재의 용융 또는 α -Zr(O)의 용융이 일어난다. 피복재의 용융이 시작됨에 따라 고체의 UO_2 핵연료는 화학적으로 용해되고 용융온도보다 약 1000 K 정도 낮은 온도에서 액화된다. 이 결과에 따라 액화된 핵연료의 재배치는 2000°C에서 이미 발생할 수 있다. 이 때 연료봉과 피복재의 금속 용융물과 액체 세라믹의 재배치와 고화에 따른 냉각재 유로의 봉쇄는 노심 손상을 확장시킨다. 2000°C에서 2850 °C 사이의 온도를 갖는 노심 영역에서는 느린 노심 가열 동안에 또는 용융물 Zr 에 의한 UO_2 의 용해의 결과로 형성되는 U-Zr-O 고체용액이 녹아서 재배치되기 시작한다. 2850 °C 이상에서는 원자로 노심의 모든 구성 성분과 화학적으로 형성된 상태들이 용융되고 여기에는 최고의 녹는점을 갖는 UO_2 도 포함된다. 이 시점에서는 노심의 모든 물질들의 용융이 완결되고 용융된 세라믹을 형성한다. 이러한 현상은 노심 전체의 붕괴 (destruction)로 이어진다. 그림 2-1.1은 각 온도 영역별 노심 용융 관련 현상들에 대해 보여주고 있다.

다. 실험 장치

(1) 전열봉 설계

본 실험에 사용되었던 전열봉들은 길이가 80 cm이고 지름이 10 mm이며 피복되는 재료의 열적 특성을 감안하여 용량은 200 W를 사용하였다. 상하 5 mm는 비가열 영역이고 코사인 형태의 출력분포를 가진다. 용융물 피복 두께는 2.5 mm이다. 그림 2-1.2는 전열봉 설계를 보여주고 있다. 피복되는 재료는 초기 예비실험 때는 구성 성분은 Pb(26.93%), Bi(49.92%), Sn(13.28%), Cd(9.58%)이고 녹는점이 70°C인 저온 용융 합금물을 사용하였고, 그 후에는 녹는점이 232°C인 주석을 사용하였다. 잔열의 경우 지르코늄 잔열의 1/4값을 가진다.

(2) 전열봉 접합 지지대

본 실험은 크게 두 부분으로 나눌 수 있는데 공기 중에서의 단일봉 실험과 노심 수위에 따른 다중봉에서의 노심 용융 거동을 보기위한 실험으로 나눌 수 있다. 단일봉 실험은 주로 막류 현상을 모사하고 관련 모델 개발을 위한 실험이고, 다중봉 실험은 노심 수위 감소에 따라 막류 및 관류로의 천이 노심 수위와 노심 용융물 정체영역 사이의 관계 등을 정성적으로 모사하기 위한 실험이다. 전열봉 피복재는 주석을 사용하였다. APR1400의 핵연료 외경이 0.97 cm, 피치가 1.3 cm이기 때문에, 본 실험의 전열봉 외경이 1.5 cm 이므로 P/D를 맞추어 주기 위해 피치는 그림 2-1.3과 같이 2 cm로 정

하였다. 다중봉 실험은 비등 시 이상유체 수위 변화가 미치는 영향을 평가하기 위한 2×2 실험과 실제 노심 수위 감소를 측정하기 위한 통합루프인 THETA 장치에 3×3 집합체를 삽입한 열수력, 노심 용융 연계 실험으로 나눌 수 있다. 그림 2-1.4와 그림 2.1.5는 각각 이상유체수위 변화에 따른 노심 용융 거동 모사 장치와 THETA에 삽입을 위한 용융봉 지지대를 보여주고 있다.

라. 노심 용융 거동 모델링

물리적 모델과 기본적인 지배 방정식 적용을 위한 가정은 다음과 같다.

- 연료봉의 피복재가 고체에서 액체로 상변화가 일어날 때 재료의 물성치는 온도에 관계없이 일정하다.
- 용융 부분에서 부력과 관련 있는 자연대류는 고려가 되지 않기 때문에 액체의 밀도 변화는 무시한다.
- 고체에서 액체로의 상변화 시 체적 변화는 무시한다.
- 액체는 Newton 유체로 가정한다.

그림 2-1.6은 그림 2-1.2(c)의 빗금 친 부분의 2차원 노드화를 보여주고 있으며, 세 면은 대기와 접한 경계조건을 나타내고 왼쪽은 계산에 입력되는 열속을 보여주고 있다. 전열봉과 피복재와의 접촉면을 통해 열속이 제공되는데 출력은 코사인 형태를 기본으로 하였다. 저온용융합금물 실험에 대한 본 모델의 수학적 계산을 하는 과정에 실험의 결과를 어느 정도 반영해야 하므로 과열도는 0.8K/s로 제어계통을 통하여 주었으며, 최대 온도가 120℃를 초과할 경우 재료의 손상을 방지하기 위해 온도를 유지하였다.

(1) ADI(Alternating Direction Implicit) 방법을 통한 수학적

그림 2-1.6의 2차원 노드화 중에서 내부의 한 노드에 대한 열전달 관계는 그림 2-1.7과 같다. 여기서 ADI(Alternative Direction Implicit) 방법(Yoon & Suh, 2000)을 사용하기 위한 확산방정식은 식 (2-1.1)과 같다.

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (2-1.1)$$

이 방법에서는 $\Delta t/2$ 동안 x 방향에 대하여 implicit 방법을 사용하고 y 방향에 대하여 explicit 방법을 사용한다. 그리고 다음 $\Delta t/2$ 동안 y 방향에 대하여 implicit 방법을 사용하고 x 방향에 대하여 explicit 방법을 사용한다. 결국 한 번의 단계에 대하여 계산을 하는 과정에서 방향성을 선택하여 implicit 방법을 사용함으로써 전체적으로는 implicit 방법을 따르지만 행렬 계산을 줄이는 효과를 통해 계산 시간을 단축하는 장점을 가지고 있다. 시간 (n) 번째에서 (n+1)로 진행될 때 위 식 (2-1.1)의 차분화는 다음과 같다.

$$\frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^n}{\alpha\Delta t} = \frac{T_{i-1,j}^{n+1} - 2T_{i,j}^{n+1} + T_{i+1,j}^{n+1}}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{i,j-1}^n - 2T_{i,j}^n + T_{i,j+1}^n}{(\Delta y)^2} \quad (2-1.2)$$

한편, 시간 (n+1) 번째에서 (n+2)로 진행될 때 위 식 (2-1.1)의 차분화는 다음과 같다.

$$\frac{T_{i,j}^{n+2} - T_{i,j}^{n+1}}{\alpha\Delta t} = \frac{T_{i-1,j}^{n+1} - 2T_{i,j}^{n+1} + T_{i+1,j}^{n+1}}{(\Delta x)^2} + \frac{T_{i,j-1}^{n+1} - 2T_{i,j}^{n+1} + T_{i,j+1}^{n+1}}{(\Delta y)^2} \quad (2-1.3)$$

따라서 위 식 (2-1.2),(2-1.3)을 좌변에는 모르는 항으로 두고 우변에는 알고 있는 항으로 두어 정리하면 다음과 같이 되고 이들의 각 항들은 행렬의 원소로 대입된다.

$$-r_x T_{i-1,j}^{n+1} + (1 + 2r_x)T_{i,j}^{n+1} - r_x T_{i+1,j}^{n+1} = r_y T_{i,j-1}^n + (1 - 2r_y)T_{i,j}^n + r_y T_{i,j+1}^n \quad (2-1.4)$$

$$-r_y T_{i,j-1}^{n+1} + (1 + 2r_y)T_{i,j}^{n+1} - r_y T_{i,j+1}^{n+1} = r_x T_{i-1,j}^{n+1} + (1 - 2r_x)T_{i,j}^{n+1} + r_x T_{i+1,j}^{n+1} \quad (2-1.5)$$

$$r_x = \frac{\alpha\Delta t}{(\Delta x)^2}, \quad r_y = \frac{\alpha\Delta t}{(\Delta y)^2} \quad (2-1.6)$$

(2) Enthalpy 방법의 적용 (Alexiades & Solomon, 1993)

고체와 액체 사이의 상변화에 대한 문제는 각 상에 대한 천이 열전도 방정식과 적절한 경계값과 초기조건을 통한 접촉면의 에너지 방정식으로 구성된다. 이 과정에서 엔탈피 함수 $H(T)$ 를 정의할 수 있는데 이는 온도의 함수가 되고 수학적 표현은 다음과 같다.

$$\rho \frac{\partial H(T)}{\partial t} = \nabla \cdot (k\nabla T) \quad (2.1.7)$$

그리고 일정한 온도에 대한 노드의 엔탈피는 현열 $h=C_p \cdot T$ 와 잠열 ΔH 의 합으로 표현할 수 있다.

$$H = h + \Delta H \quad (2.1.8)$$

결국 특정 노드의 온도가 융점에 이르게 되면 그 노드의 엔탈피가 상변화에 따른 잠열을 극복할 때까지 증가하지 않게 되고 그림 2.1.8과 같이 표현된다.

마. 예비해석결과

실제 핵연료봉이 UO_2 , ZrO_2 , Zr 등과 같은 고온의 융점을 가진 것들로 이루어져 있어서 상당히 복잡한 열화학적 반응을 보이는 것에 비하여 본 실험에서 사용한 상사물질은 비교적 낮은 융점을 갖는다. 당해 연도에는 저온의 상사물질을 모사하고 연료봉의 건전성이 유지되는 단계까지의 전산 도구를 완성하였다. 즉, 전열봉의 표면으로부터 특정한 형태의 열속 분포에 대하여 용융이 진행되어 바깥 피복재가 녹아 흘러내리기 바로 직전까지 계산을 수행하였다.

그림 2-1.9는 냉각재가 상실되어 연료봉이 완전히 노출되었을 경우 피복재 내의 온도

분포를 보여주고 있다. 반경 방향과 축 방향에 대하여 등온선을 표시하였을 때 출력분포가 Cosine형태이므로 상하 대칭 형태를 보이고 있다. 이 경우 냉각재로의 열 제거가 없기 때문에 축 방향의 중심으로부터 용융이 진행됨을 알 수 있고, 피복재의 높이와 두께의 비 $y/x=356$ 으로 상당히 크므로 용융 부위가 축 방향으로 급격하게 넓어짐을 알 수 있다.

그림 2-1.10,11은 연료봉이 하단부로부터 20cm와 40cm가 각각 냉각재에 잠겨 있는 경우에 대하여 계산한 것이다. 냉각재로는 상온의 물을 사용하였다. 이 경우에는 연료봉이 잠겨 있는 수위 이하에서는 냉각재로의 열 제거가 잘 일어나서 용융이 발생하지 않았다.

이 밖에 노심 수위와 용융점의 위치와 관계를 파악하기 위해 수위를 달리 하여 계산한 결과는 그림 2-1.12과 같다.

전열봉의 열속 분포를 cosine형태로 가정하고 냉각재의 수위에 따른 용융 시점을 계산하여 정리하면 그림 2-1.13과 같은 결과를 얻을 수 있다. 즉 최대 열속이 전열봉의 중심부에서 발생하는 경우 그 때의 높이 이하에 수위가 있는 경우는 용융 시점에 크게 영향을 미치지 않는다. 이에 반하여 수위가 높을수록 용융 시점은 상당히 지연되는 결과를 확인 할 수 있다. 또한 냉각재의 온도에 따른 민감도 계산을 아울러 수행하였는데 온도가 높을수록 용융 시점이 단축됨을 확인하였다. 이를 바탕으로 실제 상사물을 이용한 실험에서는 냉각재와 상사물의 온도 척도해석이 이루어져야 그러나, LAMDA 실험의 주된 목적은 녹는 시점보다는 녹아 내리는 속도에 초점을 맞추었기 때문에 잔열 관련 척도해석이 이루어져야 한다.

바. 막류 모델 (MAAP4 매뉴얼)

용융물질이 하부로 이동하는 것은 막류(film flow)와 관류(pipe flow)를 고려함으로써 계산할 수 있다. 만약 용융물이 막처럼 흐른다면 정상상태에서의 막 두께는 다음과 같다.

$$\delta = \frac{m_{lc}}{N\rho_c X_{pL}} \quad (2.1.9)$$

(m_{lc} :노심용융물질의 양, ρ_c :밀도, X_p : 둘레, N : 연료봉 개수)

그리고 막류가 형성되면 중력과 마찰력에 의한 관계에 의하여 다음과 같은 평균 속도와 두께의 관계식이 성립한다.

$$U_f = \frac{\rho_c g}{3\mu_c} \delta^2 \quad (2.1.10)$$

따라서 하부로의 정상 용융물 막유량은 다음과 같다.

$$W_f = \rho_c \delta U_f X_p N \quad (2.1.11)$$

한편 노심용융이 진행됨에 따라 하부에서 고화가 발생하기 시작하고 유로면적이 줄게

되므로 용융물의 거동에 제한을 가하게 되는데 이 경우 관류가 형성 되기 때문이다. 액체상태의 용융물질이 하부로 이동하기 위한 관계식은 다음과 같다.

$$\rho_c g h_p = \left(1 + f \frac{L}{D_h} \right) \left(\frac{W_p^2}{2\rho_c A_p^2} \right) \quad (2.1.12)$$

내부수로에서의 유동을 층류라고 가정하고 마찰계수 f 를 고려하면 최종적인 유량은 다음과 같다.

$$W_p = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4C}}{2} \quad (2.1.13)$$

$$B = 64\mu_c A_p L / (D_h)^2$$

$$C = (\rho_c A_p)^2 (2gh_p)$$

위의 모델들은 MAAP 코드에 적용되어 있는 것으로써 이들 유동 형태로부터 노심용융물의 하부로의 이동량과 재배치량 계산이 이루어진다. 비록 본 실험에서는 실제와 달리 상사물질이 사용되고 온도범위도 다르지만 중대사고 해석 코드의 모델과 비교하여 실험결과가 어느 정도 맞는지 확인할 수 있으며 타 실험 및 해석의 성격에 맞도록 적용될 수 있도록 모델 개선이 이루어 질 수 있다.

사. 단일봉 용융 거동 실험 결과

핵연료의 연소 이력에 따라서 주기의 초기, 중기, 말기의 출력분포는 그림 2-1.13와 같다. 따라서 본 실험에서는 전열봉의 출력 분포가 용융물의 양에 미치는 영향을 파악하기 위하여 서로 다른 4 가지의 형태로 제작하였다. 총 출력은 220W 이며, 그림 2-1.14의 (a)는 연료봉의 상부에서 침두가 발생하도록 100W-70W-50W 순서로 출력 구간을 나누었다. (b)는 중심부에서 침두가 발생하도록 60W-100W-60W 순서로 나누었고, (c)는 (a)의 역순으로 50W-70W-100W으로 나누었으며, 마지막으로 (d)는 균일하게 출력을 조절하였다.

단일봉에 대한 용융 거동 가시화는 연료봉의 출력 형태에 따라서 조금씩 다를 수 있으나 일반적인 형태는 유사하다. 이 경우 연료봉은 완전히 대기 중에 노출되어 있었고 대기의 온도는 26℃이었다. 연료봉에 전원이 켜짐과 동시에 온도는 급격히 상승한다. 전열봉과 저온용융합금 피복재 사이에는 간극이 없으므로 순전히 열전도만 관계하고 피복재 표면과 대기사이에는 대류에 의한 열전달이 이루어진다. 실험 개시 후 1분 정도가 지나면 연료봉의 출력 침두(hot spot)에서 비등시의 bubble incipience와 같은 용융 시작점이 발생한다. 이 후 중력에 의하여 액화된 용융물 방울의 크기는 커지고 연료봉의 하부 끝단으로 이동한다. 용융이 진행됨에 따라 중심 부근을 기준으로 상하로의 용융이 활발하게 이루어지고 때로는 5cm 길이 정도의 피복재가 순간적으로 떨어져 나가는 등 용융이 가속화되고 용융물의 일부는 하반구로 떨어지고 일정부분은 전

열봉의 하부에 고화 되었다.

그림 2-1.15는 그림 2-1.14 (a)와 같은 상부출력 침두 출력분포에서의 용융 거동을 보여주고 있다. 연료봉이 가열된 지 1분여 정도가 흐른 뒤 연료봉 상부로부터 15cm 아래 부분에서 용융물 방울이 형성되어 흐르기 시작했다. 이때부터 이러한 용융물 방울들이 계속하여 생기면서 서로 모이고 이에 따라 흘러내리는 속도도 증가한다. 그러나 연료봉 중간부분과 하부는 아직 충분히 가열되어 있지 않은 상태이므로 비교적 빠른 속도로 흘러내리던 용융물의 일부분은 연료봉을 타고 흘러내리지 않고 중간부분에서 튕겨져 떨어졌다. 튕겨지지 않고 흘러내리던 용융물 중 절반정도는 가열정도가 가장 낮은 연료봉 하부표면에서 굳어졌고 나머지 절반은 용기하부로 떨어졌다. 전체적으로 용기하부로 떨어진 용융물의 질량은 135g 정도로 다른 유형의 연료봉에 비해 현저히 작았다.

그림 2-1.16은 그림 2-1.14 (b)와 같은 중심 출력 침두 출력분포에서의 용융 거동을 보여주고 있다. 가열된 지 1분 정도가 흐른 뒤 연료봉 중간부분에서 용융물 방울들이 형성되기 시작, 약 30초 정도가 지난 뒤 중간부분의 2/3정도의 피복재가 용기하부로 떨어졌다. 이때 일부는 연료봉 하부표면에 남게 된다. 이후 계속 가열이 되면서 연료봉 상부의 피복재가 녹아 흘러내렸고, 하부표면에 남아있던 용융물과 합쳐져 순간적으로 많은 양의 용융물이 용기하부로 떨어졌다. 용기하부로 떨어진 용융물은 490g 정도로 많았다.

그림 2-1.17은 그림 2-1.14 (c)와 같은 하부 출력 침두 출력분포에서의 용융 거동을 보여주고 있다. 이 경우는 연료봉의 가열정도가 하부로부터 상부 쪽으로 낮아지므로 가열이 진행되면서 각각 1분 40초, 2분 25초, 3분 15초 순서로 하부, 중간, 상부의 피복재가 녹아 흘러 내렸다. 다른 경우에 비해 특징적인 것은 피복재가 하부에서부터 녹아 흘러내리면서 이후 중간과 상부부분의 용융물이 흘러내리는데 장애물이 없다는 것이다. 따라서 4가지 경우에서 가장 많은 504 g 정도의 용융물이 용기하부로 떨어졌다.

그림 2-1.18은 그림 2-1.14(d)와 같은 균일 출력 분포에서의 용융거동을 보여주고 있다. 가열시작 1분 30초 후부터 연료봉 중간부분에서 균데균데 용융물 방울들이 생기기 시작했다. 이후 2분이 넘기 시작하자 상부에서 작은 규모의 용융물 줄기가 형성, 아래로 흘러내렸으나 많은 양은 용기하부로 떨어지지 않고 연료봉 표면에 남아 있었다. 약 20초 간격으로 중간부분과 하부에서도 상부에서와 같은 현상이 나타났다. 상부의 경우와 다른 점은 용기하부로 떨어지는 용융물의 양이 점점 더 많아 졌다는 것이다. 이것은 용융 지점과 연료봉 하부까지의 거리가 점점 짧아지기 때문이다. 용기하부로 떨어진 용융물의 양은 404.5 g 정도로 상부 출력 침두의 경우보다는 많지만 중심·하부 출력 침두의 경우 보단 다소 적었다.

아. 이상유체수위 변화가 없는 다중봉 실험

냉각재 수위에 따른 연료봉 다발의 용융거동을 살펴보았다. 이때 냉각재 수위는 냉각

재가 없는 경우, 연료봉 하단으로부터 각각 20 cm, 35 cm 인 경우로 세 가지 상황에 대해 용융거동을 살펴보았다. 냉각재에 연료봉 집합체가 담겨있는 상태를 설정하기 위하여 가열기능이 있는 수조속에 연료봉 집합체를 위치시켰다. 냉각재로는 물을 이용하였고 냉각재의 온도는 100℃로 설정하였다.

연료봉에 전원이 켜짐과 동시에 온도는 급격히 상승한다. 전열봉과 주석 피복재 사이에는 간극이 없으므로 순전히 열전도만 관계하고 피복재 표면과 대기사이에는 대류에 의한 열전달이 이루어진다. 연료봉과 냉각재가 접촉되어 있는 부분은 냉각재가 열을 제거해 줌으로서 전열봉의 온도상승이 느리게 진행되고 용융은 일어나지 않는다. 반대로 대기에 노출된 부분은 냉각재가 없는 상황이므로 주석 피복재가 녹아내리게 된다. 냉각재가 있는 경우 용융된 주석이 연료봉 표면을 타고 흘러내리다가 냉각재 표면 바로 윗부분에서 냉각재로 인해 비교적 온도가 낮은 연료봉 표면에서 식어 굳게 되고 다시 또 상부에서 용융된 주석이 이 위로 흘러내려 같은 과정을 반복하게 된다. 이로 인해 용융물이 냉각재 표면 바로 윗부분 연료봉의 수평방향으로 덧붙여 가면서 고화된다.

그림 2-1.19은 수위가 35 cm인 경우를 가시화한 결과를 보여주고 있다. 냉각재 표면으로부터 25cm 위쪽의 연료봉에서 용융이 시작되었다. 이후 용융된 주석이 연료봉 표면을 타고 흘러내리다가 냉각재 표면 바로 윗부분에서 냉각재로 인해 비교적 온도가 낮은 연료봉 표면에서 식어 굳게 된다. 이때 일부는 녹아 흘러내리지 않고 피복된 모양을 유지한 채 전열봉을 타고 미끄러져 내려오다가 굳어서 뭉쳐 있는 용융물의 방해로 연료봉의 바로 아래가 아닌 약간 떨어진 곳으로 튀어서 떨어졌다.

수위가 20 cm인 경우 냉각재 수위 35cm인 경우에 비해서 완전히 용융되지 않고 피복된 모양을 유지한 채 떨어진 피복재의 양이 훨씬 많아졌다 (그림 2-1.20). 이러한 파편은 연료봉당 4~5개 정도의 개수로 발생하였다. 35cm인 경우보다 용융의 진행이 빠르게 진행되었는데 이는 대기에 노출된 부분이 많고 이로 인해 상부로부터 녹아 미끄러져 내려오는 양이 많았으며 이것의 내려오는 속도가 가속이 되면서 아래 쪽 표면에 있던 용융물과 함께 합쳐져 떨어지는 현상들 때문이었다.

연료봉이 모두 대기에 노출되어서 용융이 어느 정도 진행되다가 건물해체시의 모습처럼 일순간 거의 모든 양의 피복재가 하부로 무너져 내렸다 (그림 2-1.21). 이 과정은 매우 순간적이었으며 대부분이 중간에 장애물이 없었기 때문에 냉각재 수위 20cm 경우처럼 피복재가 멀리 떨어지지 않고 연료봉 바로 아래쪽으로 집중되어 떨어졌다. 이후 계속되는 가열로 인해 남아있는 피복재가 추가로 용융되어 이미 바닥 중앙부분에 떨어져 있는 용융물 위로 떨어진 후 고화되었다. 세 가지 경우 중에서 용융시작 시점이 가장 빠르고 용융되어 떨어진 양도 가장 많았다.

자. 이상유체수위 변화가 있는 다중봉 실험

그림 2-1.4는 이상유체 수위 변화가 있는 다중봉 실험을 보여주고 있다. 수조 밑부분

에 설치된 2.5 kW 용량의 전열봉 4개는 수조 내 물이 포화상태에 도달했을 때, 비등에 의한 수위 변화를 모사해준다.

그림 2-1.22는 세 가지 실험 경우의 용융봉 거동을 보여주고 있다. 이상유체수위 변화가 없는 실험과는 달리 발생하는 증기의 유동에 의해 냉각이 되면서, 용융물이 수위보다 높은 곳에 굳어져 정체되어 있는 것을 볼 수 있다. 그림 2-1.25는 비등에 의해 이상유체수위가 변화되는 모습과 노심이 용융되는 과정을 가시화한 모습을 보여주고 있다. 수위 근처의 경우 증기에 의한 냉각효과 때문에 열전달 효과가 커서 주석이 쉽게 용융되지 않는다. 따라서 막류 현상과 용융물이 쌓여가면서 관류로 변하는 현상이 가시화되었다. 그러나 증기 유동이 크지 않은 윗 부분의 경우 용융물이 무너지는 모습이 관찰되었다. 따라서 실제 노심 용융과정도 마찬가지로 증기 유동이 더욱 격렬하고 높은점과 증기온도차이가 훨씬 크기 때문에 냉각수 수위보다 높은 영역에서 노심 용융물이 정체되는 현상이 예상된다.

차. THETA-LAMDA 연계실험

표 2-1.1는 THETA-LAMDA 실험 조건을 나타내고 있다. 이는 단위 면적당 단위길이당 용융물 방출량을 THETA 조건과 실제 원자로 조건을 맞추었다. 실제 노심 용융과 노심 수위 감소 연계를 위해 THETA 실험장치의 이상유체수위 측정기가 위치한 자리에 그림 2-1.5와 같은 3×3 용융봉 지지대 및 용융봉을 설치하였다. 용융봉 출력 조건은 이상유체 수위변화가 있는 실험과 마찬가지로 단위 유동면적에 단위길이당 생성되는 용융물양의 속도를 실제조건과 같이 모사하였다. 그림 2-1.24은 차압계 측정에 의한 THETA 실험장치 강수부 및 노심 수위변화를 보여주고 있다. 이에 대한 설명은 열수력 실험부분에 자세히 언급되어 있으므로 생략하기로 한다. 다만, 실제 이상유체수위는 차압계에 의해 측정된 수위보다 높다. 그림 2-1.25은 실험 과정에서 수위별 온도분포로 전열봉이 노출된 영역은 온도가 급격히 상승하는 것을 볼 수 있다. 그림 2-1.26은 실험 후 TEETA에서 제거된 용융봉 형상을 보여주고 있다. 그림에 표시된 점선은 이상유체수위 변화 실험의 경우로 볼 때 이상유체 수위로 판단된다. 용융물이 이상유체수위보다 15 cm 윗 부분에 굳어져 쌓여 있는 것을 볼 수 있다. 용융 초기에 막류를 형성한 후 관류로 변화되었고, 일정부분 쌓이면 한방울 씩 떨어지면서 냉각재 수위 밑으로 구조물에 쌓여있는 것을 볼 수 있다. 실험이 계속 되고, 용융물 자체에서 붕괴열 모사가 가능했다면 일차적으로 이상유체수위 위에 작은 용융풀을 형성하고, 후에 냉각수 속에서 위에 비해 규모가 큰 용융풀을 형성했으리라 예상된다. 막류 모델링을 위해 실제 용융물에 비해 온도차가 작은 주석을 사용하였으나, 증기냉각이 노심 용융과정을 지연시키는 것을 예상할 수 있었다. 실제 노심 용융과정에서도 증기 속도와 증기와 용융물 사이의 온도차가 훨씬 크므로, 증기 냉각이 노심 용융으로부터 노심 용융물 재배치까지의 진행과정을 지연시키는 데 주요 인자가 될 것이다.

표 2-1.1 이상유체수위 변화 노심용융 실험 조건
(KHNP-APR1400 SSAR, 2003)

THETA 노심수위 감소를 위한 용량	60 kW
실제 노심 수위 감소 용량	28 MW
핵연료봉 하나 당 용량 (56,876개)	492 W
단위 길이당 용량 (3.81 m)	129 W/m
용융봉 길이 (0.8 m)	103.2 W
면적비 (2.25, 길이비 (1.5))	232.2 W
잔열비 (0.25)	58.05 W
실제 용융봉 전압 (225 Ω)	114 V

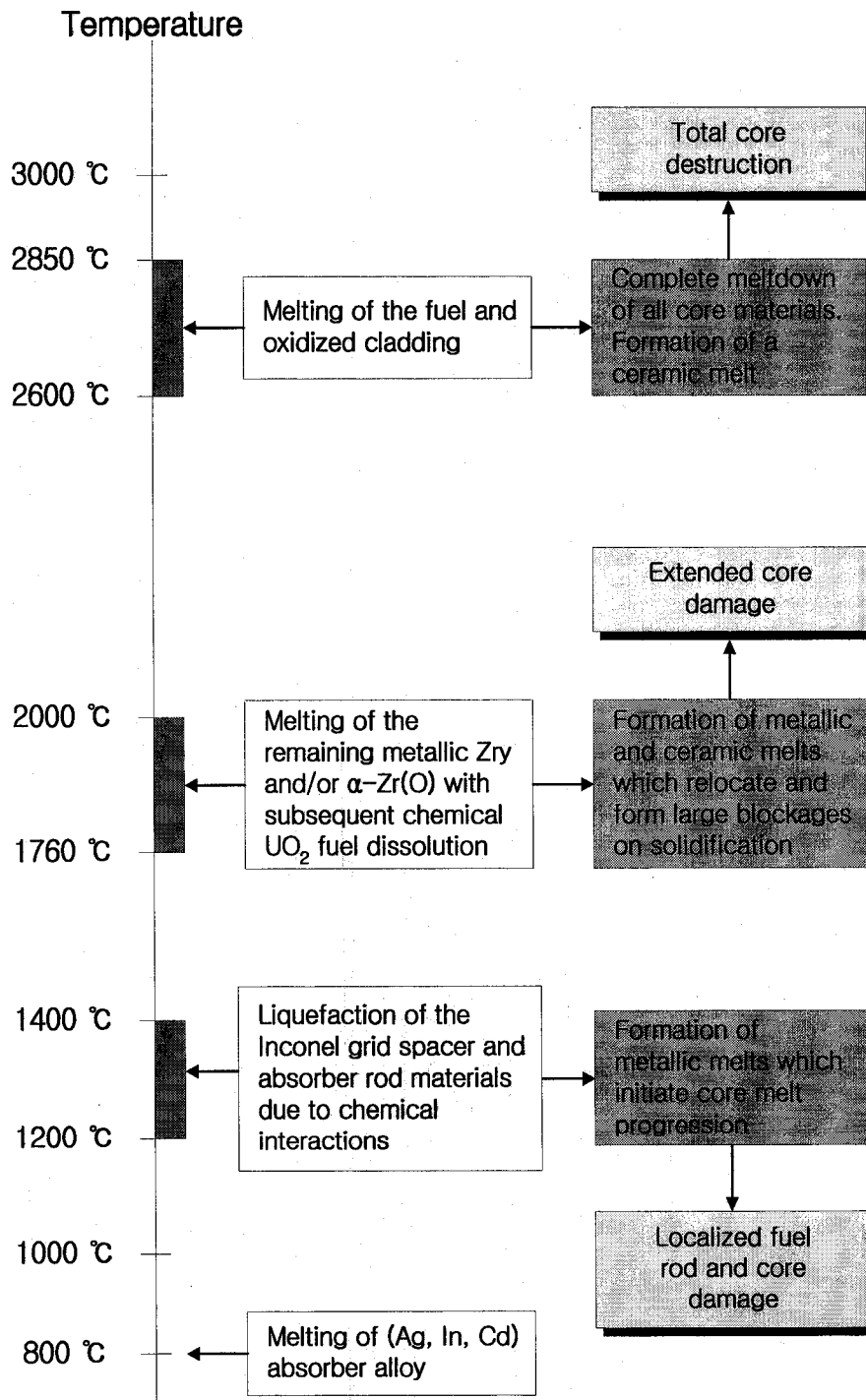


그림 2-1.1 온도 영역별 노심 용융 관련 현상 (MAAP, 1994)

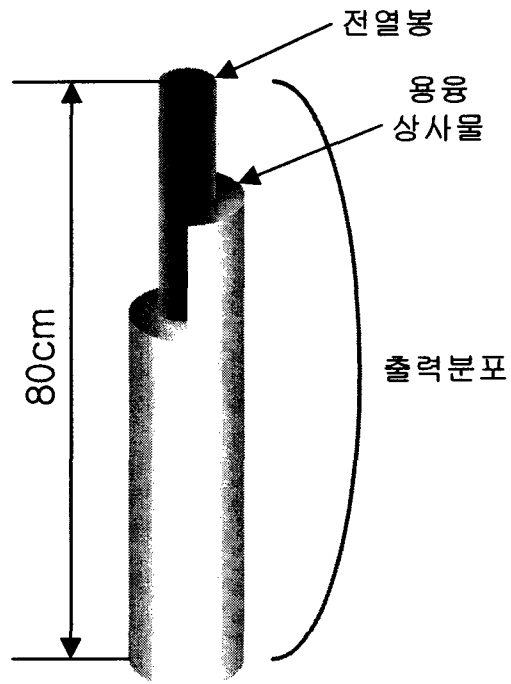


그림 2-1.2 용융 상사물 피복 전열부

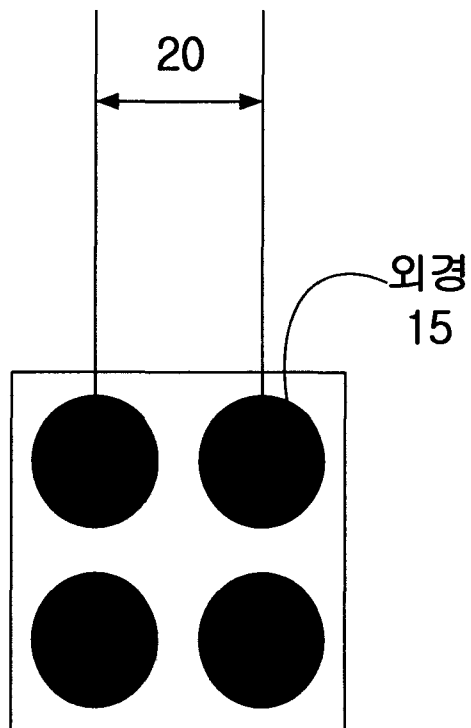


그림 2-1.3 다중봉 배치



그림 2-1.4 이상유체수위 변화에 따른 노심 용융 거동 모사 장치

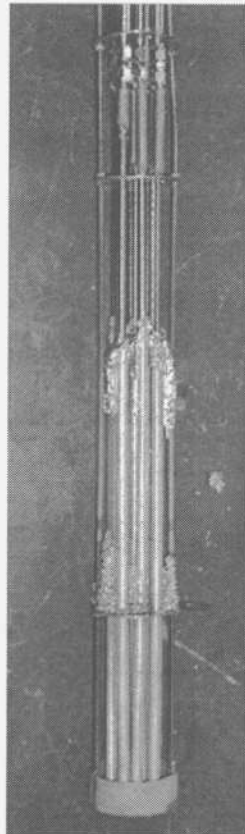


그림 2-1.5 THETA 삽입을 위한 용융봉 집합체 지지대

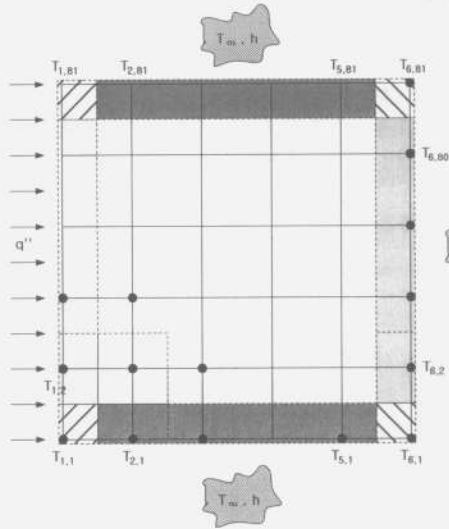


그림 2-16 2차원 노드화

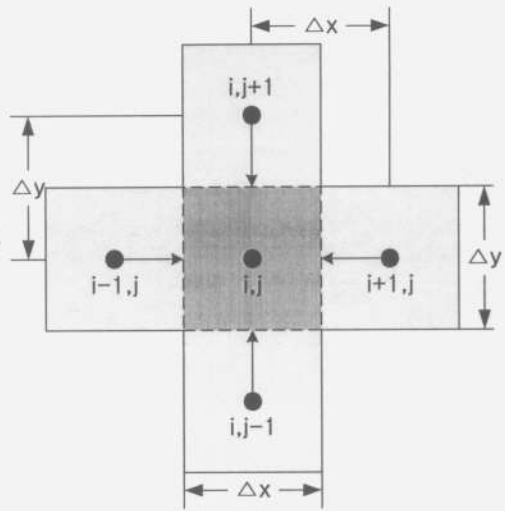


그림 2-17 ADI 계산과 관련된 노드

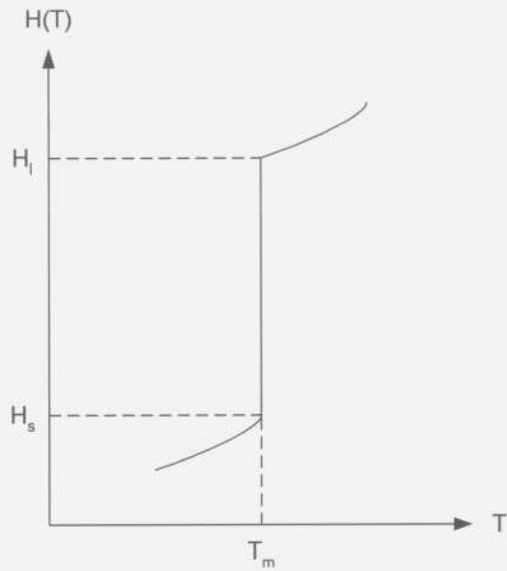


그림 2-18 온도와 엔탈피의 관계

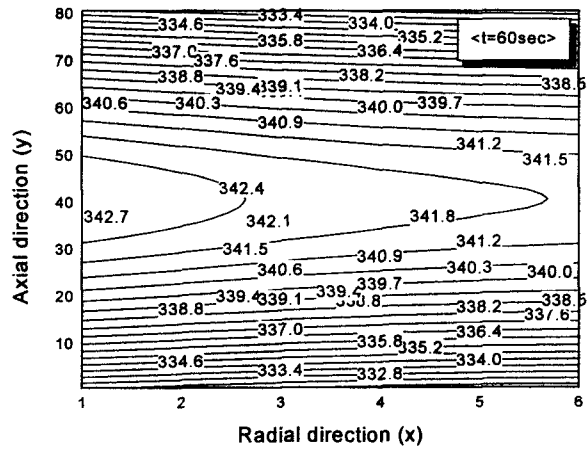


그림 2-1.9 연료봉 완전 노출 시 온도분포

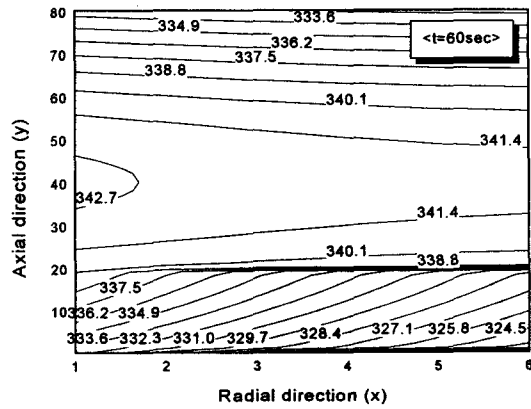


그림 2-1.10 연료봉 노출 시 온도 분포
(수위: 20 cm)

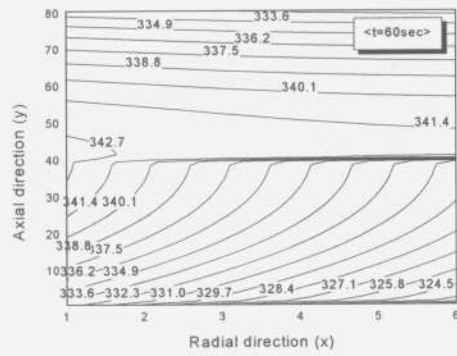
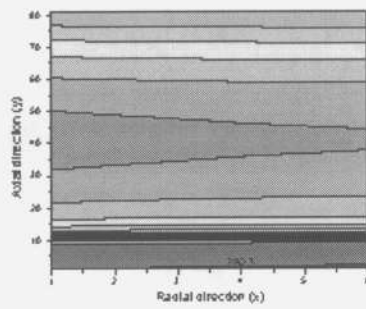
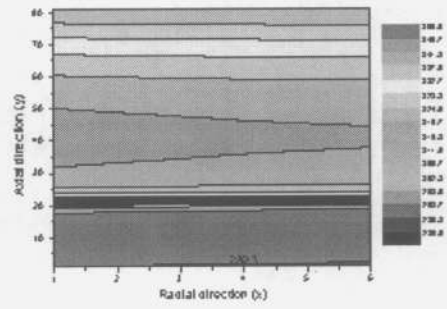


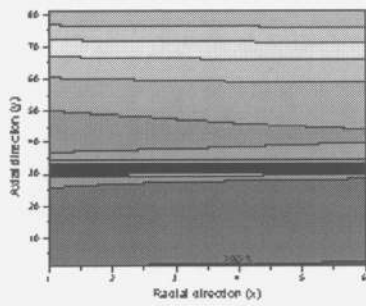
그림 2-1.11 연료봉 노출 시 온도 분포
(수위: 40 cm)



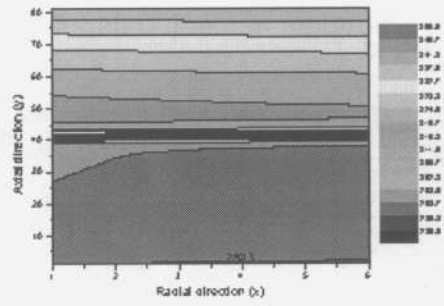
(a) 연료봉 수위(10cm)



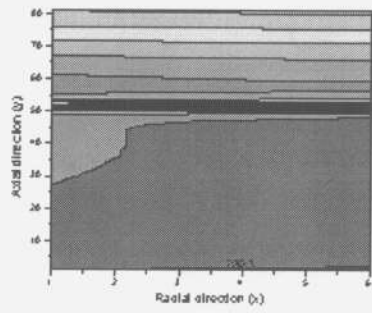
(b) 연료봉 수위(20cm)



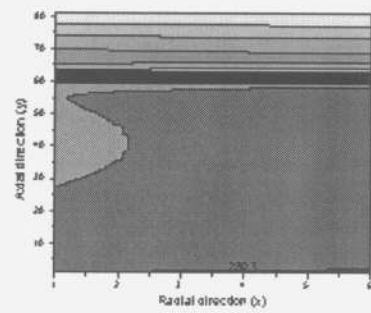
(c) 연료봉 수위(30cm)



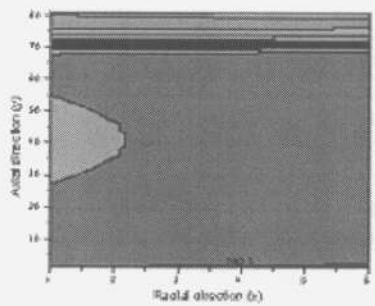
(d) 연료봉 수위(40cm)



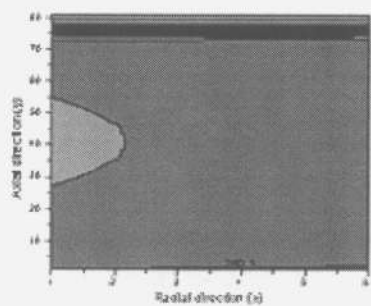
(e) 연료봉 수위(50cm)



(f) 연료봉 수위(60cm)



(g) 연료봉 수위(70cm)



(h) 연료봉 수위(75cm)

그림 2-1.12 수위에 따른 온도 분포

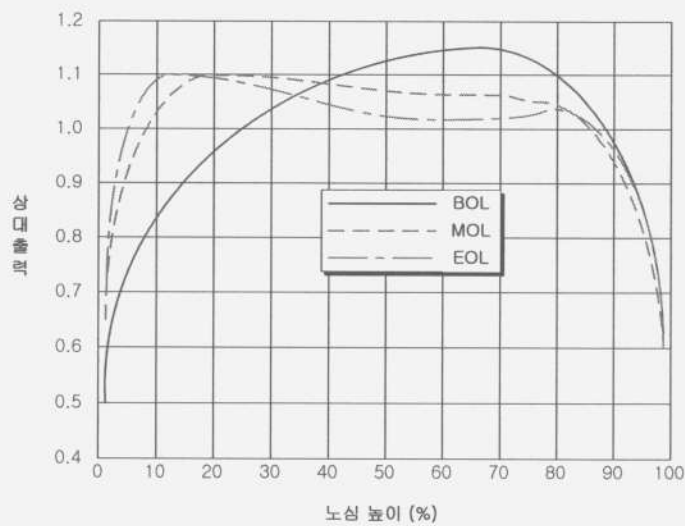


그림 2-1.13 연료봉 출력형태

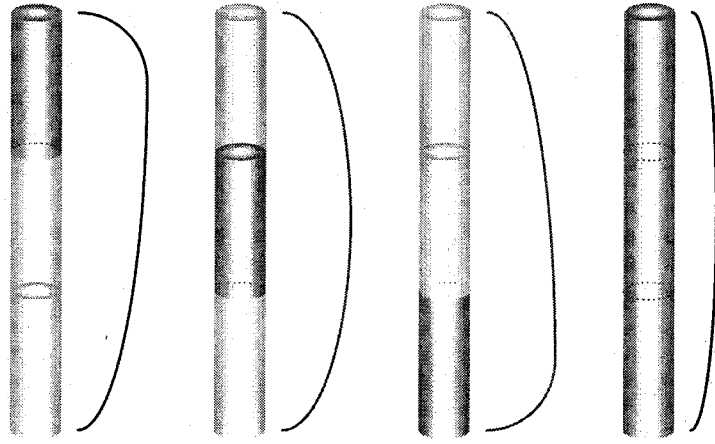


그림 2-1.14 전열봉 출력형태

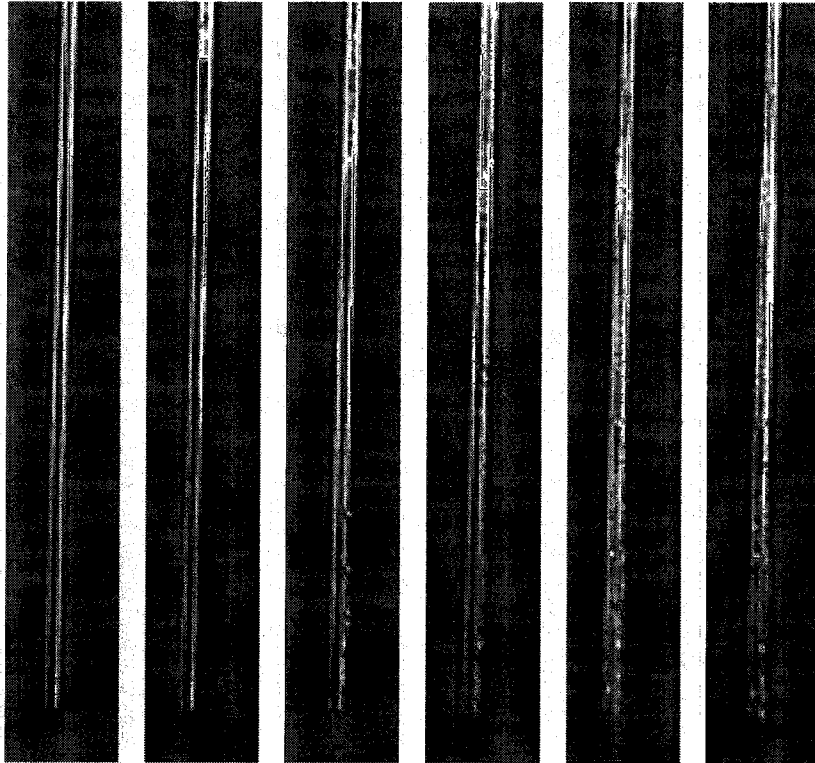


그림 2-1.15 상부 출력 침투 용융 거동

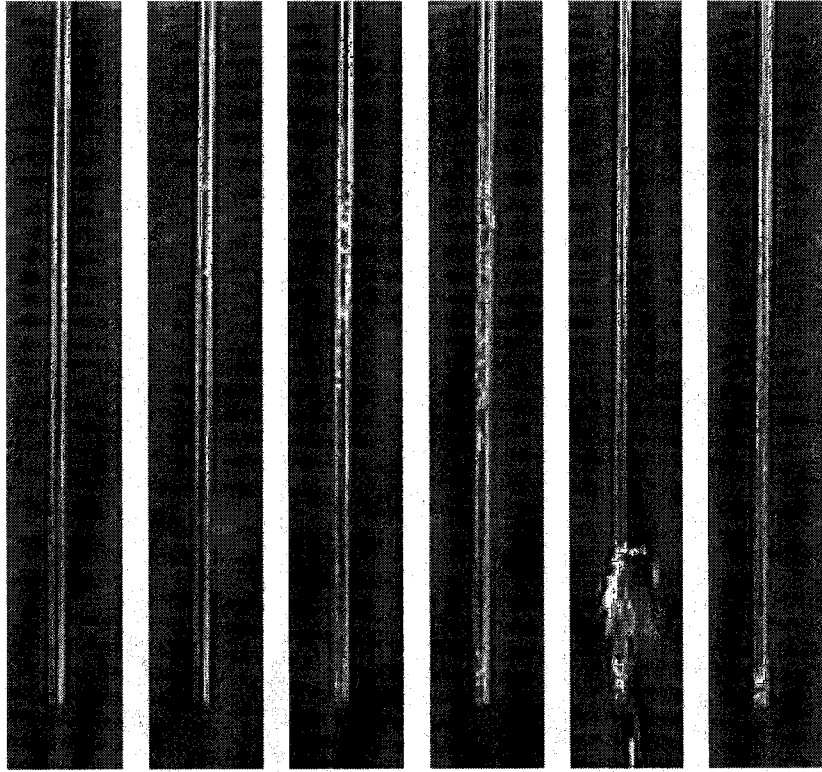


그림 2-1.16 중심 출력 첨두 용융 거동

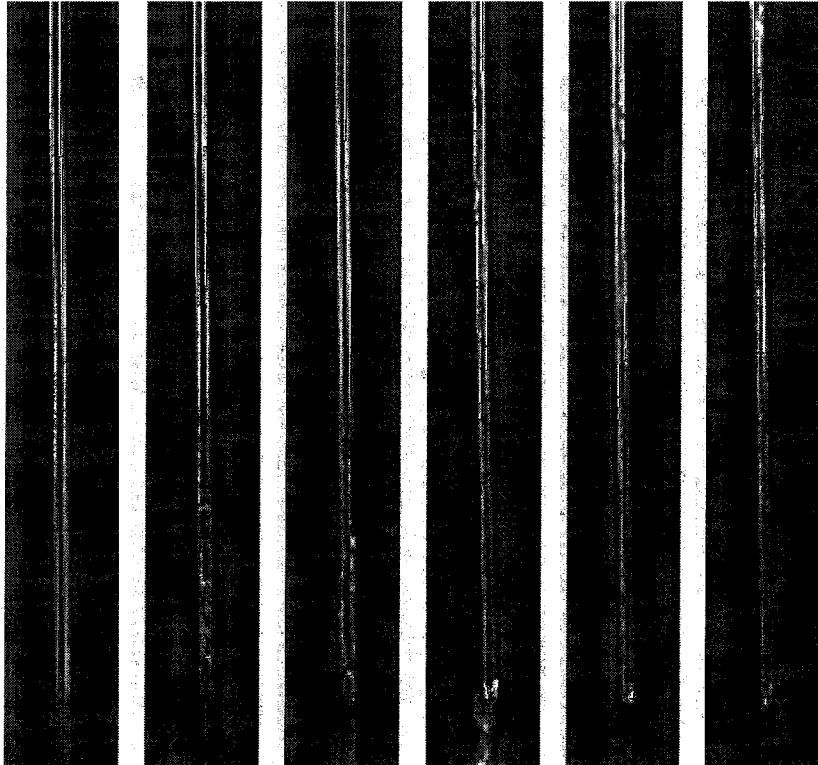


그림 2-1.17 하부 출력 침두 용융 거동

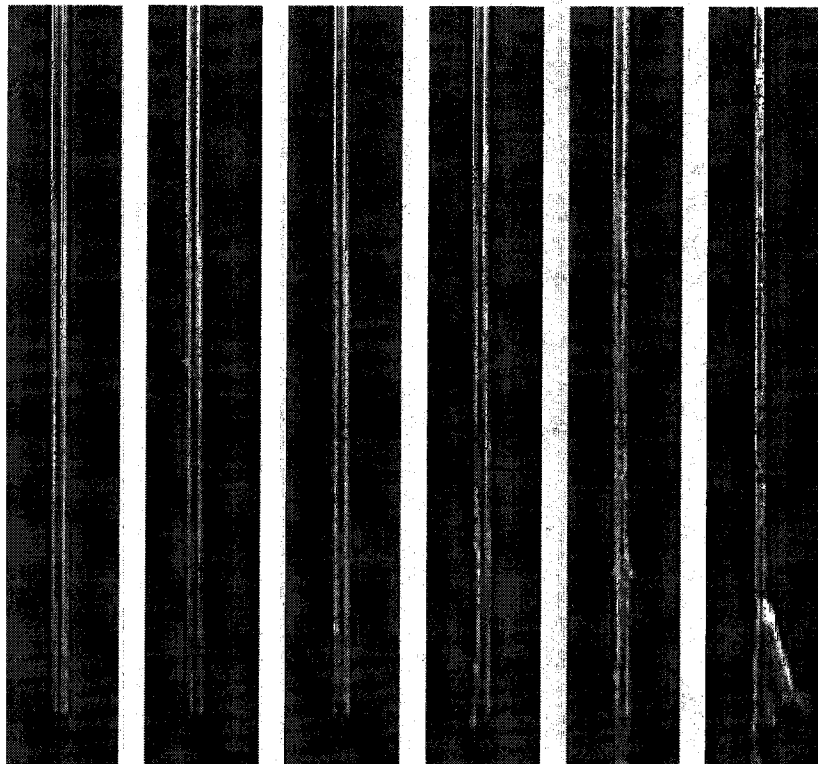


그림 2-1.18 균일 출력 용융 거동

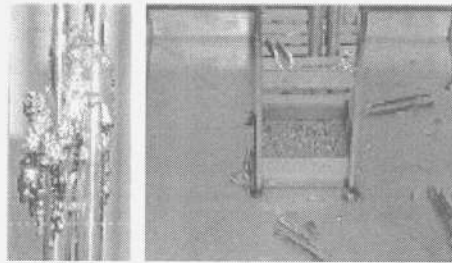
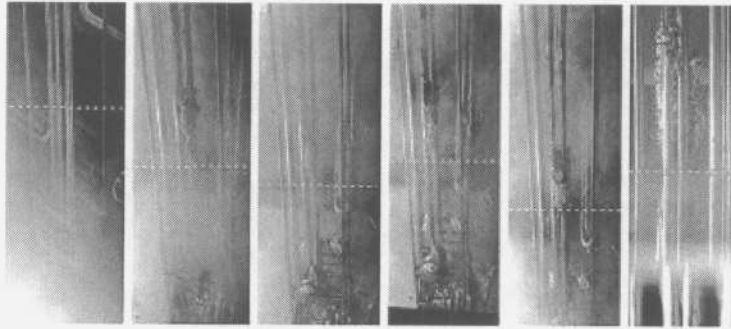


그림 2-1.19 냉각재 수위가 35 cm인 경우 용융 거동

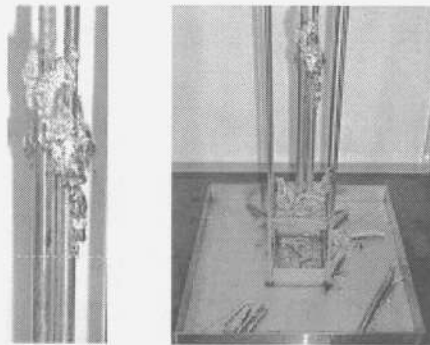
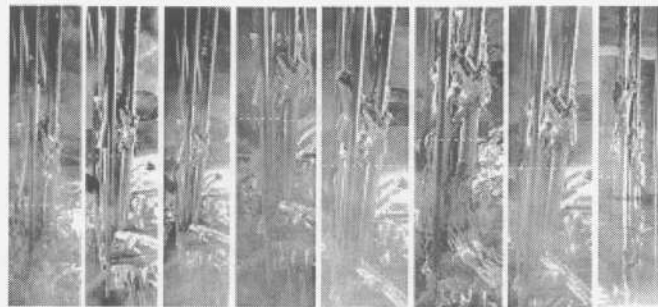


그림 2-1.20 냉각재 수위가 25 cm인 경우 용융 거동

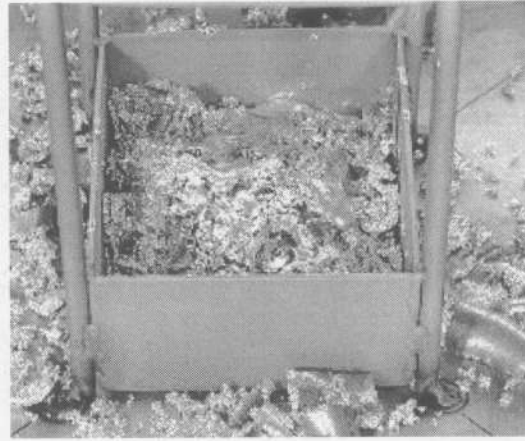
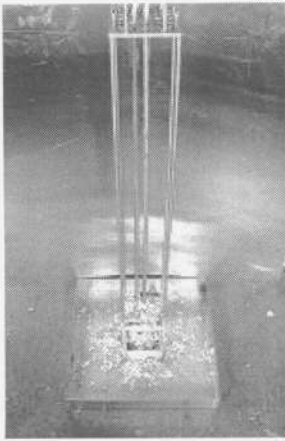


그림 2-1.21 냉각제가 없는 경우 용융 거동

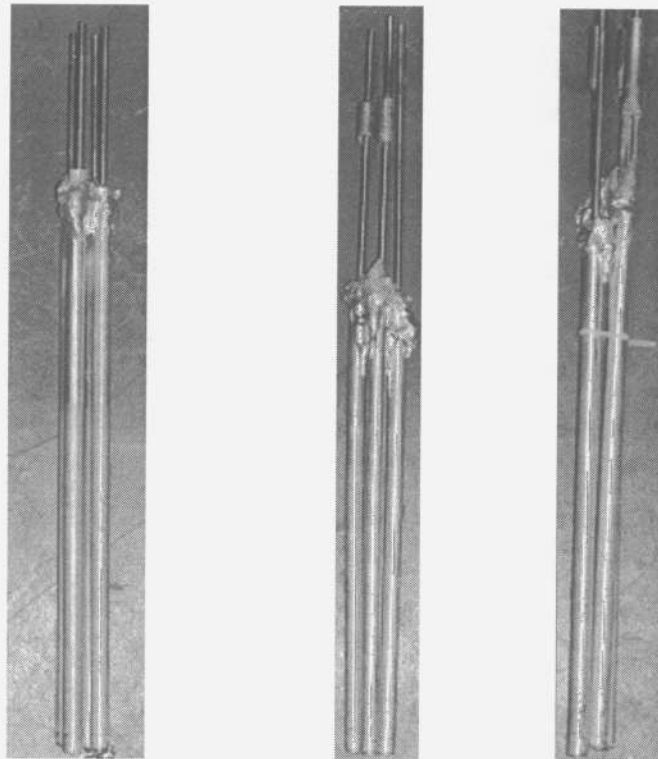


그림 2-1.22 이상유체수위 변화 실험 후 용융봉 형상

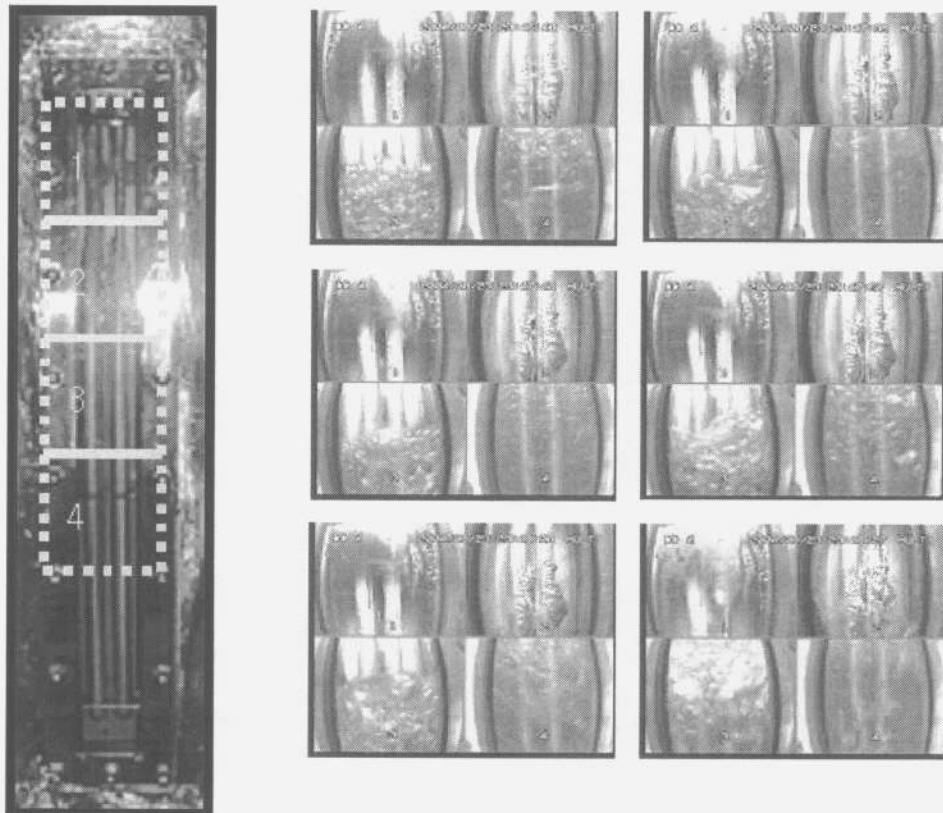


그림 2-1.23 이상유체수위 변화 실험 시 용융봉 용융 과정

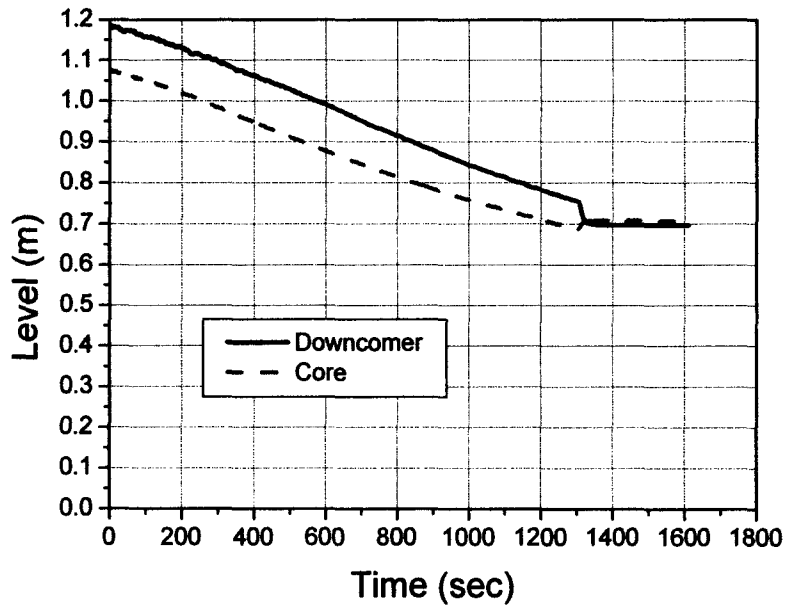


그림 2-1.24 THETA-LAMDA 연계 실험 강수부 및 노심 수위 변화

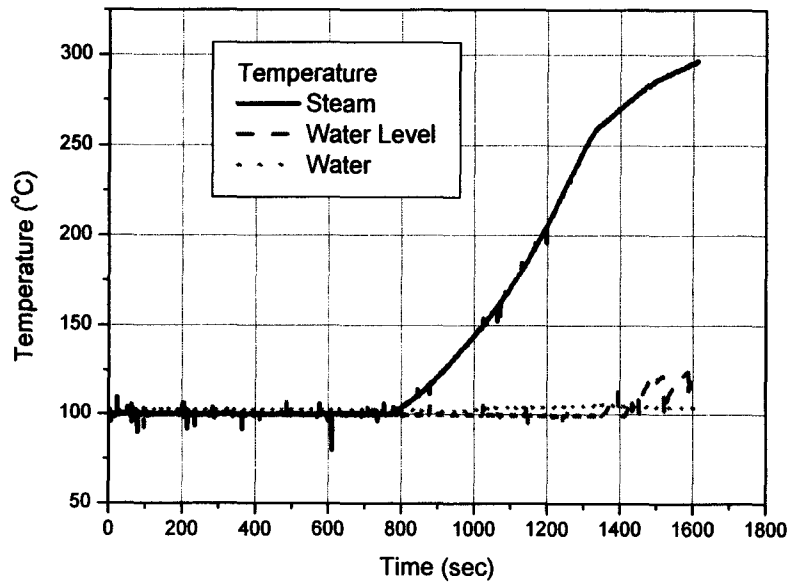


그림 2-1.25 THETA-LAMDA 연계 실험 수위별 온도 변화

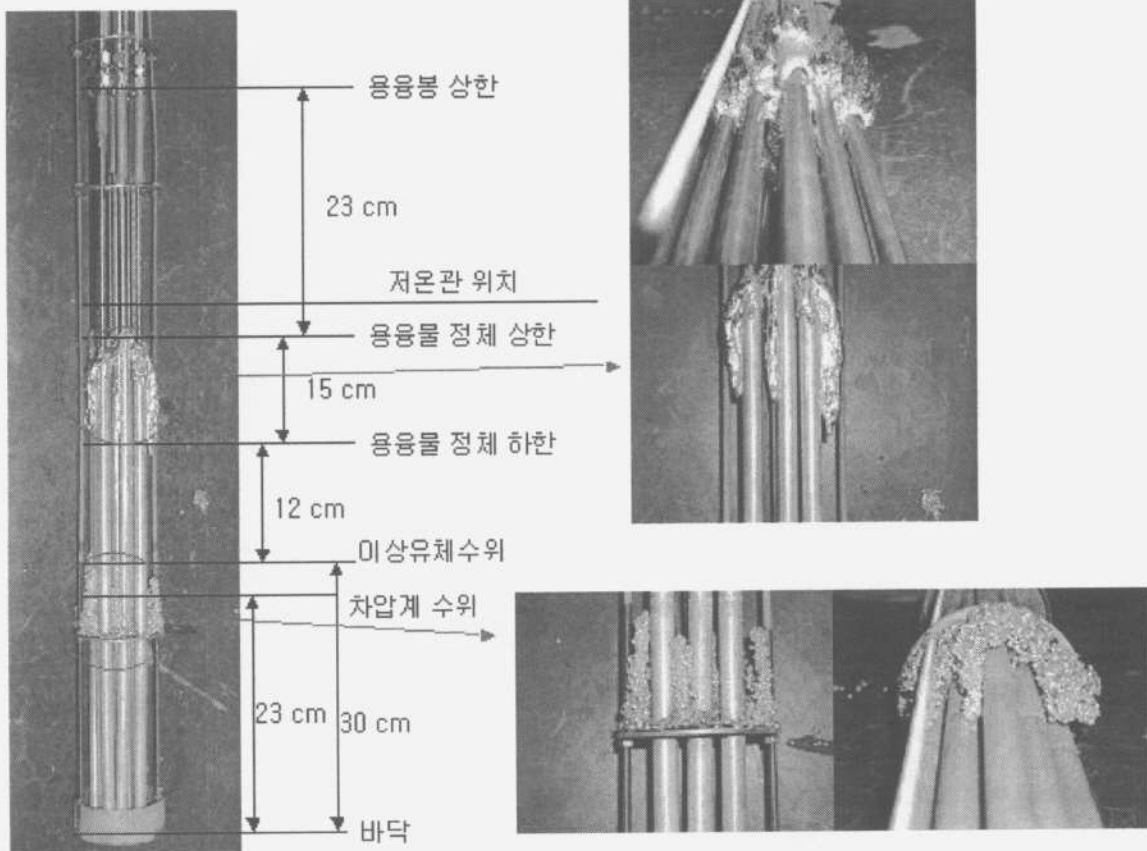


그림 2-1.26 THETA-LAMDA 연계 실험 용융봉

2. SIGMA (Simulant Internal Gravitated Material Apparatus)

가. 연구내용

중대사고 시 노심용융물의 상당 부분이 용기 하부로 재배치되어 용융풀을 형성하게 되고 붕괴열을 통한 열적 부하를 가하게 된다. 열제거와 관련된 주요 현상 중의 하나가 용융풀 내부에서의 자연대류 현상이고 또 다른 하나는 금속층과 산화물층의 성층화이다. 반원형태의 실험에서는 높은 Ra' (Modified Rayleigh) 수를 가지는 용융풀 내부의 균일한 열원에 의한 원자로용기 벽면에 대한 열적부하를 추정할 것이다. 아울러 각도별 열속 분포를 통한 Nu (Nusselt) 수를 구하고 용융풀 내부의 온도분포도 측정한다. 핵심적인 결과는 Ra' 수와 Nu 수의 관계, 상하 열전달비(Nu_{up}/Nu_{dn})들을 구하는 것인데, 추가적으로 사각형태의 실험으로 Pr (Prandtl) 수 효과를 살펴보았다.

나. 자연대류 기존 연구 결과

(1) 사각 형태

체적가열된 유체층 내부의 자연대류에 관한 최초의 연구는 그림 2-2.1과 같은 Kulacki & Goldstein (1972)에 의하여 이루어졌다. 등온의 상하부 평판과 단열된 옆면들로 구성되어 있고 Ra (Rayleigh) 수의 범위는 200과 10^7 사이다. 실험 자료들은 간섭계를 통하여 얻어졌는데 자연대류의 종류, 천이, 그리고 난류 영역을 다루고 있다. Ra' 수가 10^4 이상인 영역에서는 난류 혼합인 유체내부에서의 열전달에 중요한 역할을 한다. 그리고 Jahn과 Reineke (1974)에 의해서도 자연대류의 수치적인 연구가 수행되었는데 그들은 온도장을 통하여 풀 상부에 불균일한 와류가 있고 하부에는 안정된 유체층이 있음을 보여주었다. Kulacki와 Emara (1975)는 상대적으로 작은 온도차를 가지는 사각형태에서 상하 열전달 관계식을 만들었다. 유체의 상부는 냉각되고 하부는 단열되는 구조로 되어있다. 이러한 경계조건에서 Ra' 수가 2×10^{12} 정도의 영역에 이르는 열전달 계수를 얻었다. 그들은 또한 2.75와 6.86사이의 값을 가지는 Pr 수 효과를 확인하였다.

Kulacki & Nagle (1975) 역시 유사한 형태의 실험을 수행하였는데 임계 Ra' 수의 114에서 1.8×10^6 배에 이르는 Ra' 수를 얻었다. 정상상태 열전달에서 평균 Nu 수에 대한 관계식을 얻었고 높은 Ra' 수에 있어서 온도 파동 결과 및 온도 분포 등의 자료들을 얻었다. 고속로에서 사고 후 열제거 측면에서 열전달과 관련된 연구가 Baker et al. (1976)에 의하여 수행되었다. 그 결과를 보면 하부로의 열전달율은 단지 전도에 의하여 이루어지는 반면에 상부로의 열전달율은 대류에 상당한 영향을 받는 것으로 나왔다. 높은 Ra' 수에서 내부의 열원을 가지는 자연대류에서의 와류 열전달 모델에 대한 연구가 Cheung (1997)에 의하여 수행되었다. 이 연구에서 유체의 평균온도는 상부벽 경계층을 제외하면 유체 전반적으로 일정함을 보여주고 있다. 그리고 층의 두께는 평

균 Nu 수의 역수에 비례함을 보여준다. 그러나 층을 벗어난 부분에서 와류 열속 분포는 모든 Ra' 수에 비례한다. 수치 모델을 통한 열전달 예측값과 측정치와의 비교는 난류에 영역에서 상당히 유사함을 보여준다.

Steinberner와 Reineke (1978)는 Ra' 수가 10^7 과 10^{14} 사이의 영역에 대한 실험적 수치적인 연구를 수행하였다. Farouk (1988) 역시 유사한 형태의 구조 및 경계 조건에서 실험을 수행하였고 Pr 수는 6.5의 값에서 그리고 Ra 수는 10^6 과 10^{10} 사이의 값을 가진다. 높이 대 폭의 비는 0.5로 유지시켰다. 실험 결과는 다른 실험들의 결과와 비슷하게 나왔다. Chudanov et al. (1994)은 비정상상태에서의 자연대류 실험을 수치적으로 수행하였다. 여기서는 높이 대 폭의 비를 변화시키고, 경계조건 역시 등은 및 단열 조건으로 하여 결과를 얻었다. Schneider 와 Turland (1994)의 실험은 실제 원자로 크기에서의 용융물에 비해 훨씬 낮은 Ra 수에 대한 천이 현상을 보여주었으나 크기가 증가하면 중요성이 떨어질 수 있다. Nourgaliev et al. (1997)은 수치해석 모사를 통하여 난류의 특징을 보여주었다. 계산 결과는 불안정한 영역에서 중요한 비대칭 난류 거동과 난류 운동에너지의 비평형 상태를 보여준다. 따라서 중요한 난류 상수들은 유체층 내에 균일하게 분포되지 않으므로 Ra 수와 Pr 수에 상당한 영향을 받는다.

(2) 반원 형태

Mayinger et al. (1980)은 반원형태에서의 자연대류에 의한 열전달 실험 및 이론 연구를 수행하였다. 그 결과는 임계값을 초과하는 Ra' 수에 있어서는 기본적인 자연대류 유동 현상의 변화는 없음을 보여준다. 반원형태에서의 자연대류 난류유동에 대한 연구는 Jahn과 Reineke (1974)에 의해서도 수행되었는데 그림 2-2.2와 같다. 실험은 Ra' 수가 10^7 과 10^{14} 사이의 값에 대하여 이루어졌고, 온도와 속도장 등의 자료는 간섭계를 통하여 얻어졌다. 결과는 사각형태의 실험 및 해석 결과들과 유사하였다. 하부의 곡면을 따른 등은 형태는 사각형태에서 냉각되는 수직면에서의 특징과 유사하다. Nu 수는 상부에서 가장 높고 하부에서 가장 낮았다.

중대사고 연구에서 BALI 실험 (Bonnet & Seiler, 1999)은 노내 또는 노외 용융물 경계 조건에서 열속 분포와 관련한 중요한 자료를 제공해주는데 형태는 그림 2-2.3과 같다. 체적가열을 통하여 열원이 존재하는데 Ra' 수는 10^{17} 까지의 영역을 다루고 있다. 이 실험의 중요성은 처음으로 용융물의 실제 Ra' 수 영역까지 자료를 확대시켰다는 점이다. 그리고 COPO II 실험의 결과와 유사한 결과도 보여주었다. 그러나 3차원 구조인 ACOPO 실험결과와는 열전달 계수에서 약간의 차이는 보여주나 상하 열전달비는 유사하다.

한편 Kolb et al. (2000)에 의한 실험에서는 용융물의 고화층을 고려한 용융염 실험이 수행되었다. 실험의 변수로는 열원의 세기, 염 구성 농도, 그리고 경계 조건등이 Ra' 수가 10^{12} 과 10^{14} 사이의 값에서 이루어졌고 각각의 효과를 보았다. 상사물로써 물을 사용하였을 경우에 그 결과는 기존의 결과들 (Helle 1998, Bonnet 1999,

Theofanous 1996)과 유사하였다. 고화층은 용기 하단부에서 발생하였고, 이 지점에서 열속이 가장 낮게 나왔으며 상부($\theta > 72^\circ$)에서 일정한 최대 열속이 나왔다. 하부 Nu 수는 Theofanous et al. 에 의해 제안된 관계식과 유사함을 보여주는 반면에 상부 Nu 수는 Mayinger와 Steinberner-Reineke 관계식의 사이에 놓인다.

(3)반구 형태

Mayinger et al. (1976)은 반구 벽면에서 평균 열전달 계수에 대한 수치해석을 수행하였다. 그들은 수치해석의 결과들을 입증하기 위하여 Jahn 과 Reineke의 자료들을 사용하였다. 그 결과 Gabor et al. (1980)에 의하여 유도된 관계식에 비하여 열전달 계수가 높게 나왔는데 이는 Ra'수가 증가할수록 차이는 커졌다. 실제 원자로 용융풀의 Ra'수 영역에 이르면 그 값은 열배 정도 크게 예측됨을 알 수 있다. Min 과 Kulacki (1977)는 높이 대 직경 비가 Nu수와 Ra'수의 관계식에서 중요한 역할을 함을 보여주었다. 낮은 비에 대해서는 Ra 수에 대한 Nu 수가 보다 평평한데 이는 열전달의 주요 인자가 전도인 것과 관련 있다. 그러나 비가 증가할수록 Nu수는 수평 유체층의 경우에 근접하는데 이는 유체의 체적이 증가할수록 반구와 같은 경계조건이 상쇄되는 효과가 있기 때문이다. Gabor et al. (1980)의 연구는 반구에 있어서의 최초의 실험적인 연구인데 그 구조를 살펴보면 반구용기 외벽은 냉각되면서 표면이 하나의 전극역할을 하고 있다. 그러나 이러한 구조는 가열과정이 균일하지 않게 되는 결과가 있다. 평균 열전달 계수는 Ra' 수의 범위가 2×10^{10} 과 2×10^{11} 사이에서 구해졌다. 그 결과 풀의 가장 높은 온도는 상부 중단에서 발생하였다.

Frantz 와 Dhir (1992) 역시 반구 형태에서 자연대류 실험을 수행하였는데 용기는 pyrex로 이루어져 있고, 작동유체는 Freon-113을 사용하였다. 기존의 실험들과 다른 점은 가열방법에서 전자기파를 사용한 것이다. 그 결과 용기 벽면을 따라 열전달 계수에 큰 차이가 있음을 보여주었다. Asfia et al. (1996)은 풀 내부 유체의 최대 온도를 바탕으로 국부와 평균 열전달 계수를 얻었으며 Ra' 수 영역은 2×10^{10} 와 1.1×10^{14} 사이이다. 그림 2-2.4는 UCLA 실험장치의 개략도이다. 풀의 각도와 풀의 깊이에 따른 관계식을 구하였으며 용기 바닥에서 열전달 계수가 최소이며 벽면을 따라 증가함을 보여준다. 실험 결과 최대 열전달 계수와 최소 열전달 계수의 비는 20정도가 되었으며, 최대와 평균의 비는 2.5정도였다.

Theofanous et al. (1995)은 Mini-ACOPO 장치에서 내부 열원을 모사하는 새로운 방법을 제안하였다. 반구의 곡면 경계에 따라 최대 열속과 평균 열속의 비는 2정도였는데 최대값은 곡면 경계의 상단 부근이었다. Theofanous와 Angelini (2000)는 그림 2-2.5와 같은 ACOPO 실험을 수행하였는데 이는 실제 원자로의 절반의 크기에 해당한다. Ra 수가 10^{16} 정도에 이르렀으며 내부의 체적가열방법과 외부의 냉각을 통한 방법이 거의 유사함을 보였다. ACOPO 실험 결과는 1/3법칙을 어느 정도 보여주고 있으나 Goldstein과 Tokuda 결과에 비해서는 경향이 느린 것을 알 수 있다. Nourgaliev

et al. (1997)은 수치해석 방법을 통하여 반구에서의 자연대류 열전달 현상을 연구하였다. 그 결과 상부의 불안정그러나 성층화된 난류 구조 및 열전달 특징이 내부가열의 경우와 외벽 냉각의 경우가 유사함을 보였다.

다. 예비 해석

용융풀 자연대류 실험을 수행하기 이전에 예비 해석을 위한 도구를 마련하였다. 계산에 사용된 구조는 실험장치와 동일하며 반원형태이다. 총 노드 수는 7983개이고 mass residual 은 5.95×10^{-6} 로써 결과의 수렴 정도는 양호하다고 할 수 있다. 그림 2-2.6은 용융풀 단면의 온도 분포를 보여 주고 있다. 상하부가 모두 10℃의 냉각재로 등온을 유지하고 있고, 내부의 자연대류 현상에 의하여 가운데 하단부가 가장 낮은 온도를 보여주고 상부에서는 상대적으로 높은 온도를 보여준다. 유동장은 그림 2-2.7에서 확인할 수 있다. 한편, 그림 2-2.8과 2-2.9는 각각 x방향과 z방향의 속도분포를 보여주고 있다. x방향의 속도분포를 통해 왼쪽에서 오른쪽으로의 유동과 오른쪽에서 왼쪽으로의 유동이 대칭을 이루고 있음을 확인할 수 있다. 그리고 z방향의 속도분포를 통해 중심 하부에서 상부로 유동이 형성되고 상승한 유체가 다시 돌아 벽 쪽의 경계면을 따라 하부로 움직이는 것을 확인할 수 있다.

라. 반원형태 실험 장치

(1) 장치 설계 및 제작

(가) Mini-SIGMA CP(Circular Pool) (R=125mm)

실험장치의 크기는 가로, 세로, 높이가 각각 380 mm×250 mm×105 mm 인 반원형태의 장치이고 실제 실험영역은 지름이 250mm인 반원이다. 작동유체를 담고 있는 용기의 벽면은 두께가 23 mm인 구리판이고 경계면의 온도를 일정하게 유지하기 위하여 냉각 계통을 통한 순수장치가 연결되어 있다. 따라서 냉각 계통의 온도 조절 장치를 통하여 1시간 동안 2℃ 이내의 온도 변화만을 허용하도록 장치를 구성하였기 때문에 경계조건이 등온이라는 가정을 만족할 수 있다. 그림 2-2.10은 실험 장치의 기본적 수치와 배관을 통한 냉각재의 유출입 경로를 보여주고 있다. 그림 2-2.11은 개념도에 대한 상세 도면의 일부를 보여 주고 있다. 본 실험 장치의 목적은 내부가열기를 통해 균일한 열원을 지속적으로 가해줄 수 있는지 확인하는 것이다.

(나) SIGMA CP(Circular Pool) (R=250mm)

이 실험장치의 크기는 가로, 세로, 높이가 각각 670 mm×435 mm×140 mm 인 반원형태의 장치로써 실제 실험영역은 지름이 500mm 인 반원이다. 이는 Mini-SIGMA CP 실험장치의 특성길이를 2배로 늘린 것이다. 작동유체를 담고 있는 용기의 상부와 하

부의 벽면은 구리판이고 그 두께는 모두 25 mm로 균일하게 제작하였다. 냉각 계통은 Mini-SIGMA CP 장치에서와 마찬가지로 경계조건이 등온이라는 가정을 만족한다. 그림 2-2.13은 SIGMA CP장치의 상세도면 중 일부를 보여주고 있다.

(2) 내부 가열기 및 열전대 설치

(가) Mini-SIGMA CP

본 실험에서 용융폴의 균일한 열원을 제공해 주기 위한 방법으로 내부 가열기를 통한 가열 방법을 사용하였다. 이러한 방법을 사용한 실험은 SIMECO 실험이 유일하므로 향후 진행될 실험이 다른 실험들과의 차별성과 함께 실험 영역의 확장에 있어서 중요한 의미를 지닌다. 따라서 내부 가열기를 특수하게 제작하였다. 총 4개의 가열기가 설치되었으며, 길이가 850mm이고, 직경이 2.4mm, 출력이 0.25kW로 제작하였다. 열전대는 T-type으로써 그림 2-2.14와 표 2-2.1에서 보는 것과 같이 총 47 곳에 설치하였다. 용융폴 하부의 구리판에 쌍으로 각도별로 20개의 열전대를 설치하였고 나머지 27 곳에는 유체 내부에 설치하였다. 이들을 통하여 용융폴 상부와 하부의 열속 분포와 유체 내부의 온도 분포를 측정할 것이다.

(나) SIGMA CP

Mini-SIGMA CP에서와 마찬가지로 본 실험에서도 내부 가열기를 통한 가열 방법을 사용하였다. 이번에는 총 2개의 가열기가 설치되었으며, 길이가 1924mm 이고, 직경이 6.3mm, 출력이 3.2kW로 제작하였다. 열전대는 T-type으로써 표 2-2.2에서 보는 것과 같이 총 70 곳에 설치하였다. 특히 구리판 표면으로부터 열전대까지의 거리를 정확히 유지시키기 위해 그림 2-2.17 에서와 같이 Thermocouple Guide Hole을 사용하였다. 이것은 아크릴로 제작하였으며 E6000을 이용하여 구리판에 부착하였다.

(3) 장치 구성

그림 2-2.18과 그림 2-2.19는 Mini-SIGMA CP와 SIGMA CP 실험의 구성도를 보여주고 있다. 기본적인 구성 요소로서 우선 순수 장치가 있으며 용융폴 내부의 작동유체를 공급해주고, 냉각 계통의 물을 공급해준다. 다음으로 열교환기인데 이를 통하여 실험의 경계조건이 등온을 유지하도록 10℃ 정도로 유지해주는 역할을 한다. 이 밖에 자료 취득장치(DAS: Data Acquisition System)와 제어 배전반이 구성되어 있다.

마. 용융폴 자연대류를 통한 열전달 실험 : 반원형태

(1) 실험 과정

우선적으로 열전대를 보정한다. 보정이 끝나면 반원실험장치에 그림 2-2.14와 같이 열전대를 설치한다. 이후 반원실험장치 외부를 단열재로 감싼 후 용융폴 내부에 순수를 넣고 서로 다른 위치에서 균일한 온도가 유지 되는지 확인한다. 다음으로는 실험영역 외부를 냉각계통에 10℃의 물을 순환시켜 경계조건을 만족시키면서 용융폴 내부의 작동유체가 초기 정상상태에 도달하게 한다. 모든 것이 순조롭게 진행되어가면 내부 가열기에 전원을 공급하여 용융폴을 가열하게 된다. 이때부터 자료취득장치(DAS)를 가동하여 설치된 열전대로부터 온도 자료값을 받아 컴퓨터에 저장하게 된다.

(2) 실험 결과

그림 2-2.20과 그림 2-2.21은 각각 Mini-SIGMA CP와 SIGMA CP 장치에서의 내부 가열기를 통한 가열방법의 타당성을 확인시켜주고 있다. 서로 다른 위치에서의 온도 상승이 균일하게 이루어지는 모습을 보여주고 있다. 본 실험 시 장치의 충분한 단열을 통한 실험결과를 얻었다. 그림 2-2.22는 Mini-SIGMA CP와 SIGMA CP에서의 각도별 열속 분포를 보여준다. 본 실험에서 열원의 세기를 달리 하였으나 각도별 열속 분포에는 큰 차이는 없었다. 그러나 다른 실험과 비교해 볼 때 Mini-SIGMA CP의 경우는 UCLA 3차원 실험에서는 가운데 부분의 열속이 크게 나왔고 SIMECO 반원 실험에서는 상부에서 열속이 크게 나왔음을 확인하였다. 한편 SIGMA CP의 경우에 있어서는 UCLA 3차원 실험과 70도 영역까지는 열속분포가 거의 일치 하였으나 그 이상부터는 2차원 실험인 SIMECO 2차원 실험치와 유사함을 보여주고 있다.

그림 2-2.23은 상부 평면의 열전달 계수를 보여준다. 평균값의 비를 통해 볼 때 위치에 관계없이 일정함을 알 수 있다. 열원의 세기에는 별다른 영향을 받지 않았다.

그림 2-2.24는 Ra' 에 따른 상부 Nu를 구하였다. 그 결과를 기존의 다른 수치해석 및 실험 결과들과 비교하였는데 Ra' 값이 10^{11} 에서 10^{14} 사이인 영역에서는 Mayinger et al.(1975)의 수치해석 결과와 유사함을 확인할 수 있으며 Ra' 가 증가할수록 열전달 계수도 증가하였다.

그림 2-2.25는 Ra' 에 따른 하부 Nu를 구하였다. 다른 실험과 비교해 볼 때 Mayinger et al. - rectangular의 경우를 제외하고는 상당히 낮은 수치를 보이고 있다. 따라서 이 부분에 있어서는 추가적인 실험이 이루어져야 할 것이다. 그림 2-2.26에서는 상부 Nu와 하부 Nu를 비교해 놓았다.

바. 사각형태 실험장치

(1) 장치 설계 및 제작

그림 2-2.27과 그림 2-2.28에 나타난 실험장치는 특성길이가 각각 250mm, 500mm인 사각형태로써 표 2-2.3에 두 장치에 대한 크기 및 열전대, 전열봉 수 등이 비교되어 있

다. 작동유체를 담고 있는 용기의 위아래 벽면은 SIGMA RP-250 (Rectangular Pool) 장치에서는 5 mm, SIGMA RP-500 장치에서는 10mm의 구리판이고 경계면의 온도를 일정하게 유지하기 위하여 구리판 이면에서는 냉각 계통을 이용한 등온의 냉각수가 흐른다. 실험영역에 작동유체를 채우고 일정온도에 도달하게끔 가열한다. 이때 평균 온도상승률은 0.6℃/분 이었다. 평균값과 각각의 여러 부분에서의 온도상승률과의 오차는 ±10%를 벗어나지 않았다. 이는 이 장치의 가열방법이 균일한 체적가열을 하는데 적합하다는 것을 말해준다.

(2) 실험 결과

그림 2-2.29는 체적가열된 유체층을 보여주고 있다. 여기에는 세 개의 영역이 있는데 그것은 상부 경계층, 난류혼합부분, 하부 경계층으로 이루어져 있다. 이 실험에서는 상부와 하부 경계의 온도가 같다. 따라서 온전히 전도만 일어나는 중간 아래 영역은 성층화가 이루어지고 중간 위쪽부터는 대류가 일어난다. Ra' 수가 증가하면서 가운데 순환영역은 위아래 양방향으로 그 영역을 넓혀가고 위쪽면에서의 얇은 열경계층의 발달도 빨라진다. 따라서 Nu 수는 Ra' 수와 아주 밀접한 관계가 있다고 볼 수 있다. 반대로 하부영역의 층은 전 Ra' 수 영역에 대해서 부분적으로 전도의 지배를 받는다.

(3)장치 구성

그림 2-2.30은 사각형태 실험장치의 구성을 보여주고 있다. 기본적인 구성 요소로서 우선 순수 장치가 있으며 용융풀 내부의 작동유체를 공급해주고, 냉각 계통의 물을 공급해준다. 다음으로 열교환기인데 이를 통하여 실험의 경계조건이 등온을 유지하도록 10℃ 정도로 유지해주는 역할을 한다. 이 밖에 자료취득장치(DAS)와 제어 배전반이 구성되어 있다.

사. 용융풀 자연대류를 통한 열전달 실험 : 사각형태

(1) 실험 과정

실험에 앞서 열전대를 보정하고, 보정이 끝나면 사각실험장치에 열전대를 설치한다. 이후 사각실험장치 외부를 단열재로 감싼 후 용융풀 내부에 순수를 넣고 서로 다른 위치에서 균일한 온도가 유지 되는지 확인한다. 다음으로는 실험영역 위쪽과 아래쪽 부분에 10℃의 물을 순환시켜 경계조건을 만족시키면서 용융풀 내부의 작동유체가 초기 정상상태에 도달하게 한다. 모든 것이 순조롭게 진행되어 가면 내부 가열기에 전원을 공급하여 용융풀을 가열하게 된다. 이때부터 자료취득장치(DAS)를 가동하여 설치된 열전대로부터 온도 자료값을 받아 컴퓨터에 저장하게 된다. 작동유체는 물과 공기

를 이용하였다. 표 2-2.4에서 실험 목록을 나타내고 있다.

Ra' 수가 클수록 기둥의 출현 빈도는 높아지고 또한 그 모양도 불안정해진다. 이러한 기둥의 불안정성은 상부 표면으로부터의 열과 소용돌이의 유출을 야기한다. 높은 Ra' 수에서는 유동이 소용돌이치고 불안정해진다. 용융폴의 열성층화에 의한 공동에서는 층류, 천이류 그리고 난류가 동시에 존재하는 영역이 있을 것이다. 그림 2-2.31은 무차원 온도 분포를 보여주고 있다. 실험결과가 Kulacki와 Goldstein의 결과와 상당히 일치하는 것을 알 수 있다. 또한 그림 2-2.32에서는 Ra' 수가 증가함에 따라 평균 온도 분포가 잘 섞여있는 거의 등온인 중심부분의 영역이 위아래 쪽으로 확장되는 것이 보이고 중심 영역 위아래 양쪽 면에서의 경계층이 명확히 특징지어 진다.

내부열원을 포함한 자연대류 열전달은 내부열원을 정량적으로 표현하여 부력의 세기를 알 수 있는 Ra' 수로 표현된다. 자연 혹은 자유 대류현상은 Gr (Grashof) 수, Pr 수 그리고 체적열원이 있는 Da (Dammkohler) 수로 평가할 수 있다. 이러한 무차원 수들은 다음과 같이 정의된다.

$$Gr = \frac{g\beta\Delta T L^3}{\nu^2}; \quad Pr = \frac{\nu}{\alpha}; \quad Da = \frac{qL^2}{k\Delta T} \quad (2-2.1)$$

Ra 수는 외부 열원 혹은 아래로부터의 외부가열을 포함하는 자연 혹은 자유 대류문제에서 열전달을 특징짓는 데에 사용될 수 있다. 이 수는 다음과 같이 정의된다.

$$Ra = GrPr = \frac{g\beta\Delta T L^3}{\alpha\nu}; \quad \alpha = \frac{k}{\rho C_p}; \quad \nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (2-2.2)$$

앞의 식은 Gr/Re 를 통하여 선형적인 관계에 있는 부력과 점성력을 관계 지어 준다. 그러나 다른 의존성도 존재한다. 수정 Ra' 수는 내부 열원이 있는 자유 또는 자연대류 문제에 적합하다. 이 수는 다음과 같이 정의된다.

$$Ra' = RaDa = GrPrDa = \frac{g\beta QL^5}{\alpha\nu k} \quad (2-2.3)$$

Nu 수와 Ra' 수는 다음과 같은 관계식이 된다.

$$Nu = C (Ra')^m \quad (2-2.4)$$

식(2.2-4)는 Pr 수 효과를 고려하면 다음과 같이 수정된다.

$$Nu = C (Ra')^m (Pr)^n \quad (2-2.5)$$

본 연구에서는 실험값을 충분히 얻지 못한 관계로 식(2-2.5)는 받아들이지 않기로 한다. 그림 2-2.33에서 Pr수가 Nu수에 미치는 영향이 미미함을 보여주고 있다. Theofanous는 2.5에서 11사이의 범위의 Pr수는 높은 Ra' 수의 자연대류 열전달에 영향을 미치지 않는다고 주장한다. 반면 Nourgaliev는 Nu 수에 대한 Pr수 효과가 밀폐 공간의 바닥면에서는 매우 중요하며 Ra수의 증가에 따라 증폭된다고 보고했다. 따라서 용융물의 낮은 Pr수가 아랫방향 영역에서 초과 열전달의 부가적 요인이 될 수 있다.

(2) 실험 결과

그림 2-2.34는 Nu 수와 Ra' 수의 관계를 보여주고 있다. 물과 공기의 실험결과들이 다른 몇 가지 상관식들과 비교되었다. 물 실험은 Ra' 수가 10^{10} - 10^{15} 인 범위에서 이루어졌다. 적절한 Pr(~ 6.5)의 유체로 수행한 실험 결과는 물을 작동유체로 사용하여 얻은 다른 상관식들과 잘 일치하였다. 한편 공기 실험은 Ra' 수가 10^9 - 10^{11} 인 범위에서 이루어졌다. 낮은 Pr(~ 0.7)의 유체로 수행한 실험결과는 Pr 수 효과를 고려하지 않은 다른 상관식들과 비교했을 때 상부 Nu 수는 낮게 측정되었고 하부 Nu 수는 높게 측정되었다.

표 2-2.1 열전대 설치 위치 (Mini-SIGMA CP)

	No.	Location	Description
Horizontal	7	-90, -60, -30, 0, 30, 60, 90	z=115
Axial	4	95, 75, 55, 35	x=0
	6	95, 75, 55	x=60, -60
Azimuthal (fluid)	10	0°, 10°,20°,30°,40°,50°,60°,70°,80°,88°	r=115
Azimuthal (wall)	20	0°, 10°,20°,30°,40°,50°,60°,70°,80°,88°	r=126, 147
Total	47		Unit: mm

표 2-2.2 열전대 설치 위치 (SIGMA CP)

	No.	Location	Description
Horizontal (fluid)	10	-200, -100, 0, 100, 200	z=245.5, 248.5
Horizontal (wall)	10	-200, -100, 0, 100, 200	z=253, 272
Axial	4	46.25, 98.75, 151.25, 203.75	x=0
	6	98.75, 151.25, 203.75	x=100, -100
Azimuthal (fluid)	20	0°, 10°,20°,30°,40°,50°,60°,70°,80°,88°	r=245.5, 248.5
Azimuthal (wall)	20	0°, 10°,20°,30°,40°,50°,60°,70°,80°,88°	r=253, 272
Total	70		Unit: mm

표 2-2.3 SIGMA RP-250 장치와 SIGMA RP-500 장치 비교

항 목	SIGMA RP-250	SIGMA RP-500
작동 유체	물, 공기	공기
실험 영역 크기(mm) (가로/세로/높이)	500/160/250	500/160/500
열전대	T-type	
개 수	28	55
수평방향 위치(mm)	0, 3, 40, 90, 140, 190, 247, 250	-11, -5, 1, 3, 50, 100, 150, 200, 250, 300, 350, 400, 450, 497, 499, 505, 511
수직방향 위치(mm)	-150, 0(중심축), 150	
전열봉	Cable type	
개 수	20	40
최대 출력(kW)	2	8
직 경(mm)	5	
길 이(mm)	500	

표 2-2.4 실험 목록

실험장치	경계조건	작동유체	실험	출력 [W]
SIGMA RP-250	등 온	물 (Pr ~ 6.5)	250-W1	38
			250-W2	295
			250-W3	832
			250-W4	1474
		공 기 (Pr ~ 0.7)	250-A1	15
			250-A2	40
			250-A3	81
			250-A4	149
SIGMA RP-500	등 온	공 기 (Pr ~ 0.7)	500-A1	16.2
			500-A2	52
			500-A3	80
			500-A4	100
			500-A5	120

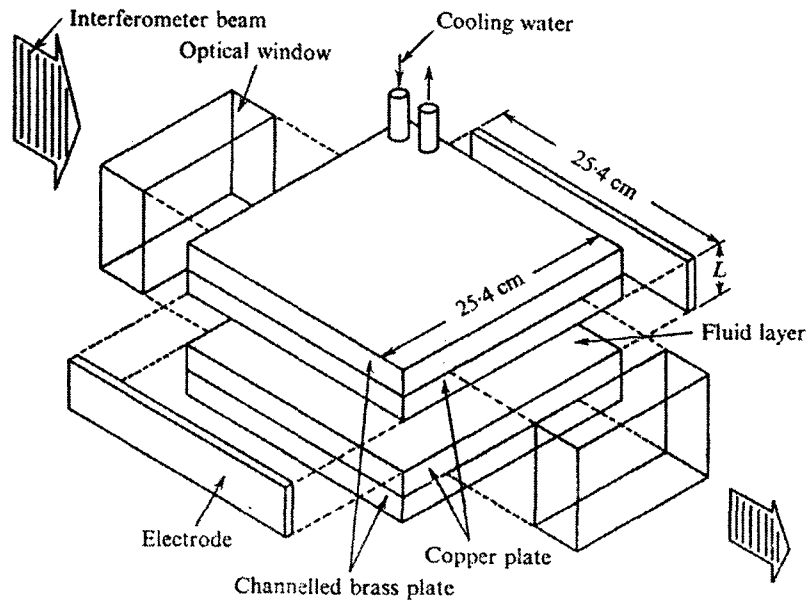


그림 2-2.1 사각형태 실험장치 (Kulacki & Goldstein, 1972)

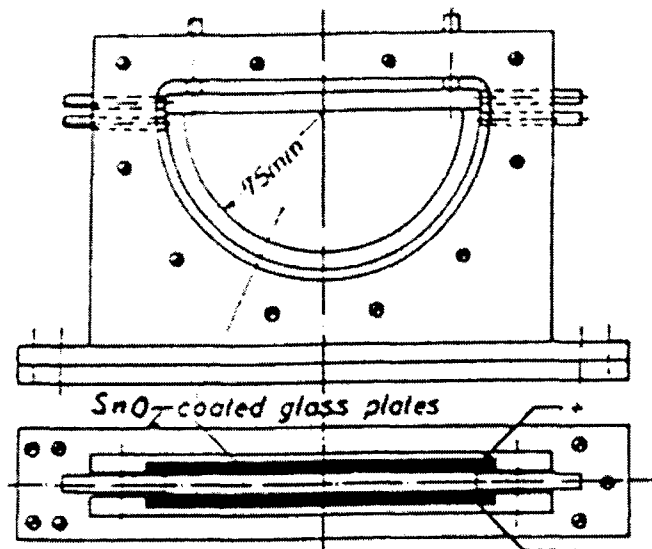


그림 2-2.2 반원형태 실험시편

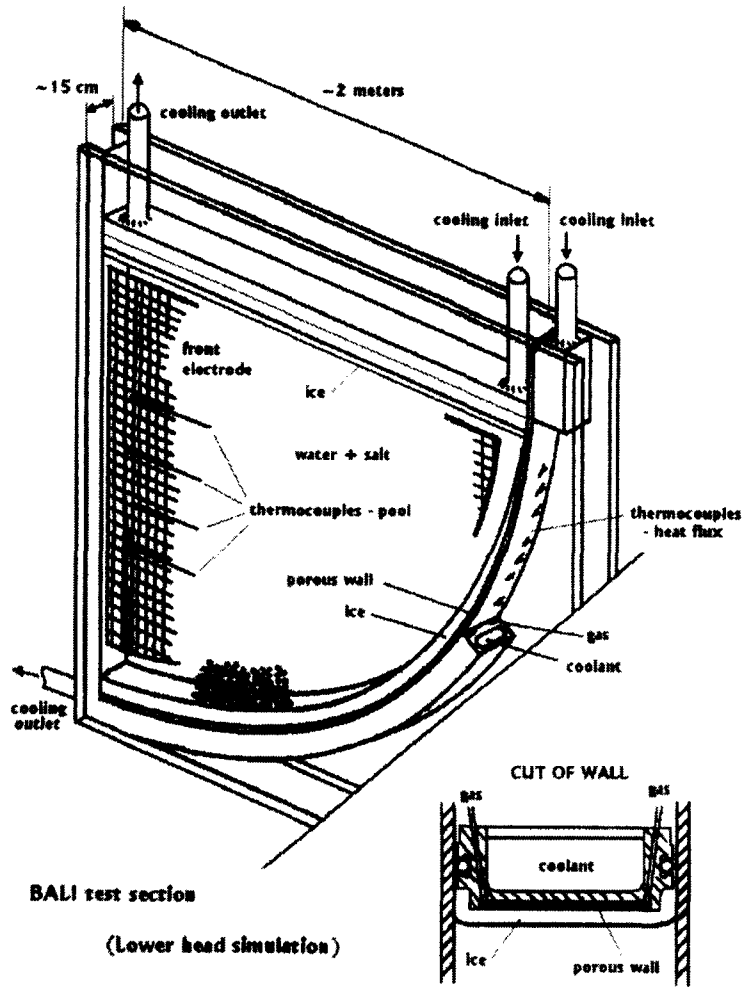


그림 2-2.3 BALI 실험장치 개략도

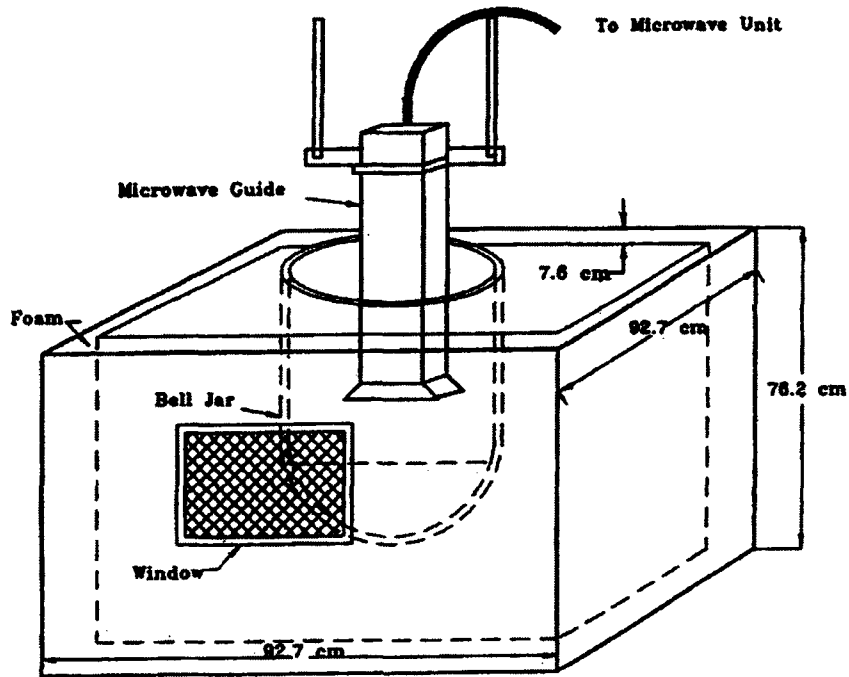


그림 2-2.4 UCLA 실험장치 개략도

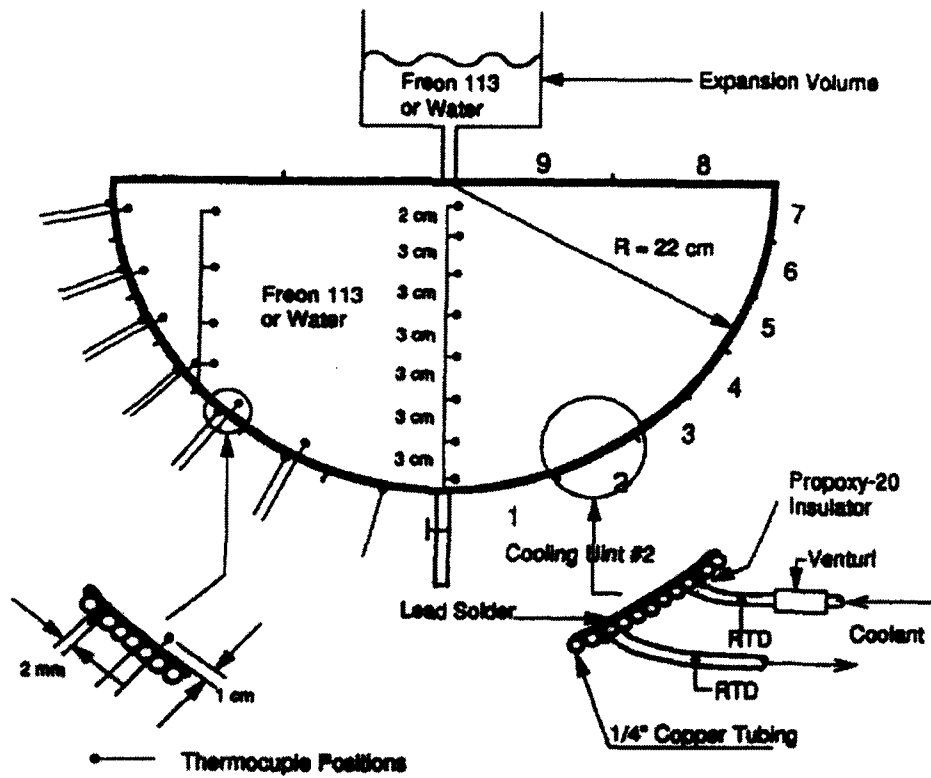


그림 2-2.5 ACOPO 실험장치 개략도

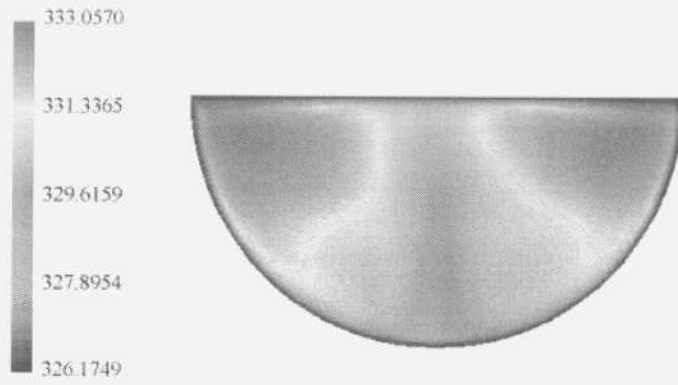


그림 2-2.6 온도 분포 (K)



그림 2-2.7 유동 벡터장 분포 (m/s)

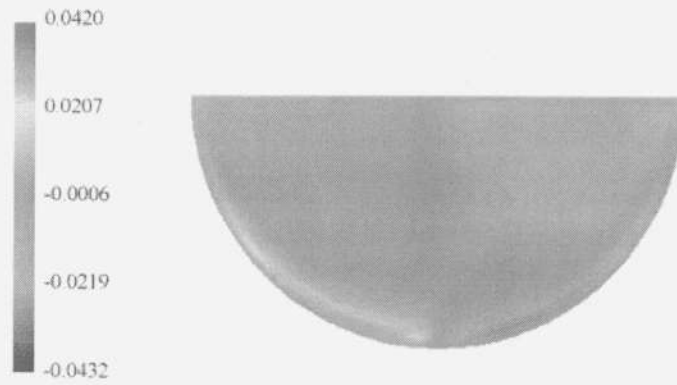


그림 2-2.8 x방향 u속도 분포 (m/s)

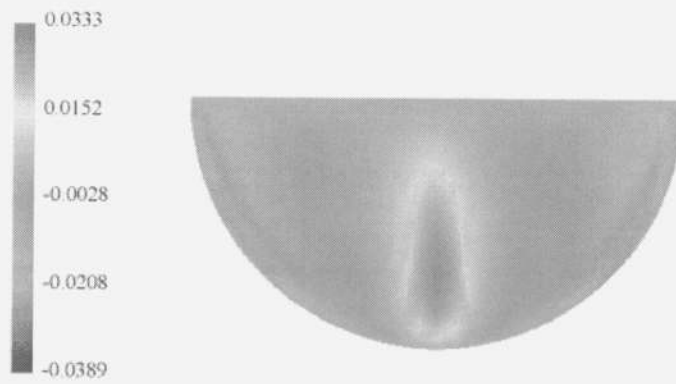


그림 2-2.9 y방향 v속도 분포 (m/s)

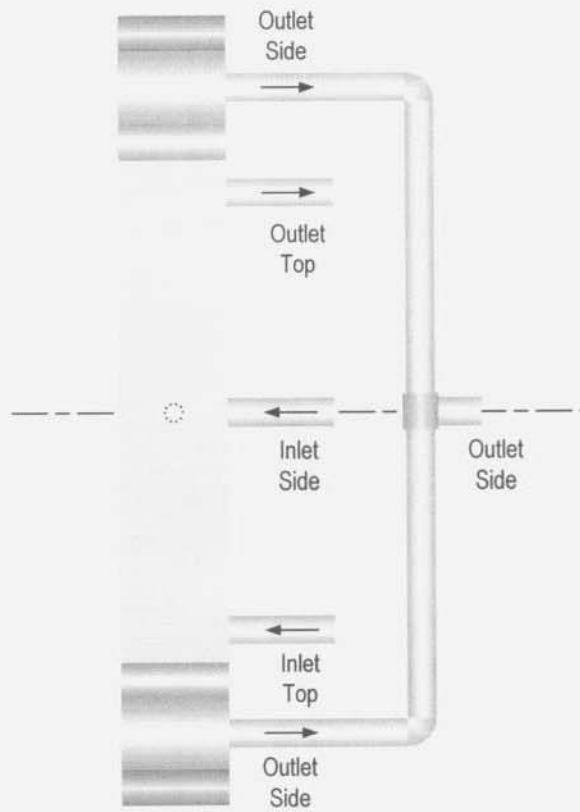
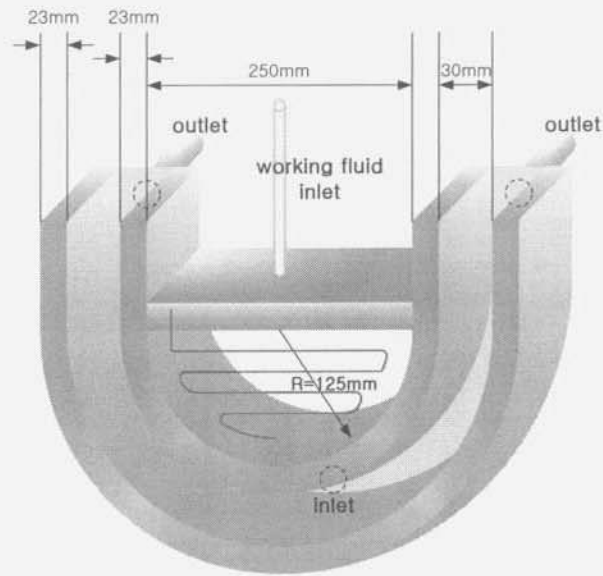


그림 2-2.10
Mini-SIGMA CP 장치 개념도 및 배관도

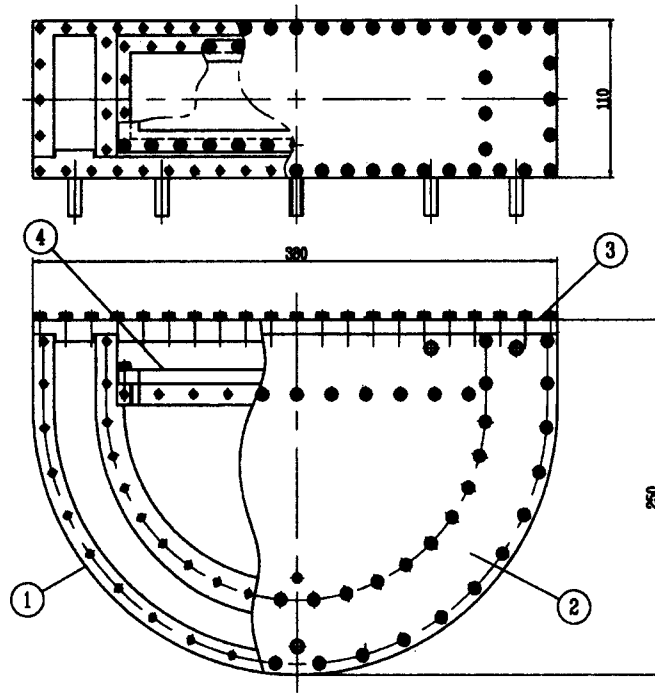


그림 2-2.11 Mini-SIGMA CP 장치 상세도면

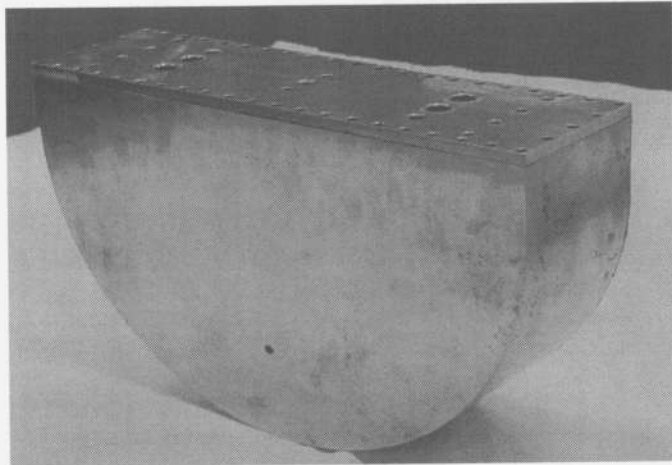
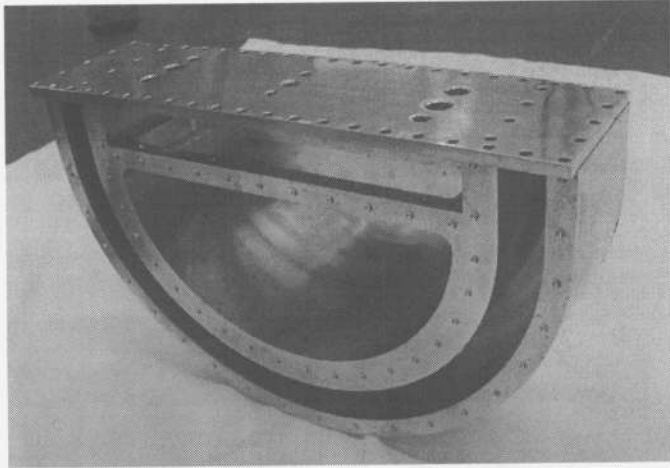
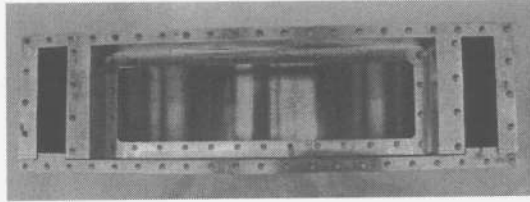
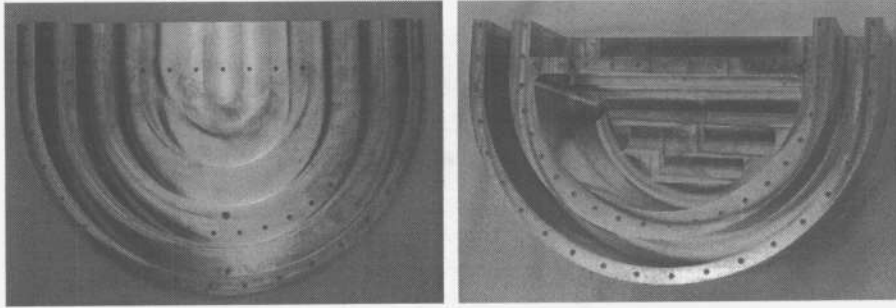


그림 2-2.12 Mini-SIGMA CP 장치 실물 사진

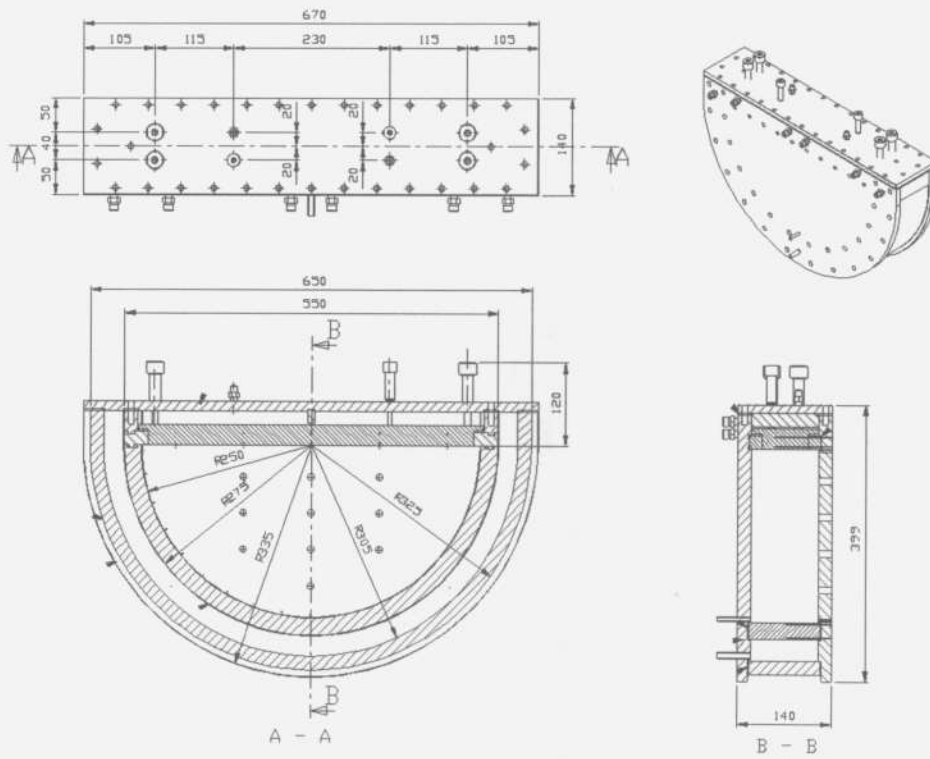


그림 2-2.13 SIGMA CP 장치 상세도면

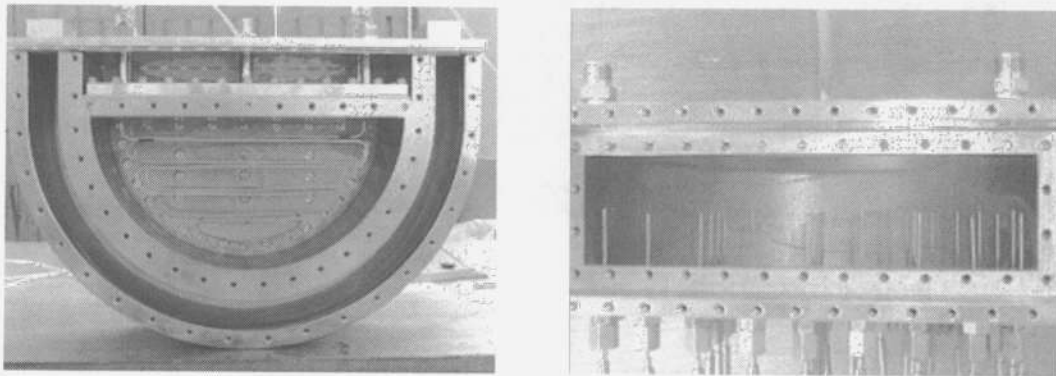


그림 2-2.14 내부 가열기 및 열전대 설치 사진 (Mini-SIGMA CP)

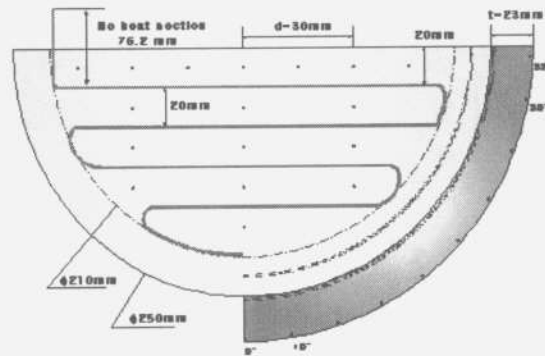


그림 2-2.15
내부 가열기 설치 및 열전대 설치 위치
(Mini-SIGMA CP)

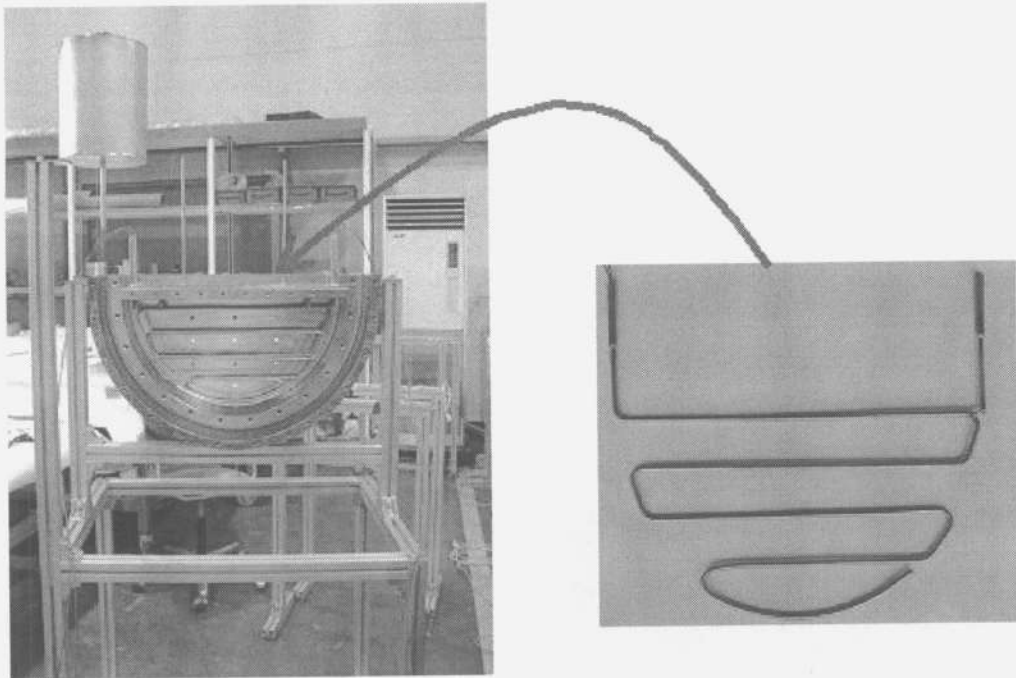


그림 2-2.16 내부 가열기 설치(SIGMA CP)

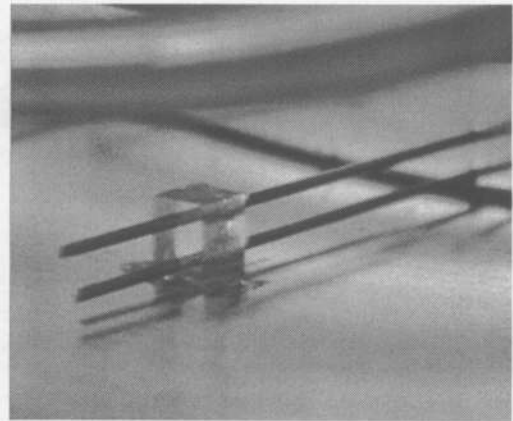
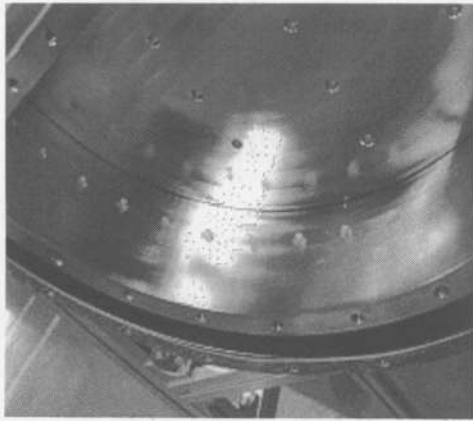


그림 2-2.17 열전대 Guide Hole을 이용한 열전대 설치

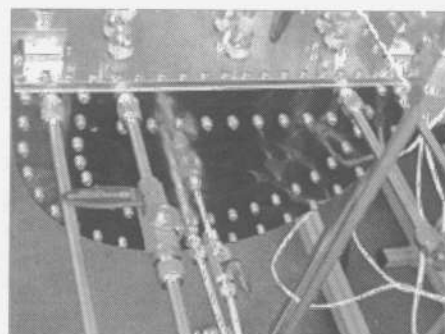
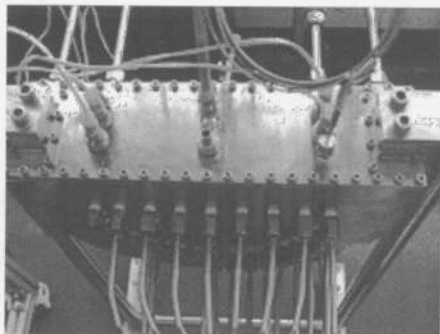
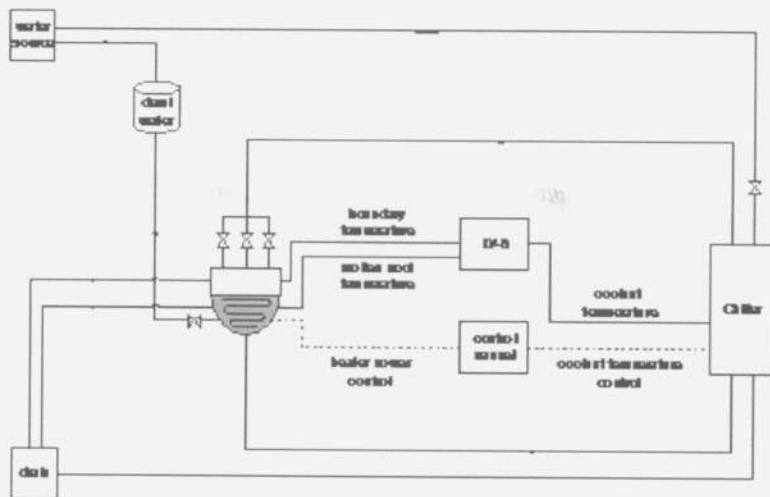


그림 2-2.18 장치 구성도 및 반원실험영역 사진

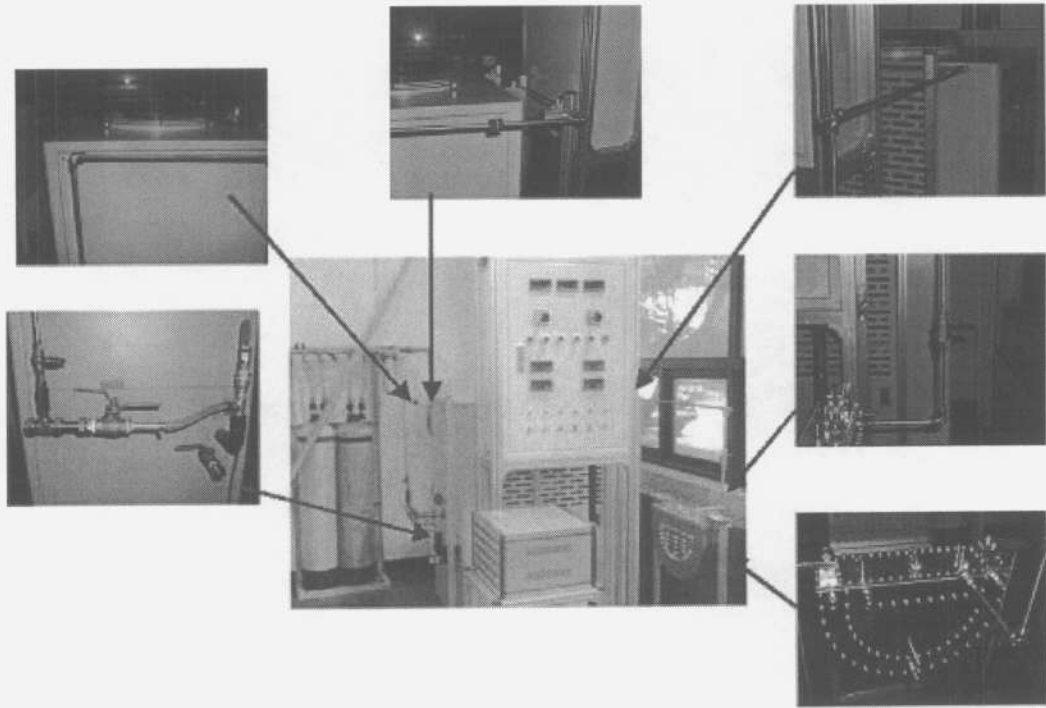


그림 2-2.19 장치 구성 사진

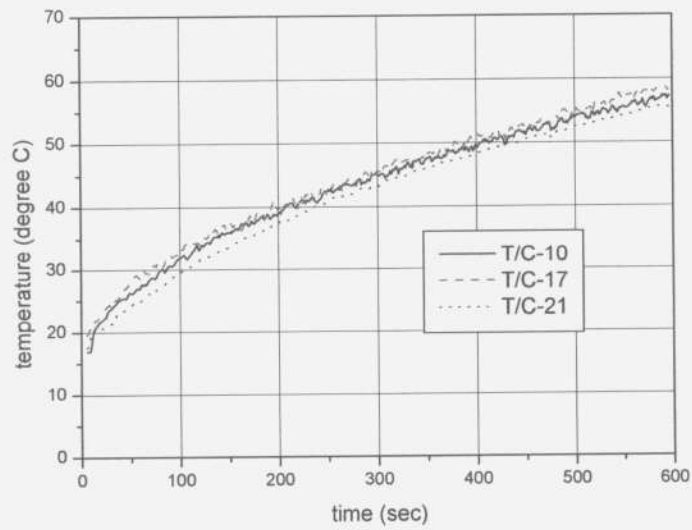


그림 2-2.20 균일한 열원 (Mini-SIGMA CP)

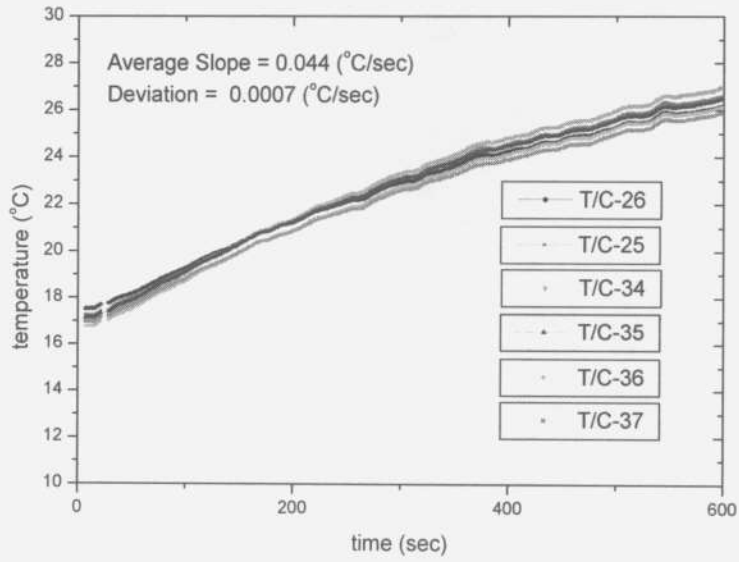


그림 2-2.21 균일한 열원 (SIGMA CP)

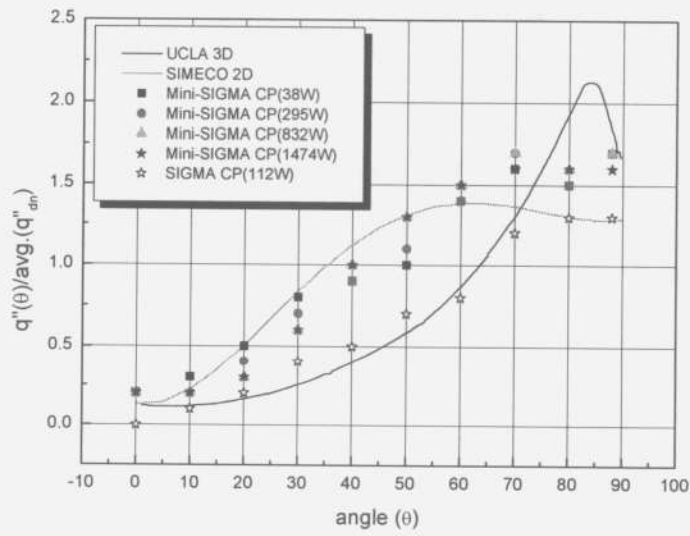


그림 2-2.22 각도별 열속 분포

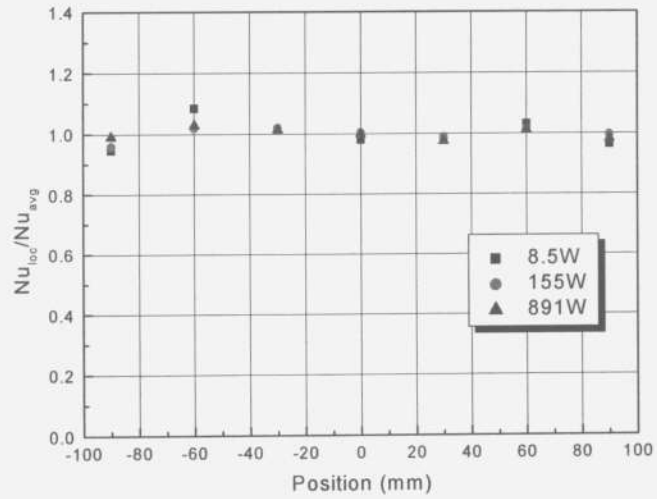


그림 2-2.23 상부 열전달 계수

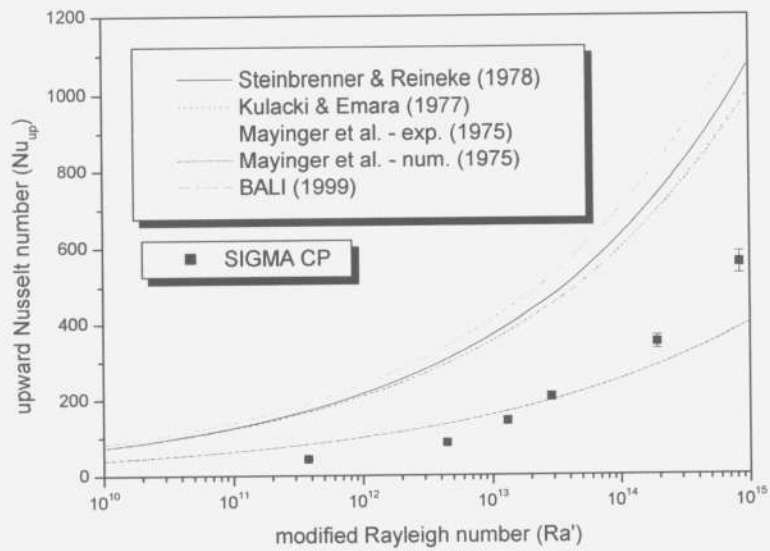


그림 2-2.24 Ra'에 대한 상부 열전달 정도

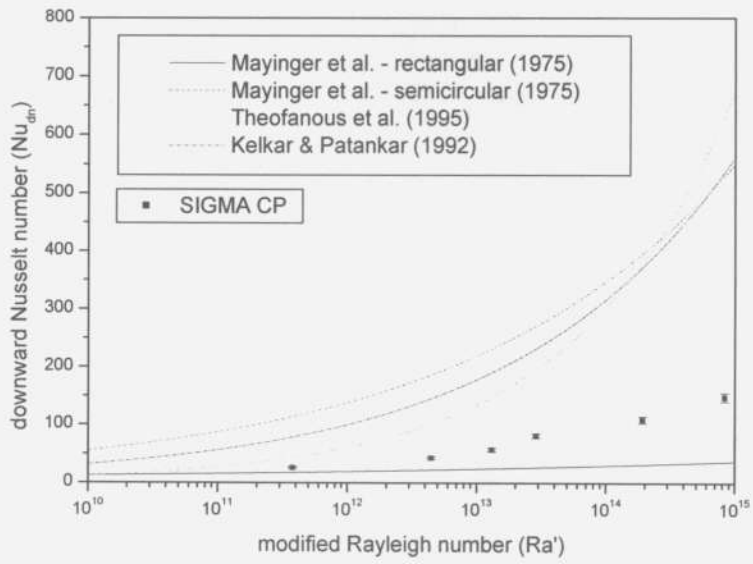


그림 2-2.25 Ra' 에 대한 하부 열전달 정도

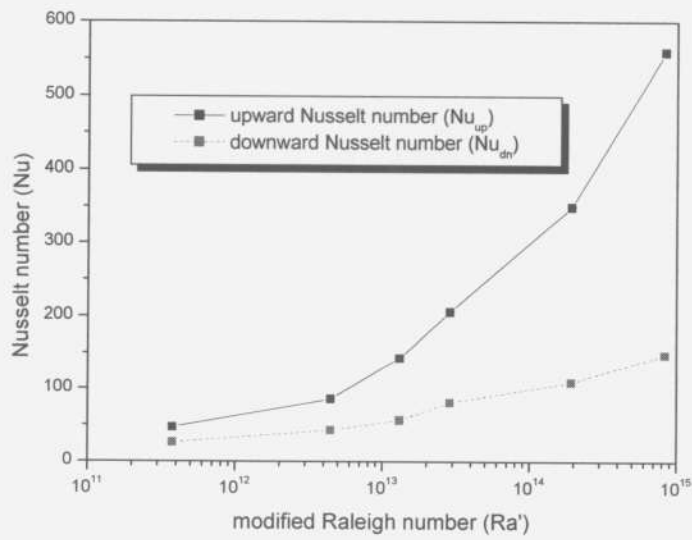


그림 2-2.26 Ra' 에 대한 상·하부 열전달계수 비교

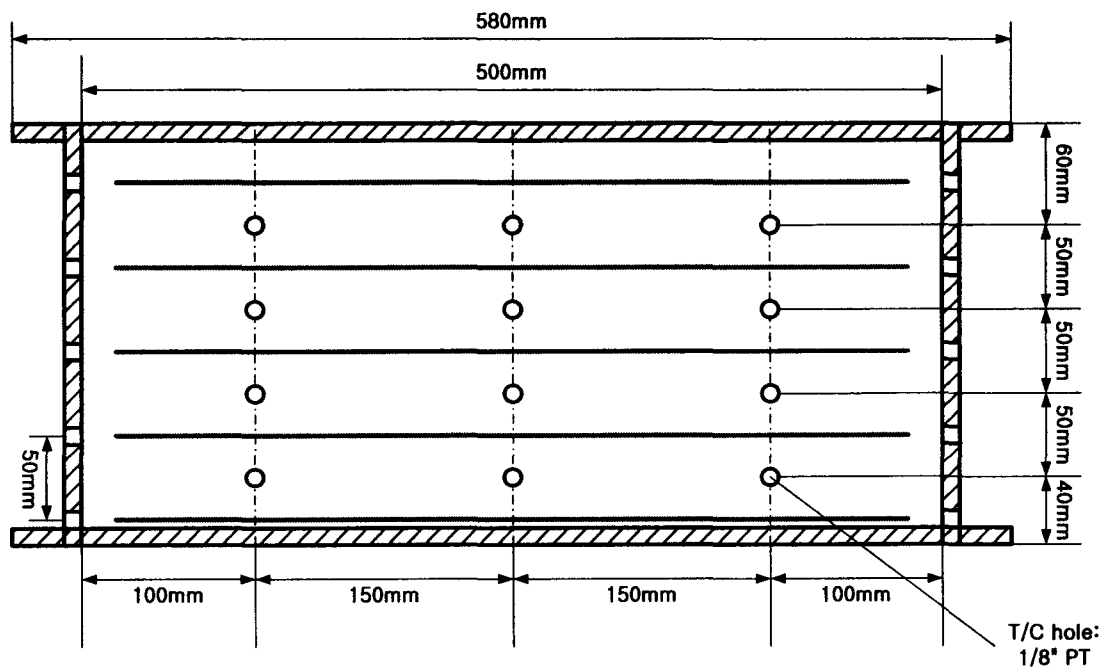


그림 2-2.27 사각형태 실험 장치 (SIGMA RP-250)

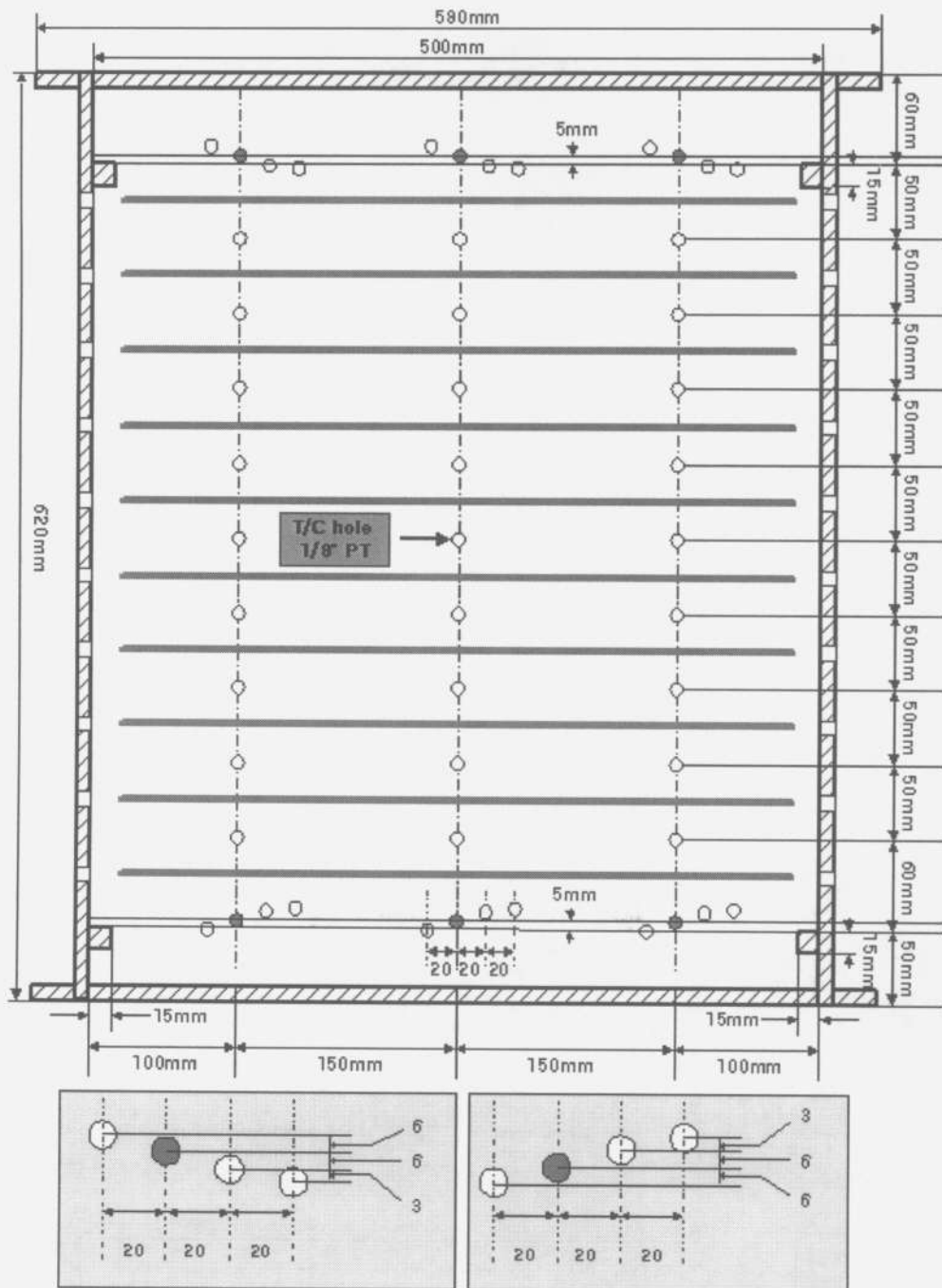


그림 2-2.28 사각형태 실험 장치 (SIGMA RP-500)

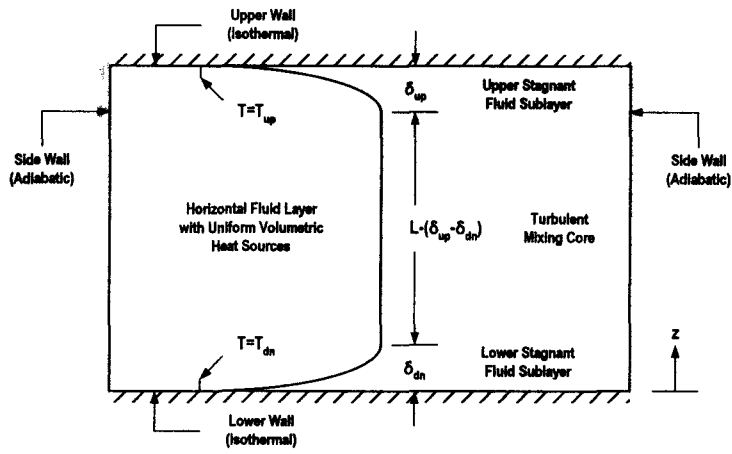


그림 2-2.29 체적 가열된 유체층

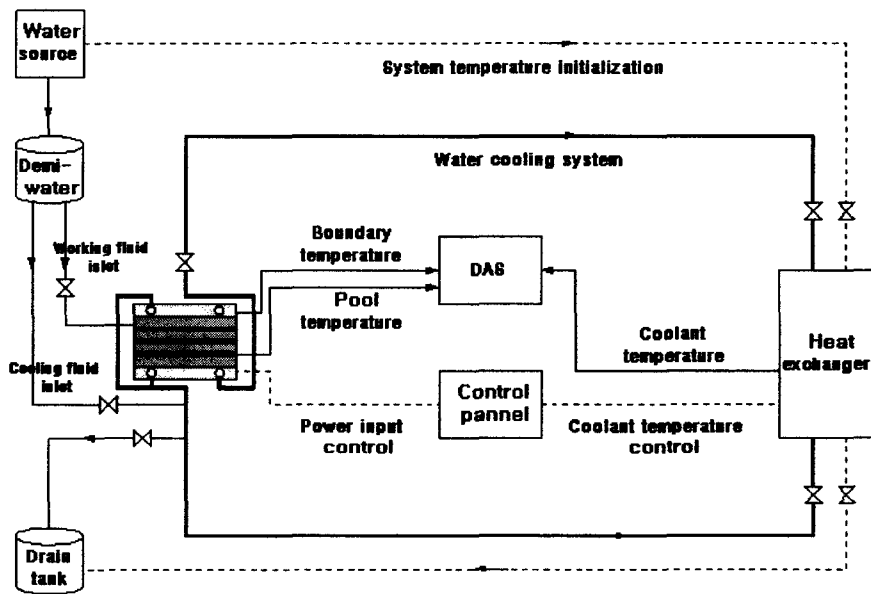


그림 2-2.30 사각형태 실험장치 구성도

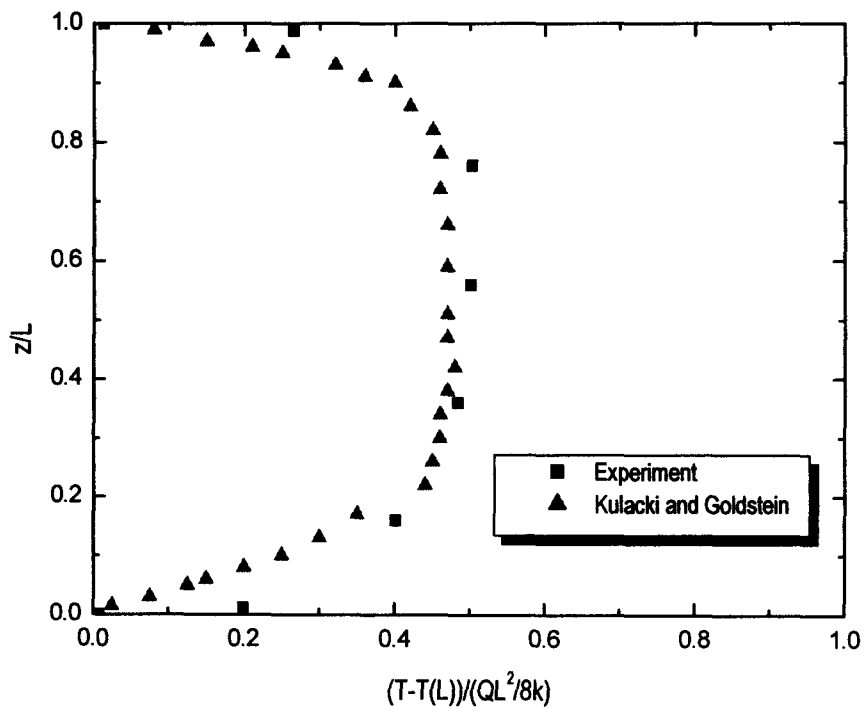


그림 2-2.31 평균 온도의 수직방향 분포

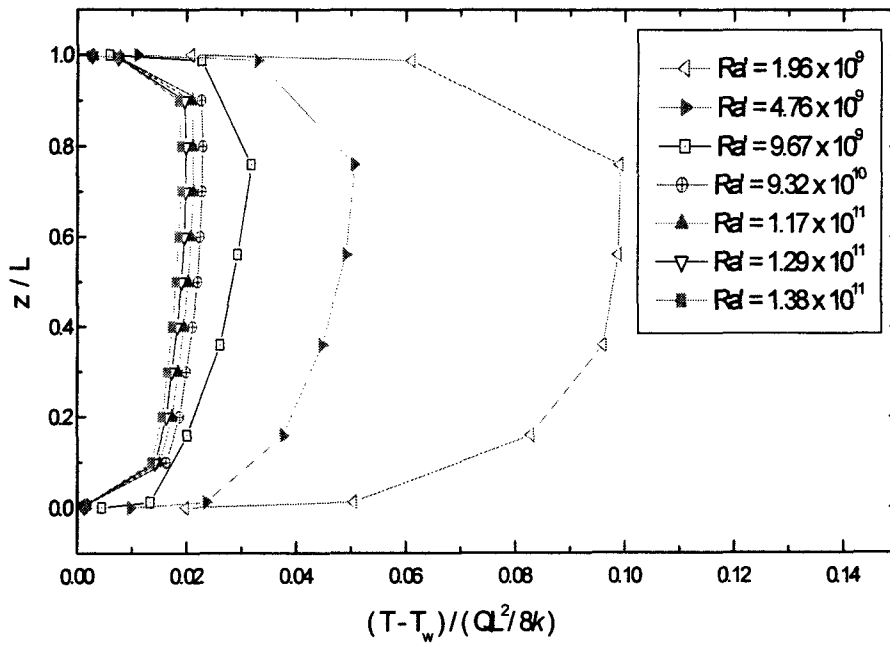


그림 2-2.32 Ra'에 따른 평균 온도의 수직방향 분포

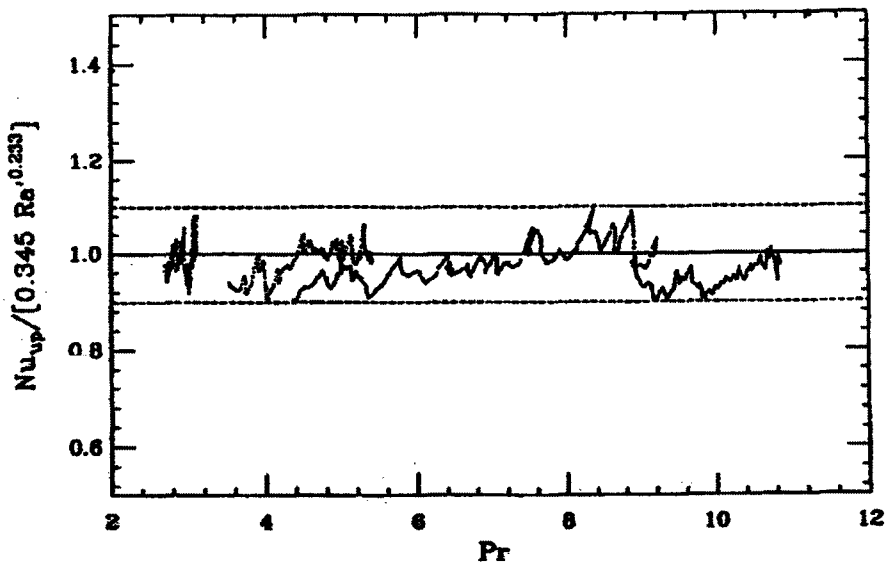


그림 2-2.33 Mini-ACOPO 결과를 통한 Pr 수 효과

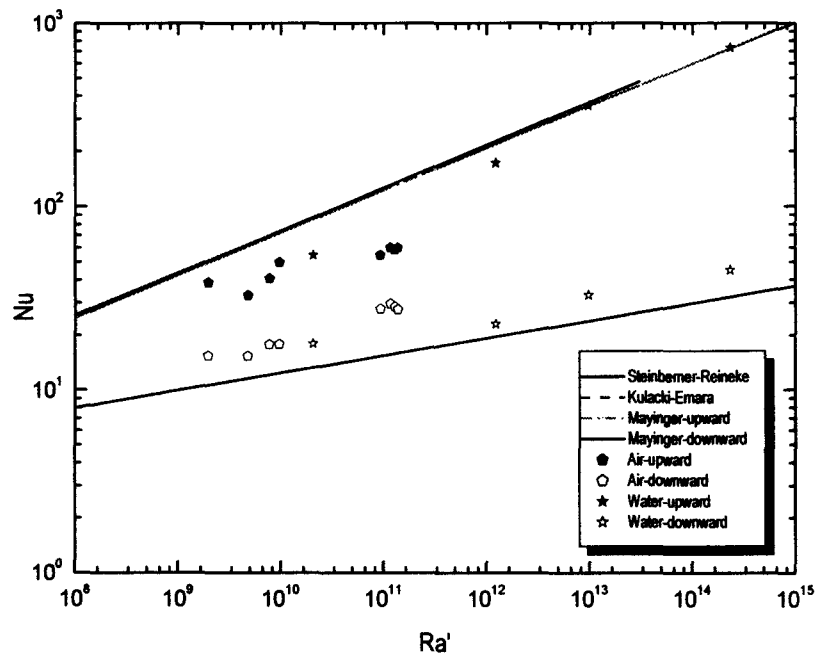


그림 2-2.34 자연대류에서의 Ra' 수와 Nu 수의 관계

3. DELTA (Downward Experimental Laminar Transition Apparatus)

가. 연구목표

보통 원자로 중대사고 시 외벽냉각은 핵비등에 의해 시작된다는 가정 하에서 출발하고 있다. 그러나, 압력용기의 온도는 정상상태에서도 물에 닿았을 때 막비등에 의한 열제거가 이루어질 정도로 충분히 높은 상태이다. 또한, 중대사고 인지를 노심의 출구 온도로 예측하는 방법의 불확실성 때문에 노심 용융물이 먼저 용기 하부에 재배치 될 수 있다. 이 경우 외벽냉각수가 원자로 압력용기에 닿기 전에 압력용기가 과열되어 있으면 막비등이 외벽냉각에서의 초기 열전달 메카니즘이 될 수 있다. 그러나, 기존의 막비등 열전달 관계식들은 압력용기와 같은 하향 반구에서 매우 낮게 예측하고 있다. 따라서, 기존의 실험들보다 상대적으로 지름이 큰 하향반구에서의 막비등 열전달 계수를 측정하고 기존의 관계식들과 비교하는 것이 본 실험의 목표이다. 만약, 초기 외벽냉각 열제거 메카니즘이 핵비등에 의해 이루어지려면, 그 만큼 냉각수 주입시기를 보수적으로 결정해야 한다. 중대사고 인지의 불확실성 때문에 중대사고 아닌 경우에 압력용기 하부로 냉각수가 유입되는 경우가 발생할 수 있다. 따라서 본 실험의 결과는 중대사고 인지의 보수성을 줄여주는 근거가 될 수 있을 것이다.

나. 기존 연구

벽면의 과열도가 매우 높을 경우, 증기막이 가열면으로 물의 유입을 완전히 차단한다. 이 때 벽면에서 액체로의 열전달 과정은 오직 증기막 내의 대류, 전도, 복사에 의해서만 이루어진다. 액체와 가열면의 접촉이 없기 때문에 표면의 공동에서의 기포형성은 막비등 열전달 과정에 전혀 영향을 끼치지 않는다. 벽면의 과열도가 매우 크지 않는 한 복사효과는 매우 작기 때문에 가열면의 물성치와 표면 조건이 막비등에 미치는 영향은 매우 작다. 위와 같은 경계의 단순한 형태는 막비등 열전달 분석에 변형된 경계 층 가정들의 적용을 가능하게 한다.

Bromely (1950)은 최초로 수직 평판에서의 층류 막비등에 대해 분석하였다. 그는 증기막의 대류효과가 무시될 수 있을 정도로 매우 작으므로 증기막 내의 선형적 온도분포를 가정하였다. 간단한 모델을 이용하여 수평 원통에서의 복사의 영향까지 고려된 포화 막비등 관계식이 도출되었다.

Koh (1962)는 수직 평판에서 층류 막비등의 수치해석 방법을 연구하였다. 그는 수직 평판에서의 층류 막비등을 위해 이상 유동 방정식을 분석하였다. 증기막과 액체 사이 경계의 전단응력과 증기 속도가 고려되었다. 증기와 액체 경계 속도는 증기와 액체 사이의 밀도와 점성도 비에 비례하였다. 경계속도가 0인 경우는 두 유체간의 점성비와 밀도비가 매우 작을 경우에 적합한 가정이다. 따라서 두 유체간의 밀도비와 점성비는 막비등의 수치해석에서 매우 중요한 인자이다. 열전달 계수는 밀도비와 점성비의 $1/2$

제곱에 비례한다. Pr의 효과는 증기막이 매우 얇을 경우 미미하고 증기막이 두꺼울 경우에만 고려할 필요가 있는 인자이다. 증기막 내 온도분포는 거의 선형적이고 증기막 두께가 두꺼울수록 온도 분포의 비선형성이 증가한다.

그 후에도 경계조건을 달리 한 층류막비등에 관한 많은 연구들이 있어왔다. Sparrow and Cess (1962)는 증기와 액체 경계에서의 접선 속도를 0으로 가정했을 때의 수직 평판 아냉 막비등에 관한 해석적 연구를 수행하였다. Nishikawa and Ito (1966)와 Nishikawa et al. (1976)은 증기와 액체 경계에서 속도와 전단응력의 연속성을 가정했을 때의 수직평판과 수평 실린더에서의 과냉 막비등을 이론적으로 분석하였다.

Frederking and Clark (1963), Nakayama and Koyama (1986)은 Bromely (1950)과 Koh (1962)의 이론을 바탕으로 구에서의 막비등을 연구하였다.

Sakurai et al. (1990a, 1990b)는 수평 실린더에서 포화, 아냉 막비등에 대한 연구를 수행하였다. 이들이 개발한 관계식에는 증기와 액체의 보존 방정식들뿐만 아니라 복사 효과까지 고려되어 있다. 이 관계식은 실린더의 지름, 벽면의 과열도, 액체의 아냉각도, 압력과 같은 다양한 변수들을 전부 포함하는 데이터베이스를 만들었고 극저온유체에서조차도 정확한 예측을 보이고 있다.

Tou and Tso (1997)는 Frederking and Clark (1963)의 전통적인 접근방식을 따르고 구형좌표계에서의 안정화된 막비등을 위한 해석 모델을 개발하였다. 그 결과 Nu는 Ra가 0이 되었을 때 0이 아니라 2가 됨을 증명하였다. 따라서, 그들의 열전달 계수는 전통적인 접근에서의 값보다 더 크게 계산되었다.

부드러운 증기와 액체 경계를 가정했을 때의 층류 막비등 열전달 계수는 수직평판의 길이나 구의 지름이 매우 작을 경우에는 실험 결과를 비교적 정확히 예측한다. 그러나, 기하학적 크기가 클 경우 층류 막비등 열전달 계수는 실험 값보다 작다. 몇몇의 연구자들은 이런 현상을 가열길이 어느 정도 길어지면 증기막 내의 유동이 난류로 변화면서 열전달 계수를 증가시킨다는 가설에 대해 연구하게 되었다.

그럼 2-3.1에서와 같이 수직평판 막비등 시 Re_δ 가 충분히 클 경우 증기막 내의 유동이 난류로 변하게 되고 경계의 파동적 거동이 시작된다.

Hsu and Westwater (1960)은 증기막 유동의 난류 천이 시 조건을 다음과 같이 평가하였다.

$$Re_\delta = \frac{\rho_v \delta u_\delta}{\mu_v} = 100 \quad (2-3.1)$$

u_δ 는 경계에서의 축방향 속도를 뜻한다. 천이 지점 위 영역에서는 증기막이 지속적으로 증가하고 경계의 파동의 파장 또한 길어지면서 증기막이 불안정하게 된다. 이 때, 증기막이 등글게 말리고 인접 액체로 증기 방울이 방출되게 된다. 길이가 매우 긴 수직 평판에서의 막비등 시 대부분의 영역이 난류 막비등이 되고 이 때의 열전달은 오직 층류 하부층의 열전도에 의해서만 이루어진다고 가정하였다. 그러나 이 가정은 열전달 계수를 실제보다 크게 예측하게 한다.

Anderson (1976)은 Helmholtz 불안정성을 고려한 층류 막비등 접근을 연구하였다. 그

는 증기막이 Helmholtz 불안정성에 의해 깨진 후 다시 생기기 시작하여 불안정해지기 전까지 증기막이 증가한다고 가정하였다. 그러나, 실제 Sherman (1980), Bui and Dhir (1985)와 같은 실험에서 이러한 현상이 발견되지는 않았다. Greitzer and Abenathy (1972)는 막비등에서 증기막 경계에서의 증기의 부풀어오름을 이론식에 적용했으나 길이와 열전달 계수와의 관계를 정확히 규명하지 못하였다.

Coury and Dukler (1970)은 증기막 내의 와류 확산의 분포를 가정하였고, Suryanarayana and Merte (1972)는 경계의 진동과 왜곡을 포함한 난류 경계층 이론을 기초로 막비등 모델을 개발하였다. Baum et al. (1977)은 증기막 내의 평균 속도에 따라 증기막의 열용량을 증가시키고 난류 유동 내의 와류 확산을 증기의 열전도에 포함시킨 준실험식을 개발하였다. 그러나 난류 막비등 모델 역시 층류와 마찬가지로 실제 열전달 계수보다 작은 값을 예측하였다.

일반적으로 10 cm 정도의 수직 평판에서 Re_b 이 난류 증기 유동의 가정을 정당화할 정도로 높지 않다. 그러나, 층류 막비등이나 기존의 난류막비등 모델은 열전달 계수를 실제보다 낮게 예측하였다. 80년대부터 경계의 파동 거동에 대한 많은 연구가 있어왔다.

Dhir and Purohit (1978)은 구에서의 아냉 막비등을 연구하였다. 그들은 층류 막비등보다 50 - 60 % 정도 높은 열전달 계수를 측정하였다. Bui and Dhir (1985)는 등은 수직면에서 포화 수조 막비등을 연구하였다. 그들의 실험시편은 폭이 6.3 cm이고 높이가 10.3 cm인 두꺼운 구리 블록이다. 정상상태 등은 수직면에서의 국부 열전달 계수가 측정되었다. 또한 증기막이 스틸사진과 동영상으로 가시화되었다. 또한, 증기막 두께, 경계의 파동 거동, 기포의 이탈 예측을 위한 수치해석 모델이 개발되었다. 그들은 경계의 불룩한 부분이 고려된 수직면의 층류 막비등 모델을 제안하였다. 이 모델의 주요 특징들은 그림 2-3.2에 개략적으로 나타나 있다.

수직면의 밑부분에는 증기막의 불룩한 형태를 찾아볼 수 없다. 증기막의 불룩한 형태는 Helmholtz 불안정성에 의해 경계가 불안정해질 정도로 증기의 속도가 커졌을 때 나타난다고 가정되었다. 증기막의 불룩한 형태들은 그림 2-3.2와 같이 특성길이 λ_b 의 직사각형 배열로 이상화되어 있다. 각각의 불룩한 형태들은 지름을 가지고 있는 구의 형태로 모델링되었다. 이 증기막 내의 층류 유동을 바탕으로 한 시간에 따른 모델은 큰 크기와 작은 크기 파동 효과를 포함하고 있다. 실험결과와 해석결과에 비교에 따르면 막비등 열전달 계수는 가열길이가 10.3 cm 인 경우 시작점으로부터의 거리에 변하지 않고 증기막 내 유동은 층류 형태임을 보이고 있다. 긴 파동의 극치에서의 기포 발달은 유동 길이의 감소와 열전달 계수의 증가를 야기한다. 증기막과 기포의 열전달과 경계의 길고 짧은 파동들을 고려한 모델은 실험결과들을 비교적 정확히 예측하였고 주요인자들에 대한 해석 결과와 실험결과가 비교되었다. 또한, Nishio & Ohtake (1993)은 파동성과 Helmholtz 불안정성을 고려한 일반적인 막비등 관계식을 도출하여 극저온유체 실험결과와 비교 검증하였다.

Kolev (1998)은 수직 벽면에서의 혼합 대류 막비등에 관한 해석 연구를 수행하였다.

그림 2-3.3은 수직면에서의 막비등 불안정성을 개략적으로 보여주고 있다. 이 해석적 연구에 사용된 단순화된 가정들은 이전의 층류막비등의 가정들과 유사하다. 차이점은 증기와 액체의 경계층 두께의 비를 고려하였다. 이 해석 연구의 주요 특징은 경계의 장애를 고려하였다는 점이다. 그 효과는 Coury and Dukler (1970), Suryanarayana and Merte (1972)에서도 언급된 유동 불안정성이다. 이 경계의 불안정성은 증기막의 두께 성장을 그림 3과 같이 제한시킨다.

그림 2-3.3과 같은 증기막의 성장과 깨짐 사이의 길이는 불안정성 파장 λ_{KH} 에 비례한다. 이 문제에 적용된 전통적인 Kelvin-Helmholtz 불안정성 분석은 불안정성 파장을 식 (2-3.2)와 같이 정의한다.

$$\lambda_{KH} = 2\pi \sqrt{\frac{2\sigma\delta_{z=\lambda_{KH}}}{\rho_v(\langle u_v \rangle - u_v)^2}} \quad (2-3.2)$$

표면의 불안정성은 주기적인 증기의 방출을 생기게 한다. 이는 액체 내의 난류 혼합을 야기하고 액체로의 열전달을 증가시킨다. 제안된 모델을 통해 예측된 열전달 계수는 실험결과들과 비교했을 때 모두 10 % 오차 내에 속해있고 평균오차는 4 % 이었다. 또한 IVA4 코드를 이용한 구에서의 막비등 열전달 준 실험 모델과 Lin and Theofanous (1995)의 실험결과와 비교하였다.

Kim et al. (2003)은 크기가 상대적으로 큰 하향 반구에서 측정된 막비등 열전달계수가 층류 막비등 열전달계수에 의해 크고, 지름차이가 큰 두 하향 반구의 열전달 계수에 차이가 없음을 보였다. 그리고, 경계면 불안정성이 막비등 열전달 계수에 주요 인자임을 도출하였다.

다. 층류 막비등 관계식과 경계층 불안정성 모사 방법

그림 2.3.4은 하향 반구 층류 포화 수조 막비등 현상도를 보여주고 있다. 수직 벽면 주위의 물은 1기압 포화온도 T_{sat} 와 같다. 벽면의 온도 T_w 은 안정된 증기막이 형성될 정도로 온도가 충분히 높다. 그리고 증기막의 두께 $\delta_v(x)$ 는 x 에 따라 바뀐다. x 는 하향 반구 곡면과 평행인 축방향이고, y_v 는 곡면에서 증기막 사이의 축이고 y_l 은 증기막과 물의 경계면부터 물까지의 축이다. 증기막 내의 증기 속도의 수직방향 성분은 u_v 이고 물의 속도경계층 내 속도의 수직방향 성분은 u_l 이다. 곡면으로부터의 복사 열속 q''_{rad} 는 오직 벽면 주위의 물로만 전달된다. 막비등열속 q''_{FB} 는 오직 증기막을 통한 열전도에 의해 전달된다.

- (1) 증기와 물은 비압축성 유체이다.
- (2) 증기와 물의 경계층 내에서의 유동을 표시하는 단순화된 운동량 방정식들은 다음과 같다.

$$\mu_v \frac{\partial^2 u_v}{\partial y_v^2} = \frac{\partial p}{\partial x} + \rho_v g \sin \theta \quad (2-3.3)$$

$$\mu_l \frac{\partial^2 u_l}{\partial y_l^2} = \frac{\partial p}{\partial x} + \rho_l g \sin \theta \approx 0 \quad (2-3.4)$$

물의 운동량 방정식을 단순화하면 높이에 따른 압력구배는 $-\rho_l g \sin \theta$ 가 된다. 이를 운동량 방정식 (2-3.3), (2-3.4)에 적용하면 다음과 같이 정리된다.

$$\mu_v \frac{\partial^2 u_v}{\partial y_v^2} = (\rho_v - \rho_l) g \sin \theta = \Delta \rho g \sin \theta \quad (2-3.5)$$

$$\mu_l \frac{\partial^2 u_l}{\partial y_l^2} = 0 \quad (2-3.6)$$

위의 식 (2-3.4), (2-3.5)로부터 증기막과 물의 경계층 내의 속도분포를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$u_v(y_v) = -\frac{\Delta \rho}{2\mu_v} g \sin \theta y_v^2 + C_1 y_v + C_3 \quad (2-3.7)$$

$$u_l(y_l) = C_2 y_l + C_4 \quad (2-3.8)$$

식 (2-3.7), (2-3.8)의 4가지 상수들은 다음의 4가지 경계조건들에 의해 결정된다.

$$u_v(0) = 0 \quad (2-3.9)$$

$$u_v(\delta_v) = u_l(0) \quad (2-3.10)$$

$$\mu_v \frac{\partial u_v(\delta_v)}{\partial y_v} = \mu_l \frac{\partial u_l(0)}{\partial y_l} \quad (2-3.11)$$

$$u_l(\delta_l) = 0 \quad (2-3.12)$$

식 (2-3.9)은 벽면에서의 증기의 속도는 0이다. 식 (2-3.10)은 경계면에서의 물과 증기의 속도는 같다는 것을 의미한다. 그리고, 경계면에서 물과 증기의 전단응력을 같다는 것을 식 (2-3.11)는 나타내고 있고, 마지막으로 식 (2-3.12)은 포화수조비등이므로 액체의 속도경계층에서의 속도는 0이다. 물과 증기의 점성비와 경계층 두께의 비를 각각 f , ζ 라 가정했을 경우 증기와 물의 속도분포들인 식 (2-3.7)와 (2-3.8)은 다음과 같이 정리된다.

$$u_v(y_v) = \frac{\Delta \rho g \sin \theta \delta_v^2}{2\mu} \left[\frac{y_v}{\delta_v} \frac{f+2\zeta}{f+\zeta} - \left(\frac{y_v}{\delta_v}\right)^2 \right] \quad (2-3.13)$$

$$u_l(y_l) = \left(1 - \frac{y_l}{\delta_l}\right) \frac{\Delta \rho g \sin \theta \delta_v^2}{2\mu} \frac{f\zeta}{f+\zeta} \quad (2-3.14)$$

Kolev (1998)의 방법론에 따르면 물과 증기의 경계층 두께의 비는 θ 에 따라 변하지 않음을 강조한다. 그러므로, 증기막 단면의 부피 속도는 다음과 같다.

$$\int_{A_s} u_v dA_s = 2\pi R^2 \sin \theta \frac{\Delta \rho g \sin \theta \delta_v^3}{12\mu} \frac{f+4\zeta}{f+\zeta} \quad (2-3.15)$$

증기막 내의 유동은 층류이고 증기막 내의 열전달은 전도에 의해서만 이루어지므로 증기막 내의 온도분포는 다음과 같이 선형 분포를 가진다.

$$\Delta T = T_v - T_{sat} = (T_w - T_{sat})\left(1 - \frac{y_v}{\delta_v}\right) = \Delta T_{sat}\left(1 - \frac{y_v}{\delta_v}\right) \quad (2-3.16)$$

증기막 내의 증기속도와 과열도의 곱은 다음과 같다.

$$\int_{A_s} u_v \Delta T dA_s = 2\pi R^2 \sin\theta \frac{\Delta T_{sat}}{2} \frac{\Delta \sin\theta \rho g \delta_v^3}{12\mu_v} \frac{f+3\zeta}{f+\zeta} \quad (2-3.17)$$

벽면으로부터 전달된 열은 증기막 내의 과열도 증가와 물의 상변화에 이용되고 증기와 물 경계면에서의 상호질량 전달량이 항상 같고 이 값이 증기막 두께 증가와 같은 값을 가진다는 가정을 사용했을 경우의 에너지 평형은 다음과 같다.

$$\left(k_v \frac{\Delta T_{sat}}{\delta_v} + q''_r\right) dA_s = \frac{d}{dx} \left([\rho_v h_{lv}(u_v)_{avg} + \rho_v c_{pv}(u_v \Delta T)_{avg}] \delta_v \right) dx \quad (2-3.18)$$

위 식의 좌항의 첫 번째 항은 증기막을 통한 전도에 의한 열전달량이고 두 번째 항은 벽면으로부터의 복사열을 의미한다. 우항의 첫 번째 항은 물의 기화에 소비되는 열에너지를 뜻하고 두 번째 항은 증기의 과열화에 소비되는 에너지를 뜻한다.

$$Ja = \frac{c_{pv} \Delta T_{sat}}{h_{lv}}, \quad r_r = \frac{q''_r}{q''_{FB}}, \quad Ra = \frac{g D^3 \Delta \rho}{\mu_v \alpha_v}, \quad n_{FB}^{-1} = \frac{f+4\zeta}{f+\zeta} \frac{1+0.5Ja \frac{f+3\zeta}{f+4\zeta}}{1+r_r},$$

$z = \left(\frac{\delta_v}{R}\right)^4$ 로 가정하여 식 (2-3.18)을 높이와 경계층의 미분항으로 식 (2-3.19)과 같이 정리된다.

$$n_{FB} \frac{128Ja}{Ra} \sin^{5/3}\theta = \frac{d}{d\theta} (z^4 \sin^{8/3}\theta) \quad (2-3.19)$$

식 (2-3.19)에서 각도가 0도일 때, 증기막의 각도에 대한 구배가 0인 조건을 이용하면 식 (2-3.20)으로 정리된다.

$$\frac{\delta_v}{R} = n_{FB}^{0.25} \left(\frac{128Ja}{Ra}\right)^{0.25} \left[\frac{\int_0^\theta \sin^{5/3}\phi d\phi}{\sin^{8/3}\theta} \right]^{0.25} \quad (2-3.20)$$

하향반구면에서 전달되는 열량은 식 (2-3.20)으로부터 구해진 증기막두께로부터 구할 수 있다.

$$q = \frac{\pi D}{4} k_v \Delta T_{sat} \left(\frac{2Ra}{Ja}\right)^{0.25} n_{FB}^{0.25} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sin^{5/3}\theta \left(\int_0^\theta \sin^{5/3}\phi d\phi\right)^{0.25} d\theta \quad (2-3.21)$$

평균 열전달 계수 h_{avg} 와 함께 평균 Nu 는 식 (2-3.22)와 같이 나타낼 수 있다.

$$Nu = \frac{h_{avg} D}{k_v} = 0.696 \left(\frac{Ra}{n_{FB} Ja}\right)^{0.25} \quad (2-3.22)$$

각도가 밑에서부터 증가할수록, 증기막 두께는 계속 두꺼워지고, 증기속도가 빨라지면서, 경계면 파동 거동이 증기막에서 생긴다. 경계면 파동은 특정과장에 따라 증가하고 불안정하다. 각도별 증기막 두께와 경계속도는 층류막비등 조건에서 계산된다. Nishio & Ohtake (1993), Kolev (1998)은 Helmholtz 불안정성에 의한 경계면 파동 거동이 고려된 막비등 모델을 개발하였다. 그러나, 본 실험과 같은 구형 좌표계에서는

곡면과 분산효과 때문에 단일한 특정과장길이를 사용할 수 없으므로 Re_δ 를 하향 반구면에서의 경계면 불안정성 모사를 위한 주요 인자로 사용하였다. 그림 2-3.5는 경계면 불안정성 모사 방법을 설명하는 계산과정이다. 만약 Re_δ 가 특정 Re_{cr} 보다 커지면, 증기막은 깨지고 벽면을 따라서 다시 두꺼워지게 된다. 따라서, 정확한 경계층 두께비와 Re_{cr} 결정을 위해 민감도 분석을 수행하였다.

각도별 증기막 두께는 Re_δ 가 특정 Re_{cr} 보다 커진 각도부터 다시 계산하게 되고 그 식은 다음과 같다.

$$\frac{\delta_v}{R} = n_{FB}^{0.25} \left(\frac{128Ja}{Ra} \right)^{0.25} \left[\frac{\int_{\theta_i}^{\theta} \sin^{5/3} \phi d\phi}{\sin^{8/3} \theta} \right]^{0.25} \quad (2-3.23)$$

따라서 하향반구면 평균 막비등 열전달 계수는 식 (2-3.23)의 각도별 증기막 두께로부터 결정된다.

$$h_{avg} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{k_v}{\delta_v} \sin \theta d\theta \quad (2-3.24)$$

라. 실험장치 및 실험과정

그림 2-3.6은 본 실험에서 사용된 시편들이다. 반구형 구리 시편의 경우 지름이 각각 120, 200, 294 mm, 두께가 30 mm이다. 그리고, 지름이 각각 118, 198, 292 mm인 스테인리스강과 석면 디스크를 단열 및 반구 내부를 물과의 격리를 위해 사용하였다. 스테인리스강 및 석면 디스크가 시편보다 지름이 작은 이유는 실험 시 90° 영역에서 증기막 및 방울이 벽면을 타고 흐르는 유동을 방해하지 않기 위해서이다. 하향 반구의 밑면 일부분으로 제작된 하향 곡면 구리 시편은 증기막 거동 가시화와 해석에 알맞은 경계층비와 Re_{cr} 을 찾아내기 위한 모델 검증용 실험이다. 시편의 표면반경은 990.74 mm이고 시편의 두께는 0° 에서 40 mm, 시편의 지름은 340 mm로 그 형태는 El-Genk & Glebov (1996) 의 시편보다 지름은 크지만 형태는 같아서 경계각도는 고온조건에서 9.88° 이다. 시편 둘레의 스테인리스강 판이 증기 유동을 방해하지 않으면서 단열효과와 누수방지를 위해 은납 브레이징되었다. 하향 곡면 시편의 경우 은납 브레이징 시 구리시편의 손상을 막기 위해서 용접면 근처가 10 mm 정도가 파여져 있다. 열전대는 총 10개가 설치되어 있고, 하향 반구의 경우 20° 간격으로 안쪽면으로부터 깊이 5 mm, 28.5 mm에 각각 설치되어 있다. 반면, 하향 곡면의 경우 동심원으로 40 mm 간격으로 안쪽면으로부터 5 mm, 바깥쪽면으로부터 1.5 mm 깊이에 시편 안쪽에 열전대가 10개 설치되어 있다. 구리 시편은 산화방지를 위해 모두 크롬 도금되어 있다.

막비등 영역에서 Bi이 0.1 이하로 유지되어 시편 내 열전도를 무시하고 (Incropera & Dewitt, 1996) 급냉과정 시 등온조건을 유지하기 위해 시편의 재질로 구리가 선택되었

다. 두께가 30 mm인 이유는 Peyayopanakul & Westwater (1998)에 의해 냉 실험 결과가 정상상태 실험결과와 막비등 영역에서 유사한 값을 가지기 위한 조건으로 제시되었기 때문이다. 비등 곡선이 준정상상태가 되기 위해서는 열속이 10% 변하는 데 소요되는 시간이 1초보다 큰 조건을 만족시켜야 한다(Dhir, 1998). 비록, 본 실험은 핵비등 영역에서도 그 조건을 만족시키지만, 설치된 열전대 수가 너무 작기 때문에 측정된 열전달계수는 전부 막비등영역의 열전달 계수이다. 하향 반구나 하향 곡면 시편의 내부는 단열을 위해 세라크올로 채워져 있고, 온도는 HP E1413C A/D 변환기로 컴퓨터에 저장되었다.

수조는 $1 \times 1 \times 1.1 \text{ m}^3$ 으로 제작되었다. 한쪽면의 시창은 비디오카메라나 고속카메라로 비등현상을 가시화하기 위해 설치되었다. 수조 안에는 물 온도 유지를 위해 10 kW 용량의 카트리지 전열기 4개와 7 kW 용량의 카트리지 전열기 2개가 설치되어있다. 급냉실험 전에는 항상 수조 속의 물을 수십분 정도 끓여서 내부의 비응축성 기체를 제거한다. 시편은 전기로 내에서 최대 330℃ 정도 가열시켜서 자동운반대로 전기로에서 수조로 옮긴다. 시편은 실험 도중 수위 감소로 인해 시편의 바깥면이 공기 중에 노출되지 않을 정도로 물에 잠기게 수조 속에 넣는다. 그림 2-3.7은 DELTA 실험장치를 보여주고 있다.

측정된 온도는 Microcal Origin 6.0에서 10 point FFT-filter에 의해 열전달 계수의 오차를 줄인다. 막비등 열전달 계수는 식 (2-3.25)와 같이 측정된 시간에 따른 온도 변화에 따라 계산된다.

$$h = \frac{\rho c_p V \Delta T}{\Delta t \Delta T_{sat} A_s} - 0.75 h_{rad} \quad (2-3.25)$$

식(2-3.25)에서 계산된 열전달 계수는 시간에 따른 벽면 온도 및 과열도, 시편의 부피와 냉각면적, 물성치에 따라 달라진다. 열전달계수의 불확실성에 가장 큰 영향을 미치는 인자는 온도로 국부적인 온도차는 전도 열전달을 무시할 정도로 작기 때문에 불확실성의 최소화를 위해 무시되었다. 그러므로 열전달 계수의 불확실성은 다음과 같다.

$$U_h = \frac{\sqrt{2} U_T}{\Delta T} \quad (2-3.26)$$

마. 실험 결과 및 토의

모든 실험에서 국부 온도차는 막비등 영역에서 대략 $\pm 0.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 유지된다. 막비등 열전달 계수의 평균 표준편차는 $\pm 8 \%$ 이다. 크롬 도금된 구리의 방출율은 약 0.1 정도로 실험 조건에서 복사열전달계수와 막비등열전달 계수의 비는 0.02 이하이다.

그림 2-3.8은 El-Genk & Glebov (1996)의 실험결과와 종류 막비등 분석 결과의 비교를 나타낸 그래프이다. Tou & Tso(1997)에 의하면, 경계층 두께비가 0일 때 종류막비등 열전달계수가 최소값이고 경계층 두께비가 무한대일 때 열전달계수는 최대값을 가진다. 따라서, 종류막비등 열전달 계수는 앞의 두 가지 경우 사이 값을 항상 가진다.

전체 실험 조건에서 El-Genk & Glebov (1996)의 실험 결과는 두 가지 경우 사이 값이었고, 관련 관계식 도출도 층류막비등 가정을 바탕으로 이루어졌기 때문에 그들의 실험영역은 층류막비등이라 할 수 있다. 따라서, 그들의 실험 결과를 통해 적절한 경계층비를 도출하였고, 그 값은 10이다. 경계층비가 10일 경우, 본 연구의 층류막비등 관계식은 El-Genk & Glebov (1996)의 실험결과를 $\pm 3.8\%$ 내에서 예측할 수 있었다. 그림 2-3.9는 같은 표면반경을 가진 두 실험에서 측정된 막비등 열전달 계수를 비교하는 그래프이다. DELTA 하향 반구 시편 중 가장 큰 직경인 294 mm과 El-Genk & Glebov (1996)의 하향 곡면의 표면반경과 같다. 그들의 시편의 경계각도는 9.88° 이고, 두 시편은 모두 구리로 만들어졌다. 본 연구의 막비등 열전달 계수가 El-Genk & Glebov(1996)의 막비등 열전달계수보다 높은 것을 알 수 있다. 만약, 본 실험의 막비등이 층류막비등이라면, 본 연구의 막비등 열전달 계수는 El-Genk & Glebov (1996)의 실험결과보다 작게 측정되어야 한다. 이는 그들의 시편은 반구의 밑부분이지만, 본 연구의 시편은 반구 전체이기 때문에 증기막 두께가 더 두꺼워지기 때문이다. 그러므로, El-Genk & Glebov (1996)의 실험결과보다 본 실험의 막비등 열전달 계수가 높게 측정되었기 때문에, 직경 294 mm 하향 반구의 막비등은 단순히 층류 막비등이 아니다. 따라서, 경계면 불안정성 거동이 열전달 계수 결정에 주요 인자임을 알 수 있다. 표면반경이 큰 하향 곡면의 경우, 만약 층류 막비등이라면 측정된 열전달 계수가 El-Genk & Glebov (1996)의 측정치보다 낮게 나와야 그러나, 거의 비슷한 값을 가지는 걸로 볼 때 본 실험의 하향 곡면에서도 경계층 불안정성 거동이 막비등 열전달 계수를 결정하는 주요 인자임을 알 수 있다.

그림 2-3.10는 벽면과열도가 120 K인 경우, 세 가지 직경의 하향 반구들로부터 얻어진 막비등 열전달 계수를 보여주는 그래프이다. 가장 고전적인 층류막비등 식인 Frederking & Clark (1963) 식보다 실험결과가 약 50 % 정도 높게 측정되었다. 경계층비 10을 적용시켰을 때의 층류막비등 열전달 계수는 Frederking & Clark (1963)보다 높게 나타났지만, 실험결과보다는 낮게 예측되는 것을 볼 수 있다. 경계면 불안정성 거동이 고려된 막비등 모델의 경우 Re_{cr} 이 경계면 불안정성 거동이 생기는 지름을 작게 만드는 경향을 보여주고 있고 그 값이 25.1인 경우, 예측결과와 실험결과와의 오차가 가장 적음을 알 수 있다. 예측되는 열전달 계수의 진동은 하향반구의 면적 중 큰 부분을 차지하는 90° 영역에서 경계면 불안정성 거동이 시작되나 끝나느냐의 차이 때문에 생긴다.

그림 2-3.11은 지름이 294 mm인 경우 막비등 열전달 계수 예측치와 실험결과를 보여주고 있다. 측정된 열전달 계수는 층류막비등 열전달 계수 예측치보다 높기 때문에, 증기막 유동이 단순한 층류가 아니라는 것을 알 수 있다. Helmholtz 불안정성 같은 것에 의해 좀더 복잡한 유동형태를 띠게 되며, 경계면 불안정성을 고려한 모델은 실험결과를 $\pm 4.5\%$ 내에서 예측하는 것을 보여주고 있다.

그림 2-3.12은 지름이 120 mm인 경우 막비등 열전달 계수 예측치와 실험결과를 보여주고 있다. 지름이 120 mm인 경우에도 294 mm 인 경우와 마찬가지로 경계면 불안정

성을 고려한 모델이 실험결과를 정확히 예측하고 있고, 오차범위는 $\pm 4.5\%$ 내이다. 그러나, 층류막비등 예측치와 실험결과의 차이값은 294 mm의 경우에 비해 상대적으로 작으며 이는 하향 반구에서 층류 막비등 영역인 비율이 120 mm인 경우보다 294 mm인 경우가 더 작기 때문이다. 직경이 하향 반구인 200 mm인 경우에도 마찬가지로 경계면 불안정성을 고려한 모델이 실험결과를 정확히 예측하고 있다.

그림 2-3.13는 세 가지 시편의 실험결과가 큰 차이가 없음을 보여주고 있다. 유사한 막비등 열전달 계수는 유사한 증기막 두께를 의미하기 때문에, Helmholtz 불안정성은 증기막 내 속도 증가에 제한을 주고 이는 증기막 두께에 일정한 제한을 주게 된다. 만약 층류 막비등이라면 막비등 열전달 계수는 시편의 1/4에 반비례하게 되지만 경계면 불안정성에 의해 일정값 이하의 막비등 열전달 계수 감소를 제한하는 것으로 볼 수 있다.

그림 2-3.14은 차이가 뚜렷하게 나타나는 직경이 120 mm와 294 mm인 하향 반구 막비등 현상을 보여주고 있다. 이 사진들은 디지털 카메라 Nikon D100으로 1000 fps로 막비등 현상을 찍은 사진이다. 120 mm의 경우 하향반구 면적의 반 이상이 안정된 층류막비등으로 보이고 윗 부분에 한 두개의 파동이 형성된 것으로 보인다. 그러나, 294 mm인 경우 면적의 대부분이 파동이 형성된 증기막으로 덮여져 있는 것을 볼 수 있다. 이는 앞에서 두 시편의 열전달 계수의 실험치와 예측치 비교를 가시화 결과가 재입증해주고 있다.

그림 2-3.15는 벽면 과열도가 120 K인 경우 120, 294 mm 두 경우의 각도별 경계층 두께를 보여주고 있다. 120 mm인 경우, 대부분의 영역이 층류막비등임을 알 수 있으며 증기막 두께가 가장 작은 영역은 0° 이다. 그러나, 294 mm인 경우는 반대로 경계면 불안정성 영역이 120 mm보다 큰 것을 보여주고 있고 이는 그림 2-3.13에서도 확인된 바 있다. 그러나, 시편이 하향 반구이기 때문에 정량적인 경계면 불안정성 거동을 가시화하기는 어렵다.

그림 2-3.16는 120 mm 시편의 급냉과정을 보여주고 있다. 120 mm 뿐만 아니라 200 mm, 294 mm의 급냉과정 사진은 30 fps인 디지털 캠코더로 촬영되었다. 그림 2-3.16(a)에서 얇은 증기막이 시편을 덮어 물이 벽면에 닿지 못 하였고, 윗부분에서 불안정한 증기막이 존재함을 볼 수 있다. 그림 2-3.16(b)에서 가장 밑부분에서 천이비등이 생기는 것을 볼 수 있고, 그림 2-3.16(c)와 같이 천이비등이 밑부분에서 윗부분으로 퍼져 나가는 것을 볼 수 있다. 상대적으로 작은 증기방울이 벽면으로부터 방출되는 것을 볼 수 있다. 그림 2-3.16(d)에서 임계열속 근처의 고열속 조건에서의 핵비등을 보여주고 있다. 그림 2-3.16(c)에 비해 상대적으로 큰 증기방울이 격렬하게 벽면으로부터 방출되는 것을 볼 수 있다. 그림 2-3.16(e)에서 낮은 열속 조건에서의 핵비등으로 큰 증기방울이 느리게 방출되는 것을 볼 수 있다.

그림 2-3.17은 200 mm 시편의 급냉과정을 보여주고 있다. 그림 2-3.17(a) 역시 얇은 증기막이 시편을 덮어 물이 벽면에 닿지 못 하였고, 불안정한 증기막 영역이 120 mm에 비해 넓은 것을 볼 수 있다. 그림 2-3.17(b)에서 천이비등이 윗부분에서 생기는 것을

볼 수 있고, 120 mm의 경우와는 달리 윗부분부터 천이비등이 발생해서 아래로 퍼지는 것을 그림 2-3.17(c)에서 볼 수 있다. 그림 2-3.17(d)는 그림 2-3.16(d)와 마찬가지로 상대적으로 큰 증기방울이 벽면으로부터 방출되는 것이고, 그림 2-3.17(e)는 낮은 열속 조건에서 핵비등으로 큰 증기방울이 느리게 방출되는 현상이다.

그림 2-3.18은 294 mm 시편의 급냉과정을 보여주고 있다. 그림 2-3.18(a), (b), (c), (d), (e) 역시 200 mm와 그 현상이 유사하며 불안정한 증기막 영역 또한 사진 상으로는 200 mm와 크게 구별할 수는 없다. 천이비등의 전파과정 또한 윗부분에서 시작되어 아래쪽으로 퍼지는 것을 볼 수 있고, 이는 증기막 두께가 120 mm 인 경우 밑부분이 가장 얇지만, 200 mm나 294 mm 인 경우 증기막 두께가 윗부분이 가장 얇기 때문이다.

그림 2-3.19는 하향 곡면의 막비등 열전달 현상을 30fps 디지털 캠코더로 촬영한 사진이다. 다른 경우들과 마찬가지로 막비등 시 일정 크기 이상에서 파동이 생겨 동심원을 그리며 퍼져나가는 경계면 불안정성을 볼 수 있다. 하향 곡면의 급냉과정은 경계면 불안정성이 여러 개 생긴 직경이 200 mm나 294 mm인 경우와 마찬가지로 윗부분에서 천이비등이 발생해서 밑부분으로 퍼져나가는 것을 볼 수 있다.

그림 2-3.20은 본 실험들을 통해서 개발된 막비등 모델을 실제 원자로 크기에 적용시켰을 때의 각도별 막비등 열전달 계수를 보여주고 있다. 연계해석코드에서 적용되는 원자로 압력용기 하부의 노드는 5개이므로 각 5개의 열전달 계수를 계산하여 구하였다. 이 값을 5번째 노드인 윗부분에 대한 상대값으로 나누어주면 일정한 분포를 벽면 과열도에 관계없이 그림 2-3.21에서 보여주고 있으며 이를 통해 원자로 압력용기에서 각도별 막비등 열전달 계수를 구하면 식 (2-3.27)과 같다.

$$h_{sat} = [201 + 0.09627 \Delta T_{sat} - 4.0 \times 10^{-3} \Delta T_{sat}^2] \sin^{0.46} \theta \quad (2-3.27)$$

냉각수의 국부적 과냉각도는 Nishio & Ohtake (1993)의 관계식에서 Helmholtz 불안정성 파장길이를 본 실험에서 개발된 방법으로 평가했을 때 $\sin^{-0.5} \theta$ 에 비례하므로,

$$h = h_{sat} + 0.067 k_v \left(\frac{\rho_v \mu_v}{\rho \mu_l} \right)^{0.23} \text{Pr}_l^{0.46} \left(\frac{g \rho_l \Delta \rho}{0.02 \mu_l^2} \right)^{0.125} \sin^{0.25} \theta \frac{\Delta T_l}{\Delta T_{sat}} \quad (2-3.28)$$

따라서, 식 (2-3.27,28)이 실제 연계해석코드에 외벽냉각 막비등 열전달 계수로 삽입되었다.

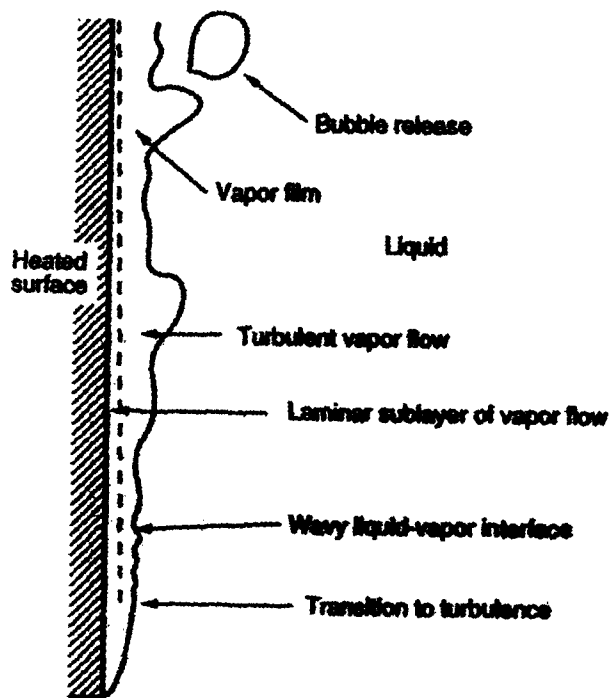


그림 2-3.1 난류막비등에 대한 개략도
(Hsu and Westwater, 1960)

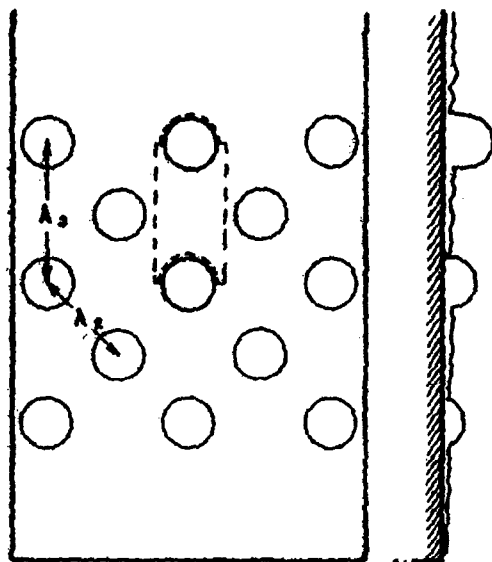


그림 2-3.2 막비등 모델에서 가정된
불룩한 형태 (Bui and Dhir, 1985)

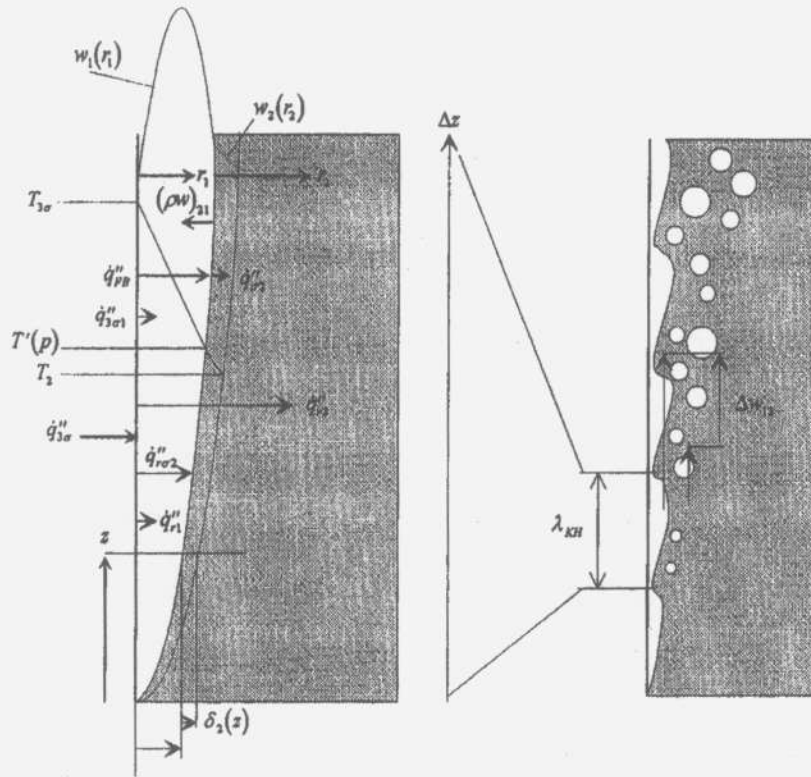


그림 2-3.3 증기막 경계 불안정성에 대한 개략도 (Kolev, 1998)

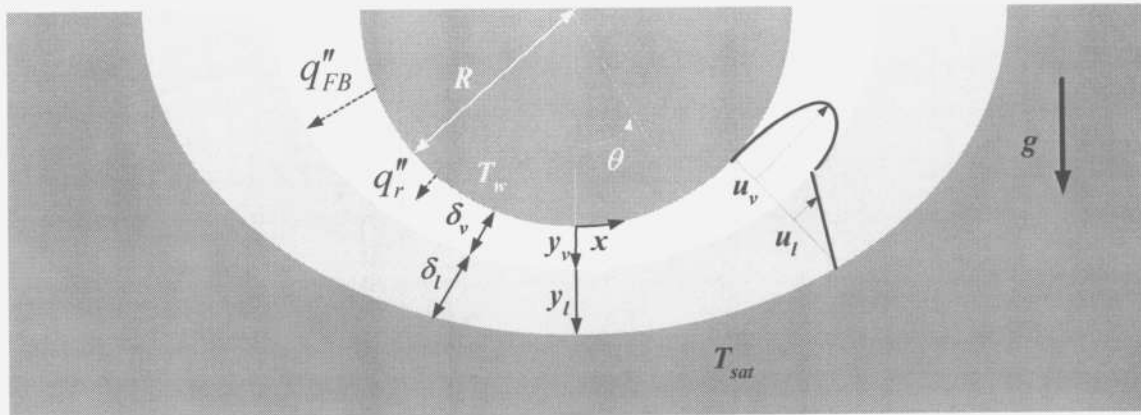


그림 2-3.4 하향 반구에서의 층류 막비등

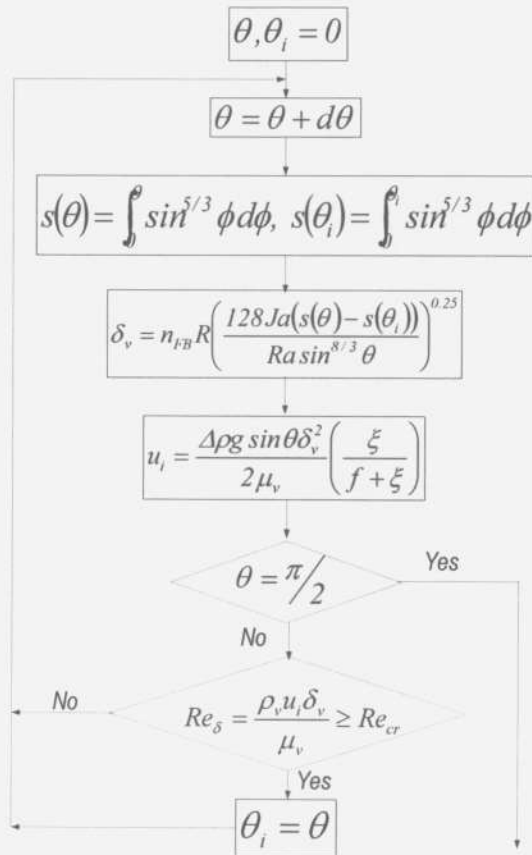
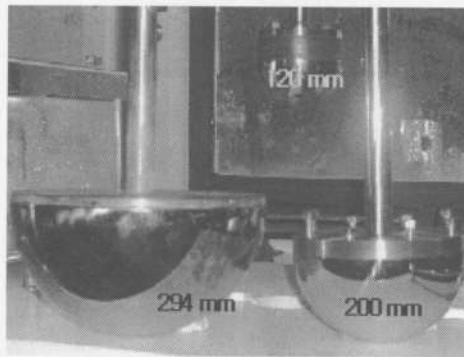
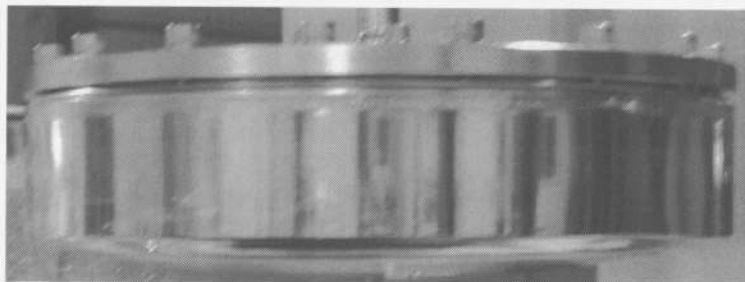


그림 2-3.5 경계면 불안정성 고려 계산방법



(a) 하향 반구 시편



(b) 하향 곡면 시편

그림 2-3.6 DELTA 시편

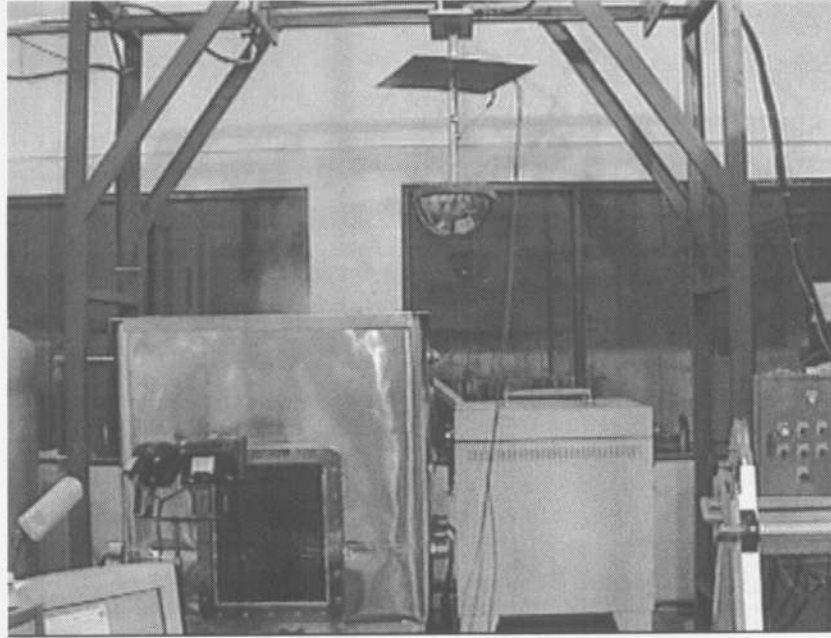


그림 2-3.7 DELTA 실험장치 사진

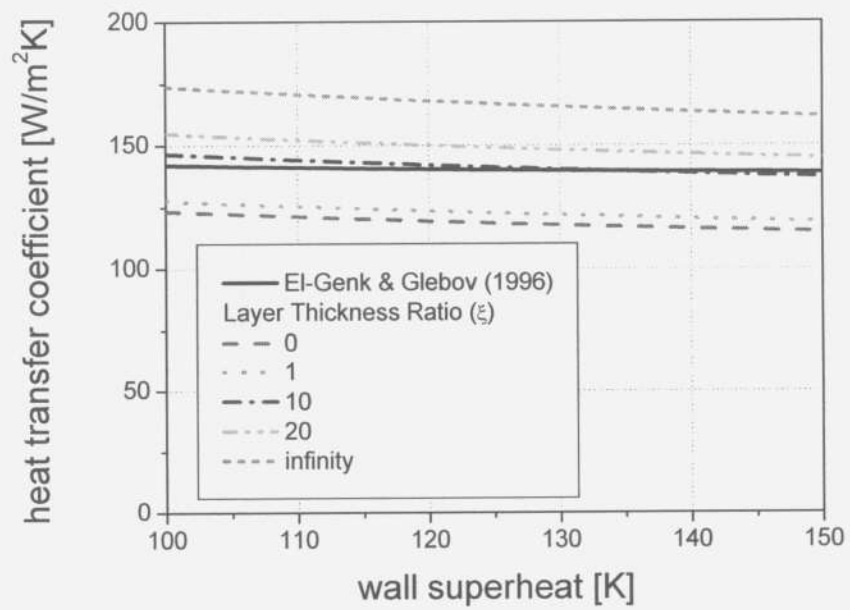


그림 2-3.8 층류 막비등과 El-Genk & Glebov (1996) 결과 비교

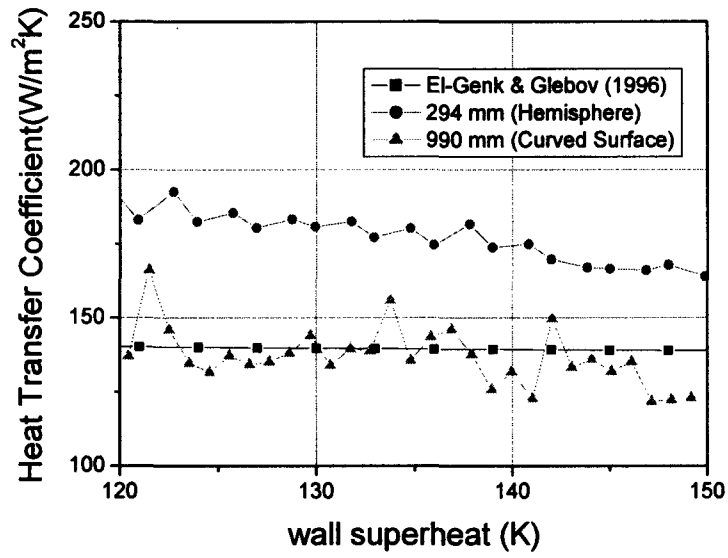


그림 2-3.9 본 실험 결과와 다른 실험 결과 비교

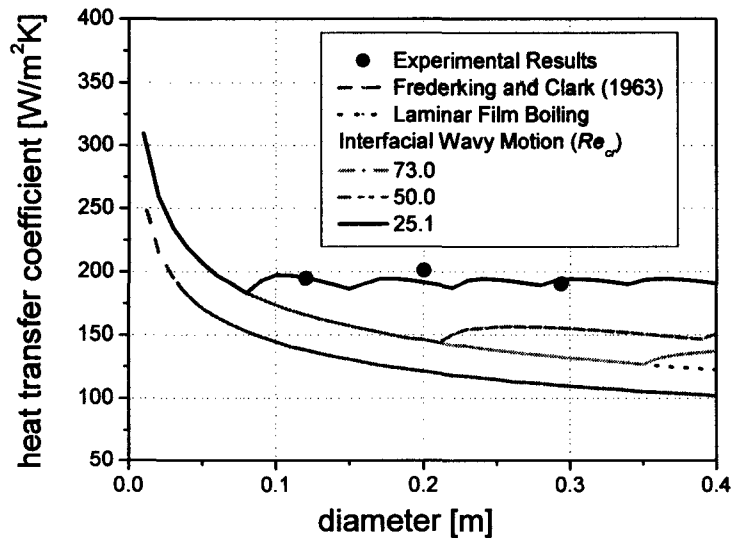


그림 2-3.10

직경에 따른 하향 반구 막비등 열전달 계수의 측정치와 예측치

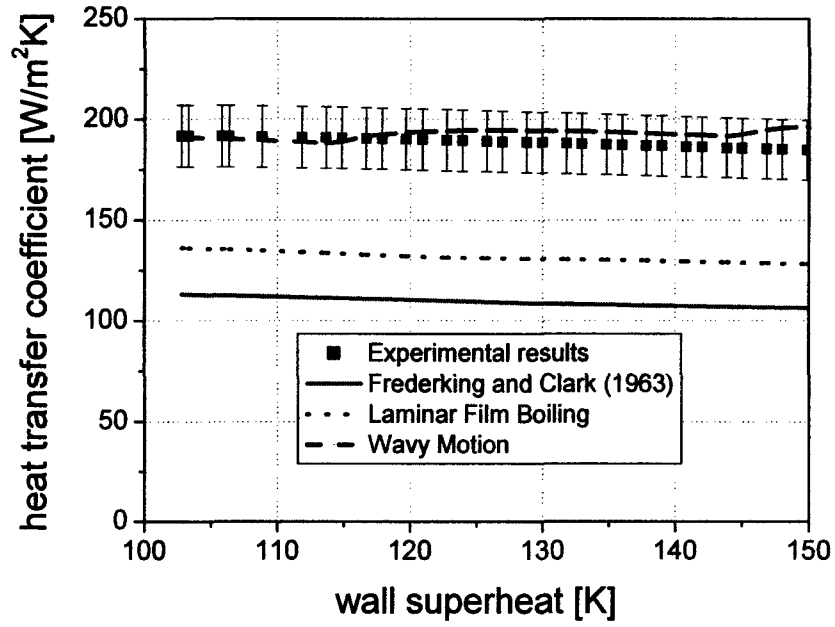


그림 2-3.11 직경이 294 mm 인 경우 막비등 열전달 계수

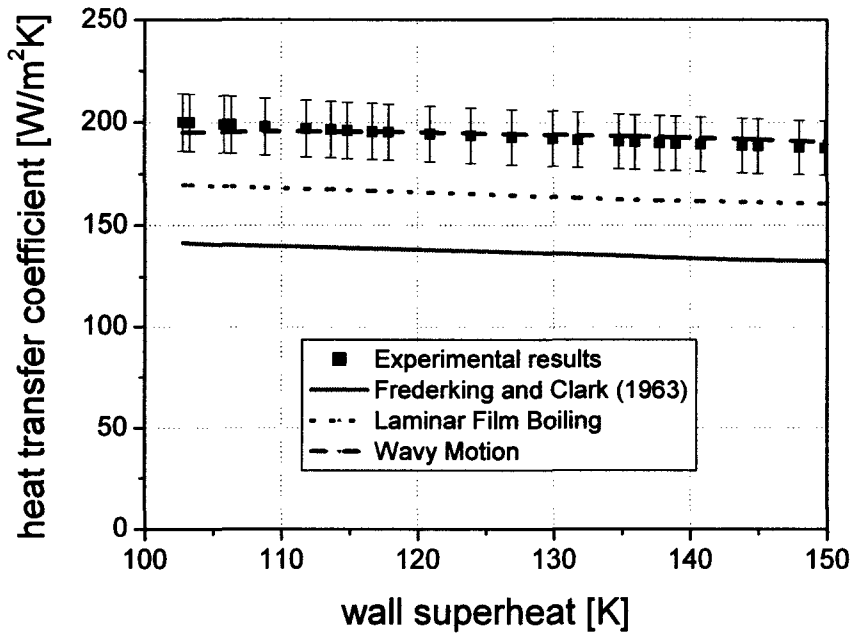


그림 2-3.12 직경이 120 mm 인 경우 막비등 열전달 계수

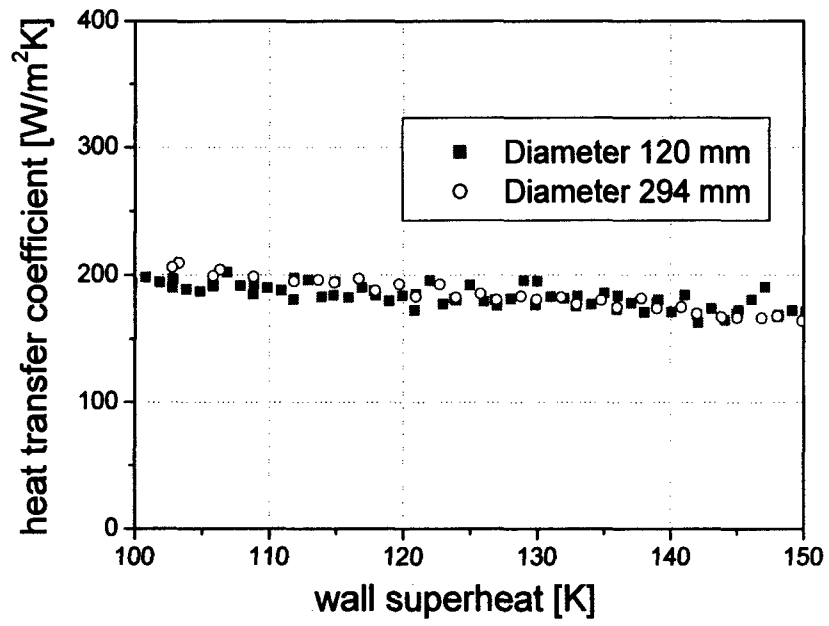
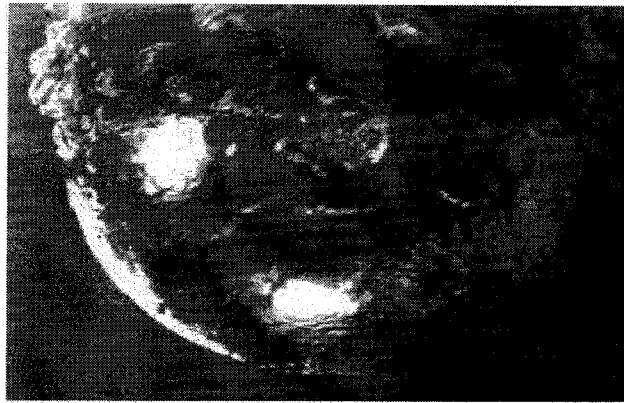
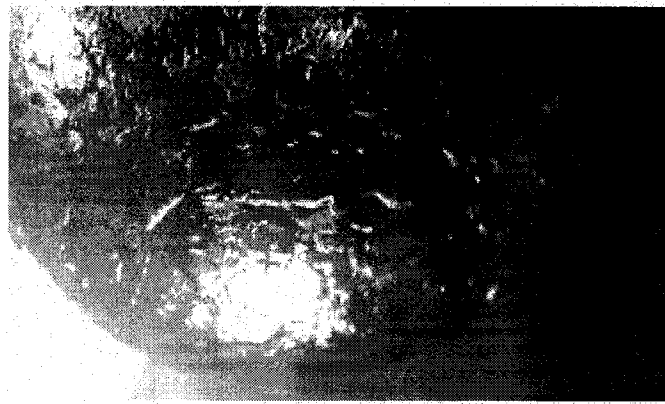


그림 2-3.13 두 실험 결과 비교



(a) 120 mm



(b) 294 mm

그림 2-3.14 직경이 294, 120 mm 인 경우 막비등 현상

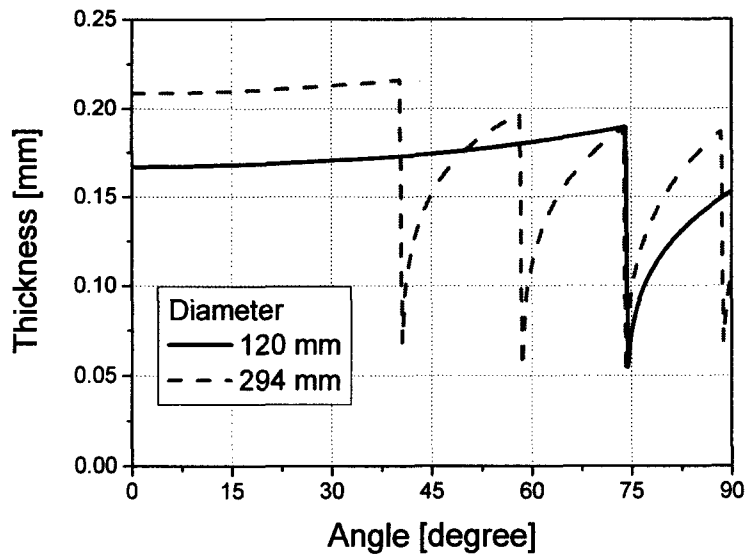
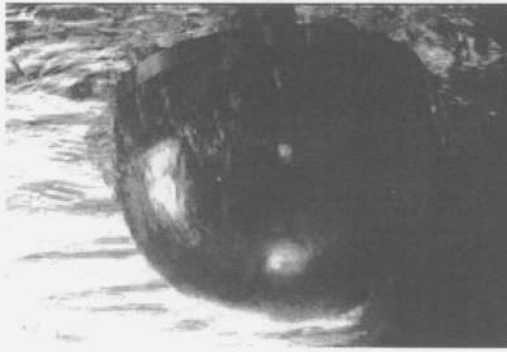
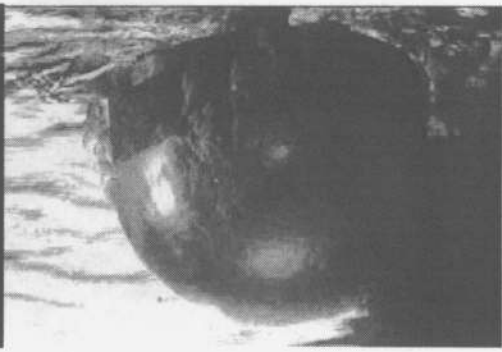


그림 2-3.15 실험 조건에서의 각도별 증기막 두께



(a) 막비등



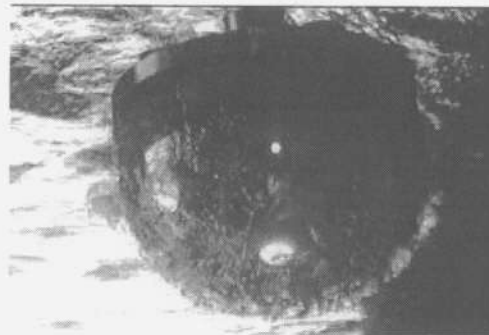
(b) 천이비등



(c) 천이비등



(d) 핵비등

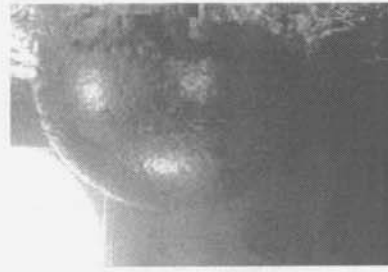


(e) 핵비등

그림 2-3.16 급랭과정 (120 mm)



(a) 막비등



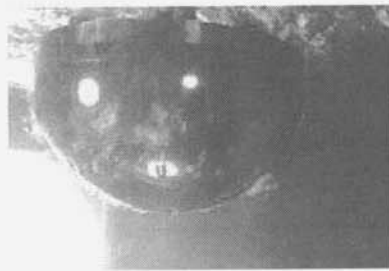
(b) 막비등



(c) 전이비등

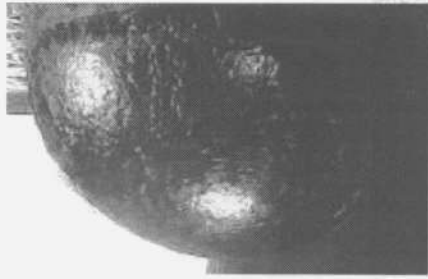


(d) 핵비등 (고열속)

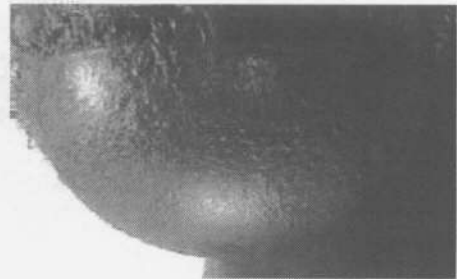


(e) 핵비등 (저열속)

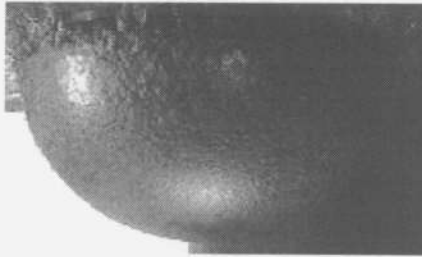
그림 2-3.17 급랭과정 (200 mm)



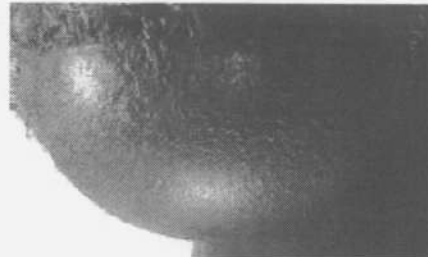
(a) 막비등



(b) 천이비등 시작



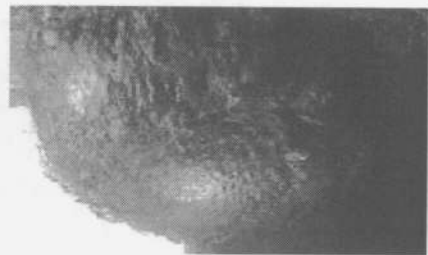
(c) 천이비등 진행



(d) 핵비등 시작



(e) 핵비등 진행



(f) 핵비등 (고열속)

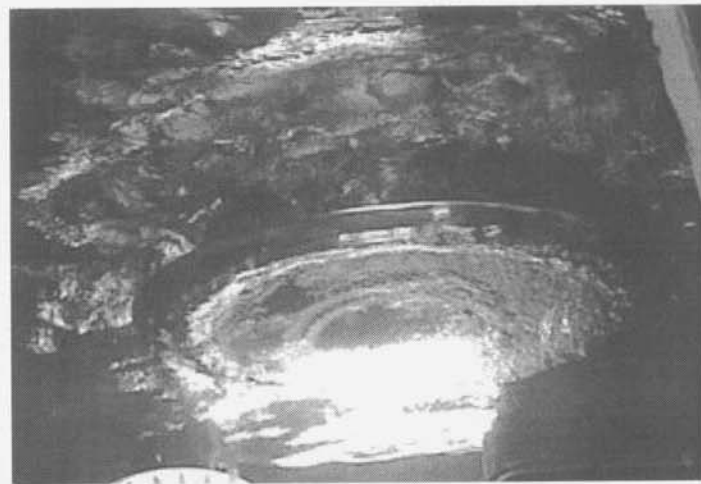


(g) 핵비등 (저열속)

그림 2-3.18 급랭과정 (294 mm)



(a) 막비등



(b) 천이비등



(c) 핵비등

그림 2-3.19 하향곡면 막비등과 급랭과정

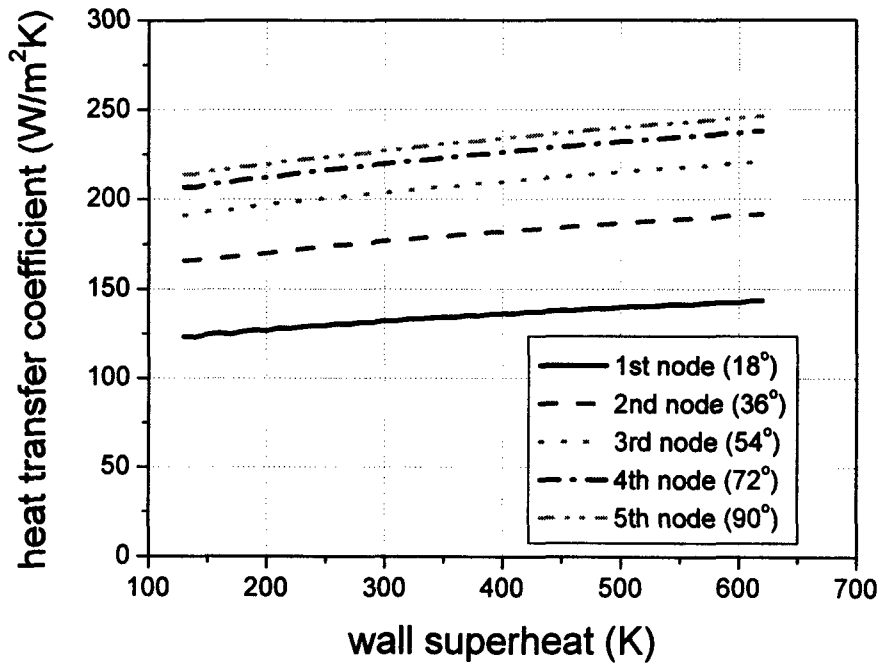


그림 2-3.20 실제 원자로에서의 각도별 막비등 열전달 계수

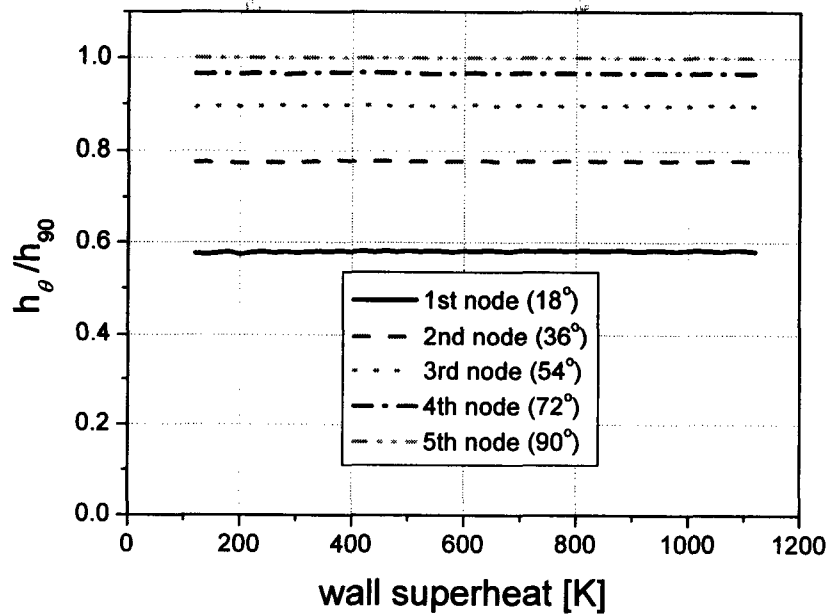


그림 2-3.21 실제 원자로에서의 각도별 막비등 열전달 계수비

4. 외벽냉각

가. 연구목표

지금까지 중대사고 노내관리 전략 중 하나인 외벽냉각은 지금까지 많은 연구가 있어 왔다. 각도별 임계열속 실험뿐만 아니라, 외벽냉각에 의한 압력용기 냉각효과에 관한 분석, 열적 여유도와 구조적 여유도 평가 등 많은 연구결과가 있었다. 그러나, Hwang et al.(2001)에 의해 제안된 COrium Attack Syndrome Immunization (COASISO)와 같은 펌프를 이용해 원자로 압력용기 하부에 냉각수를 주입하였을 때 얻을 수 있는 열적 여유도를 용융풀 내에서의 자연대류, 원자로 압력용기 내에서의 전도 열전달, 국부적인 냉각 조건과 같은 여러 가지 인자들에 따라 평가하였다.

원자로용기 외벽냉각(ERVC)에 대해 3차원 구조인 반구형에서 질량 유속과 간극크기에 따른 임계열속에 대한 실험에 대한 자료를 제공할 수 있다. 본 실험은 반구형 간극 구조에서 원자로 외벽냉각에 대해 간극의 크기와 초기 과냉조건 및 물의 질량 유속에 따른 임계열속을 결정하고 평가하는데 그 목적이 있다.

MAAP에 외벽냉각 모델 삽입을 위한 방법론 연구가 수행되었고, 제안된 방법론으로 APR1400과 같은 용량의 대형 원자로 중대사고 시 원자로 용기 전전성 보존을 위해 노심용융물 재배치 시점 시간에 따라 필요한 냉각수 유량을 평가하였다.

나. 기존 연구

외벽냉각 열적 여유도를 평가하기 위해서는 용융풀내에서의 자연대류와 외벽냉각 관련 임계열속 실험이 필요하다. 용융풀 내의 자연대류는 산화물풀에서 상하 열전달비, 산화물 풀에서 각도별 열속 분포로 나눌 수 있다. 산화물풀 내에서의 상하 열전달비에 관련된 것으로는 Mayinger et al. (1975), Theofanous et al. (1995), Kelkar & Patankar (1993), Theofanous et al. (1997), Bonnet & Seiler (1999) 등이 있다. 각도별 열속 분포로는 Theofanous et al. (1995), Suh & Henry (1994), Asfia & Dhir (1994), Park & Dhir (1992) 등이 있다. 위의 연구결과들은 민감도분석 차원에서 외벽냉각 예비해석에서 전부 고려되었다. 외벽냉각 임계열속 실험으로는 Theofanous & Syri (1997)의 ULPU 실험, Cheng et al. (1997)의 SBLB 실험 그리고 Rouge et al. (1998)의 SULTAN 실험이다. 그 중에서 COASISO와 같이 각도별 국부조건이 중요한 경우에 적용시킬 수 있는 Rouge et al. (1998)의 관계식을 통해 외벽냉각 시 임계열속을 예측하였다. 기존 열적 여유도 평가 관련 연구로는 Theofanous et al. (1995), Kim & Suh (2001), Park & Jeong (1997) 등이 있다. 모든 연구결과가 위쪽 부분의 열적여유도가 제일 작게 평가되었다.

Theofanous and Syri (1997)는 ULPU 실험을 수행하였다. 이는 두꺼운 구리로 만들어

진 2차원적 곡면을 가진 실제 크기의 반구형 용기에서 냉각능력의 한계를 정의하기 위하여 3개의 구성(configuration)으로 이루어진 큰 규모의 실험이었는데, 그들은 낮은 위치에서 임계열속 거동을 확인하기 위한 실험으로 총체적인 기울기 각도에 따른 거동과 단열효과를 고려하였다. 게다가 Scobel et al. (2002)는 기존의 ULPU 장치에서 자연순환채널을 변형시킨 ULPU-4 실험을 수행하였는데, 이는 임계열속이 약 20%가 증가한 값을 얻었다.

Rouge et al. (1998)는 각각 일정한 간극크기와 기울기 각도에서 입구 과냉도와 질량 유속, 압력조건을 다양하게 변화시키면서 6종류의 SULTAN 실험을 수행하였다. 질량 유속, 기울기 각도, 압력, 간극크기, 건도 그리고 실제 기하학적 형상에 의거한 추정값과 실험값 해석을 위해 이용된 CATHARE 전산코드를 고려하여 임계열속 상관식을 제시하였다.

Cheung et al. (1997)는 반구형과 환상면체의 곡면을 통한 하향표면가열에서 비등 경계층과 임계열속 현상에 대해 이론적, 실험적 연구를 하였다. Subscale Boundary Layer Boiling (SBLB) 실험장치는 기본 메커니즘 규명과 수조 비등에서의 각도별 임계열속을 측정하는 것이 목적이다. 과도급냉 및 정상상태의 비등실험이 임계열속에 대한 자료를 얻기 위해 포화 및 과냉조건 하에서 수행되었다. 임계열속 부근의 핵비등 영역과 막비등 영역에서는 과도급냉실험과 정상상태의 실험결과 사이에 별 차이가 없었지만, 벽의 과열도가 낮은 핵비등 영역에서는 정상상태의 실험결과에서의 열속값이 더 높은 양상을 보였다. 자연순환 조건이 고려된 ULPU-II 실험에 의한 임계열속 값에 비해서는 낮은 임계열속이 측정되었다.

Cheung et al. (1998)는 가열된 반구형 용기의외벽에서 임계열속과 자연대류비등현상을 규명하기 위해서 SBLB 실험장치를 단열재 구조로 처리하였다. 비등열전달율을 측정하고, 반구형 하향표면가열에서 임계열속에 대한 유동 효과(flow effect)결정 및 단열재 구조와 반구형 용기사이에서 형성된 환형수로(annular channel)에서 이상유동으로 유발된 비등의 거동을 연구하는데 목적이 있다. 국부적 비등열속과 국부적 벽과열의 측정을 통해 같은 방향의 유동(co-current flow)의 영향으로 핵비등 열전달의 의미있는 공간적 변동을 보였다. 높은 열속에서 수로의 최소간극을 통해 증기가 빠져나오는 과정은 매우 불안정하고 무질서함을 밝혔다. 이런 불안정하고 무질서하게 증기가 빠져나오는 과정으로 인한 국부 임계열속값은 가장 작은 간극에서 가장 낮게 측정되었지만, 단열재가 없는 경우의 국부 임계열속값보다는 여전히 높음을 보였다.

Cheung et al.(1999)는 단열재 구조로 둘러싸여진 한국표준원전 모형용기의 외벽에서 임계열속에 대한 실험적 연구가 수행되었는데, 그 첫 번째 목적이 한국표준원전과 같은 원자로구조에 대한 임계열속 상관식 개발이다. 과냉비등과 과열비등 조건하에 용기의외벽에서의 국부 임계열속을 측정하기 위해 척도된 모델을 이용한 SBLB실험장치를 가지고 수행하였다. 환형수로에서 이상유동의 거동, 특히 최소간격을 통해 증기가 빠져나오는 과정과 용기의외벽에서 자연대류비등과정에 대한 임계열속에서의 상향 같은 방향 유동(co-current flow)효과는 철저하게 연구되었다. 이 연구에서 얻은 유동과 열

전달에 관한 데이터값을 기초로 임계열속 상관식은 개발되었다. 실험결과에 따르면 높은 열속에서 실험용기 바닥부분으로부터 발생되어 크게 성장한 기포들의 활동에 대한 모형 ICI튜브의 영향이 컸다. ICI튜브는 실험용기 바닥부분에서 이상유동은 역방향으로 재순환 효과를 완화시키기 위한 유동조절장치와도 같다. 한국표준원전에 대한 실험용기의 밑부분에서 각도별 임계열속은 환형수로에서 ICI튜브의 유무상태에 따라 별 차이가 없었다. 실험용기 바닥부분을 제외한 모든 각도에서 임계열속에 대한 과냉 효과는 크게 관찰되었다. ICI튜브의 존재는 바닥중앙부분에 있는 물을 정체시키고 포화온도까지 물을 끌어올리는 경향을 보였다. 주어진 물의 온도에 대하여, 높은 열속에서 확실히 최소간극을 통해 증기 잘 빠져 나오지 못하는 어려움으로 인하여 국부 임계열속 한계는 환형수로의 최소간극을 보여준다.

한국과학기술원의 Jeong (2002)은 외벽냉각 시 임계열속을 2차원 슬라이스 형태에서 실험적으로 연구 중이다. 이 연구는 APR1400의 외벽냉각 설계 조건에서의 임계열속 자료 생산이 목적이다. 특히, 주요 인자인 냉각수 유량과 과냉 조건이 임계열속에 미치는 영향을 도출할 예정에 있다. 임계열속은 열적여유도가 가장 작은 부분으로 예상되는 90° 부분만을 측정하였다. 앞으로도 다양한 과냉 조건과 전열기와 유로의 기하학적 형상이 임계열속에 미치는 영향에 관한 실험이 수행될 예정이다.

외벽냉각 열적 여유도를 평가하기 위해서는 용융풀 내에서의 자연대류와 외벽냉각 관련 임계열속 실험이 필요하다. 외벽냉각 임계열속 실험들 중에서 COASISO와 같이 각도별 국부조건이 중요한 경우에 적용시킬 수 있는 Rouge et al.(1998)의 관계식을 통해 외벽냉각 시 임계열속을 예측하였다. 기존 열적 여유도 평가 관련 연구로는 Theofanous et al.(1995), Yoon & Suh(2000), Park & Jeong(1997), Kim & Suh(2000), 등이 있다. 모든 연구결과에서 위쪽 부분의 열적 여유도가 제일 작게 평가되었다. 그러나, 대부분 정상상태에서의 열적 여유도를 평가하였다.

다. 정상상태 해석

(1) 해석방법

본 계산에서는 그림 2-4.1과 같이 KNGR의 LBLOCA 사고 시 원자로 내의 핵연료가 모두 녹아서 원자로 압력용기 하부에 재배치되어 용융풀을 형성했을 때의 열적 여유도를 구하였다. 이 때 노심용융물과 금속층의 질량은 모든 핵연료가 녹아서 용융풀이 형성되었을 때의 MAAP 4.03의 해석 결과를 사용하였다. 그리고 금속층과 산화물 풀의 물성치와 산화물 풀 내의 잔열은 Park & Jeong (1997) 의 것을 이용하였다. 금속층의 위에는 냉각수가 없으므로 오직 복사에 의해서만 열 제거가 된다고 가정하였다. 벽면의 온도가 금속층의 녹는점으로 가정하였다. 그리고 금속층과 산화물 풀에서의 각도별 열속 분포는 Theofanous et al. (1995)에서 사용했던 방법으로 구하였다. 열적 부하 결정 시 압력용기 내의 1,2차원 열전도가 고려되었고 녹는 과정에 의한 두께 감소

와 압력용기의 실린더부분에 따른 민감도 분석도 수행되었다. 또한 정상상태 이차원 열전도 방정식을 통해 외벽에서 제거되는 열적 부하를 계산하였다. 그리고 내벽냉각은 LBLOCA의 경우 원자로 압력용기 내에 물이 존재하기 힘들기 때문에 예비계산에서 제외하였다. 외벽냉각 국부조건의 경우 냉각수유량(25~100 kg/s)과 초기 과냉각도(0, 80K), 냉각수 압력 (0.15, 0.2, 0.3 MPa)을 가정하였다. 그리고 외벽냉각의 주요 인자인 외벽냉각 구조물과 원자로 용기 사이의 간극 크기 (5,10,15 cm)를 변화시키면서 간극크기가 고려된 SULTAN 실험식을 이용하여 임계열속을 계산하였다. 그리고 위의 세 가지 계산을 통해 열적 여유도를 도출하였다. 각 표준 경우는 다음과 같다.

산화물플 내에서의 자연대류 Theofanous et al. (1997)

각도별 열속 분포 Suh & Henry (1994)

냉각수 유량-50 kg/s, 냉각수 압력-0.2 MPa, 초기과냉각도-80K, 간극크기-15cm

(2) 결과 및 토의

원자로 중대사고 시 외벽 냉각의 열적인 한계치를 정확하게 알아야한다. 즉, 열적부하의 한계치는 임계열속(CHF)로 주어지며, 핵비등 영역의 한계치이기도 하다. 직경 500mm의 반구에서 각도별 열전달 계수를 판별하기 위해서는 상당한 양의 전기가 필요하다. 기본적으로 1000kW의 전기를 준비 중에 있으며, 기존의 본 실험실에 공급되는 500kW의 출력으로 실험을 수행할 예정이다. 이 정도의 전기에서 제공되는 열속은 핵비등 영역에 대한 기본적인 데이터를 제공할 수 있을 것으로 판단이 된다. 이러한 핵비등 영역에서의 열전달 계수를 측정된 이후 최종적으로 임계열속에 대한 데이터를 얻을 수 있으며 상관관계식을 개발할 수 있다.

그림 2-4.2는 열적 부하가 금속층 집중현상에 의해 전체 잔열 중 압력용기에 가해지는 비율은 산화물플에서의 상하 열전달비에 큰 영향을 안 받음을 볼 수 있다. 즉, 산화물플에서 용기 하부에 미치는 열전달비가 작을수록 금속층 집중현상에 의해 압력용기에 전달되는 비율이 커짐을 알 수 있다. 그림 2-4.3는 냉각수 유량에 따른 임계열속을 도시해주고 있다. 100 kg/s의 경우 주입 초기에 매우 큰 질량유속 때문에 강제대류 효과에 의해 임계열속이 커지지만 그 효과는 5도 이후에 거의 없다. 그러나 윗부분에서 국부 건도가 냉각수 유량이 커질수록 작아지기 때문에 임계열속이 커진다. 그림 2-4.4는 냉각수 압력에 따른 임계열속 분포이다. 대체로 0.15 기압에서 0.2기압으로 상승했을 때, 임계열속이 커짐을 볼 수 있다. 그러나 냉각수 압력에 의한 임계열속 증가 효과는 다른 인자들에 비해 그리 크지 않다. 냉각수 초기 과냉각도는 냉각수 유량과 마찬가지로 윗부분의 국부건도를 작게 만들어 임계열속을 크게 한다. 이는 그림 2-4.5에서 선명하게 보이고 있다. 그림 2-4.6은 간극 크기에 따른 임계열속 변화이다. 간극 크기가 작을수록 밑부분에서는 강제대류 효과에 의해 임계열속이 커지지만, 채널 면적이 증가하면서 오히려 간극크기가 클 때 자연순환 효과를 증가시켜 임계열속이 커지는 것을 볼 수 있다. 그림 2-4.7은 표준 냉각수 국부 조건에서 열적 여유도의 최대

최소 값을 나타내는 값이다. 결국 최소 열적 여유도를 결정하는 데 중요한 인자는 산화물풀에서의 상하 열전달비임을 알 수 있다. 그림 2-4.8는 압력용기 내에서의 열전도 효과가 외벽에서 제거되는 각도별 열속 분포를 도시 하였다. 이차원 열전도 효과는 최대 열속의 크기를 감소시키지만, 녹는 과정이 압력용기 두께를 감소시켜 열전도 효과를 감소시킴을 알 수 있다.

라. 과도 상태 해석

(1) 해석방법

이 연구의 목적은 오직 MAAP에 외벽 냉각 모델 적용 방법론 개발에 있다. 따라서, 노심 용융물 재배치, 용융풀 내에서의 현상에 많은 단순화가 있었다. 계산 시나리오는 다음과 같다. 중대사고 인지 시 COASISO에 냉각수가 주입되어 압력용기를 100oC로 낮춘 상태에서 노심용융물 재배치 시작이 분석 시작 시간이다. 외벽냉각 과도 해석의 순서도는 그림 2-4.9에 잘 나타나 있다. 노심용융물 재배치량과 성층화의 여부에 따라 용융풀로부터 압력용기의 열적부하가 원자로 용기 내벽의 경계조건이 된다. 그리고 외벽의 경계조건으로 시간에 따라 변화하는 냉각수의 국부조건이 고려된 열전달 계수가 고려된다.

용융풀로부터 원자로 용기 내벽으로의 열적 부하를 결정하는 과정은 그림 2-4.10와 같다. 노심용융물의 원자로 용기 하부 재배치가 완료되는 동시에, 산화물층과 금속층이 성층화된다고 가정하였다.

먼저 붕괴열은 원자로 긴급 정지 후 운전시간의 영향이 거의 없어지는 시간에서 사용할 수 있는 값을 사용하였다. 그러나, 피복재 손상 시 핵분열 생성물의 방출로 인한 붕괴열의 감소는 고려되지 않았다. 이 붕괴열은 식 2-4.1에 의해 노심용융물 재배치량을 결정한다. 계산의 단순화를 위해, 붕괴열은 냉각과정 없이 전부 노심 용융에 사용되고, 이 때 노심 용융 후 바로 원자로용기 하부에 재배치되는 것으로 가정하였다.

$$W_{re} i_{fg, corium} = Q_{decay} \frac{M_{corium} - M_{re}}{M_{corium}} \quad (2-4.1)$$

W_{re} 는 노심용융물의 재배치율이고, $i_{fg, corium}$ 은 노심용융물의 잠열이다. M_{corium} 은 노심과 금속구조물을 합한 질량이고, M_{re} 는 원자로 용기 하부에 재배치된 노심용융물의 질량을 뜻한다. 용융풀 내부에서의 상하 열전달비와 각도별 열속 분포 및 금속층 집중현상은 Theofanous et al.(1995)의 방법론을 사용하였다. 본 연구에서 용융풀 내부의 상하 열전달비는 Theofanous et al.(1997)의 ACOPO 실험 결과에 따라, 각도별 열속 분포는 Theofanous et al.(1995)의 mini-ACOPO 실험 결과에 따라 결정되었다. 원자로 용기 내부의 온도분포는 LAMDA의 온도분포 분석 방법과 같은 방법으로 계산되었고, 다른 점은 구형좌표계를 사용하였다. 원자로 용기의 물성치는 Stickler et al.(1994) 보고서에서 이용된 원자로 용기 제작에 사용된 탄소강의 값들이 사용되었다.

그림 2-4.11은 원자로 용기 외벽의 열전달 계수 결정 과정 순서도이다. 모든 위치에서 질량속도, 압력은 항상 일정하다고 가정하였다. COASISO 구조물과 압력용기 사이의 간극 크기는 15 cm로 가정하였다. 각도별 국부 건도는 식 2-4.2와 같은 에너지 보존식을 통해 계산되었다.

$$\rho \frac{\partial i}{\partial t} + G \frac{\partial i}{\partial z} = q''_{out} \frac{A_{heat}}{V} \quad (2-4.2)$$

열적 여유도는 원자로 용기 외벽의 열속과 임계열속의 비로 정의하였다. 임계열속은 에너지 보존식으로부터 계산된 국부 건도와 질량유속, 압력, 기울기 각도, 그리고 간극 크기를 바탕으로 Rouge et al.(1998)의 SULTAN 실험식을 통해 계산되었다. 임계열속 시 원자로 용기 외벽의 온도는 Cheung et al.(1998)의 SBLB 실험 결과를 참조하여 170℃로 가정하였다. 만약, 원자로 용기의 외벽온도가 170℃보다 높거나, 열적 여유도가 1보다 커지면, 막비등 영역으로 비등영역이 변환된다고 가정하였다. 그리고, 핵비등 열전달 계수는 임계열속 시 열전달 계수를 사용하였다. 본 계산에서 사용된 노심용융물 재배치 시점은 원자로 긴급 정지 후 7200, 5400, 3600 초이고, 냉각수 유량은 20, 30, 40, 50 kg/s이고, 냉각수 주입 초기 과냉각도는 0, 60 K이다.

(2) 해석결과

그림 2-4.12는 원자로 정지 후 노심용융물 재배치 시점에 따른 용융풀 각도의 시간에 따른 변화이다. 노심 용융물 재배치 시점이 지연될 수록 재배치 과정 동안 노심의 붕괴열 차이 때문에 노심용융물의 재배치 과정 완료가 지연되는 것을 알 수 있다. 그림 2-4.13는 노심용융물 재배치 시점에 따른 용융풀 내에서의 Ra'의 시간에 따른 변화를 보여주고 있다. Ra'의 갑작스런 감소는 원자로 용기 하부에서 산화물층과 금속층의 성층화에 따른 열원이 있는 풀의 높이 감소 때문에 생기는 결과이다.

그림 2-4.14은 열원이 있는 균일한 노심 용융물풀이나 산화물풀 내에서 붕괴열이 원자로 용기로 전달되는 열에너지 비율의 시간에 따른 변화이다. 이 비율은 금속층 집중현상에 의해 원자로 용기에 전달되는 열량은 포함되지 않은 값이다. 이는 그림 2-4.13의 Ra'변화와 마찬가지로 성층화에 따른 열원이 있는 풀의 높이의 갑작스런 감소 때문에 발생하는 현상으로 하향 면적의 감소가 주된 이유이다. 표 2-4.1에는 이 연구에서 민감도 분석 인자들을 나열하였다. 그 인자들은 원자로 정지 후 노심용융물의 원자로 용기 하부 재배치 시점, 냉각수 유량, 냉각수 주입 시 과냉각도이다. 예를 들어, 노심 용융물의 재배치 시점이 7200 초, 냉각수 유량이 20 kg/s, 주입 시 과냉각도가 0 K 일 경우, 'case 111'이라 부른다. 앞으로 계산 조건에 대한 특별한 언급이 없으면 case 342에 대한 계산 결과를 언급하는 것이다.

그림 2-4.15은 노심 재배치 초기에 원자로 용기 안쪽 벽에서의 각도별 열적 부하의 분포를 시간에 따른 변화를 보여주고 있다. 밀부분에서 열적부하의 갑작스런 감소는 풀 각도가 작을 때 밀부분이 불안정 영역에 속하기 때문에 열적부하가 크다. 그러나, 풀

각도가 점점 커지면서, 밑부분이 안정 영역에 포함되므로 각도별 열적부하가 크게 감소하는 것을 볼 수 있다. 또한, 윗 부분의 열적부하의 갑작스런 증가는 성층화에 따른 금속층 집중현상으로 이루어졌다. 갑작스런 증가나 감소가 없는 영역은 항상 용융풀 내에서 불안정 영역에 해당된다는 뜻으로 볼 수 있다.

그림 2-4.16과 2-4.17는 각각, 각도별 내벽에서의 열적 부하와 외벽에서 실제로 방출되는 각도별 열속 분포의 시간에 따른 변화를 보여주고 있다. 특히, 금속층에 해당되는 윗부분에 급격한 내벽에서의 열속 상승이 있지만 외벽에서는 상승폭이 내벽에 비해 매우 완만함을 볼 수 있다. 이는 원자로 용기 내의 현열과 잠열 때문에 외벽에서의 열속이 내벽에서의 변화에 비해 변화율이 낮아지기 때문이다. 안쪽벽에서의 열속은 0인 영역도 2차원 열전도효과 때문에 외벽에서는 방출되는 열속이 존재하는 것을 볼 수 있다.

그림 2-4.18과 2-4.19은 금속층에 해당하는 영역인 80°에서 8가지 외벽냉각 경우에서의 각각 임계열속과 국부건도를 보여주고 있다. 국부 건도가 일정값 이상이 되면 임계열속이 초기값에 비해 크게 감소하게 되는 것을 볼 수 있다. 그러므로 초기 임계열속이 각도별 외벽에서의 최대 열속보다 높음에도 불구하고, 몇몇 냉각 조건의 경우 최소 임계열속이 외벽에서의 열속보다 낮아질 수 있다. 임계열속의 갑작스런 감소 이후 약간의 증가 현상은 비등 영역이 바뀌면서 외벽에서의 열속 감소에 의한 국부 건도의 일시적인 감소가 주 원인이다.

그림 2-4.20는 이 연구의 모든 경우의 수에서 시간에 따른 원자로 용기 외벽의 최대 온도를 보여주고 있다. 노심용융물의 원자로 용기 하부 재배치 시점이 빠르면 빠를수록 원자로 용기 건전성 유지를 위해 더 많은 냉각수 유량과 큰 주입 시 과냉각도가 필요함을 볼 수 있다. 그러나, 그림 2-4.21과 같이 금속층과 산화물층과의 성층화가 이루어지지 않아 균일한 용융풀을 가정했을 경우, 최악의 냉각조건에서도 원자로 용기의 건전성이 유지되는 것을 볼 수 있다. 따라서, 금속층 집중현상이 원자로 용기 건전성 유지에 가장 부정적인 영향을 미치는 인자들 중 하나로 평가될 수 있다. 차기년도에는 국부 건도 예측에 운동량 보존 방정식을 사용하여, 자연순환 과정에서의 임계열속과 열적 여유도 예측을 수행할 것이다.

표 2-4.1. 본 연구에 사용된 인자들

인자	1	2	3	4
원자로 긴급 정지후 노심용융물 재배치 시점(초)	7200	5400	3600	
냉각수 유량 (kg/s)	20	30	40	50
냉각수 주입 과냉각도 (K)	0	40		

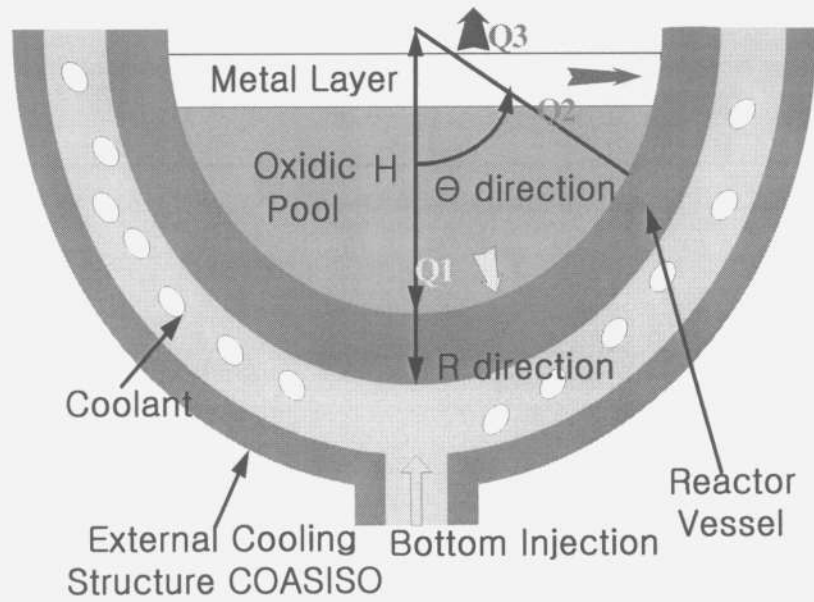


그림 2-4.1 COASISO 현상도

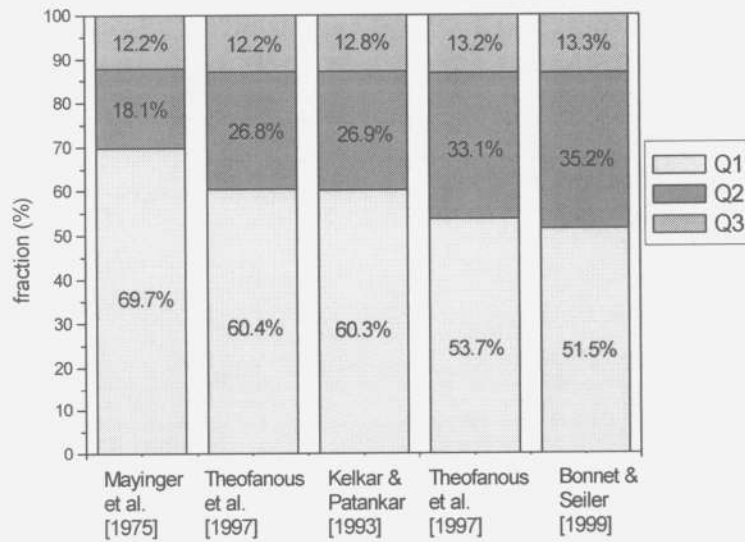


그림 2-4.2 산화물풀 관계식에 따른 열적부하 비율

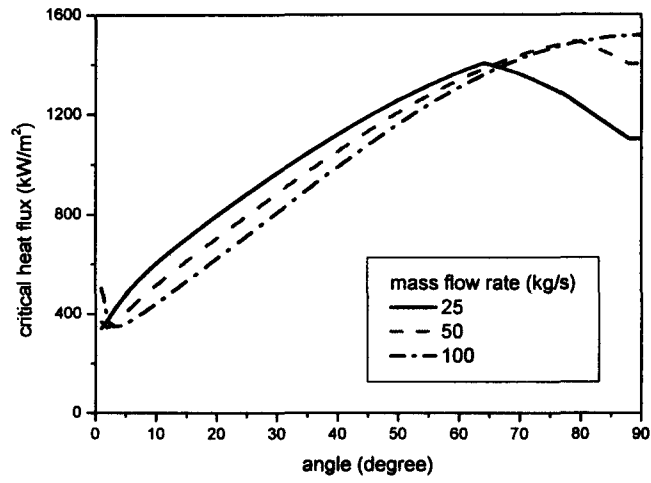


그림 2-4.3 냉각수 유량에 따른 임계열속

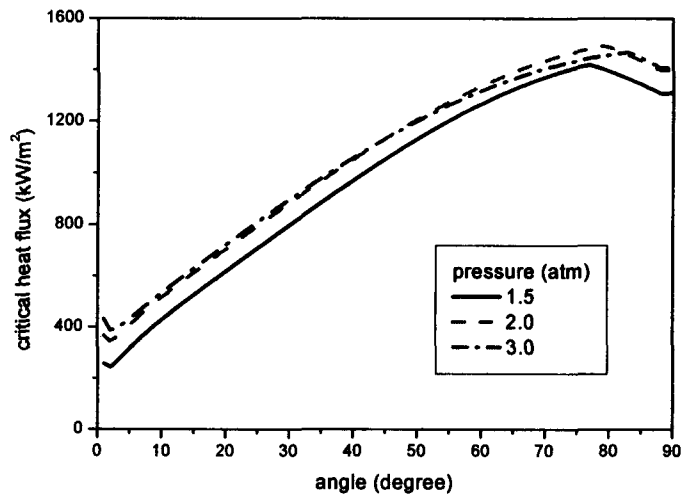


그림 2-4.4 냉각수 압력에 따른 임계열속

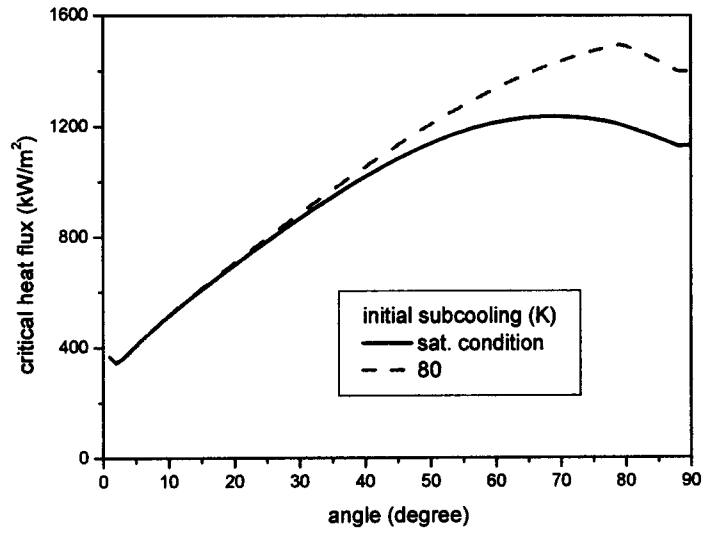


그림 2-4.5 초기과냉각도에 따른 임계열속

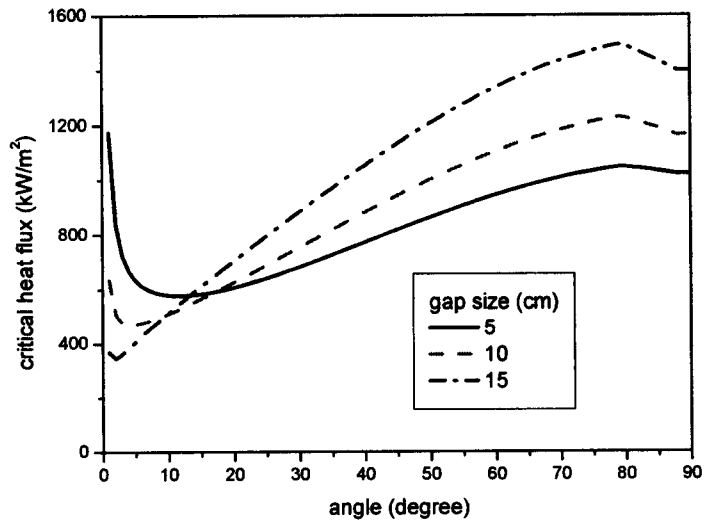


그림 2-4.6 간극 크기에 따른 임계열속

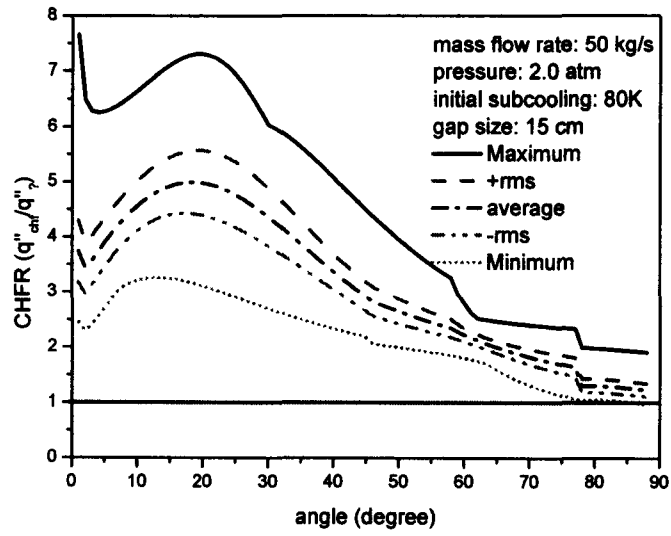


그림 2-4.7 평균 열적 여유도

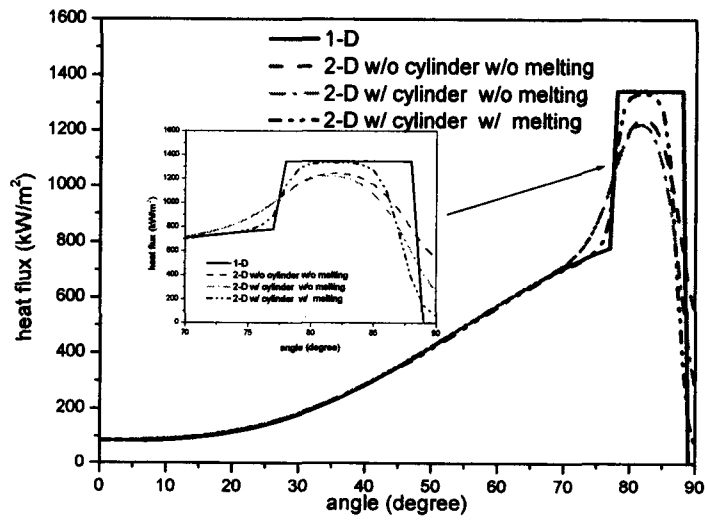


그림 2-4.8 열전도에 따른 열속분포

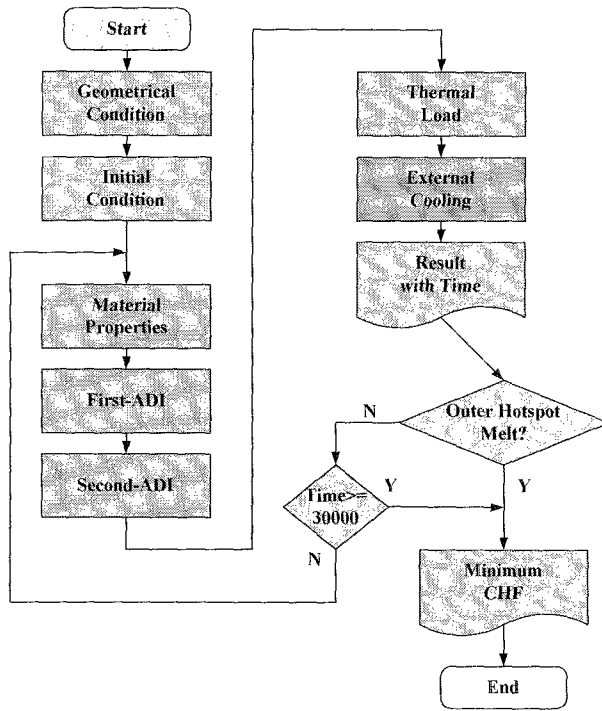


그림 2-4.9 외벽냉각 과도해석 순서도

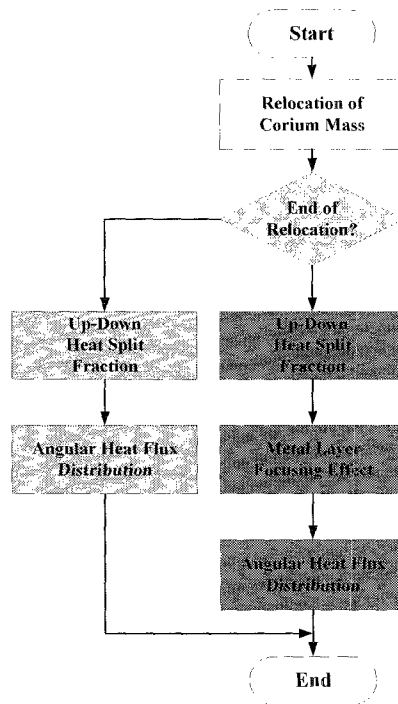


그림 2-4.10 원자로 용기 내벽
경계조건 결정 순서도

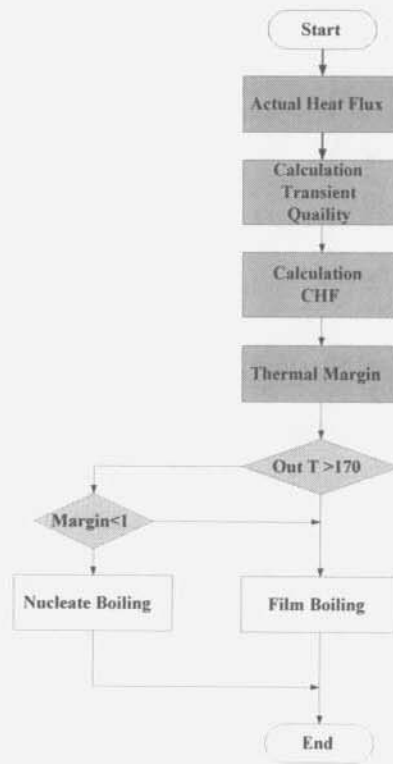


그림 2-4.11 원자로 용기 외벽
경계조건 결정 순서도

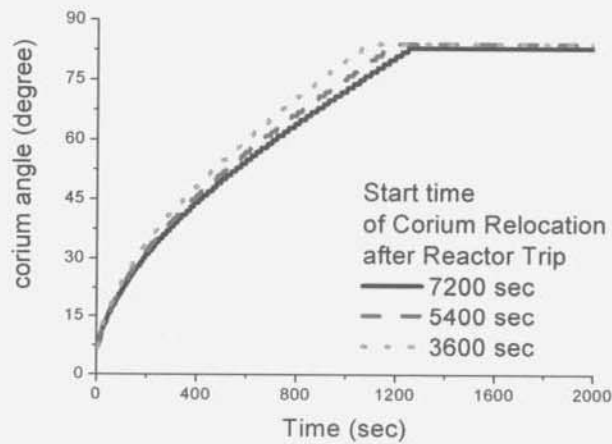


그림 2-4.12 노심용융물 재배치 시점에 따른 용융물
각도의 시간에 따른 변화

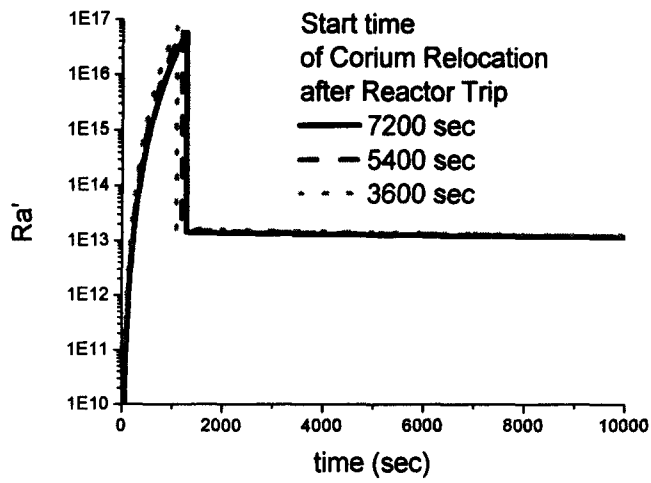


그림 2-4.13 노심용융물 재배치 시점에 따른 Ra' 의 시간에 따른 변화

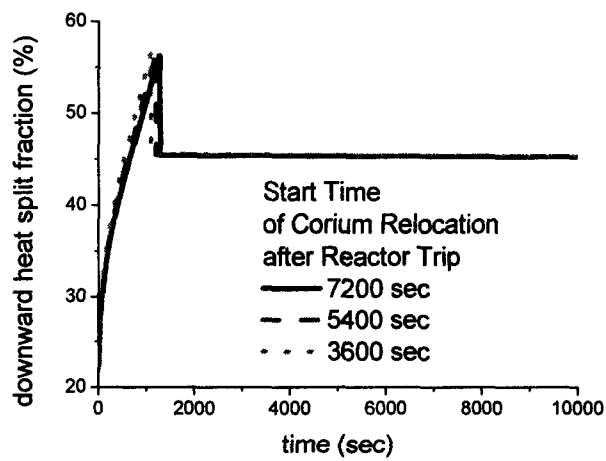


그림 2-4.14 열원이 있는 풀에서 하향 전달 열에너지 비율

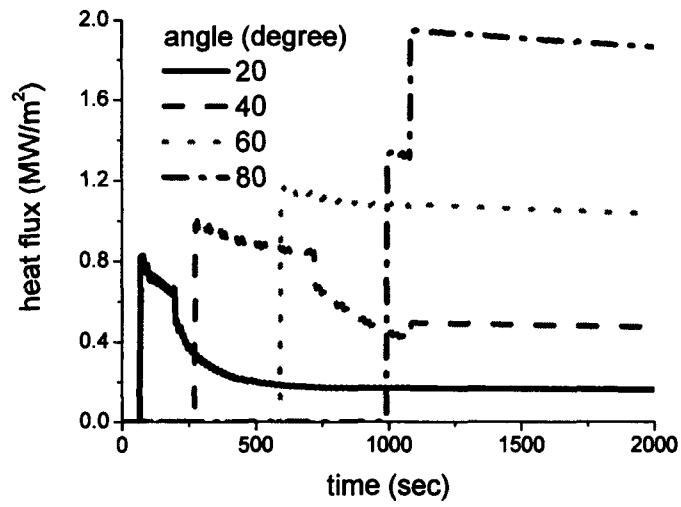


그림 2-4.15 노심용융물 재배치 초기 과정에서의 각도별 시간에 따른 열적 부하

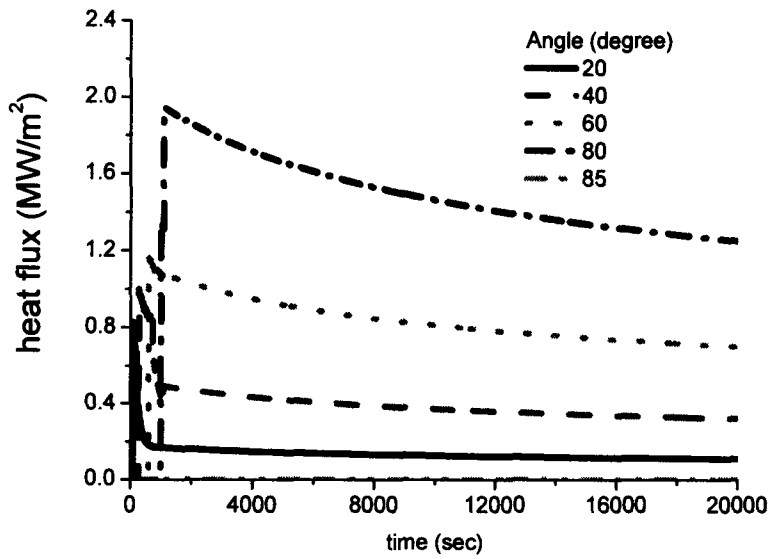


그림 2-4.16 시간에 따른 각도별 열적 부하 (내벽)

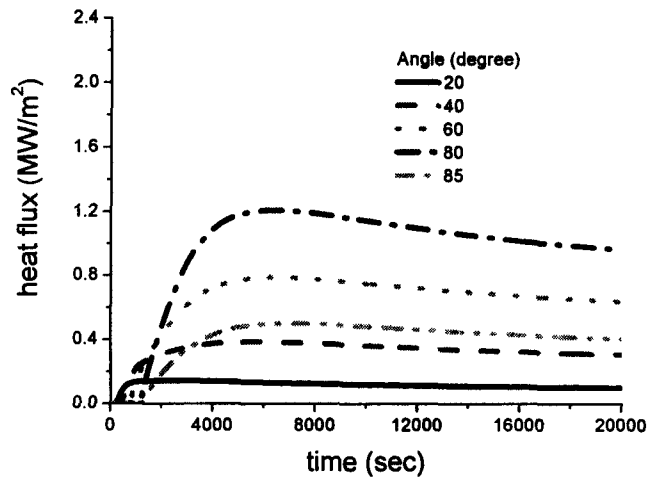


그림 2-4.17 시간에 따른 각도별 열속 (외벽)

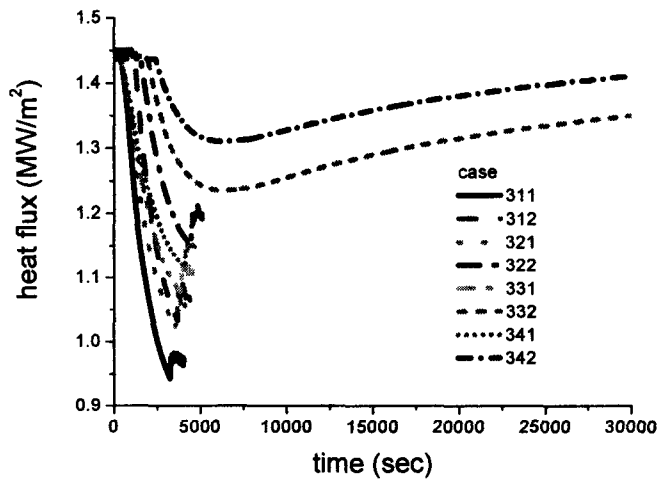


그림 2-4.18 80°에서의 시간에 따른 임계열속

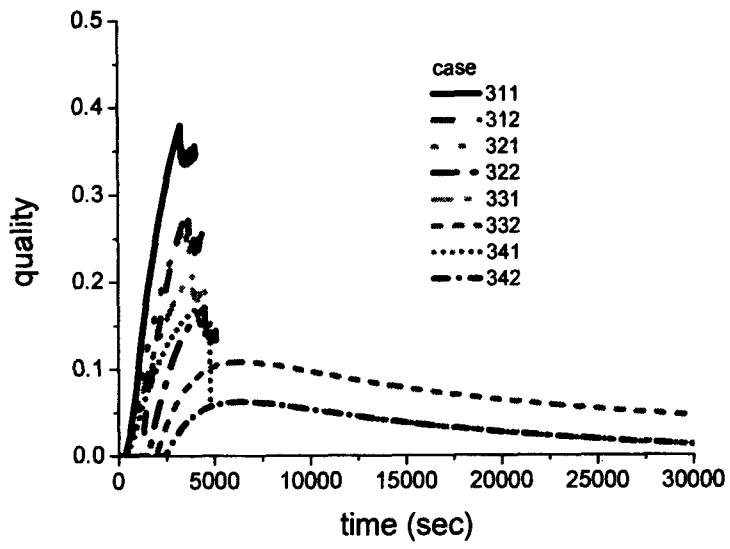


그림 2-4.19 80°에서의 시간에 따른 국부 건도

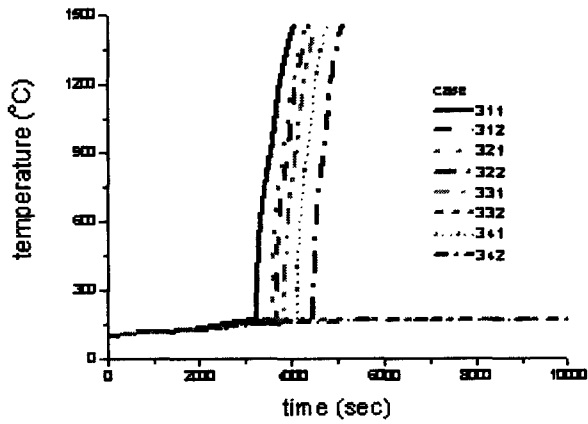
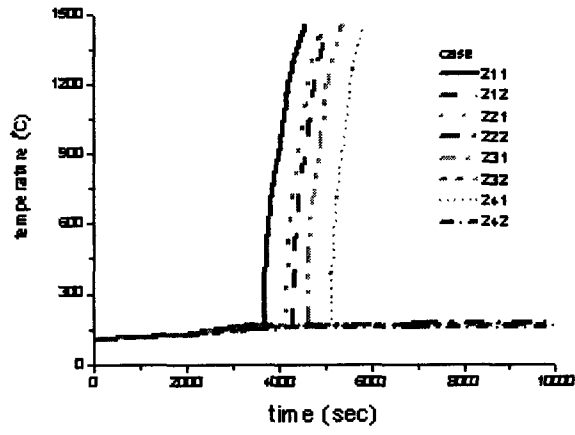
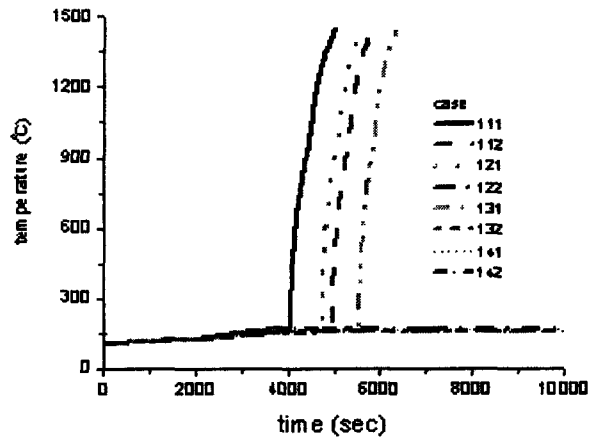


그림 2-4.20
시간에 따른 원자로 용기 외벽 최대 온도 변화

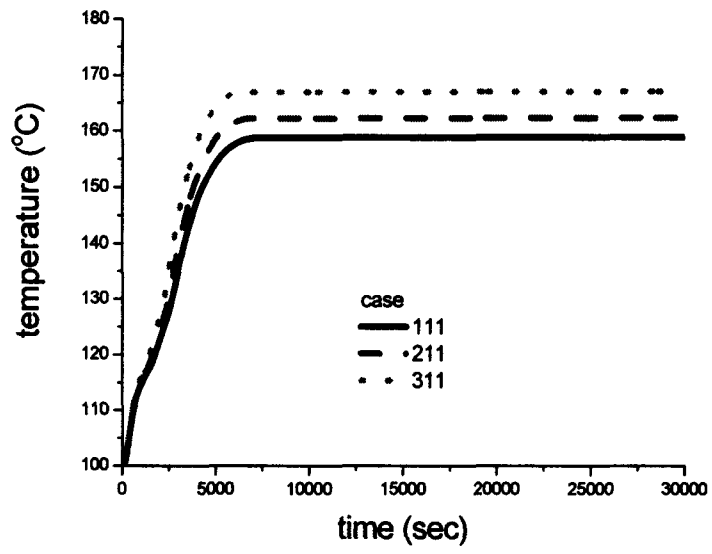


그림 2-4.21 용융플 내 성층화 현상 부재시
원자로 용기 외벽 최대 온도의 시간에 따른 변화

5. GAMMA (Gap-cooling Appartus Mitigating Melt Attack)

가. 연구목표 및 내용

원자로 하반구와 같은 구조물에서 외벽냉각을 통하여 중대사고 발생으로 인한 노심 용융물의 열제거 능력을 검증하기 위한 일환으로 본 실험이 수행되었다. 임계열속 정상상태 실험으로 진행되는 GAMMA 실험의 최종목표는 외벽냉각을 통하여 충분한 열제거가 이루어질 수 있는지를 실험적으로 검증하는 것이다. 기존의 ULPU 실험장치와 SBLB 실험 등도 외벽냉각에 대한 실험장치이지만, 본 실험은 반구형 외벽구조물을 사용하여 실험을 수행한다. 임계열속 및 핵비등영역에서 1차원 실험을 수행하였다. 본 실험의 최종목표는 자연대류 상태에서 각도 기울기에 따른 임계열속과 열제거 메커니즘 규명에 이다.

나. 기존 연구

외벽냉각 임계열속 관련 연구는 이미 언급했으므로, 지금은 각도기울기가 임계열속 열전달 메커니즘에 미치는 영향에 대한 연구를 중심으로 기술하겠다.

수조비등에서 처음으로 가열표면의 기울기 효과를 연구한 Ishigai et al.(1961)과 Githiji, Sabersky(1963)는 하향 표면 가열시의 임계 열속 값이 급속히 감소함을 보였는데, 이는 기포가 뭉쳐져서 주변의 액체상태의 물이 가열면으로 유입되는 것을 막기 때문이라고 설명하였다. 더불어 Ishigai et al.(1961)은 전열대와 주변의 단열면의 면적비가 일정할 때, 전열대의 면적이 증가함에 따라 임계 열속이 감소함을 보였고, 이는 Anderson과 Bova(1971)의 연구에 의해서도 비슷한 결과가 도출되었다. 다른 많은 수조비등에서의 임계열속에 대한 연구는 가열면의 기울기가 상향의 위치인 0° 에서부터 수직의 위치인 90° , 그리고 하향의 위치인 180° 에서의 열전달 현상을 규명하는 방향으로 이루어졌다. 편의상, 상향 표면 가열일 때의 위치를 0° 로 하였으며 하향 표면 가열일 때의 위치를 180° 로 기준삼아 표기하였다.

Vishnev et al.(1976)는 처음으로, 수조비등에서 가열면의 기울기 효과에 대한 임계열속 실험을 바탕으로 상관식을 도출해내었고, 그의 상관식은 아직도 여러 연구자들에 의해서 쓰여지고 있다. 특히, Vishnev et al.(1976)는 스테인레스 스틸 평판을 상향의 위치에서부터 수직의 위치까지 기울기를 바꾸어 가며 핵비등 영역에서의 실험을 수행하였다.

Nishikawa et al.(1984)는 핵비등 영역에서의 실험을 수행하였는데, 그는 구리평판을 상향의 위치에서부터 약간 경사진 하향의 위치인 165° 까지 가열면의 기울기를 변화시켜가며 실험을 수행하였다. 그의 실험은 1기압의 포화 수조비등 조건에서 이루어졌으며, 주로 핵비등 영역에서의 가열면의 기울기 효과를 고려한 실험을 수행하였다. 그 결과로서 낮은 열속 조건에서는 가열면의 기울기가 열전달에 크게 영향을 미침을 주

장하였으며, 특히, 가열면의 기울기가 증가할수록 열전달 계수값이 증가함을 보였다. 반면에, 높은 열속 조건에서는 가열면의 기울기가 열전달 계수값의 증감에 크게 영향을 미치지 못함을 보였다. 이론적으로 핵비등 열전달 메커니즘을 설명하는 데 있어서 그는 크게 두 가지의 이론을 제시하였는데, 하나는 뭉쳐진 기포에 의해서 강제적으로 열경계층이 제거되는 현열 수송이론이고, 다른 하나는 뭉쳐진 기포 아래의 얇은 액막이 기화되는 잠열 수송이론이다. 그가 제시한 두 가지의 이론들 중에서, 하향으로 경사진 가열표면에서의 열전달 메커니즘은 잠열 수송이론에 크게 의존함을 제시하였다. Jung et al.(1987)는 핵비등 열전달 실험을 수행하였는데, 작동유체로서 R-11을 사용하였으며, 구리 평판을 상향의 위치인 0° 에서부터, 하향의 위치인 180° 까지 변화시켜가며 실험을 수행하였다. 그들의 결과는 $10\text{-}40\text{kW/m}^2$ 의 비교적 낮은 열속에서는 가열면의 기울기가 0° 에서 165° 까지 변할 때, 과열도가 약 15-25%까지 감소함을 보였다. 그러나 40kW/m^2 이상의 높은 열속에서는 가열면의 기울기에 상관없이 과열도가 거의 일정하게 유지됨을 보였다. 그들은 하향 평판 가열일 경우에 가장 낮은 열전달 계수값이 측정됨을 보였고, 이는 하향 위치에서의 고유한 기포형성 메커니즘에 기인한 것임을 주장하였으며, 가열면의 처리 상태와 기울기 효과를 설명하기 위해서 Rohsenow의 핵비등 상관식을 변경한 식을 사용하였다. 가열면이 처리된 경우에는 처리되지 않은 일반 가열면인 경우보다 지수 r 이 두 배 이상 커졌고, 반면에, C_{sf} 값은 약 1.5-2배 정도 작아졌다. 그들은 가열면의 기울기 효과를 설명하기 위해서 r 값과 C_{sf} 값에 대한 두 개의 식을 제시하였다. 기포거동의 양상에 관해서, 그들은 표면에서의 증기막의 안정성과 거동이 가열면의 기울기에 따라서 크게 영향을 받게 됨을 설명하였으며 이는 경사진 가열면의 위치에서의 막비등과도 관련됨을 주장하였다. 증기막의 안정성이 증가함에 따라 열전달 효과가 상당히 감소함을 보였고, 이는 하향 표면 가열인 경우에 더욱 잘 드러났다.

El-Genk and Guo(1992)는 직경 50.8mm와 두께 12.8mm의 크기를 갖는 가열된 구리 원판을 1기압의 포화된 물 수조 속에 담가 가열면의 기울기 효과를 고려한 급냉실험을 수행하였다. 실험의 결과로서 첫 번째, 임계 열속 및 최소 막비등 열속, 그리고 그에 따른 벽면 과열도는 가열면의 기울기가 증가함에 따라 증가함을 보였다. 두 번째로, 핵비등 영역에서 낮은 벽면 과열도가 유지될 때, 가열면의 기울기가 증가할수록 열전달률이 감소함을 보였다. 마지막 결과로서, 가열면의 위치가 하향일 때의 임계 열속 및 최소 막비등 열속은 다른 위치에서보다 현저히 낮은 값을 가짐을 보였다. El-Genk and Guo(1992)의 실험은 급냉방식을 채택하여 급냉시간을 살펴보았는데, 가열면의 기울기에 따라서 급냉시간에 변화가 있음을 주시하였다. 그 예로서, 가열면의 위치가 하향일 때의 급냉시간은 가열면의 위치가 상향의 위치에 가까운 5° 일 때보다 6배 정도의 시간이 더 걸렸고, 수직의 위치인 90° 일 때보다는 무려 23배의 시간이 더 걸렸음을 보였다. 모든 각도에서, 비등표면의 급냉은 항상 아래 부분에서 시작됨을 관측되었고 시간이 지남에 따라 점차 상향으로 퍼져가는 양상을 보였다. 급냉속도를 살펴보면, 가열면의 기울기가 45° 이상인 지점에서 평균 급냉속도는 약 2.3cms^{-1} 였으나,

가열면의 기울기가 감소할 수록 급속히 커져서 0°인 위치에서는 약 6.2cms-1의 속도에 도달하였다. 이런 결과를 바탕으로 El-Genk and Guo(1993)은 나중에 기울기 효과를 고려한 임계 열속 상관식을 도출하였다.

Chang and You(1996)는 기울기 효과를 고려한 실험을 수행하였는데, 그들의 실험에서는 포화된 FC-72의 수조속에서 발열체를 부착시킨 정방형의 전열대를 이용하였다. 그들은 몇 가지 흥미로운 결과를 제시하였는데, 핵비등 영역에서는 가열면의 기울기가 180°에서부터 90°까지 변할 때는 핵비등 열전달률이 증가함을 보였다. 그러나, 가열면의 위치가 90°에서부터 0°까지 변화할 때는 핵비등 열전달률이 감소함을 밝혔으며, 특히 높은 열속 실험조건에서는 그 기울기가 더욱 커짐을 밝혔다. 그들은 이러한 결과를 바탕으로 가열면이 상향인 위치에서의 열전달률 감소가 기존의 부분적인 핵비등 영역에서의 연구결과와는 상반된 결과임을 주장하였고 표준화된 임계 열속 자료를 바탕으로 각각의 가열면 위치에서의 상관식을 유도하였다.

Brusstar and Merte(1994, 1997)는 수조비등과 강제비등에서의 임계 열속 상관식을 개발하였는데, 그들은 R-113이 담긴 수조에서 구리평판을 가지고 가열면의 기울기 효과를 고려한 실험을 수행하였다. El-Genk and Guo(1993)가 모든 유체에 대해 보편화된 하나의 경험식을 사용하는 것을 지양하였고, 그들은 세 가지의 유체에 대한 각각의 경험식을 유도하였다.

Yang et al.(1997)는 물 수조 속에서 스테인리스 스틸 평판을 하향의 위치인 180°에서부터 상향의 위치인 0°까지 기울기를 변화시켜가며 임계 열속 실험을 수행하였다. 그들은 가열면의 기울기 효과뿐만 아니라 전열대의 크기에 의한 영향도 동시에 고려하였으며, 실험의 결과로서, 특성화된 전열대의 크기와 각도가 증가할수록 임계 열속은 감소하였음을 보였고, 이는 가열면의 크기가 클수록 기포가 가열면을 벗어나기 힘들기 때문에 일어나는 현상임을 주장하였다. 가열면의 위치가 수직일 때에서부터 하향인 위치로 변할 때, 처음에는 임계 열속 값이 기울기가 증가함에 따라 서서히 감소하다가, 특정 기울기에서 급속히 그 값이 감소하는 전환각도가 존재함을 주장하였는데, 그들이 사용한 두 가지의 실험 시편 중에서 첫 번째로 사용한 실험영역에서는 약 170°부근에서 그 전환각도가 발생하였다. 그들은 이러한 전환각도가 전열대의 크기가 커짐에 따라 그 각도가 작아짐을 주장하였으며, 두 번째 실험영역에서는 약 150°와 180°사이에서 생겼음을 주장하였다. 더불어, 그들은 가열면이 상향의 위치에 있을 때 전열대의 크기와 기울기가 하향의 위치에 있을 때보다는 무시할 수 있을 정도로 그 영향이 작아짐을 보였다. 최종적으로 그들은 가시화 실험을 수행하여, 적절한 초기 거시경계층의 두께와 부유시간을 고려한 가열면의 기울기를 함수로 하는 임계 열속을 예측하는 거시경계층 dryout 모델을 제시하였다.

가장 최근에, Howard et al.(1999)는 포화 수조 속에서 가시화 실험을 동반한 임계 열속 실험을 수행하였다. 그의 실험에서는 각각의 가열면의 위치에서 임계 열속을 발생시키는 메커니즘을 설명하기 위해 전열대의 가열면의 기울기를 바꾸어가며 실험을 수행하였다. 실험을 수행하기에 앞서 그들은 기존에 연구되었던 여러 실험 및 해석을 정

리하였다. 기존의 결과를 바탕으로 기울기에 따른 임계 열속 값을 그래프로 제시하였다. 임계 열속이 발생하기 직전에 관찰된 증기의 거동을 바탕으로, 그들은 가열면 기울기의 위치를 0°에서 60°까지의 상향 영역, 60°에서 165°까지의 준수직 영역, 그리고 165°이상의 하향 영역 이렇게 세 영역으로 나누어 분석하였다. 상향 영역에서는 부력에 의한 열전달 제거가 주도적으로 이루어졌고, 준수직 영역에서는 파동형태의 증기-액체 경계면에 의해 가열면에서의 열제거가 수직적으로 이루어졌으며, 하향 영역에서는 증기가 연속적으로 넓게 확장되어 임계 열속을 감소시키는 현상이 관찰되었다. 이러한 결과를 바탕으로, 그들은 임계 열속이 발생하는 현상을 설명하기 위해서는 하나의 보편화된 식을 사용하는 것이 불합리하다고 결론지었고, 따라서 각각 다른 영역에서의 상관식을 도출해야 한다고 결론지었다. 그들의 연구는 각각의 영역 중에서 준수직 영역에서의 임계 열속 해석에 중점을 두었고, 더불어, 모든 영역에서의 가시화 실험을 통한 결과를 사진으로 제시하였다. 그 결과는 그림 2-5.1, 2 그리고, 3에 제시하였다.

그들은 다음과 같은 실험적 관찰을 바탕으로 준수직 영역에서의 임계 열속 해석 모델을 제시하였다. 즉, 높은 열속 조건에서 준수직 영역에서의 수조비등은 강제비등에서와 비슷한 증기생성과 증기유동 양상을 가짐을 보인다. 임계 열속보다 다소 작은 열속 조건에서는 상당히 연속적인 파동형태의 증기-액체 경계면이 가열면을 덮는 현상이 관찰되었고, 액체가 닿아있는 부분에서는 증기막의 경계가 접해 있음을 목격하였다. 따라서 임계 열속은 액체가 닿아 있는 부분에서 생성된 증기의 법선 운동량이 경계면의 곡률과 확장되어 액체와 닿아있는 면에 가해지는 압력보다 커질 때 비로소 임계 열속 현상이 발생함을 주장하였다. 그들은 이러한 모델이 기존에 연구된 많은 임계 열속 자료와도 잘 일치함을 주장하였고, 특히, 전환각도의 존재를 규명하는데 중요한 해석방법이 될 수 있음을 주장하였다. 또한 전체 영역과 다양한 유체에서의 임계 열속 해석에도 이러한 관점에서의 접근이 필요함을 주장하였다.

그림 2-5.4는 Vishnev(1974), El-Genk and Guo(1992, 1993), Chang and You(1996), 그리고 Brusstar and Merte(1994, 1997)에 의해 제시된 기울기 효과를 고려한 임계 열속 자료를 비교한 그림으로서 (가)는 저온유체의 경우이고, (나)는 비저온유체의 경우를 도시한 그림이다. 현재까지의 문헌조사에 의하면 지금까지 수행된 실험들이 준포화상태의 조건에서 수행되었으므로, 아냉도가 5°이상의 경우에서 수행된 실험의 경우는 그림 2-5.4에 포함시키지 않았다. 그림에서 가열면의 기울기를 고려하여 그래프로 도시하였으므로, 하향의 위치일 때를 0°로 기준삼았고, 하향의 위치인 경우에는 그림에 도시하지 않았다. 그림 2-5.4에 보면, 큰 편차에도 불구하고, Vishnev(1974)에 의해 제시된 저온유체의 임계 열속 상관식은 저온유체의 경우에 잘 들어맞음을 볼 수 있고, 더불어 비저온유체의 경우를 도시하였을 때의 하부 경계와 비교적 잘 근사함을 볼 수 있다. Chang and You(1996)에 의해 제시된 상관식은 모든 저온유체와 비저온유체의 경우에 상부 경계를 제시함을 볼 수 있다. 저온유체의 경우, 가열면이 상향인 위치에 있을 시의 임계 열속 자료가 액체 헬륨과 질소의 경우 각각 $0.55 \sim 1.41 \text{ Wcm}^{-2}$, $17.0 \sim$

31.3Wcm²의 값을 갖는 것으로 보이며, 둘의 경우에는 큰 차이를 보인다고 할 수 있다.

Brusstar and Merte(1994, 1997)에 의해 제시된 모델은 몇 가지 제한점이 있는 것으로 보인다. 즉, 그림 2-5.4에 도시된대로, 원래 1994년에 만들어졌던 상관식은 가열면이 상향과 수직인 위치에 있을 시 임계 열속이 같다고 가정하여 지금까지의 연구결과와는 분명한 차이점을 보인다고 할 수 있다. 게다가, 1994년에 제시된 모델은 부력과 drag force가 균형을 이루고 있다고 가정하였고, 반면에, 최근 1997년에 제시된 모델은 처음부터 drag force는 무시할 수 있을 정도로 작다고 가정하여 상관식을 개발하였으므로 일관성이 떨어진다고 할 수 있다.

Mudawar et al.(1997)는 임계 열속에 가까운 높은 열속 조건에서 가열면이 수직인 위치에서의 기포가 형성되는 양상은 Helmholtz 파동의 형태를 가지며 열전달이 이루어진다고 설명하였다. Brusstar et al.(1997)의 실험에서 가열면이 수직인 위치에서의 가시화 결과를 보면 기포가 가열면으로부터 구의 형태로 떨어져 나오기 보다는 거의 가로지르며 움직인다는 것을 확인할 수 있었다. 한편, 가열면이 하향의 위치에 가까운 180° 부근에서 Beduz et al.(1988), Yang et al.(1997) 그리고, Chang and You(1996)는 임계 열속 부근에서 가열면을 미끄러져 내려오는 기포는 다른 기포들과 합쳐져 커질 때까지, 넓게 퍼지면서 합성되는 양상을 보인다고 지적하였다. 이러한 양상은 합쳐진 기포가 가열면을 벗어날 때까지 계속 이어진다고 언급하였다.

다. 실험장치 소개

GAMMA 실험은 직접가열에 의해 열을 공급하는 방법을 도입하여 실험을 수행할 예정이다. 현재, 300V, 20A의 6kW 직류전원의 공급이 가능한 직류전원공급기를 GAMMA 실험의 조건에 맞게 설계하여 구비하였고, 혹시라도 예상되는 전류 증폭과 전압 증폭을 방지하기 위해 제어 가능한 논리 회로를 내부에 따로 구성하였다. 직류전원공급기의 설계 원리를 설명하면 다음과 같다. 현재 GAMMA에서 사용할 예정인 실험 시편은 그 크기가 26×26×5mm³인 구리평판이므로 매우 작은 단면적을 가지고 있다. 그런데 작은 시편에 임계 열속 조건의 열속을 가하기 위해서는 구리에 적절한 전류를 흘려주어야 하는데, 구리의 저항이 mΩ단위의 값을 가지므로, 원하는 열출력을 얻기 위해서는 약 5000A이상의 전류가 공급되어야 한다. 그러나 5000A 이상의 전류를 공급할 수 있는 직류전원공급기가 있다고 할지라도 전원을 공급하기 위해 시편에 부착하여야 할 전력공급 전극이 5000A 이상의 전류를 허용할 수 있는 면적을 훨씬 벗어나므로 구리 시편 자체에 전원을 걸어주는 일은 거의 불가능하다고 할 수 있다. 따라서 본 실험에서는 10Ω단위의 저항치를 갖는 얇은 박막 저항을 구리 시편의 뒷면에는 은으로 용접하여 구리의 저항값에 상관없이 큰 저항을 갖도록 하여 단지 10A정도의 전류만으로도 임계 열속 조건을 모사할 수 있도록 장치를 설계하였다. 따라서 필요 이상의 큰 용량의 직류전원공급기 사용을 지양하고 6kW정도의 전원공급기를 설계하였

다. 본 실험에서 사용할 직류전원공급기의 다른 한 가지 특징은, 실제 가열면에서 나오는 열속의 자료화가 컴퓨터와의 통신을 통해 가능한데, 직류전원공급기에 프로그램을 내장하여 RS-232 통신을 통해 실험에서 분석해야 하는 열속이 계산되어 나온다. 즉, 박막저항의 두 전극에 따로 신호처리를 하여 가열면에서 발생하는 전류, 전압, 그리고 전력량이 바로 엑셀문서로 계산되어 저장된다. 이러한 특징을 바탕으로 신속한 결과 처리가 가능하다.

기존에 평판을 이용하여 실험한 결과를 바탕으로, 기포의 거동 및 유동영역의 분석을 위한 실험시편을 구성하였는데, 보통 평판이 증력방향에 대해 경사진 상태에서 유동이 형성될 시에 기포와 액막의 경계면이 Helmholtz 파동형태를 가지므로, 이를 예측하기 위해 가시화하기 위한 용도로 쓰기 위한 실험시편을 $26 \times 46 \times 5 \text{mm}^3$ 의 크기로 따로 설계하였다. 우선, $15 \times 35 \times 5 \text{mm}^3$ 크기의 구리평판을 제작하여 뒷면에 박막저항을 부착한 실험시편을 제작하여 정량적인 임계 열속을 측정할 예정이다. 이에 대한 실험시편의 그림을 그림 2.2-5에 제시하였다.

또한, 본 실험은 가열면의 기울기가 임계 열속에 미치는 영향을 규명하기 위해 계획되었으므로, 실험시편의 위치를 일정한 각도의 위치로 고정시키기 위한 회전체가 설계되었다. 즉, 박막저항을 부착한 실험시편을 회전체에 고정시켜 베어링과 기어를 이용하여 회전체를 원하는 각도까지 회전시킨 후 고정시킨 상태에서 실험을 수행할 수 있는데, 실험시편의 뒷면으로부터 열이 손실되는 것을 방지하기 위해 회전체 내부를 진공상태로 만드는 방법을 적용하였다. 이런 방법으로 하나의 실험시편 집합체를 구성할 수 있고, 구성되는 과정에 대한 개념도를 그림 2-5.6에 제시하였다. 본 실험에서는 실험시편이 유체와 접하게 되는 표면에서의 온도를 측정할 필요가 있으므로, 구리평판이 유체에 노출되는 표면에서 안쪽으로 약 0.6mm 떨어진 지점에 직경 1mm의 K형 열전대를 부착할 수 있도록 구리표면을 개념적으로 정방형의 형태로 16등분하고 적당한 접점의 위치에 열전대가 부착되도록 1.1mm 구멍 여섯 개를 만들었다. 이 실험시편을 가지고 예비실험을 하여 본 실험에서 약 3개 정도의 열전대를 부착할 계획이며, 이에 대한 개념도는 그림 2-5.6에 제시하였다.

앞서 언급한 바와 같이, 박막저항을 부착한 구리평판이 회전체에 부착되는데, 이때 구리평판의 뒷면과 회전체의 앞면이 서로 맞닿게 되고 단열을 위한 진공상태를 유지할 시에 두 면의 접촉상태가 문제가 될 수 있다. 따라서 구리평판과 맞닿는 회전체의 면에 홈을 내어 O-링을 부착하면 진공상태를 더욱 쉽게 만들 수 있다.

물을 담은 수조의 개념도는 그림 2-5.7에 제시하였는데, 실험이 수행될 수조는 가시화가 가능하도록 가시화창이 설치되었다.

그림 2-5.7에 제시한대로 수조의 스테인리스 스틸 외벽에 Pyrex를 대어서 사진촬영이 가능하도록 하였으며, 고속촬영을 하기 위해서 적절한 조명을 비추기 위한 창도 역시 부착되도록 설계되었다. 수조의 여러 곳에 20kW 용량의 전열봉을 대칭적으로 삼입시켜 실험을 시행하기 전에 정제된 물이 1기압의 포화된 상태에 이르도록 설계하였다. 본 실험은 1기압 포화상태 물에서의 임계 열속을 살펴보는데 목적이 있으므로, 압력

을 1기압의 상태에서 일정하게 유지하는 것이 관건인데, 이를 위해 수조내부의 상부에 반응시간이 빠른 응축기를 설치하여 실험조건에 맞도록 열교환이 이루어지도록 하였다. 무엇보다도, 본 실험에서 가장 중점을 둔 부분은 기포의 거동과 유동영역의 가시화인데, 이를 위하여 셔터 스피드가 1/4000인 고속 디지털 카메라를 이용하여 실험을 수행할 예정이다. 실험결과를 신속히 처리하기 위하여 카메라와 실험용 컴퓨터를 IEEE1394-USB 케이블을 이용하여 영상결과를 확인할 수 있도록 하였고, 카메라의 고속 셔터 스피드에 대응하기 위한 4대의 2kW 용량의 메탈 할라이드 램프를 가시화장에서 수조 안쪽으로 비추어 가시화가 가능하도록 하였다.

그림 2-5.8의 개념도와 같이 전체 GAMMA 실험장치가 설치되면, 실험시편 집합체를 실험조건에 맞춰 다이얼을 이용하여 고정시키고, 수조내부의 정제된 물을 1기압 373K의 포화상태로 맞춘다. 이후에, 실험시편에 직류전원공급기를 이용하여 단계적으로 전류를 상승시켜가며, 정상상태에서의 임계 열속 실험을 수행하게 된다.

라. 해석 모델 개발

하향 표면 가열의 경우에는 그림 2-5.9에서 보여지듯이 부력과 표면장력이 상향면에서와 같이 더 이상 반대방향으로 힘을 작용하지 않는다. 하향표면가열에 대한 임계열속 관계식은 현재까지 발표된 것은 Cheung et al. (1997)의 원자로용기 외벽 냉각에 대한 연구로서 이론식이 발표된 것 이외는 이론적으로 하향 표면 가열에 대한 임계열속 관계식은 개발된 것이 없다. 그러나 Cheung et al. (1997)의 이론식과 Theofanous et al. (1995)의 실험식들은 전부 원자로용기의 외벽 냉각에 해당하는 식으로 개발이 되었으며 이들의 관계식과 본 연구를 통해서 개발된 상관식의 타당성 검토를 해 보는 것은 바람직 할 것으로 사료가 된다.

• 기체상태

$$q_{NB}'' A_w = \rho_g v_g h_{fg} \quad (2-5.1)$$

여기서, V_G : 증기 기둥에서의 증기의 속도 A_V : 증기 기둥에서의 Vapor가 차지하는 면적, A_w : 열전달되는 면적

• 액체상태

$$q_{NB}'' A_w = \rho_f v_f (A_w - A_v) h_{fg} \quad (2-5.2)$$

증기기둥에서 액상의 속도와 기상의 속도간의 상대속도는 Helmholtz 불안정성에 의해서 다음과 같이 기술이 된다.

$$\frac{1}{\rho_f + \rho_g} \cdot \frac{2\pi\sigma}{\lambda_H} - \frac{\rho_f \cdot \rho_g}{(\rho_f + \rho_g)^2} \cdot (v_g - v_f)^2 = 0 \quad (2-5.3)$$

위의 식을 정리하면 다음과 같다.

$$|v_g - v_f| = \left[\frac{2\pi\sigma (\rho_f + \rho_g)}{\lambda_H \rho_f \rho_g} \right]^{1/2} \quad (2-5.4)$$

여기서 증기 기동이 안정화 되려면, $\delta_c < \lambda_H$ (Helmholtz wavelength)이어야 한다. 일반적으로, $\lambda_H = \pi/(2 \cdot \lambda_T)$ 이다. 그러나 λ_T 는 다음의 범위 값을 가진다.

$$\lambda_{Tc} = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad \lambda_{Td} = \sqrt{3} \cdot 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad (2-5.5)$$

즉, 다음과 같은 범위의 값을 가진다.

$$\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \leq \frac{\lambda_H}{\pi^2} \leq \sqrt{3} \cdot \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad (2-5.6)$$

여기서 가장 보수적으로 δ_c 를 결정하면 다음과 같다.

$$\delta_c < \pi^2 \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad (2-5.7)$$

가장 최대값으로 결정하면 다음의 식으로 표현이 가능하다.

$$\delta_c < \sqrt{3}\pi^2 \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}} \quad (2-5.8)$$

이어야 Helmholtz 불안정성에 의해서 증기 기동이 안정하게 된다. 즉, 다음과 같은 표현이 가능하다.

$$\delta_c \cong C_1 \lambda_H \quad (2-5.9)$$

여기서 C_1 은 1보다 적은값이다.

Haramura 와 Katto (1993) 에 의하면 $C_1 = 1/4$, $v_g \gg v_f$ 이라고 가정하면 다음과 같다.

$$\frac{A_v}{A_w} = 0.0584 \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.2} \quad (2-5.10)$$

위 식에서 C_1 을 정하지 않으면 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{A_v}{A_w} = C_2 \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{0.2} \quad (2-5.11)$$

$v_g \gg v_f$ 이면, $q_{N.B}$ 은 q_{CHF} 가 되고, δ_c 은 $(\delta_c)_{CHF}$ 가 된다.

$$\frac{q_{CHF} A_w}{\rho_g A_v h_{fg}} = \left[\frac{2\pi\sigma (\rho_f + \rho_g)}{\lambda_H \rho_f \rho_g} \right]^{1/2} \quad (2-5.12)$$

$$\lambda_H = 2\pi\sigma \cdot \frac{(\rho_f + \rho_g)}{\rho_f \rho_g} \cdot \left[\frac{A_v}{A_w} \right]^2 \cdot \left[\frac{\rho_g h_{fg}}{q_{CHF}} \right] \quad (2-5.13)$$

위의 식들을 정리하면

$$(\delta_c)_{CHF} = 2\pi C_1 C_2^2 \cdot \frac{\sigma(\rho_f + \rho_g)}{\rho_f \rho_g} \cdot \left[\frac{\rho_g}{\rho_f} \right]^{0.4} \cdot \left[\frac{h_{fg} \rho_g}{q_{CHF}} \right]^2 \quad (2-5.14)$$

여기서, $C_3 = 2\pi \cdot C_1 \cdot C_2^2$ 라고 한다면 다음과 같이 위의 식은 정리될 수 있다.

$$(\delta_c)_{CHF} = C_3 \cdot \frac{\sigma(\rho_f + \rho_g)}{\rho_f \rho_g} \cdot \left[\frac{\rho_g}{\rho_f} \right]^{0.4} \cdot \left[\frac{h_{fg} \rho_g}{q_{CHF}} \right]^2 \quad (2-5.15)$$

그림 1에서 미세충으로 제공되는 물의 질량 유속보다 표면이 열을 받아서 없어지는 양이 더 많아진다면 임계열속이 발생한다고 할 수 있다.

$$\dot{m}_{inlet} = \rho_l U_l A_c \quad (2-5.16)$$

$$h_{fg} \cdot \dot{m}_{dep} = q_{NB} \cdot A_w \quad (2-5.17)$$

여기서, A_c 는 국부적인 임계열속이 일어날 때 미세충을 통하여 물이 공급되는 면적이다.

위의 두 식을 이용하면 다음과 같은 식으로 정리된다.

$$q_{CHF} = h_{fg} \rho_l U_l \frac{A_c}{A_w} \quad (2-5.18)$$

여기서 대략적으로 $\frac{A_c}{A_w} \approx \frac{(\delta_c)_{CHF}}{L}$ 이며 L 은 기포의 크기를 나타낸다. 상수 A_4 를 도입하면 다음과 같이 된다.

$$\frac{A_c}{A_w} = A_4 \frac{(\delta_c)_{CHF}}{L} \quad (2-5.19)$$

최종적인 다음의 식이 나올 수 있다.

$$q_{CHF} = C' h_{fg} \cdot \rho_g \left[\frac{\sigma U_l}{\rho_l L} \cdot \left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{-1.6} \right]^{1/3} \quad (2-5.20)$$

Cheung et al. (1997)의 관계식은 본 연구에서 유도된 식(2-5.20)와 매우 유사한 형태를 가지며, L 대신에 다른 특성길이를 사용했다. 최종적으로 얻어진 식(2-5.20)에서 가장 중요한 것은 L 과 U_l 을 어떻게 결정하느냐에 달려 있으며 본 연구에서는 두 특성인자의 비를 기포가 탈출하는 진동수로 정의하고자 한다. 즉, 다음과 같은 식으로 정리될 수 있다.

$$C = (2\pi C_1 C_2^2 A_4 f_b)^{1/3} = C(\theta) \quad (2-5.21)$$

$$\frac{U_l}{L} \sim f_b \quad (2-5.22)$$

또한 여기서, $C(\theta)$ 는 각도에 따라서 의존하는 것으로 압력이나, 기타 유동의 영향을 받지 않는 인자라고 할 수가 있다. 모델링을 통해서 얻어진 임계열속 관계식에서, C

(θ)만 결정을 하면, 하향표면 가열에서의 임계열속을 예측할 수 있을 것이다.

마. 실험 결과 및 토의

그림 2-5.10은 다른 주요 외벽냉각 관련 실험과 GAMMA 실험결과를 비교를 보여주고 있다. 주요 외벽냉각 관련 실험들이 0° 를 하향으로 정한다. 대체적으로 각도가 낮은 부분에서는 GAMMA 실험이 길이 효과 때문에 임계열속이 높고 각도가 높은 부분에서는 자연 순환에 의한 유속효과가 작기 때문에 임계열속이 작은 것으로 보인다. 그림 2-5.11은 GAMMA 실험결과를 식 (2-5.21)의 C를 $\sin \theta = \theta$ 에 관한 함수로 나타내어 그래프로 나타냈고 C는 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$C(\theta) = 0.493(0.73908 + 0.60744\theta - 1.00875\theta^2 + 0.66806\theta^3) \quad (2-5.23)$$

그림 2-5.12는 임계열속 발생 시 Helmholtz 불안정성 현상도를 보여주고 있고, 그림 2-5.13은 수직 위치에서 시편의 옆면과 정면으로부터 잡은 기본적인 수조비등 현상을 보여주고 있다. 특히, 임계열속 전의 증기 거동은 그림 2-5.12의 Helmholtz 불안정성 현상을 보여주고 있다. 증기 경계선의 밑에서 오목한 부분은 높은 압력을 나타내고 있고, 반면에 볼록한 모양에서는 주변 물의 압력보다 낮은 압력을 나타내고 있다. 이는 가열면에서 기포 성장에 제한을 가하게 되고 이는 증기가 주변 물로 얼마나 빨리 밀어내는 속도에 의해 결정된다. 임계 Helmholtz 속도는 실험이나 이론으로 결정된 Helmholtz 파장 길이로 결정되고, 임계 Helmholtz 속도는 바로 최대 증기 질량 유량을 결정하여 임계열속을 예측할 수 있게 한다.

그림 2-5.14는 임계열속 직전의 기울기에 따른 이상유동거동을 보여주고 있다. 하향으로 기울어진 경우가 다른 두 경우에 비해 증기막 두께가 두껍고 Helmholtz 불안정성 현상을 보여주고 있다. 마지막으로 그림 2-5.15는 기울기별 비등 열전달 계수를 나타내고 있다.

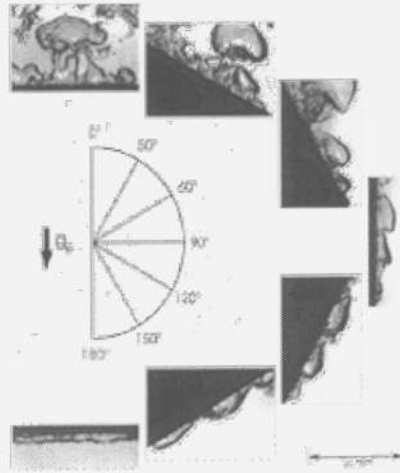


그림 2-5.1 각도에 따른 수조비등에서의 가시화 결과 (Howard and Mudawar, 1999)

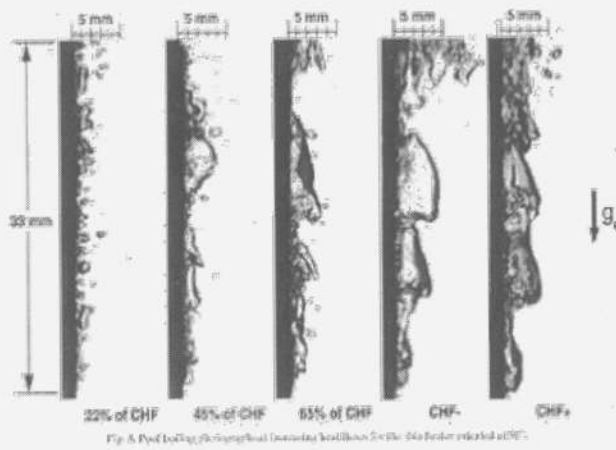


그림 2-5.2 수직 위치에서의 가시화 결과 (Howard and Mudawar, 1999)

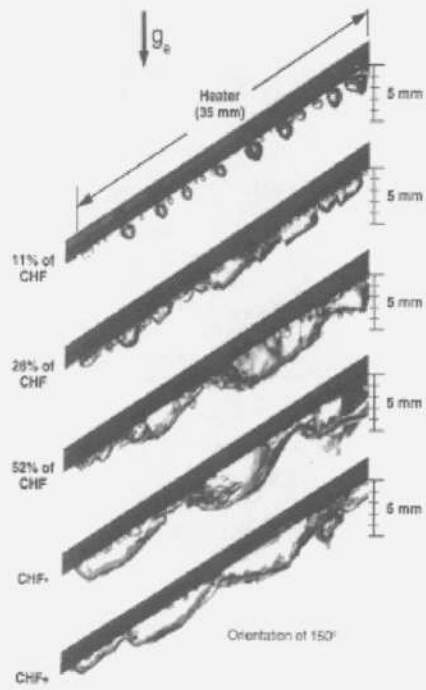


그림 2-5.3
경사진 준수직 위치에서의 가시화
결과 (Howard and Mudawar, 1999)

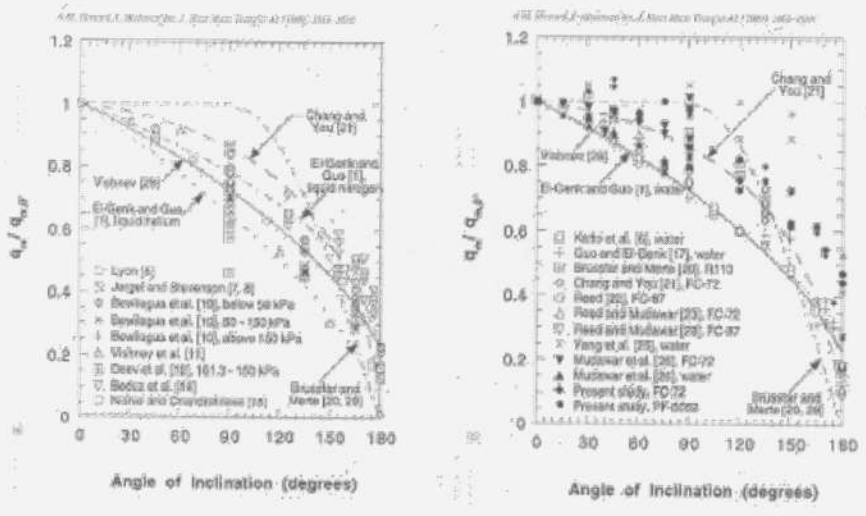


그림 2-5.4 임계 열속에서의 기울기 효과

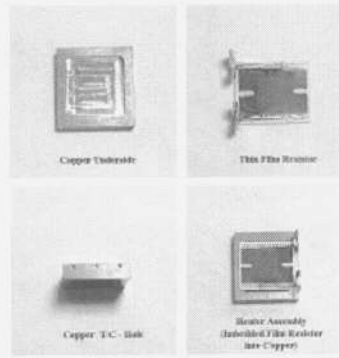


그림 2-5.5
구리평판형태의 실험시편과
박막저항 사진

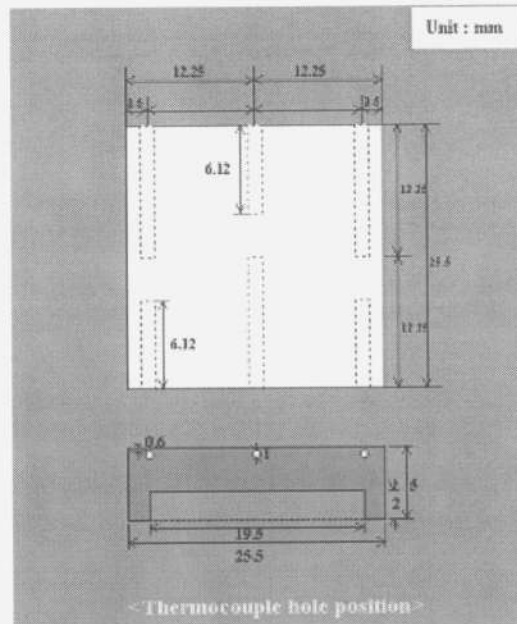


그림 2-5.6
구리평판과 열전대 위치의 개념도

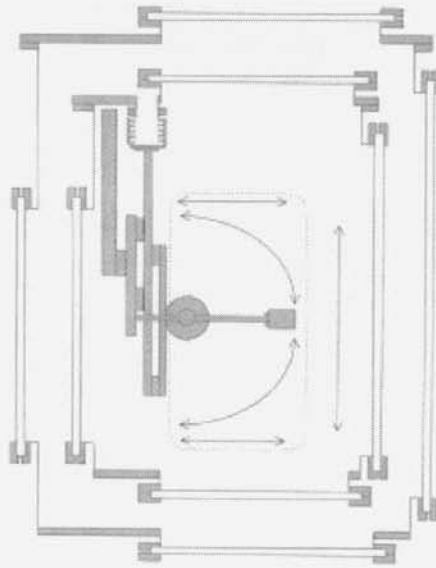


그림 2-5.7 실험 수조 개념도

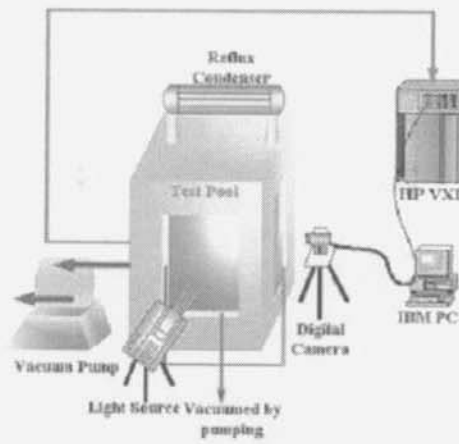


그림 2-5.8 GAMMA 전체 실험장치 개념도

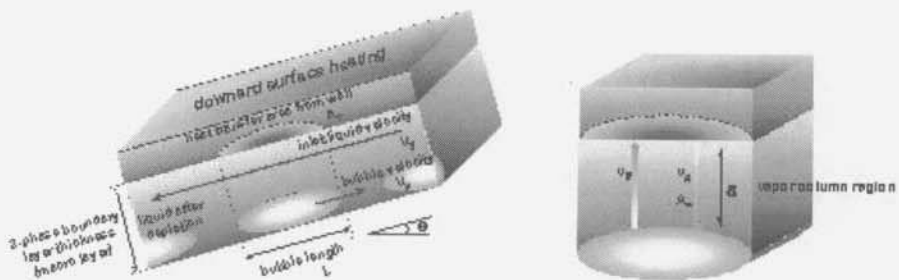


그림 2-5.9 하향 표면 가열의 기포의 구조와 미세층

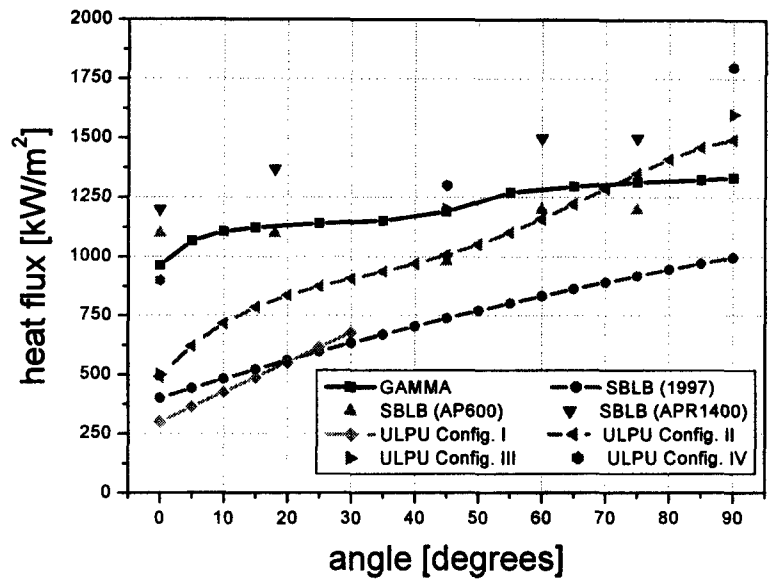


그림 2-5.10 GAMMA 실험결과와 타 외벽냉각 실험결과와 비교

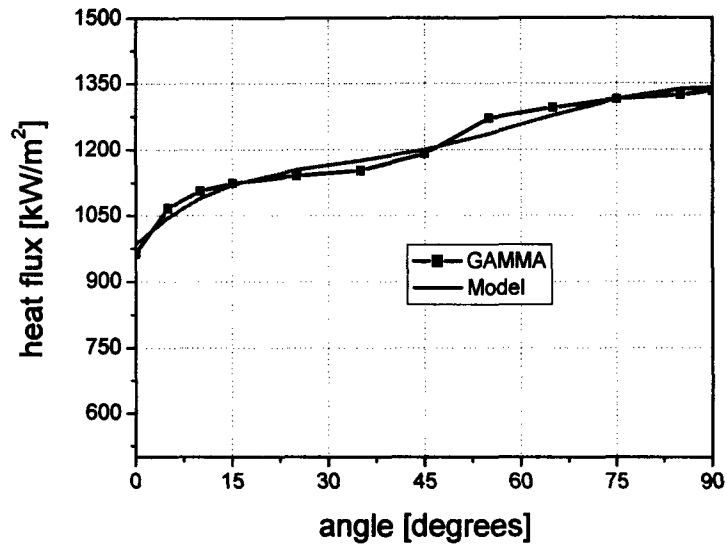


그림 2-5.11 GAMMA 모델링

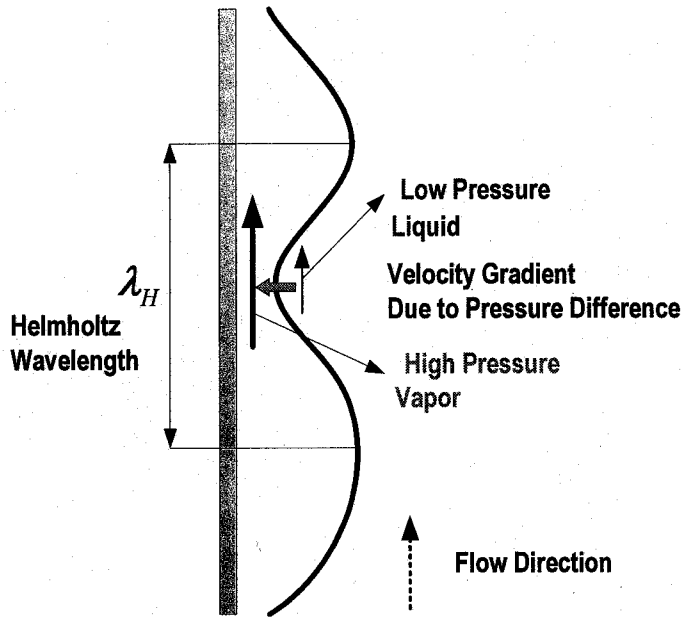


그림 2-5.12 Helmholtz 불안정성 현상도

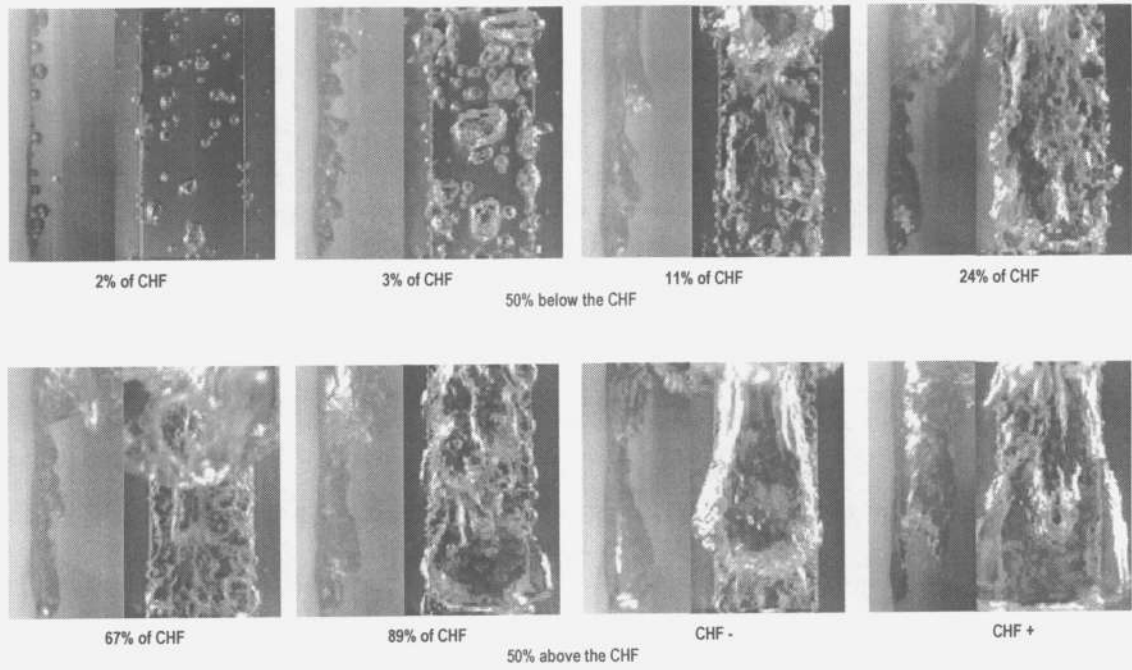


그림 2-5.13 수직 위치에서의 수조 비등 현상

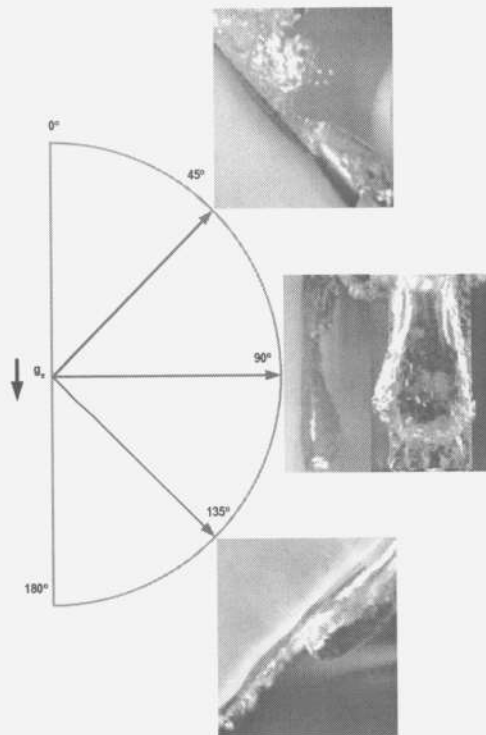


그림 2-5.14 임계열속 직전 기울기에 따른 이상유동 거동

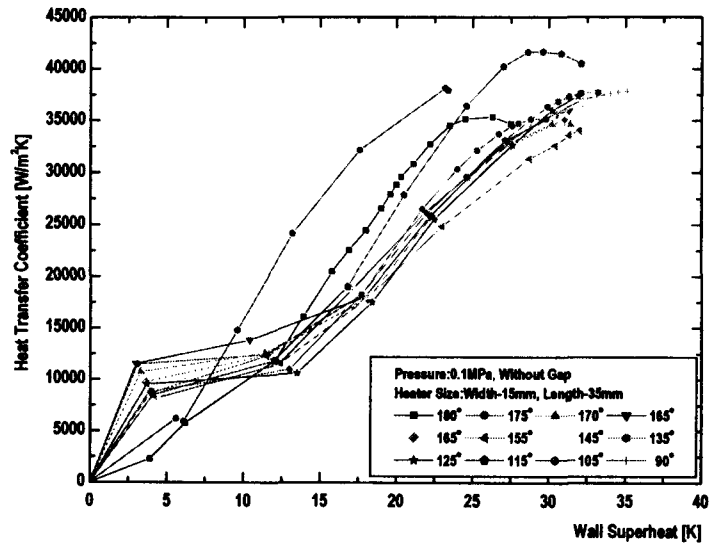


그림 2-5.15 각도별 열전달 계수

제 3 절 열수력-중대사고 연계해석

1. MAAP4 열수력 모델 개선

가. 서론

MAAP4의 열수력 모델의 개선은 본 연구의 초기 단계에서 설계기준사고와 중대 사고를 일련의 계산 체계로 해석을 할 수 있도록 하는 이른바 '연계해석 전산체계'의 개발을 위한 하나의 방안으로 구상되면서 시작되었다. 즉, MAAP4의 열수력 모델의 개선을 통해 개선된 MAAP4를 이용하여 설계기준 사고에서 중대 사고를 포괄하는 계산을 수행할 수 있도록 하는 방안이었다. 이를 위해 안전 주입수 유량 모델과 방출 유량 모델의 개선이 가장 먼저 이루어졌으며 다음으로 열수력 실증 실험 자료를 통해 MAAP4의 노심 수위 감소율 계산 모델의 개선이 이루어졌다. 그리고 THETA 실험과의 비교 검증을 위한 전처리 과정이 MAAP4에 수행되었으며 이후에 노심 수위 계산의 개선을 위한 모델 개발이 진행되었다. MAAP4는 노심 구조물의 붕괴를 포함하는 중대사고 해석에 초점을 맞추고 있다. 반면에 중대사고 이전 열수력 해석과 관련된 부분은 계통의 노드화가 단순화되어 있고 운동량 방정식을 풀지 않기 때문에 비교적 간략한 계산을 수행하게 된다. 운동량 방정식을 풀지 않음으로 인해 원자로 용기 내부에서의 냉각수의 거동은 오로지 중력에 의한 정적 수두에 의해 결정된다. 실제 실험에서는 상부노심 영역의 압력이 강수부의 압력보다 높게 유지되어 노심과 강수부의 수위 균형이 노심보다 강수부 영역에서 높게 관측되지만 MAAP4는 이러한 현상을 제대로 모사할 수 없다. 이러한 수위 균형의 부적절한 모사는 결과적으로 노심의 수위 감소율이 적절하게 예측되지 못함을 의미한다. 이러한 단점을 가상의 노심 압력 적층항을 적용하여 보다 현실적인 노심 수위 감소율 계산을 가능하게 하였다.

나. 연구수행 내용

(1) MAAP4 임계 유량 모델과 안전주입수 유량 모델 개선

본 연구는 MAAP4의 열수력 계산 능력 증가를 통해 열수력 및 중대사고 통합 해석 체계의 구축의 가능성 타진을 위한 기초 연구로 수행되었으며 구체적인 내용은 다음과 같다.

RELAP5와 MAAP4 이 두 코드해석의 조건은 APR1400의 정상운전 중 저온관 양단 파단으로 설정하였으며, 비상노심 냉각수의 주입은 강수부 직접주입관 (DVI : Direct Vessel Injection)의 50%에 의한 주입량으로 이루어지도록 하였다.

먼저 사고의 진행원이 되는 파단부위의 방출율을 비교해본 결과를 비롯한 전반적인 결과는 그림3.1에서 그림3.5에 나타나 있다. 그림3.1에서 볼 수 있듯이 MAAP4는 RELAP5에 비해 사고 초기의 방출유량을 훨씬 많은 양으로 예측하였다. 또한 MAAP403과 MARS20의 비상노심 냉각수의 주입을 결정하는 방식이 달라서 비상노심냉각수 주입량의 거동 또한 해석상 많은

차이를 보였다.

초기의 방출유량과 비상노심냉각수 유량에 대한 서로 다른 예측은 이 후의 과도상태에 대한 해석에 많은 영향을 줄 수 있으므로 이 코드의 방출유량과 비상노심냉각수의 유량에 대해 유사한 예측을 할 수 있도록 MAAP4의 방출유량 모델과 안전주입유량 모델을 일부 수정하여 RELAP5의 예측량과 유사한 거동을 보이도록 개선하였다. MAAP4의 방출유량 모델의 수정은 RELAP5의 임계유량 모델을 근간으로 하였으며 이 모델에서 사용되는 변수중에서 MAAP4에서 정의되지 않는 변수들에 대해서는 적절한 간략화를 사용하였으며, 대형냉각재상 실사고 초기에서 MAAP4이 임계유량을 과도하게 예측하는 것을 개선하기 위한 시스템 내부 압력에 따른 조정항을 삽입하여 RELAP5의 예측량과 유사하도록 조정하였다. 그 내용은 다음과 같다.

먼저 RELAP5의 임계유량을 예측하는 모델은 아래와 같다.

$$\begin{aligned}
 G^2 &= 2\rho_i^2 \left[\frac{P_0}{\rho_0} - \frac{P_i}{\rho_i} \right] \\
 \rho_i &= 1 / [(1 - \chi_0)v_{l,0} + \chi_0 v_{g,i}] \\
 \rho_i' &= 1 / \left[(1 - \chi_0)v_{l,0} + \frac{\gamma}{\gamma - 1} \chi_0 v_{g,i} \right] \\
 \rho_0' &= 1 / \left[(1 - \chi_0)v_{l,0} + \frac{\gamma}{\gamma - 1} \chi_0 v_{g,0} \right]
 \end{aligned} \tag{3-1}$$

subscript 0 : stagnation value

subscript 1 ; throat value

여기에 다음과 같은 관계를 이용하면

$$\chi_0 = \frac{\alpha_0 v_{l,0}}{(1 - \alpha_0)v_{g,0} + \alpha_0 v_{l,0}}, \quad v_{g,i} = v_{g,0} \left(\frac{P_i}{P_0} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \tag{3-2}$$

(3-1)식은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 G^2 &= 2\rho_i^2 P_0 \left[\frac{1}{\rho_0} - \frac{\eta}{\rho_i} \right] \\
 \rho_i &= \frac{(1 - \alpha_0)v_{g,0} + \alpha_0 v_{l,0}}{v_{g,0} v_{l,0} [1 - \alpha_0 + \alpha_0 (\eta)^{-1/\gamma}]} \\
 \rho_i' &= \frac{(1 - \alpha_0)v_{g,0} + \alpha_0 v_{l,0}}{v_{g,0} v_{l,0} [1 - \alpha_0 + \frac{\alpha_0 \gamma}{\gamma - 1} (\eta)^{-1/\gamma}]} \\
 \rho_0' &= \frac{(1 - \alpha_0)v_{g,0} + \alpha_0 v_{l,0}}{v_{g,0} v_{l,0} [1 - \alpha_0 + \frac{\alpha_0 \gamma}{\gamma - 1}]}
 \end{aligned} \tag{3-3}$$

다음으로는 MAAP4의 방출유량을 예측하는 모델에 대한 내용인데 기본적으로는 방출유량은 방출내부와 외부의 압력비의 함수이며 임계유량에 대해서는 별도의 임계 압력비를 적용

하고 있다.

$$\omega = Af_{cd} \left\{ \frac{2P_1 \rho \left[\frac{1-\alpha}{\alpha} (1-r) + \frac{\gamma}{\gamma-1} (1-r)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right]}{\alpha \left[\frac{1-\alpha}{\alpha} + \frac{1}{r^{1/\gamma}} \right]^2} \right\}^{1/2} \quad (3-4)$$

where, $r = \max(\eta_{crit}, P_2/P_1)$, $\eta_{crit} = \min(\eta, P_{sat}/P_1)$,

$$\eta = \begin{cases} 0.83 - \frac{0.15}{0.22} \chi & \chi \leq 0.2 \\ \frac{[0.69 - (\frac{2}{1+\gamma})^{\frac{\chi}{\gamma-1}}]}{0.8} (\chi - 0.2) & \chi > 0.2 \end{cases}$$

여기에 다음의 밀도와 건도의 관계식을 이용하여 정리하면 (3-4)식은 (3-5)식과 같이 정리할 수 있다

$$\rho = \frac{\alpha}{v_g} + \frac{1-\alpha}{v_l}, \quad \chi = \frac{\alpha}{v_g \rho}$$

$$\omega = Af_{cd} \rho_i \left[2P_0 \left(\frac{1}{\rho_0} - \frac{\eta_i}{\rho_i} \right) \right]^{1/2} \quad (3-5)$$

(3-5)식에서 f_{cd} 는 새롭게 정의된 방출계수인데 이는 다음과 같이 정의된다.

$$f_{cd} = f_{cd} \times \frac{1-P_0^2}{C} \quad \text{where, } C = 5.51014$$

여기에서의 상수 C는 여러차례의 민감도 분석에 의해 얻어진 최적의 값이다. 이러한 과정을 통해 수정된 방출을 예측 모델에 의한 계산결과는 그림3.1에 나타나 있다.

그리고 안전주입수 계산에 대해서 MAAP4은 별도의 서브루틴을 가지고 있는데 여기에서 안전주입유량을 예측하는 모델은 식(3-6)과 같다.

$$W = C_d A_{pipe} \sqrt{\frac{2(P_a - P_{ps})}{v_{w,a}}}$$

$$C_d = \frac{1}{\sqrt{1 + fL/D}} \quad (3-6)$$

P_a : 안전주입탱크의 내부 압력

P_{ps} : 일차 계통의 평균압력

$v_{w,a}$: 탱크내부의 안전주입수 비체적

L/D : 탱크내부의 길이직경비

f : 마찰계수

그림3.2에서 볼 수 있듯이 안전주입수의 유량은 MAAP4에서 비교적 짧은 시간내에 주입되고 있음을 알 수 있다. 기본적으로 안전주입수 유량결정에 관계되는 압력은 일차 계통 내부의 평균압력인데 이는 RELAP5의 Nodalization에서 비롯되는 압력의 구배에 의한 안전주입수 유량의 예측 논리와는 다른 부분이 있다. 따라서 안전주입수의 유량 거동을 RELAP5의 예측량이 보다 현실적이라면 MAAP4의 안전주입수 유량 예측 모델에서 마찰계수 f 가 저평가되었다고 판단할 수 있다. 따라서 기존의 MAAP4에 고정되어 있는 마찰계수 0.02를 0.1로 상향 조정하여 두 코드에서의 안전주입수 유량의 거동을 거의 일치시켰다. 수정된 안전주입수 유량의 결과는 그림3.2에서 나타나있다.

위의 파단방출량과 안전주입수 유량에 대한 예측 결과를 두 코드에서 상사성을 유지하도록 한 것은 근본적으로 수치해석적인 측면에서의 개념이 다른 두 코드의 결과를 보다 비슷한 조건에서 고찰하고자 함이다.

그림3.1-그림3.5에서 알 수 있듯이 방출유량과 안전주입수의 거동에 대한 두 코드의 상사성을 유지시킨 경우에도 전반적인 MAAP4의 LOCA 해석 특성에는 주목할만한 변화는 일어나지 않는 것으로 밝혀졌다.

가장 특이하게 차이를 보이는 부분들은 바로 시스템 내부의 냉각재 재고량 예측에 관한 부분들이다.

MAAP4에서는 일차계통 내의 물의 이동을 계산함에 있어서 일차계통을 Core Node, Downcomer Node, Broken Intermediate Leg Node, Unbroken Intermediate Leg Node, Broken U-tube Node, Unbroken U-tube Node 등의 여섯 부분으로 나누어 이들 Node 간의 물의 이동을 계산한다. 각각의 Node에 대한 구체적인 내용은 그림3.16에 잘 나타나 있다.

-결과

본 연구의 결과, MAAP4는 일차계통의 거동을 결정함에 있어서 입력 계수의 역할이 매우 중요하게 작용함을 알 수 있다. 안전주입수나 입계유량 뿐만 아니라 여러 가지의 계수들이 입력으로 사용된다. 따라서 MAAP4의 열수력 역량 증가를 통한 통합 해석 체계 역시 계산 결과의 계수 의존성이 클 것이며 보다 현실적으로 타당한 계산을 위한 열수력 모델 개선이 이루어 졌다고 하더라도 결국 입력 계수에 따른 열수력 계산 결과가 다양해 질 수 있어서 근본적으로 MAAP4에 실제적인 열수력 계산을 전적으로 의존한다는 것은 적절하지 않다고 판단된다.

(2) 실험해석을 위한 전처리과정

THETA 실험을 MAAP4로 모사하기 위해서는 기존의 MAAP4에 몇 가지의 수정절차를 거쳐야 했다. 기존의 MAAP4가 실제 원전의 사고 해석을 위해 코드내부에 많은 PWR의 안전설비 및 각종 기기들의 모델링이 hard-wired된 형태로 들어가 있으며 사고초기조건 설정시 기본적으로 계통이 정상상태에 있다는 가정 하에 계산을 수행하기 때문에 THETA 실험을 모사를 위해 다음과 같은 작업들을 수행하였다.

실험 THETA는 초기조건은 노심 수위가 loop nozzle의 바닥면을 유지하고 가압기의 역할이 없다. 또한 증기발생기 2차측의 초기 압력이 8bar이고 1차계통의 초기 압력은 1bar이기 때문에 실험 초기부터 증기발생기의 역열속이 발생하게 된다. 이러한 초기조건을 MAAP4의 입력 데이터만으로는 달성하기가 쉽지 않다. MAAP4의 초기조건 설정은 계통의 정상운전상태를 가정하기 때문에 1차 계통의 냉각재가 계통 전체를 채우고 있는 상태로 설정된다. 따라서 MAAP4의 노심 수위가 loop nozzle의 바닥에 도달하기 위해서는 냉각재 파단이 있는 후 일정 시간동안의 안전주입수의 공급이 지속된 뒤 이를 중단시키는 과정이 필요하다. 이를 위해서 MAAP4의 user event를 사용하여 계통압력이 2bar 이하가 되면 고압안전주입(HPI : High Pressure Injection)이 작동하게 하고 사고 후 500초가 지나면 강제로 안전주입수의 공급을 중단하게 하였다. 또한 실험에서는 노심 출력 90kW가 실험 시간동안 일정하게 유지된다. MAAP4는 실제 핵연료의 붕괴열을 계산하기 때문에 90kW의 일정한 출력을 유지시키기 위해서 붕괴열 계산을 하는 부프로그램 POWER의 계산 logic을 일부 수정하여 90kW의 일정한 노심 출력을 유지하도록 하였다.

위와 같은 과정을 거친 후에도 부가적인 MAAP4의 수정이 필요하였는데 이는 증기발생기의 역열속 계산과 관련된 부분이다. 실험의 초기 조건은 증기발생기의 2차측의 온도와 압력이 1차측보다 높은 상태이기 때문에 실험시작부터 증기발생기의 역열속이 발생하게 된다. MAAP4의 경우 증기발생기 초기조건 설정 시 정상운전상태를 가정하기 때문에 1차측과 2차측 간의 열전달 계수를 계산함에 있어서 역열속을 예측하지 못하는 결과를 초래하게 된다. 구체적으로 기술하면 다음과 같다.

MAAP4는 일차측과 증기발생기 tube 표면간의 열전달 계수를 구할 때 다음과 같은 과정을 거친다. 초기의 증기발생기 출력은 식(3-7)과 같이 노기 노심 출력에 근거하여 계산된다.

$$Q_{SG0} = (Q_{CR0} + Q_{CR0} \times N_{CL}) / N_{HL} \quad (3-7)$$

이를 바탕으로 증기발생기의 입구온도와 출구온도는 일차계통의 평균온도에서 증기발생기의 초기출력과 냉각재 유량에 의해 식(3-8)과 식(3-9)와 같이 계산되게 되는데 증기발생기 입구측의 온도가 출구측의 온도보다 높은 것으로 표현된다.

$$T_{in} = T_{ps} + Q_{sg0} / (2W_p C_v) \quad (3-8)$$

$$T_{out} = T_{ps} - Q_{sg0} / (2W_p C_v) \quad (3-9)$$

이렇게 구해진 증기발생기의 입구와 출구의 온도에 근거하여 식(3-10)와 같이 LMTD(log mean temperature difference)를 구하고 이를 근거로 열전달 저항을 계산하게 된다.

$$LMTD = \frac{T_{in} - T_{out}}{\ln \left(\frac{T_{in} - T_{sg}}{T_{out} - T_{sg}} \right)} \quad (3-10)$$

이러한 과정을 거쳐 초기의 열전달 저항(R_{sg0})이 구해지고 증기발생기 1차, 2차 측과 증기발생기 튜브간의 고유의 열전달 저항(R_{sg})을 구하고 보정상수(f_k)를 구하게 된다.

$$Q_{sg0} R_{sg0} = LMTD \quad (3-11)$$

$$R_{sg} = R_p + R_t + R_f + R_s \quad (3-12)$$

$$f_k = R_{sg0} / R_{sg} \text{ (correction factor)} \quad (3-13)$$

이렇게 구해진 보정상수는 증기발생기 튜브를 통한 열전달량의 과대평가를 막기 위한 목적으로 적용되고 있는데 결과적으로 다음과 같이 증기발생기의 열전달량 계산에 적용된다.

$$Q_{WTS} = (T_{WTS,AV} - T_{WSEC}) h_{sg} / f_k \quad (3-14)$$

그러나 현재의 THETA 실험의 초기조건은 $T_{WTS,AV} < T_{WSEC}$ 인 조건인데 $T_{in} > T_{out}$ 이라는 초기설정으로 역열전달 계산을 수행하지 못한다. 이러한 결과로 인해 1차측이 온도와 압력이 낮은 상태에서도 2차측의 압력이 상승하는 결과를 나타낸다. 따라서 역열속 계산이 가능하도록 하기 위해 이러한 LMDT에 근거한 열전달저항의 보정을 무시하여 순수한 온도차에 의한 열전달 계산을 하도록 수정하였다. 또한 MAAP4는 그림3.1과 같이 증기발생기의 출구 온도가 증기발생기 2차 측의 초기 온도보다 낮게 되는 경우 코드의 계산을 중단하도록 하는 Logic이 포함되어 있어서 THETA 실험을 모사하기 위해서는 이러한 Logic을 제거할 필요가 있다.

또한 증기발생기의 초기 급수유량을 식(3.15-17)과 같이 초기 노심 출력에 근거한 2차 측의 증기발생량으로 설정하고 이후 Bang-Bang Mode라는 증기발생량에 따른 급수량 제어 Logic이 적용되게 된다. THETA 실험은 증기발생기의 이러한 급수 및 증기 방출을 고려하지 않고 2차측은 밀폐된 상태로 수행되었기 때문에, 실험 모사를 위해 MAAP4의 증기발생기 급수 제어 및 증기발생기의 모든 증기 방출이 없도록 부프로그램 USTGEN 및 BSTGEN을 일부 수정하는 과정을 거치게 되었다.

$$Q_{sg0} = (Q_{CR0} + Q_{CR0} \times N_{CL}) / N_{HL} \quad (3-15)$$

$$W_{sg0} = Q_{sg0} / (H_{ST_{sg0}} - H_{FW}) \quad (3-16)$$

$$W_{FWIS} = W_{sg0} \quad (3-17)$$

위와 같은 MAAP4의 수정을 통해 THETA 실험의 MAAP4 모사가 가능하였고 노심의 Mixture level을 실험결과와 비교 가능하게 되었다. 그리고 1차계통에 강제유동이 상실되었을 경우에 적용되는 증기발생기의 1차측의 유체와 증기발생기 튜브간의 열전달 계수(HTSTAG)는 MAAP4의 입력변수로, 실험모사를 위해 민감도 분석을 수행하였다. 결과적으로는 입력된 모델 계수의 차이에 비해 전반적인 결과에 미치는 영향은 크지 않다고 판단된다. MAAP4 사용자 지침서에서는 $850W/sec \cdot m^2 \cdot K$ 로 입력할 것을 제안하고 있는데 THETA 실험이 scale-down 실험이기 때문에 이에 적절한 계수가 적용되기 위해서는 추가적인 고려가 필요하다고 판단된다.

(다) MAAP4의 수위 균형 개선을 위한 가상 노심 압력 적층항(Pseudo core pressure build-up) 개발

MAAP4는 원자로 내의 냉각재 유동의 계산 시 운동량 방정식을 사용하지 않는다. 단지 각 검사 체적간의 정적 수두 균형만을 맞추는 게 전부이다. 그림3.6과 그림3.7은 실제와 MAAP4의 수두 계산의 차이를 보여주고 있다. 운동량 방정식을 사용하지 않기 때문에 노심 상부 공동에 적층되는 압력에 의한 수위 균형에 대한 효과를 적용하는 것은 상당히 어려운 측면이 있다. 근본적으로 MAAP4의 열수력적 해석 능력을 개선하려면 운동량 방정식의 적용이 가장 이상적인 개선 방법이라고 판단되나 이러한 작업을 위해서는 MAAP4의 전체적인 구조 변경이 필요하며 노심의 유량을 결정하는 부분들이 모듈화 되어 있지 않은 점을 감안할 때 현실적으로는 많은 어려움이 있다고 판단되어 운동량 방정식을 삽입하지 않고 최대한 노심 상부의 압력 적층 효과를 기대할 수 있는 방안이 강구되었다. 이러한 가상의 노심 압력 적층항(Pseudo core pressure build-up term) 적용에 대해 구체적으로 기술하자면 다음과 같다.

먼저 가상의 노심 압력 적층항을 정의하기 위한 임의의 검사 체적을 그림 3.8과 같이 정의하였다. 또한 압력 적층항의 적용 이전에 몇 가지 가정이 필요하였다. 현재 모사하고자 하는 사고는 저온관 대형 파단 사고이며 냉각재의 방출이 있는 후 계통의 loop 에서의 압력 손실은 오로지 증기의 유량에 의해서라는 가정을 사용하였다. 이상류(two-phase flow)에 대한 압력 손실량에 대한 예측은 MAAP4에서 많은 필요한 변수들이 정의되지 않고 있기 때문에 현재로서는 이상류에 대한 압력 손실 계산은 배제하기로 하였다. 또한 loop의 검사 체적을 세밀하게 하지 않고 고온관의 시작 부분부터 저온관의 마지막 부분까지를 하나의 검사 체적으로 정의하고 압력 적층항 계산에 사용되는 변수들의 평균값들은 이러한 검사체적에 준하여 도출되었다. 차후에 구체적으로 기술하겠지만 MAAP4의 증기 유량 계산도 엄밀히 운동량 방정식에 의한 것이 아니라 준운동량 방정식(quasi-momentum equation)에 의해 간단히 계산되는 값이기 때문에 보다 세밀한 검사체적의 정의가 그 만큼의 의미를 가지지 않을 수 있다는 판단 하에 검사 체적을 단순화 하였다. 이러한 검사 체적에 대해 다음과 같은 가상 노

심 압력 적층항을 적용하였다.

$$\Delta P_{pseudo} = P_i - P_o = \frac{L}{A} \frac{dW}{dt} + \left[\left(\frac{\bar{\rho} A}{\rho_o A_o} \right)^2 - \left(\frac{\bar{\rho} A}{\rho_i A_i} \right)^2 \right] \frac{W^2}{2\rho A^2} + f \frac{W^2}{2\rho A^2} + \bar{\rho} g(z_o - z_i) - \bar{\rho} g H_p(W)$$

(3-18)

- ΔP_{pseudo} : 가상 노심 압력 적층항
- P_i : 검사체적 입구 압력
- P_o : 검사체적 출구 압력
- L : 검사체적 유동 길이
- A_i : 검사체적 입구 유동 면적
- A_o : 검사체적 출구 유동 면적
- \bar{A} : 검사체적 평균 유동 면적
- W : 검사체적 기체 유량
- ρ_i : 검사체적 입구 기체 밀도
- ρ_o : 검사체적 출구 기체 밀도
- $\bar{\rho}$: 검사체적 평균 기체 밀도
- g : 중력 가속도
- $z_o - z_i$: 검사체적 상대 높이차
- $H(W)$: 펌프 수두

위의 가상 노심 차압 항은 기체 유량이 형성된 경우에 기체의 유동 저항에 의한 운동량 상실로 인해 압력이 감소되는 물리적인 량이다. 이는 MAAP4에서 이미 형성된 증기 유량을 이용해 노심 상부의 과압 정도를 역추적 한 것이다. 일단 노심 상부의 과압 정도를 추정하는데 사용된 MAAP4의 증기 유량은 다음과 같이 계산된다.

$$\dot{P} V_i + \dot{V}_i P = \dot{n}_i R T_i + n_i R \dot{T}_i \quad (3-19)$$

$$\sum_{flowpaths} K_j W_j |W_j| = \sum_{nodes} g \Delta z_i \rho_i \quad (3-20)$$

$$\sum_{flowpaths} K_j W_j |W_j| = \sum_{nodes} g \Delta z_i \rho_i + P - P_c \quad (3-21)$$

식 (3-19)은 일반적인 이상기체 상태 방정식이며 식(3-20)은 일차 계통 내부에서의 기체 유동량 방정식이며 식(3-21)은 파단부 또는 격납 용기와 직접적으로 관통된 부분에서의 기체 유동량 방정식이다. 이 세 가지의 방정식을 이용하여 계통 내부의 증기 유량을 계산 하게 되는

데 주요한 항은 식(3-21)에 나타난 파단부와 계통 내부의 압력 차이 및 각 검사 체적에서의 중력에 의한 효과이다. 완전한 운동량 방정식은 아니지만 전체적인 증기유량의 균형을 맞추고 있다는 점에서 이 유량을 노심 압력 적층항에 적용한다는 것이 크게 오류가 없다고 판단된다. 결국 이렇게 MAAP4에서 계산된 증기유량을 이용해 역으로 추정된 loop에서의 압력 강하량 만큼 노심 상부의 압력이 강수부의 압력보다 높을 것이라는 논리로 가상의 노심 압력 적층항을 유도하였으며 이 노심 압력 적층항을 MAAP4가 노심 및 강수부의 정적 수두 균형을 맞출 때 노심의 부가적인 정적 수두로 더해주어 그 만큼의 수두차이로 인해 노심과 강수부의 수두 균형이 새로 맞춰진다. 이러한 전반적인 흐름은 그림 3.9에 도식적으로 나타나 있다.

- 노심 압력 적층항 적용

식(3-18)의 노심 압력 적층항은 각각 inertia 항, acceleration 항, viscous 항, hydrostatic 항으로 구분될 수 있고 각 항의 항은 다음 식(3-22) ~ 식(3-26)과 같이 표현될 수 있다.

$$\Delta P_{pseudo} = \Delta P_{inertia} + \Delta P_{acceler} + \Delta P_{viscous} + \Delta P_{hydra} \quad (3-22)$$

- Inertia 항

$$\Delta P_{inertia} = \frac{L}{A} \frac{dW}{dt} = \frac{(W_2 + W_7)^{n+1} - (W_2 + W_7)^n}{\Delta t} \cdot \frac{L}{(A_3 + A_7)} \quad (3-23)$$

- Acceleration 항

$$\begin{aligned} \Delta P_{acceler} &= \left[\left(\frac{\overline{\rho A}}{\rho_o A_o} \right)^2 - \left(\frac{\overline{\rho A}}{\rho_i A_i} \right)^2 \right] \cdot \frac{W^2}{2\rho A^2} \\ &= \frac{1}{32} (\rho_7 + \rho_3)^2 (A_7 + A_3)^2 \left[\frac{1}{(\rho_7 A_7)^2} - \frac{1}{(\rho_3 A_3)^2} \right] \cdot \frac{(W_7 + W_2)^2}{(\rho_7 + \rho_3)(A_7 + A_3)^2} \end{aligned} \quad (3-24)$$

- Viscous 항

$$\Delta P_{viscous} = f \frac{W^2}{2\rho A^2} = f \cdot \frac{(W_7 + W_2)^2}{(\rho_7 + \rho_3)(A_7 + A_3)^2} \quad (3-25)$$

- Hydrostatic 항

$$\Delta P_{hydro} = \overline{\rho} g(z_o - z_i) \cong g(\rho_7 z_7 - \rho_3 z_3) \quad (3-26)$$

W_i : i 번 기체 유동 경로의 증기 유량
 ρ_j : j 번 기체 검사체적의 증기 밀도
 A_k : k 번 기체 검사체적의 유동 면적
 z_l : l 번 기체 검사체적의 높이

다. 결과

위와 같이 개발된 모델을 실험 조건과 상세 비교를 수행하였다. 그림3.10은 노심 수위 거동을 나타낸 그림이다. 노심 수위 감소 경향이 실험에서의 것과 매우 유사하게 나타나는데 이는 증기유량에 의한 노심과 강수부의 차압 효과에 의한 것으로 물리적으로 상당히 논리적인 결과라고 판단된다. 그리고 강수부의 수위(그림3.11)는 안전주입수가 공급되는 100초까지는 실험보다 낮게 나타나는데 이는 해당 영역에서의 증기유량이 매우 작기 때문이다. 가상의 노심 압력 적층항은 증기유량에 직접적으로 관계되기 때문에 이러한 결과는 실제의 물리적 현상을 그대로 모사하기에는 한계가 있다고 판단된다. 그러나 안전주입수가 중단되고 난 이후 증가한 증기 유량에 의한 차압효과로 강수부의 수위는 상승하게 되고 이후 실험결과와 유사한 거동을 보여준다. 원래의 MAAP4의 계산 결과와는 많은 차이를 보여주는 것이다. 그림3.12는 노심의 냉각재 온도를 나타내는데 실험 결과와 거의 일치한 조건으로 해석되었음을 보여준다. 단 압력(그림3.13)의 거동은 다소 차이를 보이는데 이는 MAAP4의 격납건물 모델링에 의한 결과로서 추후에 보다 정확한 격납건물 조건으로 해석하는 것도 모델의 타당성을 검증하는 과정이 될 수 있을 것으로 판단된다. 증기생성량(그림3.14)에 관해서는 실험의 결과와 MAAP4의 계산결과가 다소 차이를 보이는데 이는 실험 데이터는 저온관의 증기 유량을 근거로 한 것이고 MAAP4의 경우에는 노심 증기 생성량을 의미하는 것이기에 다소 차이가 있을 수 있다. 중요한 것은 MAAP4의 노심 수위의 변화로 인해 열전달 면적이 변하게 되고 이로 인한 증기 생성량의 감소로 이어짐을 확인 할 수 있는 것이다. 이는 결과적으로 전반적인 노심 수위 감소율이 둔화되는 궤환 효과로 나타난다고 설명될 수 있다.

라. 결론

본 연구에서 수행한 가상의 노심 압력 적층항의 적용을 통해 기존의 MAAP4에서는 볼 수 없었고 또한 그로 인해 MAAP4가 가졌던 고유의 열수력 해석의 단점을 보완할 수 있을 것으로 기대 된다. 엄밀한 운동량 방정식이 적용되지는 않았지만 노심과 강수부간의 냉각재 이동을 결정하는 중요한 물리적인 역학을 MAAP4에서 어느 정도 구현할 수 있게 되었고 결과적으로는 노심 수위 거동은 실제 실험의 거동과 상당히 유사한 결과를 도출하였다. 따라서 본 모델의 적용만으로 많은 사고 해석에 적용되어 보다 실제와 가까운 열수력 계산이 가능해지리라고 기대된다.

본 모델의 개발은 연구단계 초기 열수력 및 중대사고 통합해석 체계를 구축하고자 할 때 하나의 방안으로 강구되었던 것으로 MAAP4의 열수력 계산 역량 증대를 통한 통합 해석 체계

의 완성을 의도하고 수행된 연구였다. 그러나 일부의 모델 개선으로 종합적인 열수력 해석의 역량을 확보했다고 하기는 무리가 있으며 RELAP5/MAAP4의 연계 해석 결과가 타당한 것으로 판단되어 본 모델의 개발은 통합 해석 체계의 구축과는 별개의 연구 대상이 되었다. 그러나 본 모델의 적용을 통해 RELAP5의 열수력 상태를 MAAP4가 보다 잘 이식받도록 할 수 있는 보완적인 모델이 될 수도 있을 것이며 특히 향후 소형 냉각재 상실사고에 의한 중대사고나 또는 이차계통 열제거 상실 사고 등에 의한 중대사고 해석시에 RELAP5의 열수력 상태를 MAAP4에 전달할 때 보다 현실적으로 타당한 연계 해석 결과를 줄 수 있을 것으로 기대한다. 단 본 연구의 대형 냉각재 상실 사고에 대한 연계 해석의 경우는 노심 수위가 충분히 낮아진 이후이므로 본 모델을 이용한 MAAP4의 수정의 필요성은 적다고 판단하여 가상의 노심압력 적층항을 적용하지 않았다.

2. RELAP5-MAAP4 연계 해석 체계 구축

가. 서론

전산해석 분야에서 수행한 주요 연구 내용은 중대사고로 천이하게 되는 일련의 사고경위에 대해 초기 열수력 현상부터 후반의 중대사고 현상을 연속적으로 해석할 수 있는 ‘연계해석 체계’의 구축을 그 목표로 하였다. 이를 위해 보편적으로 사용자가 많고 안전해석에 실제 영향력 있게 사용되고 있는 코드들의 선별과정을 통해 열수력 해석 체계로는 RELAP5가 선정되었고 중대사고 해석 도구로는 MAAP4가 선정되었다. RELAP5는 실제 인허가 코드로 매우 다양한 원전 안전해석의 경험을 가지고 있으며 그 신뢰도 또한 높다. 국내의 경우에는 원전 종합 안전해석에 가장 많이 사용되는 코드이기도 하다. MAAP4의 경우도 중대사고 해석 코드로써 범용으로 사용되고 있으며 PSA(확률론적 안전성 평가) 연구에의 이용되고 있다. 사업자용 코드로 개발되기는 하였으나 규제적 성격의 안전해석에도 사용되고 있다. 코드의 선택에 있어서 현존 하는 연계해석 체계(예, RELAP/SCDAP)들은 검토에서 제외되었으며 연계 해석 시 두 코드간의 상사성도 검토의 항목이었으나 열수력 코드와 중대사고 코드가 하나의 체제에서 개발된 것이 드물고 목표로 하는 계산 영역이 다르기 때문에 수치해석적인 측면에서의 상사성을 가진 열수력 해석 코드와 중대사고 코드를 선정한다는 데에는 현실적인 어려움이 있었다. 따라서 열수력 해석 분야와 중대사고 해석 분야 각각에 대해 일반적으로 신뢰도가 높은 두 코드를 택하여 코드간의 정보 연계시 필요한 일련의 자료 처리 과정을 개발하여 하나의 사고 시나리오에 대하여 일련의 해석 체계로 해석이 가능하도록 하는 것이 현실적인 방안으로 선택되었다. 이러한 일련의 과정을 위해 MAAP4 코드의 열수력적인 현상 해석 능력에 대한 평가와 RELAP5/MAAP4의 연계해석에 대한 예비 평가가 이루어졌고, 가장 현실적인 연계 해석 방안에 대한 검토가 있었다. RELAP5와 MAAP4를 이용한 최종 종합실증실험의 전산해석을 위해 이 두 코드를 이용한 전산도구의 개발에 관한 전반적인 방향은 다음의 세 가지 방안으로 요약되었다.

첫째, MAAP4의 Water Pool에 대한 Nodalization을 Gas Node처럼 더욱 구체적으로 나누고

가 Node 간의 운동량보존을 기술하는 방정식을 삽입하는 등의 방법으로 MAAP4의 열수력적 현상에 대한 해석 역량을 개선하는 방안이다. 즉 이 방안에 대해서는 RELAP5는 열수력 계산의 참조 해석 결과만 제공할 뿐, 직접적인 계산에는 관여하지 않으며 모든 계산을 MAAP4 하나의 코드를 기반으로 한 해석도구가 하게 되는 방안이다. 그리고 두 번째 방안으로는 RELAP5에서 계산된 침투피복재 온도의 조건에 따라 노심에서 발생하는 중대사고 현상의 해석을 MAAP4 모듈이 하도록 하는 방안이다. 즉 RELAP5에서 계산할 수 있는 영역을 벗어나는 부분에서 RELAP5의 계산 결과를 MAAP4의 계산을 위한 경계조건으로 넘겨주고 후반의 계산을 MAAP4이 전적으로 담당할 수 있도록 하는 방안이다. 마지막으로 세 번째 방안은 코드의 물리적인 결합이 없이 두 코드간의 해석상 경계조건으로 정의되는 영역의 해석값을 MAAP4의 입력 파라미터들의 민감도 분석을 통한 입력으로 연결해석을 하는 방안이다. 최종적인 연계해석 도구의 개발을 위한 각각의 연계해석 방안에 대한 예비검토와 각 방안의 현실적인 적용 타당성에 대한 검토가 수행되었다.

나. 연구내용

먼저 RELAP5와 MAAP4 두 코드를 동일한 사고에 대해 개별적으로 계산을 실행시키게 된다. 두 코드를 하나의 모듈로 통합하는 형태가 아니기 때문에 RELAP5의 계산 결과를 MAAP4의 restart file에 건네주어 RELAP5에서 계산된 열수력 해석 결과를 MAAP4가 중대사고의 경계조건으로 사용할 수 있게 하도록 하는 것이다. 본 연구에서 수행한 연계 해석을 위한 해석은 저온관 대형 파단 사고이기 때문에 열수력적으로 중요한 의미를 갖는 변수들은 노심의 구조물들의 에너지와 온도, 그리고 노심 및 강수부에 남아있는 냉각재의 재고량 및 에너지들로 축약 될 수 있다. 각 계통 loop의 기체의 유동이나 분포 등은 MAAP4에 있어서 중대사고의 경계조건으로의 의미가 작기 때문에 RELAP5의 각 loop 계산 결과들은 일단 연계에서 제외되었다. 또한 격납건물에 대한 계산 자료들은 RELAP5에서 얻을 수 있는 것들이 아니기 때문에 이에 대해서는 전적으로 MAAP4의 계산에 의존하도록 하였다.

(1) Data의 연계시점 및 주요 변수

가상의 중대사고 시나리오를 RELAP5와 MAAP4의 연계해석 체계를 사용하여 모사하는 경우 경계조건의 연계 시점이 결정되어야 하고 연계 해석 시 key parameter가 되는 변수를 도출하는 것이 선행되어야 한다. 연계시점에 있어서는 RELAP5가 중대사고시 일어나는 Heat Structure의 변형 및 재배치 등의 계산에 대해 적절치 못하므로 LOCA 후반 Heat Structure의 침투 온도가 녹는점에 도달하는 시점에서의 상변수(State Variable)들의 정보를 MAAP4의 해석조건에 적합한 형태로 건네준다면 그 뒤의 중대사고 현상에 대한 해석은 MAAP4가 수행할 수 있을 것이다. 또한 MAAP4가 노심의 Noding이 Lumped 된 형태로 구성되어 있고 일차 계통의 압력을 하나의 값으로 다루므로 RELAP5에서 얻어진 경계조건 data는 그만큼 거시적이 되고 평균화되기 때문에 data의 연계시점의 변화에 대한 Sensitivity는 그리 크지

않을 것으로 판단된다.

RELAP5에서 MAAP4로 data를 연계할 경우 두 코드의 구조와 해석기법의 상당한 차이로 인해 연계되는 경계조건 변수들은 일련의 재구성 과정을 거쳐야 하고 또한 MAAP4의 Lumped Noding으로 인해 RELAP5에서 얻어진 정보를 그대로 적용하기가 어렵다. 따라서 MAAP4에서 RELAP5에서 얻어진 경계조건을 적절히 반영될 수 있는 가장 중요한 변수들의 도출하고 그 변수들을 근거로 MAAP4의 restart file에 적용하여 MAAP4를 재계산할 시킬 있다. 경계 조건의 연계 시점이 RELAP5에서의 Heat Structure의 침투온도가 녹는점에 도달한 시점의 전후이며 또한 MAAP4에서 가장 중요하게 다루어지는 부분이 노심용융을 포함하는 중대사고의 과정이기 때문에 먼저 MAAP4의 노심 구성물의 용융조건에 대한 logic에 대한 검토가 있었다.

MAAP4에서 다루어지는 주요 계통 구조물은 노심의 연료, 피복재, 제어봉등의 노심 구조물과 각 계통 배관, 압력용기, 증기발생기 튜브, 증기발생기 Shell등의 계통 열침(Heat Sink)들로 구성이 된다. 이러한 구조물들의 용융 조건의 주요 결정 변수는 노심 각 node의 구조물의 에너지와 온도이다. 각 node의 구조물의 실제 총에너지(U)와 구조물의 구성성분이 용융점에서 모두 고체일 때의 에너지(U_s) 및 각각의 구성성분이 모두 용융되었을 때의 에너지(U_m)를 비교하고 각 구성성분 간의 Energy Balance를 통해 각 구성성분의 온도를 계산하고 그 값을 각각의 녹는점과 비교해서 전체적인 온도, 용융 여부 및 용융 비율을 계산하게 된다. 부프로 그램 TCALD(Cladding Temperature 계산)나 TCROD(Control Rod Temperature 계산)등도 TFUEL의 용융 계산 논리와 거의 유사한 과정으로 계산한다. 따라서 노심 구조물의 용융 계산에 중요한 변수는 이들 구조물의 에너지와 온도가 된다. 이러한 노심 구조물의 에너지와 온도를 결정하는 과정에는 열수력적 상태 변수가 관여하게 된다.

노심 구조물과 시스템의 냉각재와의 접촉 비율은 각 노심 구조물의 열전달율을 계산할 때 반영이 되게 되는데 이 접촉비율을 계산함에 있어서 결정적인 작용을 하는 변수는 FCOV라는 변수인데 이를 바탕으로 ZWV(primary system boiled-up water level)가 그 근간이 된다.

RELAP5의 계산결과를 MAAP4의 경계조건으로 넘겨주는 경우에 증기발생기의 정보는 MAAP4의 input으로 입력하여 어느 정도 RELAP5의 계산 결과를 반영할 수 있다고 판단되지만 대형 냉각재 파단 사고에 있어서 MAAP4의 해석에 결정적인 작용을 하는 부분들은 아니라고 판단되어 연계 변수에서 제외되었다.

또한 MAAP4의 노심의 각 node의 구조물의 온도와 에너지를 초기화하는 문제 또한 매우 심도있는 고려가 필요하다. 여기에는 직접적으로 해당 변수를 RELAP5에서 MAAP4로 직접적으로 넘겨주는 것이 어렵다는 측면이 있다. 일단 RELAP5에서 계산되는 열 구조물(heat structure) 관련 변수들 중에 구조물의 에너지를 직접적으로 얻는 것이 힘들기 때문에 일련의 변환과정이 필요하다. 구체적으로 기술하자면 RELAP5에서 얻을 수 있는 정보는 각 열구조물들의 반경방향의 온도분포이며 이를 근거로 열구조물의 전체 에너지를 역계산하는 절차가 필요하였다는 것이다. 이러한 과정에서 발생할 수 있는 불확실성들이 상당히 존재할 수 있으나 여기에 대한 최적의 방안을 강구하는 중이다.

위에서 기술된 연계 해석의 주요 변수들의 상세한 연계 절차는 다음에서 기술된다.

(2) 두 코드의 상이성 검토

RELAP5와 MAAP의 연계 해석을 위해서는 두 코드의 상이한 노드 개념에 대해 검토하여야 한다. 일단 두 코드의 성격이 극단적으로 차이가 있다는 사실은 연계해석에 보다 세심한 주의가 필요하다는 것을 의미한다.

먼저 열수력 계통에 대해서 살펴보면 RELAP5는 검사체적의 구성(Nodalization)이 사용자 정의가 가능하여 같은 원자로라도 사용자의 의도와 해석 목적에 따라 그 노드가 달라질 수 있게 된다. 그림3.15는 APR1400의 열수력해석을 위한 노드 구성이며, 그림 3.16은 MAAP4의 고정된 냉각재 노드이다. MAAP4에 있어서는 열수력 계통이 코드 내에서 고정(hard-wired) 되어 있고 Water pool과 Gas node가 각각 개별적으로 존재하게 된다. 즉 하나의 노드에서 액상 및 기상의 계산이 한 번에 되는 것이 아니라 두 상의 냉각재를 별도로 다루고 있는 것이다. 이러한 서로 다른 검사체적의 개념은 각각의 변수들이 다르게 정의되어 있음을 의미한다. 따라서 RELAP5의 해석 결과들을 MAAP4에 전달하려면 MAAP4에서 정의된 변수에 대해서 RELAP5의 해당 노드들을 정의하고 그에 해당되는 data들을 수학적으로 처리하는 등의 과정이 필요하다.

노심의 열 구조물에 대해서 살펴보면 문제는 보다 복잡해진다. 먼저 열구조물이 열수력 검사체적과 연결되는 논리가 서로 다르기 때문에(그림3.18) RELAP5의 열 구조물의 data를 전달하기 위해서는 각각의 열 구조물들이 MAAP4의 어떤 노심 검사체적에 해당하는지를 파악해야 한다. 또한 RELAP5에서 계산된 결과는 열구조물의 반경방향의 온도분포이고 MAAP4의 restart를 위해서 필요한 변수는 열구조물들의 에너지이기 때문에 data의 물리적 정의 또한 변환시켜 주어야 하는 문제점들이 존재한다.

일반적으로 RELAP5의 nodalization의 경우 노심 채널에 대해서는 hot channel과 average channel의 두 개의 노드로 구성되는 것이 통례적인 방법이다. 본 연구에서 수행한 연계 해석에 사용된 RELAP5의 노드도 이러한 방식으로 구성되었다. 여기에 각각의 열구조물이 각 두 채널에 연결되는 형태로 되어 있다. 반면에 MAAP4의 경우에는 열수력 노드와 노심의 구조물을 위한 노드가 별도로 정의되어 있다. 즉 열수력적인 측면에서는 Water pool의 노심 노드, Gas nodes의 노심 노드로 이루어져 있으며, 노심 구조물을 위한 노드는 별도의 노드가 있으며 반경방향과 축방향으로 분할될 수 있다. 이러한 상이한 검사체적의 구성을 서로 맞추는 것에는 많은 어려운 점이 있겠으나 이는 RELAP5의 검사체적 구성시에 MAAP4의 노드 구성과 유사한 형태로 작성하는 것으로 문제를 줄일 수 있다. 또한 현재와 같은 노드를 사용하는 경우라 하더라도 RELAP5의 노심 average channel을 MAAP4의 반경방향으로 중앙에 있는 노드를 제외한 나머지 노드들에 동일하게 data를 연계한다 해도 큰 무리는 없을 것으로 판단된다. 이는 MAAP4의 노심 노드 구성의 원리를 보면 알 수 있는데, RELAP5의 노드를 MAAP4와 유사하게 할 수 있듯이(그림3.21), MAAP4 또한 반경방향과 축방향으로 분할되는 노심 노드의 수를 입력 상에서 조절할 수 있기 때문이다. 즉 해석의 관점이나 목적에 따라 가장 효과적인 노심 노드가 어떤 것인지가 결정될 수 있다면 구 코드의 검사체적 구성을 거

기에 맞게 구성하면 여기에 대한 문제는 어렵지 않게 해결할 수 있을 것으로 판단된다. 물론 다른 형태의 노드의 적용에 따른 계산 결과의 차이점에 대해서는 차후 민감도 분석이 있어야 할 것이다.

(3) 냉각재의 질량 및 에너지 전달

앞에서 언급하였듯이 RELAP5-MAAP4의 대형냉각재 상실사고 연계해석을 위한 주요 연계 변수는 노심 및 강수부의 재고량 및 에너지, 그리고 노심 구조물의 에너지로 압축할 수 있다. 먼저 냉각재의 재고량 및 에너지를 연계하는 것은 다음과 같은 과정으로 설명될 수 있다.

- 냉각재 에너지 정보 전달

$$E_{vol} = \sum_k [u_{f_k}(1 - \alpha_k)\rho_{f_k} + u_{g_k}\alpha_k\rho_{g_k}]V_{vol_k} \quad (3-27)$$

- 냉각재 질량 정보 전달

$$M_{vol} = \sum_k [(1 - \alpha_k)\rho_{f_k} + \alpha_k\rho_{g_k}]V_{vol_k} \quad (3-28)$$

E_{vol} : 노심 및 강수부의 냉각재 에너지 (MAAP4 변수)

M_{vol} : 노심 및 강수부의 냉각재 질량 (MAAP4 변수)

u_{f_k} : k-th 검사체적 물의 내부 에너지 (RELAP5 변수)

u_{g_k} : k-th 검사체적 증기의 내부 에너지 (RELAP5 변수)

α_k : k-th 검사체적 내의 기포율(RELAP5 변수)

ρ_{f_k} : k-th 검사 체적 내의 물의 밀도(RELAP5 변수)

ρ_{g_k} : k-th 검사 체적 내의 증기의 밀도(RELAP5 변수)

V_{vol_k} : k-th 검사체적의 부피 (RELAP5 변수)

각 RELAP5에서 MAAP4의 강수부와 노심에 해당하는 검사체적들의 정보들을 이용하여 MAAP4의 열수력 경계 변수인 냉각재의 질량과 에너지를 계산하였다. MAAP4에 있어서 노심 용융을 결정하는 조건은 노심 구조물의 에너지와 온도 및 핵연료의 냉각재 침수 비율 (covered fraction)이 가장 중요한 변수들이다. 따라서 냉각재의 재고량과 그 에너지만을 넘겨 주더라도 대형 냉각재 상실사고의 경우에는 해석에 그리 많은 오류는 없을 것이라고 판단된다. 차후에 대형 냉각재 상실사고 이외의 소형 냉각재 상실사고 또는 발전소 정전 사고 등을 다루게 된다면 또 다른 각도에서 열수력 정보들의 연계를 검토해봐야 할 것이지만 이번 연구에서는 대형 냉각재 상실 사고에 대한 연계해석으로 국한하여 일종의 예비해석 차원에서 data의 연계가 수행되었다. MAAP4에서의 노심 및 강수부의 열수력 data의 연계는 그림 3.19와 그림 3.20에 도식적으로 표현되어 있다.

(4) 노심 구조물의 에너지 전달

노심 구조물의 에너지 전달을 위해서는 변수들의 물리적 정의에 대한 전환이 필요하였다. RELAP5에서 얻을 수 있는 열구조물의 정보는 에너지를 직접적으로 나타내진 않는다. 대신 사용자에게 의해 정의된 각 구조물의 반경방향의 mesh point에서의 온도 분포를 나타내준다. 그러나 MAAP4로의 연계해석에 필요한 변수는 각각의 노심 노드에 포함된 핵연료 및 피복재의 에너지이다. 따라서 RELAP5에서 계산된 핵연료 구조물의 반경방향 온도 분포와 핵연료 재료의 열용량(heat capacity)를 이용한 에너지의 추산이 필요하였다.

먼저 RELAP5에서 정의된 핵연료 열 구조물은 그림 3.22과 같은 개념도로 설명될 수 있다. 이와 같은 열 구조물의 정의에서 계산된 반경방향의 온도를 이용해서 다음과 같은 식으로 열 구조물의 온도를 추산하였다.

$$U(T)_{node_M} = \frac{\sum_{i=fuel,clad} \left(\int_{T_{ref}}^{T_{F_node_M}} C_p(\tau) d\tau \cdot A_{fuel_R} + \int_{T_{ref}}^{T_{C_node_M}} C_p(\tau) d\tau \cdot A_{clad_R} \right)}{A_{total_R}} \quad (3-29)$$

$$T_{F_node_M} = \frac{\sum_{k=radial\ mesh(fuel)} Vol_{k_R} T_{k_R}}{Vol_{fuel_R}} = \frac{\sum_{k=radial\ mesh(fuel)} A_{k_R} T_{k_R}}{A_{fuel_R}} \quad (3-30)$$

$$T_{C_node_M} = \frac{\sum_{j=radial\ mesh(clad)} Vol_{j_R} T_{j_R}}{Vol_{clad_R}} = \frac{\sum_{j=radial\ mesh(clad)} A_{j_R} T_{j_R}}{A_{clad_R}} \quad (3-31)$$

$U(T)_{node_M}$: 노심 노드 별 핵연료 또는 피복재의 에너지(MAAP4 변수)

$C_p(\tau)$: 온도의 함수로 정의된 노심 구조물의 specific energy

T_{k_R} : 열구조물의 k-th 반경방향 mesh 온도(RELAP5 변수)

T_{ref} : 노심 구조물의 specific energy를 구하기 위한 기준 온도

즉 반경방향의 온도 중에서 인접한 두 개의 mesh point에서의 온도를 이용해 각각 그에 해당하는 에너지를 계산하고 이 두 에너지 값을 평균해서 구 mesh point 사이의 구조물의 에너지를 추산하였다. 단 위의 에너지 값은 열 구조물의 단위 질량당의 에너지를 구한 것이다. 이 값이 실제로 연계해석에 사용될 때는 MAAP4의 각각의 노심 노드들의 열구조물 질량을 고려하여 전체 질량을 적용하였다. MAAP4의 용융 계산을 위한 노심 노드는 다음과 같은 구조로 구성되어 있다.

노심의 열구조물의 에너지를 전달하는 과정에서 각 RELAP5의 해당 검사체적에 연결된 열 구조물의 정보 MAAP4의 노심 검사체적의 개념에 적합하도록 연계한다. MAAP4의 노심 검

사체적들 각 하나에는 냉각재의 정보와 핵연료, 피복재의 정보들이 모두 정의되고 있으며 따라서 하나의 열 구조물로 이루어진 RELAP5의 열구조물의 온도 분포중에서 핵연료와 피복재 각각에 해당하는 반경방향 mesh point들의 온도를 분할 적용하여 MAAP4의 각 노심 검사체 적에 연결해 주었다.

(5) 연계 시점

RELAP5/MAAP4의 연계해석을 위해서는 연계시점이 정의되는 것이 선행되어야 한다. 연계 시점이 달라지면 두 코드의 특성상 다른 결과를 보일 수 있기 때문이다. 실제로 이러한 거동을 대형냉각재 상실사고에 대한 해석 결과 확인되었다. 먼저 타당한 연계 시점에 대한 검토를 위해 몇 가지의 잠정적인 연계 시점에 대해 민감도 분석을 수행하였다. 대상이 된 연계 시점은 표3.1과 같이 RELAP5의 계산 결과에 따라 열수력 측면에서 각각 현상이 분류가 될 수 있는 기점이 되는 시점들을 선택하였다.

이러한 시점들을 선택함에 있어 전제가 되는 것은 RELAP5의 계산 결과를 최대한 반영한다는 것이다. RELAP5/MAAP4의 연계해석 체계의 구축의 목적은 MAAP4가 가지고 있는 열수력 계산의 취약점을 RELAP5가 보완하여 초기 열수력 계산의 불확실성을 줄이고자 함이기 때문이다. 따라서 RELAP5의 계산의 신뢰도가 보장되는 부분까지 최대한 RELAP5의 결과를 이용하는 것이 본 연구의 목적이 부합한다고 할 수 있겠다. 따라서 이러한 전제 조건을 바탕으로 RELAP5의 사건을 고찰하였다. 먼저 안전주입수의 주입과 중단 시점은 사고 경위 상 중요한 전환점을 제공할 수 있으며 이 시점을 기점으로 열수력적인 거동의 전후가 경계 지어질 수 있다. 그러나 이 시점을 RELAP5/MAAP4의 연계 시점으로 선택하는 것은 타당하지 않다. 안전 주입수의 공급과 중단은 여러 가지 복합적인 열수력적인 현상을 동반하기 때문에 이 영역이야말로 RELAP5가 담당해야 하는 부분이라고 할 수 있다. 다음으로 150초 부근의 노심 냉각재가 포화되는 시점은 이후의 냉각재 온도와 계통의 기포율 변화에 전반적인 변화를 가져오는 시점이다. 이 시점 이후에는 노심내의 액적의 다양한 거동과 증기의 응축 등의 복합적인 열수력 현상이 있을 수 있다. 이 시점을 연계 해석 시점으로 결정할 수는 없지만 민감도 분석 차원에서 이 시점에 대한 연계 해석을 수행하였다. 다음으로 200초 정도에 노심 노출이 발생하게 되는데 노심 노출로 인한 노심의 용융 거동이 수반 될 수 있기 때문에 이 시점에 대한 연계 해석도 수행하였다.

이후 300초 정도에는 노심 노출이 진행되다가 후반에 거의 대부분의 노심이 노출되는, 즉 계통 수위가 노심(active core)의 바닥면까지 줄어든 시점을 연계해석 대상 시점으로 선정하였다. 일반적으로 노심 수위가 노심 영역 내에 있을 때는 지속적인 증기의 발생, 액적의 이송, 증기의 응축, 증기 생성에 의한 압력 구배 등의 여러 가지 열수력 현상이 복합적으로 발생한다고 할 수 있다. 이러한 측면에서 본다면 노심 수위가 노심의 바닥까지 줄어든 경우의 열수력 현상을 보다 단순하고 전반적인 거동에 영향을 주는 물리적 인자가 제한적이라고 할 수 있다. 따라서 이 시점을 연계 해석을 위한 가능성 있는 연계 시점으로 선정하였다.

연계 시점을 선정함에 있어서 중요한 기준이 될 수 있는 물리량에는 핵연료의 온도가 포함된

다. 이는 온도에 따라 핵연료 및 구조물의 용융이 직접적으로 결정되기 때문이다. 즉 RELAP5는 용융 계산을 할 수 없기 때문에 용융이 일어나는 영역부터는 당연히 MAAP4가 계산을 수행하도록 해야 하는 것이다. 따라서 몇 가지 물질의 용융점을 기준으로 연계시점을 선정하는 것은 필수적으로 고려되어야 할 것이라 판단하였다. 노내 구조물 중 제어봉의 용융점은 1100K 부근이며 stainless steel 의 용융점은 1700K 부근이다. 따라서 RELAP5의 피복재 침투 온도가 이 온도에 도달할 때 (420초, 480초)에 대해 연계 해석을 수행하였다. 전반적인 RELAP5의 열수력 조건 및 온도에 따른 사건정리는 그림 3.27과 그림3.28에 나타나 있다.

다. 결과

그림3.29 ~ 그림3.41 에서는 연계시점에 따른 연계 해석의 결과를 대표적으로 보여주고 있다. 이들은 노심과 강수부의 냉각재 질량 결과인데 연계 시점에는 RELAP4의 데이터가 MAAP4에 적절하게 반영된 결과를 볼 수 있다. 단 각각의 시간 변화율은 다른데 이는 RELAP5와 MAAP의 수치해석적인 방법이 매우 다르다는 점에서 그 이유를 찾을 수 있다 MAAP4에는 냉각재 이송에 대한 운동량 방정식이 없기 때문에 단지 정적 수두에 의한 냉각재 수두 균형만을 고려한다. 따라서 중력에 의한 효과를 제외하고는 노심과 강수부 또는 다른 계통 노드로의 냉각재 이송에 대한 메카니즘이 존재하지 않는다. 또한 RELAP5는 증기와 액체에 관련된 여러 가지 모델이 수반된 계산을 하기 때문에 MAAP4의 계산 결과와는 상당히 다른 결과를 보인다. 따라서 RELAP5가 계산한 계통의 열수력적인 상태를 MAAP4가 그대로 유지하고 있기는 어려운 것이다. 따라서 물리량의 시간 변화율의 보존은 이루어지지 않는다. 단 MAAP4가 RELAP5의 결과를 전해 받은 시점 이후로는 MAAP4 자체의 초기화 과정을 거치게 된다. 이러한 과정에서 MAAP4의 각 물리량의 시간 변화율들이 새롭게 정리되게 된다. 따라서 전반적인 물리량의 보존은 문제가 없으며 이 후의 중대사고 결과를 통해 전반적인 계산 결과가 RELAP5에서 부여한 초기 조건과 물리적으로 그리고 논리적으로 타당함을 보여주게 된다.

그림3.42 ~ 그림3.47 에서는 각 연계시점에 따른 중대사고 결과를 나타낸 것이다. 전반적으로 RELAP5의 후반 계산 결과를 연계 했을 경우일수록 중대사고 진행의 정도는 빨라짐을 볼 수 있다. 단 이러한 결과는 단지 APR1400의 대형냉각재 파단 사고 해석에 국한된 것으로 판단된다. 이에 대한 일반화는 여러 가지 다른 시나리오의 사고 해석을 추가적으로 수행한 후에야 얻을 수 있는 결론이라고 할 수 있다. 본 연구에서 RELAP5의 후반 결과를 연계할수록 중대사고 진행이 빨라지는 것은 RELAP5의 열구조물 온도 상승과 MAAP4의 고온집합체 온도 거동(그림3.41)을 통해 유추할 수 있다. 노심 구조물의 온도 상승률은 RELAP5가 MAAP4보다 빠름으로 예측하고 있는데(그림3.25) 이러한 RELAP5의 데이터를 같은 시간대의 MAAP4에 전달한다면 결과적으로 MAAP4는 원래의 계산보다 빠른 중대사고 거동을 보이는 것이다.

표 3.1 RELAP5의 계산에 의한 사건 시간대

시간 (초)	RELAP5 계산에 의한 사건
0.0	저온관 양단 파단 시작
13.5	SIT (Safety Injection Tank) 주입 시작
86.0	SIT 종료
150.0	노심 냉각제 포화(saturation)
200.0	노심 노출(uncovery) 시작
300.0	계통 수위가 노심(active core)바닥이하가 되기 시작
420.0	첨두 피복재 온도가 1100K가 됨
480.0	첨두 피복재 온도가 1700K가 됨
508.0	계산 종료

그림3.43에서는 특이한 점을 발견할 수 있는데 508초에 연계한 결과에서는 연계 시점부터 이미 용융물의 질량이 존재하고 있었음을 볼 수 있다. 이 시점은 RELAP5의 계산이 실패한 시점으로 RELAP5의 피복재 첨두 온도가 2400K가 넘어선 시점이다. 이 시점에서의 온도 정보를 바탕으로 노심 노드 에너지를 계산하고 이를 통해 용융물의 분율을 계산하면 용융물이 이미 포함된 형태로 있음을 보여주는 것이다. 이러한 결과는 용융의 시작과 수소 생성 과정 등 중대사고 해석에 있어서 중요한 과정들에 대해 계산을 거치지 않은 결과라고 할 수 있으며 그 신뢰도 또한 얻기 어려운 계산 결과이다. 따라서 RELAP5의 계산결과를 최대한 반영한다는 전제는 있지만 RELAP5의 계산 실패 시점에 대해서는 그 결과를 신뢰할 수 없고 MAAP4에 타당하지 않은 초기조건을 부여하는 것이 되기 때문에 이 시점은 연계 해석을 위한 연계 시점에서 제외되어야 한다.

이러한 결과들을 바탕으로 표3.2와 같은 참조 변수들을 정의하였다.

표 3.2 연계 시점에 전제 및 참조 변수

전제	- 제반 열수력 거동의 계산 영역에 대해서는 최대한 RELAP5의 계산 이용 - 정보 연계의 시점이 달라지면 후반 중대사고 결과에 영향을 줌
참조변수1 (계통수위)	- 노심 (또는 강수부)의 수위가 노심(Active Core)의 하단에 있어야 함 :노심(Active Core)을 통한 활발할 열전달 및 복합적인 열수력 현상에 대한 계산을 RELAP5의 계산을 활용
참조변수1 (핵연료온도)	- Reflood PCT 이후의 핵연료 온도가 2400 K를 넘지 않아야 함 - MAAP4계산 결과 RELAP5 PCT가 1700K를 넘는 시점부터 빠른 용융 시작 (MAAP4의 노심 노드 온도는 1400 ~ 1500K에 해당)

연계 시점에 따른 중대사고 추이는 표3.3에 요약되어 있으며 사건 별로 시간대 분포를 그림 3.48에서 나타내고 있다.

표 3.3 연계 시점에 따른 중대사고 진행 요약

사건	MAAP4	150초 연계	200초 연계	300초 연계	420초 연계	480초 연계	508초 연계
저온관 파단	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
원자로정지	0.467	-	-	-	-	-	-
SIT 주입시작	11.4	-	-	-	-	-	-
SIT 고갈	88.5	-	-	-	-	-	-
수소생성시작	730	760	729	570	513	506	508
노심용융시작	995	1030	990	829	686	574	508
노심 최대 온도 >= 2400K	1117	1170	1124	982	782	725	603
노심 완전노출	1926	1857	1805	1740	1671	1614.7	1589.5
용융물 하반구 재배치 시작	2363	2373	2362	2157	1670	1614.6	1589.4
압력용기 실패	7836	7945	8306	7730	7016	7104	6785

연계 해석 시점의 일반화는 현재 수행된 사고 해석 내용으로만 결론을 내리기는 어려우나 표 3.4와 같은 제안적인 결론이 도출될 수 있을 것이다. 즉 대형 냉각재 상실 사고에 대해 최적 계산을 수행할 경우는 RELAP5의 강수부의 수위(Collapsed level)가 노심 높이 이하가 되는 시점을 연계 시점으로 선정하고 보수적인 계산을 할 경우에는 RELAP5의 첨두 피복재 온도가 1700K에 이르는 시점을 선정하는 것이다. MAAP4의 경우 노드 온도가 약 1400K~1500K 정도에서 용융 계산이 시작되는 것으로 파악되었으며 이는 RELAP5의 첨두 피복재 온도가 약 1700K에 해당하는 상태임을 확인하였다. 따라서 MAAP4의 용융 계산이 용융 시작부터 수행되도록 하기 위해서는 이러한 온도에 대한 조건을 정의할 수 있는 것이다.

이러한 연계 시점의 정의는 최종적인 연계 해석의 결과가 무엇이나에 대한 의문을 자아낼 수도 있을 것이다. 그러나 이는 현재까지의 중대사고 해석 결과들이 정량화 되지 않은 많은 불확실성을 가지고 있다는데서 그 의의를 찾을 수 있을 것이다. 즉, 최적 계산과 보수적 계산 사의 중대사고 거동의 추이에 대한 분포들을 대상 사고에 대한 일어날 수 있는 가능한 시나리오의 스펙트럼으로 간주할 수 있다는 의미이다. 이는 RELAP5의 열수력 계산 결과를 반영하여 MAAP4만의 계산 결과가 가지는 불확실도를 어느 정도 제한적으로 드러나게 하는 결과이며 추후 이러한 내용들이 PSA나 중대사고 관리 전략(SAM)의 개발에도 활용될 수 있을 것으로 기대한다.

표 3.4 연계 시점에 대한 제안적 결론

제안적 결론	LB-LOCA의 RELAP5-MAAP4 연계 해석 시
	- 최적계산(Realistic Calculation) : RELAP5의 강수부의 수위(Collapsed level)가 노심 높이 이하가 되는 시점
	- 보수적계산(Conservative Calculation) : RELAP5의 첨두 피복재 온도가 1700K에 이르는 시점

라. 결론

본 연구에서는 대형 냉각재 파단 사고에 대한 열수력 및 중대사고 해석을 위한 RELAP5/MAAP4 연계 해석 체계를 구축하였다. 두 코드가 물리적으로 상사성을 가지지는 않지만 각 해당 분야에서 그 활용도가 높고 충분한 신뢰도도 가진 코드이며 본 연구의 결과에서 볼 수 있듯이 적절한 연계 해석의 방법론도 개발되었다. 따라서 MAAP4가 가지고 있는 초기 열수력 계산에 대한 불확실성을 줄이고 보다 현실적인 사고 해석이 가능하리라고 판단된다. 본 연구에서 개발된 RELAP5/MAAP4의 연계 해석 체계를 이용한 해석에도 나름대로의 불확실성이 존재한다. 일반화되기가 쉽지 않은 연계시점 문제와 연계 정보의 선택에도 사고 해석의 조건에 따라 다른 적용이 되어야 할 것이기 때문에 그 과정 중에 여러 가지 오차 및 불확실도가 존재할 수 있다. 그러나 RELAP5/MAAP4의 연계 해석 결과는 하나의 중대사고에 대한 해석 가능한 결과들의 스펙트럼(그림3.48)을 생산하며 이러한 결과를 PSA와 SAM 등에 활용한다면 결과적으로는 알 수 없었던 중대사고 해석에 대한 불확실도를 줄여 주는 결과로 반영될 수 있을 것이다.

3. 외벽냉각(Ex-Vessel Cooling Model) 삽입

가. 서론

노심의 용융을 포함하는 원자로 중대사고의 발생 시 노심의 용융물은 노심 상부에서 하부로 재배치된다. 이러한 용융물은 재배치 과정에서 노심 내 잔여 냉각재와의 열전달을 통하여 일부 고화되고 에너지를 잃게 되지만 추가적인 냉각재의 유입이 없을 경우 핵연료 용융물의 붕괴열에 의해 지속적인 발열 상태가 있게 된다. 이 때 압력용기 하부로 재배치된 용융물은 압력용기의 건전성에 심각한 영향을 미칠 수 있고 압력용기의 실패를 유발할 가능성도 있다. 이러한 일련의 중대사고 과정 중에 적절한 사고 완화가 있지 못할 경우 또는 사고의 정도가 최악의 수준인 경우에도 내부 방사성 물질의 대량 방출을 유도하는 압력용기의 실패를 방지할 수 있는 안전 설비로서 '외벽냉각' 개념이 도입되었다. 현재 MAAP4에 삽입하고자 하는 외벽냉각 모델의 전체적인 개념은 그림3.49에 잘 나타나 있다. 이 외벽냉각은 압력용기 하부구의 하부에 냉각재의 유동을 만들 수 있는 유로를 만들고 여기에 펌프에 의한 강제 유동을

형성하여 지속적인 압력용기 하부 외벽 냉각을 목표로 한다. 현재 MAAP4에는 이러한 외벽 냉각을 모사할 수 있는 모델이 존재하지 않으며 따라서 MAAP4가 외벽냉각을 모사할 수 있도록 하는 연구가 진행되었다. 본 연구에서는 외벽냉각 모델의 코드 삽입과 특정 조건에 대한 외벽 냉각 성능을 검토하였다.

나. 연구내용

기존의 MAAP4에서는 Lower Head Coolability Model이 압력용기 하반구의 온도를 계산하는데 적용된다. 이 Lower Head Coolability 모델은 원자로 격납건물 cavity에서의 수위가 압력용기의 하부와 접촉할 수 있을 정도로 상승한 경우에 그 접촉 면적과 열전달 계수 및 열전달율을 계산하여 결과적으로 압력용기 하부의 온도계산에 적용할 수 있도록 하는 것이다. 여기에 사용되는 열전달 상관식은 크게 세 가지의 경우에 따라 달라지게 된다. 먼저 강제유동이 존재할 경우에는 Dittus-Boelter 상관식이 적용되며 강제유동이 작을 경우에는 압력용기의 열구조물 온도의 조건에 따라 두 가지의 경우로 나누어서 계산하는데 열구조물의 온도가 접촉유체의 포화온도보다 높을 경우에는 Rohsenow 상관식이 사용되며, 열구조물의 온도가 유체의 포화온도보다 작을 경우에는 McAdams의 자연대류 열전달 상관식을 사용하게 된다. 기존에 적용되고 있는 이러한 상관식들은 개발된 지 오래되었으며 외벽냉각의 지속적인 강제대류 열전달을 모사하기에는 적절하지 못하다. 또한 계산되는 열전달 계수는 열구조물의 node에 따라 가변적이 아닌 하나의 값으로 계산된다. 현재 실험을 통해 얻고자하는 것은 압력용기 하반구의 각도별 열전달 계수인데 이러한 각도별, 즉 MAAP4에 있어서는 압력용기 하반구 열구조물의 node에 따른 열전달 계수를 적용하기 위해서는 현재의 MAAP4의 수정이 필요하게 된다. MAAP4에 외벽냉각 모델을 구현하기 위해 기존의 MAAP4의 열구조물 계산 구조 검토가 수행되었다. MAAP4의 열구조물(Heat Sink)의 온도 계산은 부프로그램 PSHS에서 이루어지는데 대략적인 흐름은 ICALL이라는 변수에 의해 결정된다. ICALL=0 인 경우에는 계통의 모든 열구조물들의 기하정보, 온도, 에너지 등이 초기화되고 ICALL=3 인 경우 각 열구조물들의 열전달계수, 상변수들의 시간 변화율 및 용융 비율 등을 계산하게 된다. ICALL=3에서 열전달 계수를 구하는 과정에서 압력용기에 대해서는 위에서 기술된 Lower Head Coolability 모델이 적용된다. 각 열구조물들의 열전달 계수가 계산된 뒤에 온도, 에너지, 열전달율, 용융 비율을 계산하게 되는데 이러한 과정은 각각의 열구조물들에 대해 부프로그램 PSEQRV를 통해 이루어진다. 부프로그램 PSEQRV 역시 ICALL에 의해 계산 유형이 결정되는데 ICALL=3인 경우에 각 열구조물들의 표면 온도를 계산한다. 계산된 열구조물 표면온도를 바탕으로 열구조물의 axial node, radial node 에 따른 열전도계산을 수행하게 된다.

외벽냉각 모델을 적용하기 위해서는 필요한 주요 변수들은 먼저 냉각내의 물성치인 온도, 에너지, 질량, 기포계수, 증기발생율, 그리고 압력용기 하반구의 외벽과 냉각재와의 열전달 면적, 열전달 계수, 열전달율 및 냉각재와 유로형성을 하고 있는 외벽냉각 구조물과의 열전달 면적, 열전달 계수와 열전달율 등의 변수와 외벽냉각 구조물의 온도, 에너지, 그리고 질량 그

리고 격납건물의 대기와 외벽냉각 구조물과의 열전달계수, 열전달을 등이 주요변수가 된다. 압력용기 하반구의 열구조물의 온도 변수는 이미 MAAP4에 정의되어 있다.

현재 MAAP4의 압력용기 열구조물은 10개의 axial node와 5개의 radial node로 구성되어 있으며 이중 5개의 axial node는 압력용기의 실린더 부분을 나타내며 하반구의 열구조물은 나머지 5개의 axial node가 차지하고 있다. 외벽냉각 모델을 삽입하기 위해 MAAP4의 기존의 열구조물 node는 그대로 적용하고 여기에 node별 열전달계수를 보다 정확히 고려하기 위하여 냉각재의 제어체적(control volume)을 하반구의 axial node와 같이 5개로 나누고 외벽냉각 구조물을 추가하는 것을 고려하였다. 실제 외벽냉각 장치의 냉각재와 외벽냉각 구조물간의 열전달율은 원자로 압력용기 하반구와 냉각재의 열전달율에 비해 상대적으로 매우 작은 값을 가질 것으로 예상되어 외벽냉각 구조물은 추가적으로 고려하지 않았다.

이와 같은 외벽냉각 모델의 적용을 위한 MAAP4의 수정 절차는 그림 3.50에 개괄적으로 나타나 있다. 먼저 압력용기 열전달 계수를 구하는 부분에서 Lower Head Coolability 모델 대신 외벽냉각 모델을 삽입한다. 이 외벽냉각 모델에는 강제대류 열전달 모델과 node별 열전달 계수를 적용하고 압력용기 표면, 냉각재 및 외벽냉각 구조물간의 열전달을 및 냉각재에 대한 보존방정식을 풀게 된다. 여기서 냉각재의 상변수들은 부프로그램 PSHS의 지역변수(local variable)로 사용되고 기존의 PSHS에서 ICALL=3인 경우 cavity에서 발생한 증기유량을 계산하고 이를 격납건물로 이동시키게 되어 있는데 적용될 외벽냉각 장치가 외벽냉각재의 출구에서 다른 별도의 격리된 저장공간으로 배출냉각재를 수송한다는 가정 하에, 발생된 증기가 격납건물 대기에는 영향을 미치지 않도록 수정한다. 우선 부프로그램 PSHS에서 압력용기 하반구의 외표면에서의 열전달 계수 및 외벽냉각구조물과 냉각재간의 열전달량을 양해법(explicit method)로 구하고 이를 바탕으로 냉각재의 온도와 에너지의 변화량, 증기발생량을 계산하게 된다. 여기서는 냉각재와 외벽냉각 구조물의 상변수만을 갱신(update)한다. 압력용기 하반구 표면의 온도는 subroutine PSEQRV에서 갱신하게 되어 있는데 이에 상응하는 별도의 프로그램(subroutine EXCOOL)을 작성하였다. 기존의 PSEQRV에서 압력용기 하반구의 표면온도를 계산할 때 사용하는 열전달계수는 Lower Head Coolability 모델로부터 구해진, 압력용기 하반구 표면의 5개의 axial node에 동일하게 적용되는 하나의 열전달계수를 사용하기 때문에 압력용기 열구조물의 온도 갱신하는 부분에 있어서는 삽입될 외벽냉각 모델로부터 얻어진 node별 열전달 계수를 적용할 수 있도록 하는 별도의 Logic이 추가된다.

외벽 냉각을 위한 냉각재의 질량, 운동량 및 에너지의 보존 방정식을 다음과 같이 정리하였다.

- 에너지 보존 방정식

$$\rho_{ex} \left(\frac{\Delta H}{\Delta t} \right) + \frac{\dot{m}}{A_{ex}} \left(\frac{\Delta H}{\Delta z} \right) = q_{vessel}^n \frac{A_{ht,vessel}}{V_{ex}} - \frac{h_{out} A_{out} (T_f - T_{wall,out})}{V_{ex}} \quad (3-32)$$

- 운동량 보존 방정식

$$P + \frac{1}{2} \rho u^2 + \rho gh = \text{Constant} \quad (3-33)$$

질량 보존 방정식

$$\dot{m} = \rho u A \quad \& \quad \bar{v} = \chi v_g + (1 + \chi) v_f \quad (3-34)$$

식(3-32) - 식(3-34)의 지배보존 방정식을 다음의 형태로 차분화 하여 프로그래밍 하였다.

$$P_k^{n+1} - P_{k+1}^n = 0.5 \{ \bar{\rho}_k^n (\bar{u}_k^n)^2 - \bar{\rho}_{k+1}^n (\bar{u}_{k+1}^n)^2 \} + g(\bar{\rho}_k^n z_k - \bar{\rho}_{k+1}^n z_{k+1}) \quad \& \quad P_\infty^n = C \quad (3-35)$$

$$\dot{m} = \bar{\rho}_k^n \bar{u}_k^{n+1} A_k = \bar{\rho}_{k+1}^n \bar{u}_{k+1}^{n+1} A_{k+1} \quad (3-36)$$

$$\begin{aligned} \rho_k^n V_{ex,k} \frac{H_k^{n+1} - H_k^n}{\Delta t} + \dot{m} (H_{k+1}^n - H_k^n) &= q_{vessel,k}^n A_{vessel,k} - h_{out,k}^n A_{out,k} (T_{ex,k}^n - T_{wall,out,k}^n) \\ &= h_k^n A_{vessel,k} (T_{wall,k}^n - T_{ex,k}^n) - h_{out,k}^n A_{out,k} (T_{ex,k}^n - T_{wall,out,k}^n) \end{aligned} \quad (3-37)$$

$$\frac{1}{\bar{\rho}_k^{n+1}} = \chi_k^{n+1} \frac{1}{\rho_{g,k}^n} + (1 + \chi_k^{n+1}) \frac{1}{\rho_{f,k}^n} \quad (3-38)$$

$$\chi_k^{n+1} = f(P_k^{n+1}, H_k^{n+1}) \quad \text{or} \quad \chi_k^{n+1} = \frac{H_k^{n+1} - H_{f,sat}}{H_{g,sat} - H_{f,sat}} \quad (3-39)$$

$$u_k^n \frac{\Delta t}{\Delta z} \leq 1.0 \quad : \text{courant limit} \quad (3-40)$$

위와 같이 차분화 된 방정식은 각 계산 시간대마다 다음의 과정을 통해 외벽냉각 냉각재의 상태를 구하게 된다.

$$\bar{u}_k^{n+1} = \frac{\dot{m}}{\bar{\rho}_k^n A_k} \quad (3-41)$$

$$\rightarrow P_k^{n+1} = P_{k+1}^n + 0.5 \{ \bar{\rho}_k^n (\bar{u}_k^{n+1})^2 - \bar{\rho}_{k+1}^n (\bar{u}_{k+1}^n)^2 \} + g(\bar{\rho}_k^n z_k - \bar{\rho}_{k+1}^n z_{k+1}) \quad (3-42)$$

$$\rightarrow H_{f,sat}^{n+1} = \text{STMSIU}(P_k^{n+1}) \quad \& \quad H_{g,sat}^{n+1} = \text{STMSIU}(P_k^{n+1}) \quad (3-43)$$

$$\rightarrow v_{f,sat}^{n+1} = \text{STMSIU}(P_k^{n+1}) \quad \& \quad v_{g,sat}^{n+1} = \text{STMSIU}(P_k^{n+1}) \quad (3-44)$$

$$\rightarrow H_k^{n+1} = H_k^n + \frac{h_k^n A_{vessel,k} \Delta t}{\rho_k^n V_{ex,k}} (T_{wall,k}^n - T_{ex,k}^n) - \frac{h_{out,k}^n A_{out,k} \Delta t}{\rho_k^n V_{ex,k}} (T_{ex,k}^n - T_{wall,out,k}^n) - \frac{\dot{m} \Delta t}{\rho_k^n V_{ex,k}} (H_{k+1}^n - H_k^n) \quad (3-45)$$

$$\rightarrow \chi_k^{n+1} = \frac{H_k^{n+1} - H_{f,sat}^{n+1}}{H_{g,sat}^{n+1} - H_{f,sat}^{n+1}} \quad (3-46)$$

$$\rightarrow \bar{\rho}_k^{n+1} = \frac{1}{\chi_k^{n+1} \frac{1}{\rho_{g,k}^n} + (1 - \chi_k^{n+1}) \frac{1}{\rho_{f,k}^n}} \quad (3-47)$$

$$\rightarrow \bar{T}_{ex,k}^{n+1} = T_{f,k}^{n+1} \quad \text{or} \quad \bar{T}_{ex,k}^{n+1} = \chi_k^{n+1} T_{g,k}^{n+1} + (1 - \chi_k^{n+1}) T_{f,k}^{n+1} \quad (3-48)$$

$$\rightarrow h_k^{n+1} = f_{NB}(\chi_k^{n+1}, gap, P_k^{n+1}, q_{vessel,k}^{n+1}, \theta_k, \bar{T}_{ex,k}^{n+1}) \quad (3-49)$$

$$\rightarrow q_{vessel,k}^{n+1} = h_k^{n+1} (T_{wall,k}^n - \bar{T}_{ex,k}^{n+1}) A_{vessel,k} \quad (3-50)$$

$$\rightarrow q_{out,k}^{n+1} = h_{out,k}^{n+1} (\bar{T}_{ex,k}^{n+1} - T_{wall_out,k}^n) A_{out,k} \quad (3-51)$$

$$\rightarrow \Delta t^{n+1} = \text{Min}\left(\frac{\Delta z}{u_k^{n+1}}, \Delta t_{MAAP}\right) \quad (3-52)$$

→ 압력용기 하반구 열전도 방정식 → $T_{wall,k}^{n+1}$

CHF 상관식은 SULTAN 실험 장치에서 얻어진 Rouge 상관식을 이용하여 외벽냉각 채널의 임계 열속 조건을 구하는 기준 값으로 적용하였다.

- Rouge's CHF 상관식

$$q_{CHF}^n = A0(e, p, G) + A1(e, G)x + A2(e, p, G)x^2 + A3(e, p, G)\sin\theta + A4(e, p, G)\sin^2\theta \quad (3-53)$$

여기서,

$$A0 = b0 + b1 \times e \times \ln G + b2 / p^2 + b3 \times G + b4 \times e / p + b5 \times e / p^2 + b6 \times p \times (\ln G)^2$$

$$A1 = b7 \times (\ln G)^2 + b8 \times e \times \ln G$$

$$A2 = b9 \times e$$

$$A3 = b10 \times (\ln G)^2 + b11 \times e \times p + b12 \times x \times \ln G$$

$$A4 = b13 \times p + b14 \times \ln G + b15 \times x + b16 \times e$$

$$b0 = 0.65444 \quad b1 = -1.2018 \quad b2 = -0.008388 \quad b3 = 0.000179 \quad b4 = 1.36899$$

$$b5 = -0.077415 \quad b6 = 0.024967 \quad b7 = -0.086511 \quad b8 = -4.49425$$

$$b9 = 9.28489 \quad b10 = -0.0066169 \quad b11 = 11.62546 \quad b12 = 0.855759$$

$$b13 = -1.74177 \quad b14 = 0.182895 \quad b15 = -1.8898 \quad b16 = 2.2636$$

또한 핵비등 영역에서의 열전달 상관식은 Rohsenow 상관식을 이용하였으며, 막비등 영역에 대한 열전달 상관식은 본 과제에서 수행된 DELTA 실험의 막비등 영역 상관식을 사용하였다.

- DELTA 막비등 영역 상관식

$$h_{sat} = \left[201 + 0.09627 \Delta T_{sat} - 4.0 \times 10^{-5} (\Delta T_{sat})^2 \right] \sin^{0.46} \theta \quad (3-54)$$

$$h_{sub} = h_{sat} + 0.067 k_{vf} \left(\frac{\rho_v \mu_v}{\rho_l \mu_l} \right)^{0.23} Pr_{vf}^{0.46} \left(\frac{g \rho_l (\rho_{lb} - \rho_{lf})}{\mu_{lf}^2 \times 0.02} \right)^{0.25} \sin^{0.125} \theta \frac{\Delta T_{sub}}{\Delta T_{sat}} \quad (3-55)$$

상기의 보존 방정식과 열전달 모델을 사용하여 그림3.51과 같은 절차에 의해 모델이 삽입되었다.

다. 결과

상기에 기술된 모델과 방법론을 적용하여 APR1400의 대형 냉각재 차단 사고에 대해 해석을 수행하였다. 해석 조건은 SIT(Safety Injection Tank)의 주입만이 있는 경우이며 저온관 양단 파단의 조건을 가정하였다. 외벽냉각 모델을 적용하지 않은 원래의 계산의 경우 약 8000 초가 지나서 압력용기의 파손을 예측하였다. 그림3.52와 그림3.53은 압력용기 하반구 노드들의 온도 분포를 나타낸 것이다. 그림의 Position(J,I)에서 J는 종축의 노드 위치를 의미하며 J가 클수록 상단에 위치한 노드임을 의미한다. I는 횡축의 노드 위치를 의미하며 I가 클수록 바깥쪽으로 위치하고 있음을 의미한다. 그림3.52에서 알 수 있듯이, 6000초 정도가 경과한 후 압력용기의 일부가 1800K를 넘어섰으며 1800K에 도달하지 않은 노드들의 온도가 계속 상승하는 추세를 보이고 있다. 이 시점 이후 일부의 노드가 녹았으며 이는 압력용기 외부에서 제거되는 에너지보다 압력용기 내부에서 발생하는 에너지가 크다는 것을 의미한다. 그림3.53은 외벽냉각 모델이 적용되지 않았을 때의 가장 외부에 위치한 노드들의 온도 분포를 나타낸다. 노드들의 온도가 1800K에 도달하지 않았지만 거의 그에 준하는 온도를 보이고 있으며 변화 추세는 지속적인 상승을 보인다.

그림3.54와 그림 3.55는 외벽냉각 모델을 적용하고 난 후의 계산 결과이다. 그림3.54는 내부 노드들의 온도 구배를 나타내는데 일부 노드들이 1800K에 도달했으나 일부 노드의 온도는 하향 곡선을 그리고 있다. 이는 1800K에 도달한 노드의 위치에 노심 용융물이 집중적으로 재배치되었음을 유추할 수 있게 해주며 1800K에 도달한 후에는 외벽에서 제거되는 열량으로 인한 평형을 유지 하고 있는 것으로 나타난다. 그림3.55는 외벽냉각 냉각재와 접촉하고 있는 가장 최외각의 노드들의 온도 분포를 나타낸 것이다. 냉각재에 의해 제거된 열량과 내부에서 전달되는 용융물 에너지 간의 평형을 이루고 있다. 온도가 상승한 수준도 외벽 냉각 모델을 적용하지 않았을 경우에 비해 수 백 K 정도로 낮은 상태를 보이고 있다. 또한 계산 종료 시점까지 압력용기의 파손을 예측하지 않았다.

이상의 결과는 외벽 냉각 장치의 효과를 수치해석적으로 분명하게 보여주고 있다. 그러나 실제의 외벽 냉각 장치의 대한 성능 해석을 하기에는 부족한 면이 있다. 본 연구에서는 강제 유동에 의한 외벽 냉각 장치를 가정하였고 이상의 결과는 질량 유속 40kg/sec, 간극 크기 0.1m 의 제한된 경우에 대한 결과이다. 질량 유속에 따른 민감도 분석도 수행하였으나 현재

본 연구를 통해 삽입된 외벽냉각 모델은 질량 유속의 변화에 대해 냉각 효과는 큰 변화가 없는 것으로 나타났다. 현재 삽입된 열전달 계수 모델의 거의 온도 차이에 의존하는 모델이므로 열전달 측면에 있어서 질량 유속의 변화에 따른 급격한 열전달 계수의 변화는 없는 것으로 판단되며 따라서 향후 보다 상세한 모델의 검토가 필요한 것으로 판단된다.

현재 삽입된 외벽 냉각 모델은 강제유동을 가정하였는데 이는 실제적인 외벽냉각 장치의 성능이 자연대류에 의한 냉각이 가능해야한다는 측면에서 현실적인 적용을 위해서는 자연대류를 해석할 수 있도록 보완되어야 할 것이다.

라. 결론

본 연구에서는 MAAP4의 외벽냉각의 모사를 위한 기반 프로그램 및 전체적인 골격을 완성하였으며 본 과제에서 개발된 막비등 상관식을 적용하여 외벽냉각 장치의 노심용융물로 인한 압력용기의 열적부하 감소에 대한 냉각 역량을 잠정적으로 평가하였다. 현재 APR1400에 적용이 적극적으로 검토되고 있는 상황에서 이러한 설비에 대한 해석이 다양한 각도에서 수행되어야 할 것이다. 본 연구에서는 중대사고 해석 분야에 활용도가 높은 MAAP4 코드에 이러한 외벽냉각을 모사할 수 있도록 코드의 수정과 추가적인 프로그램의 삽입 및 새로운 상관식을 적용하는 등의 향후 외벽냉각의 해석을 위한 기반을 마련하였다. 현재는 그 적용성과 완성도가 다소 부족한 면이 있는 것으로 판단되나 향후 자연대류의 해석 역량을 갖추고 모델 적용의 타당성 검토가 이루어진다면 보다 신뢰도 있는 외벽냉각 해석 도구가 될 수 있을 것으로 기대한다.

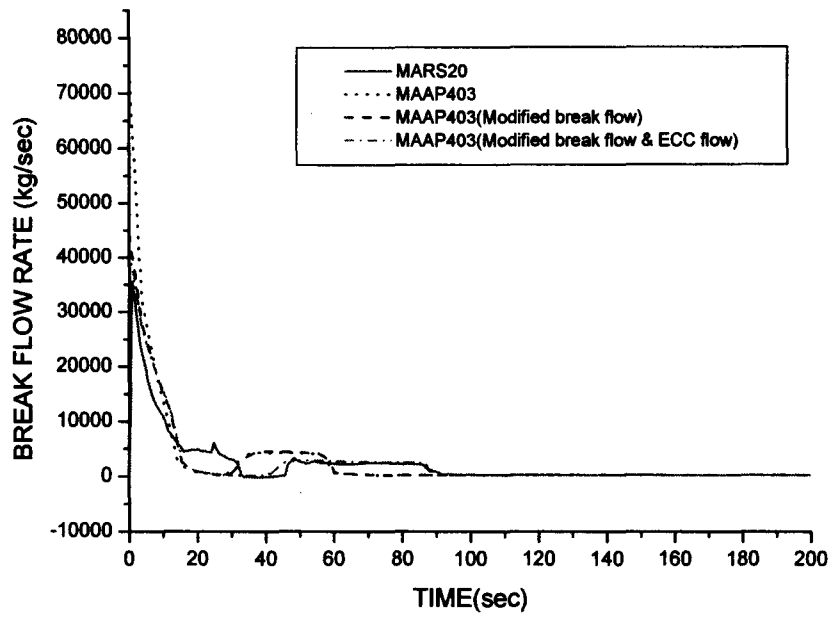


그림 3.1 RELAP5와 MAAP4의 방출유량 비교

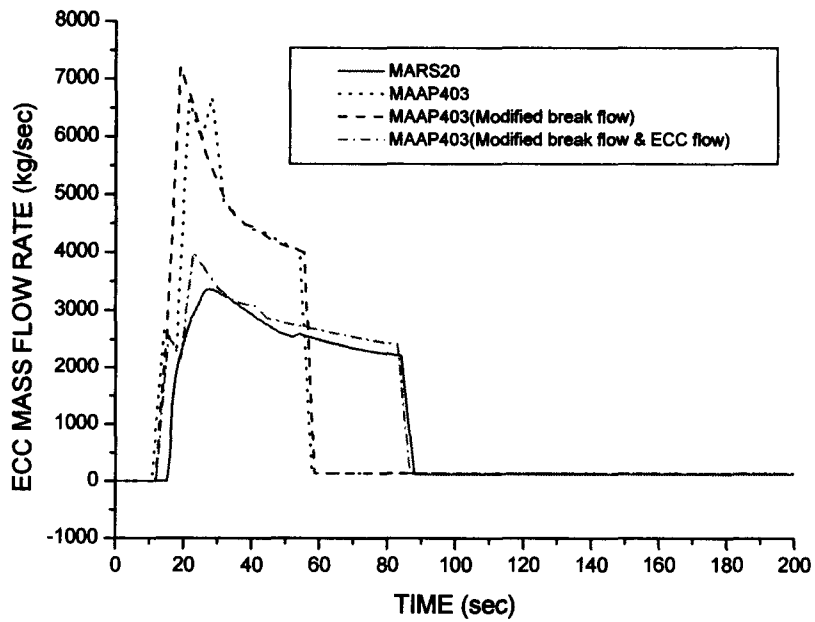


그림 3.2 RELAP5와 MAAP4의 안전주입수 유량 비교

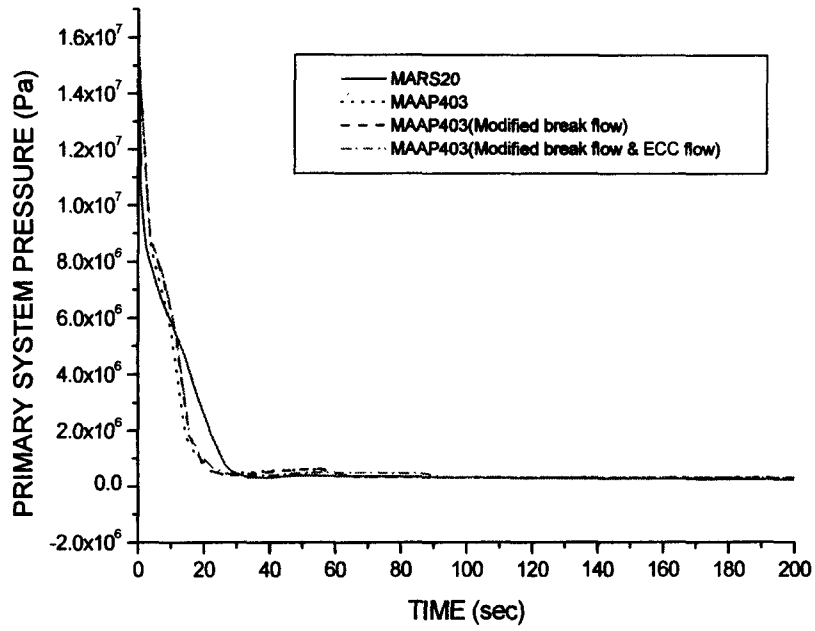


그림 3.3 RELAP5와 MAAP4의 일차계통 압력 비교

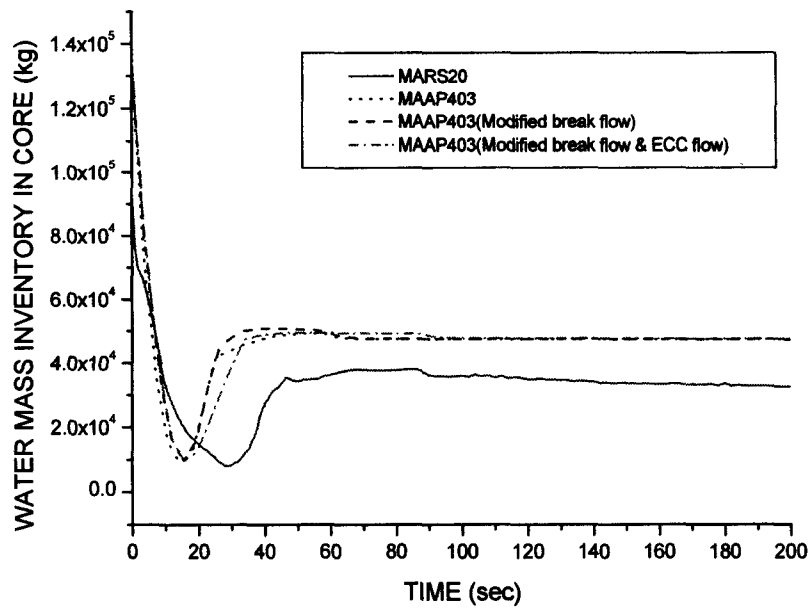


그림 3.4 RELAP5와 MAAP4의 노심 냉각재 재고량 비교

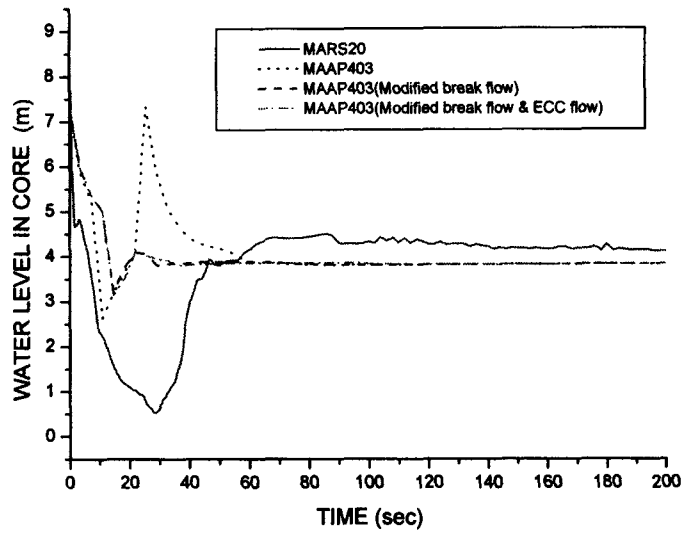


그림 3.5 RELAP5와 MAAP4의 노심 수위 비교

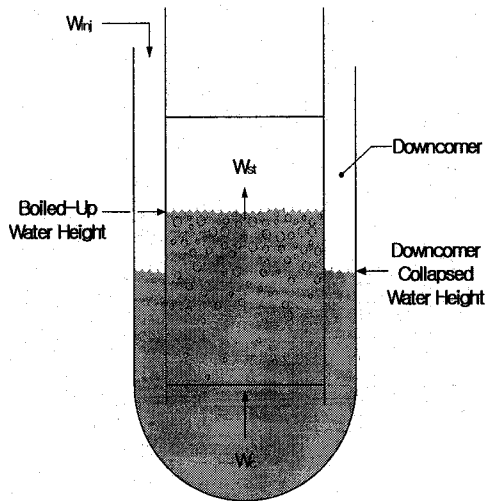


그림 3.6 MAAP4 수위 균형

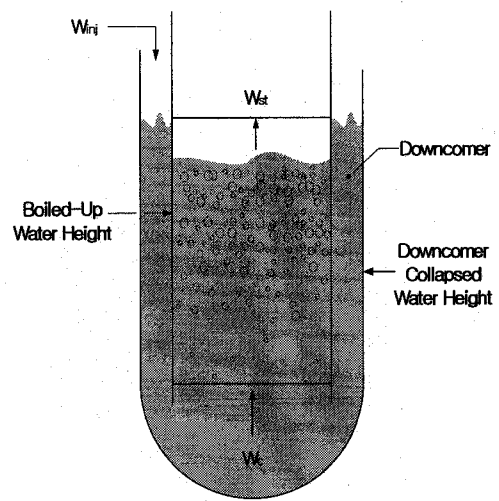


그림 3.7 수위 균형의 실제 물리적 균형

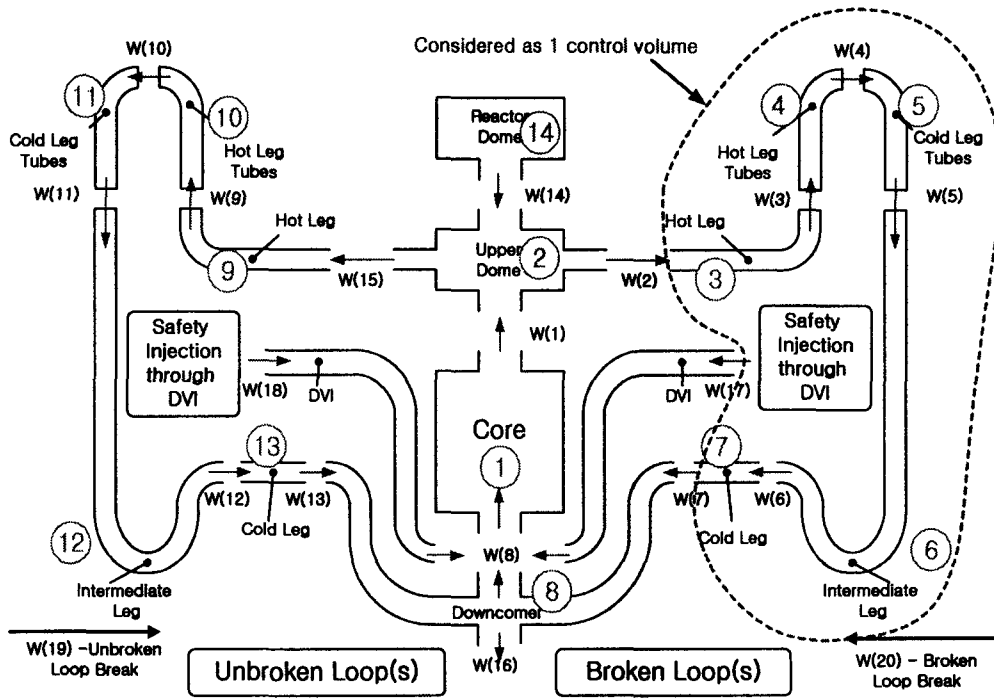


그림 3.8 가상 노심 압력 적층항 개발을 위한 증기유량 제어 체적

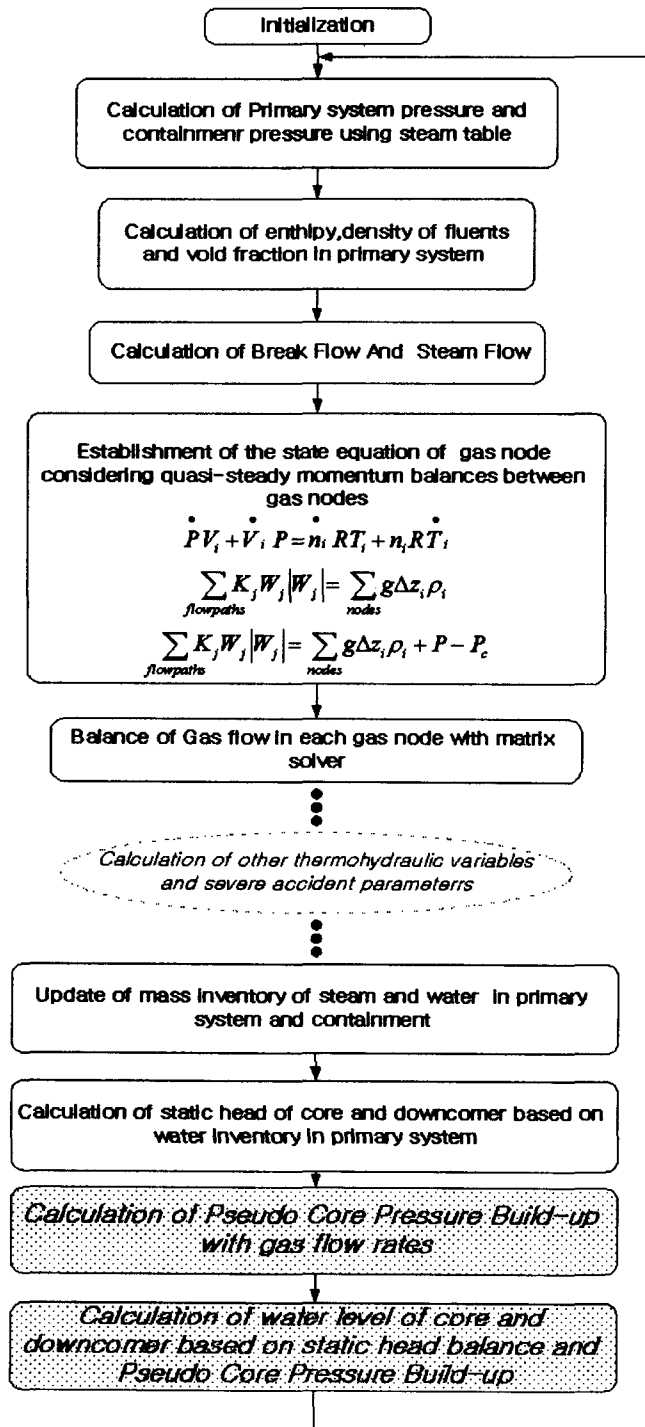


그림 3.9 가상 노심 압력 적층항 삽입 개요도

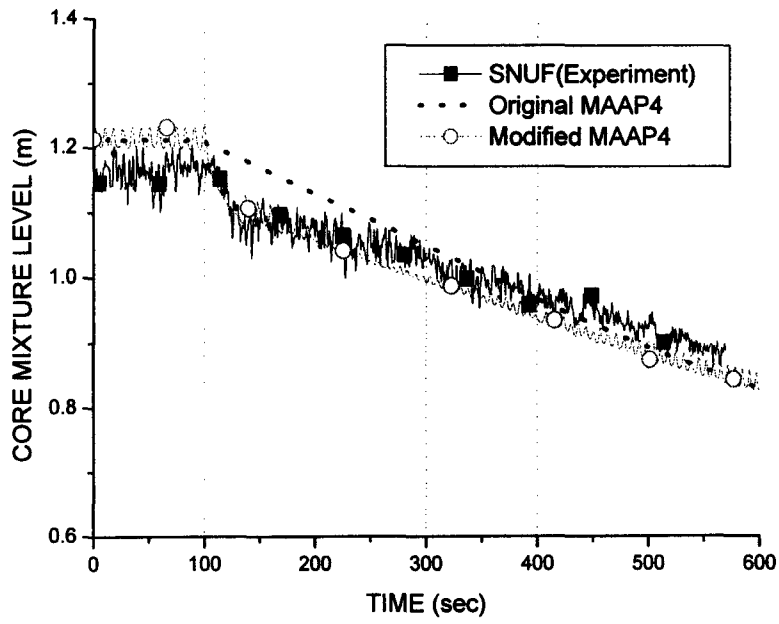


그림 3.10 SNUF 실험과의 비교(노심 수위)

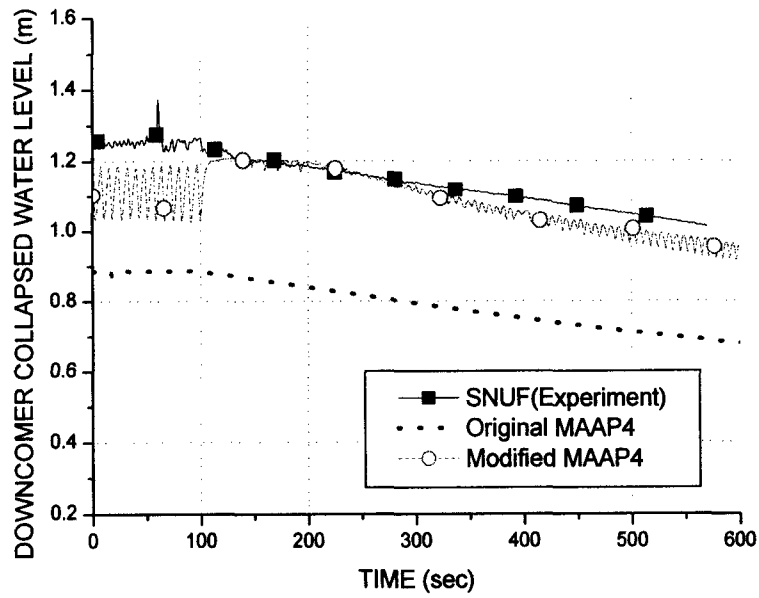


그림 3.11 SNUF 실험과의 비교(강수부 수위)

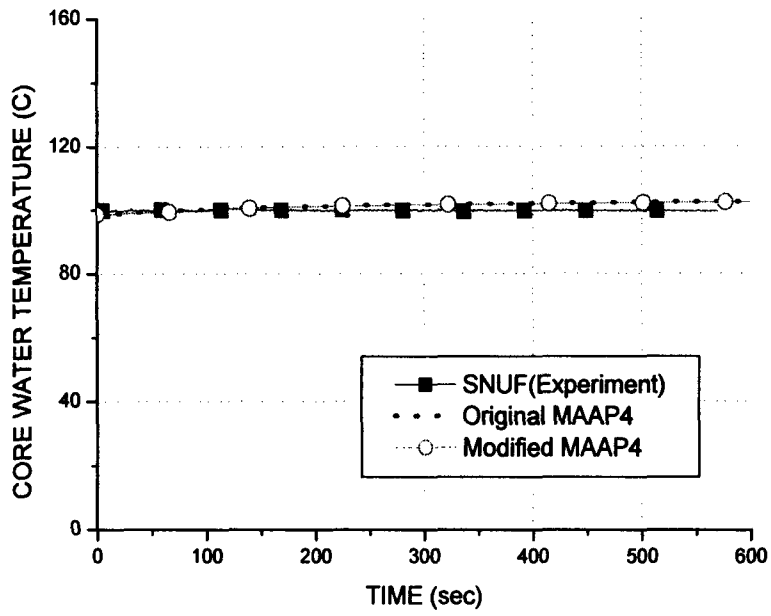


그림 3.12 SNUF 실험과의 비교(노심 냉각재 온도)

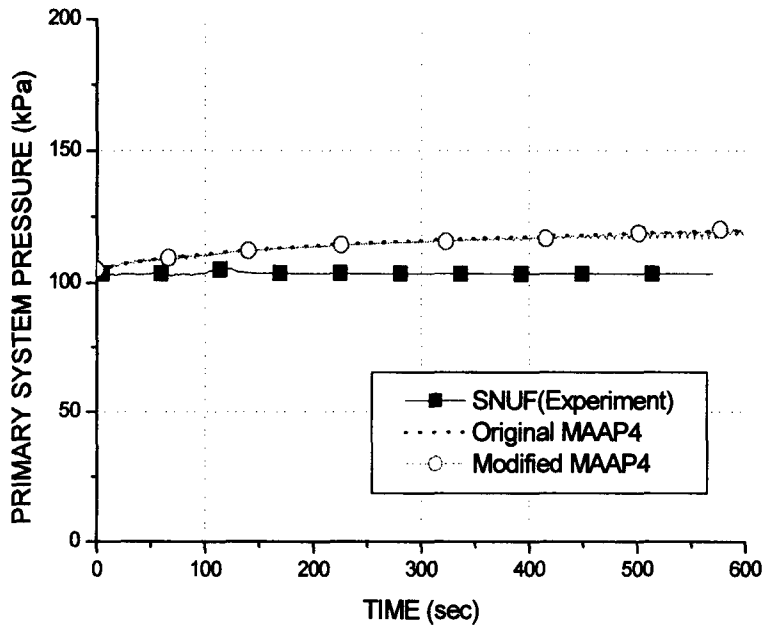


그림 3.13 SNUF 실험과의 비교(일차 계통 압력)

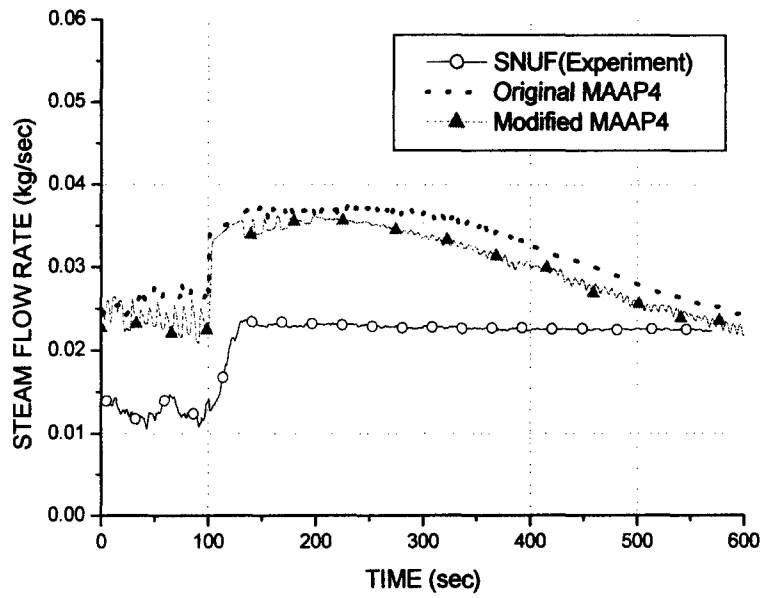


그림 3.14 SNUF 실험과의 비교(증기유량)

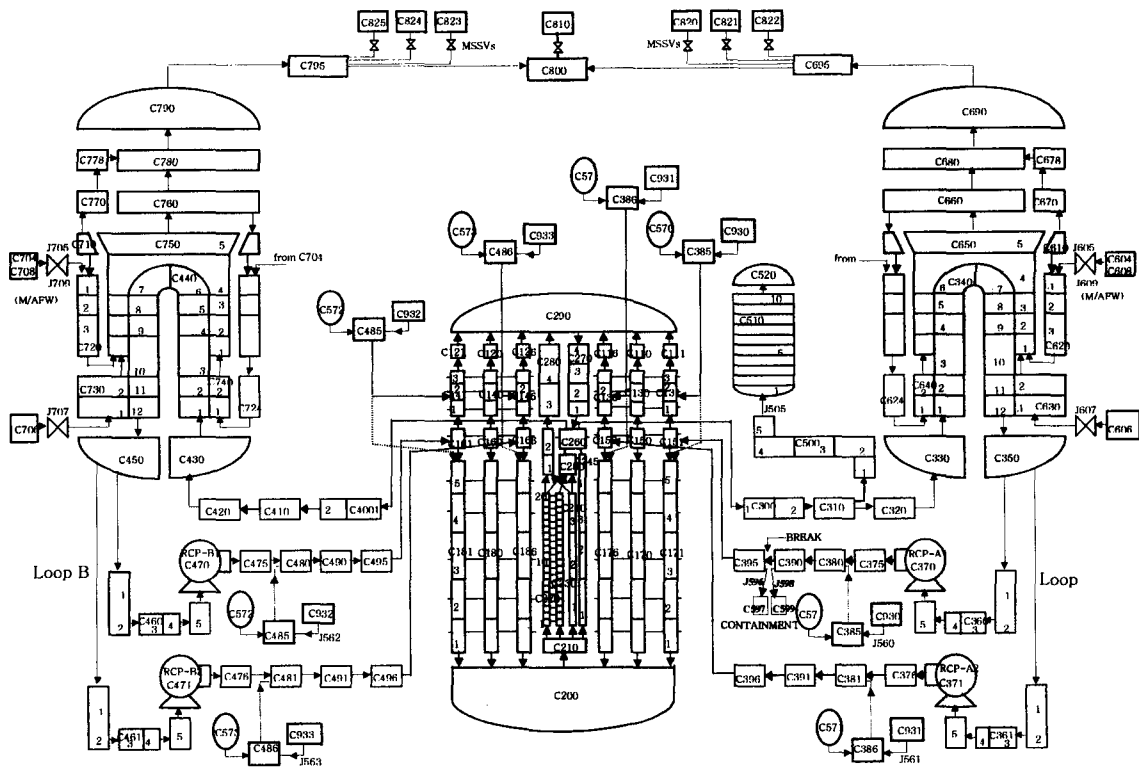


그림 3.15 APR1400 대형냉각재 상실사고 해석을 위한 RELAP5 노드

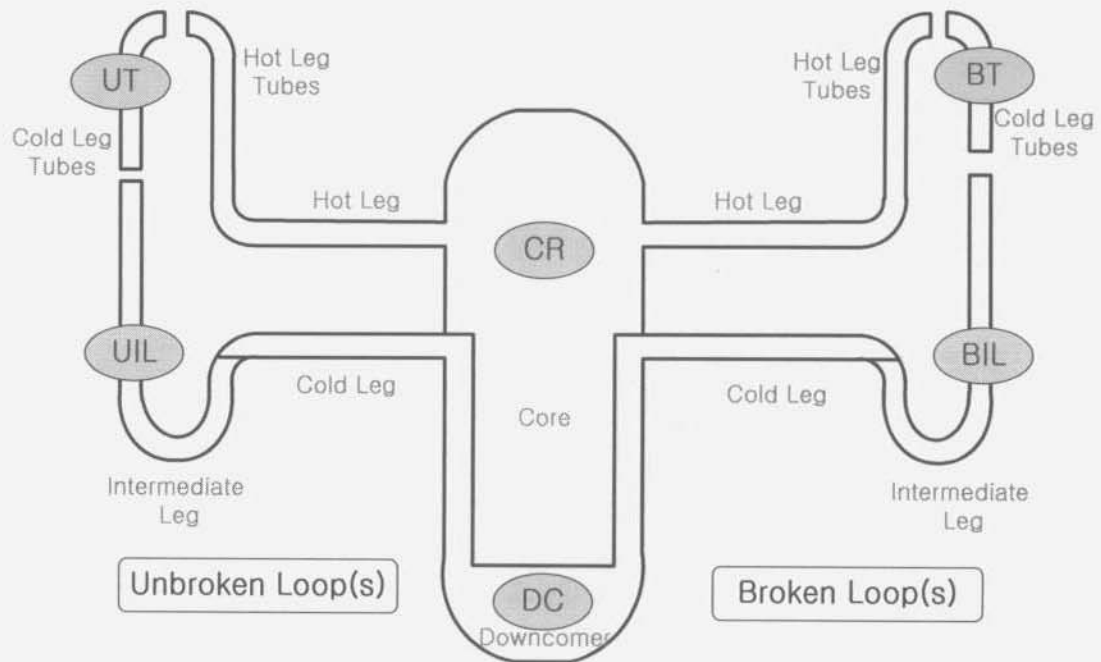


그림 3.16 MAAP4의 냉각재 노드

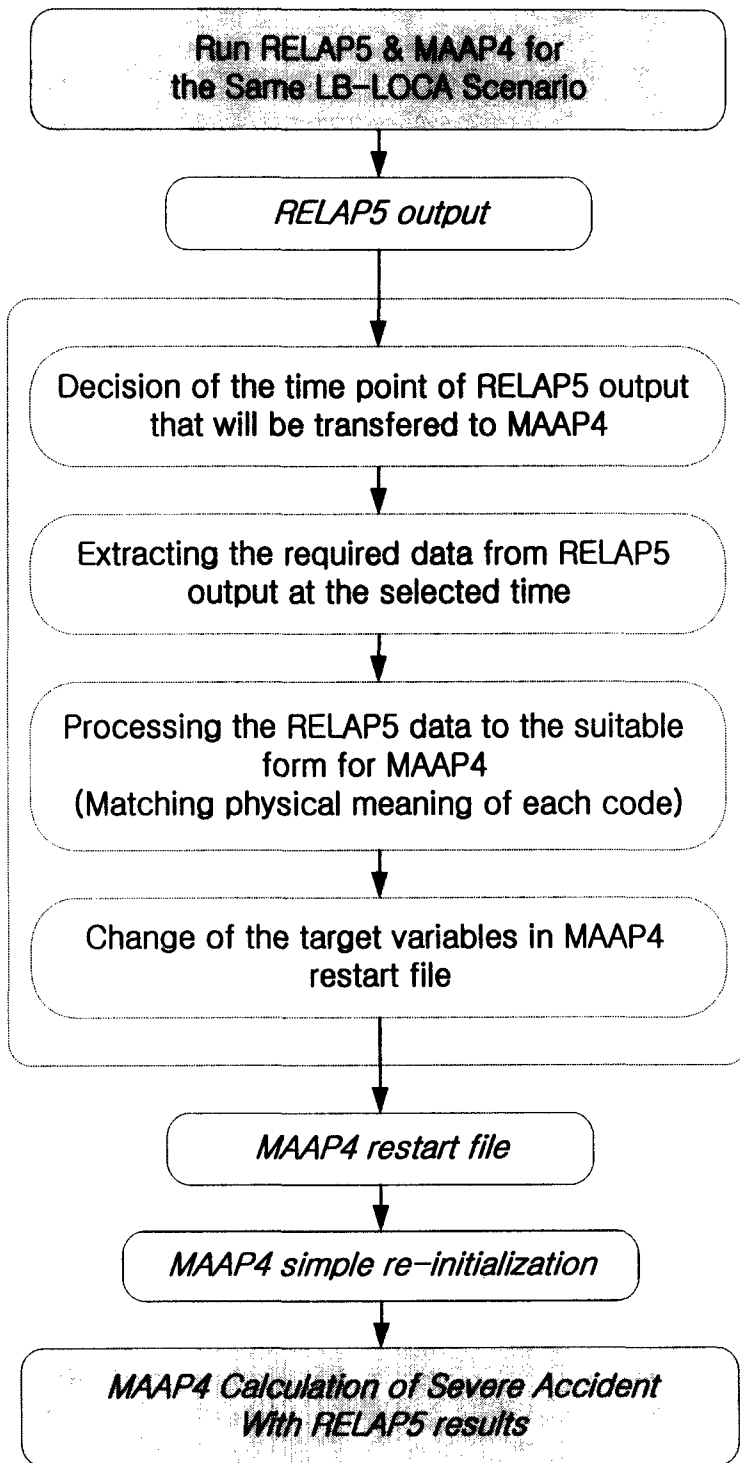


그림 3.17 RELAP5/MAAP4 연계 해석 체계를 위한 방법론

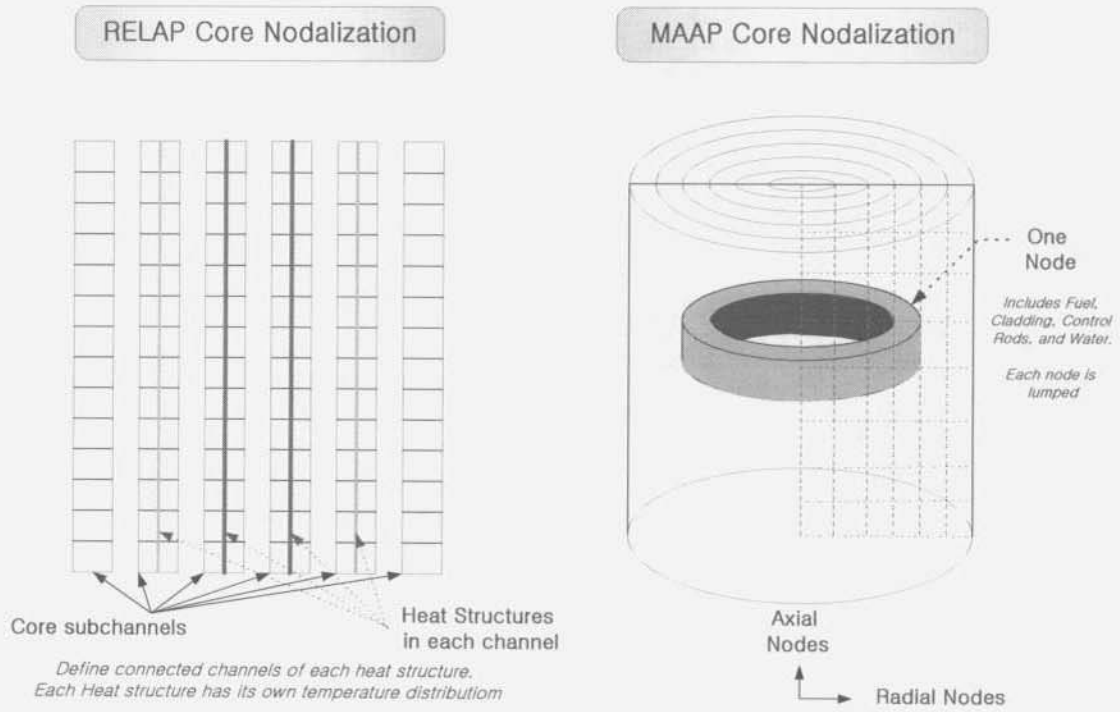


그림 3.18 RELAP5와 MAAP4의 노심 노드 구조 비교

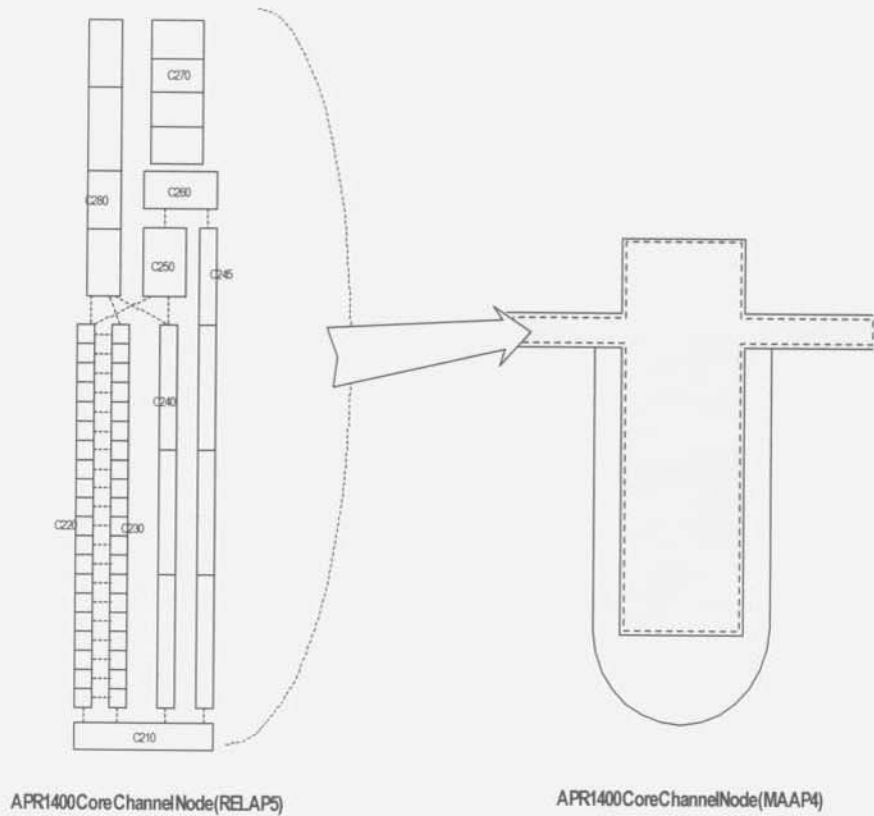


그림 3.19 RELAP5의 노심 열수력 정보의 전달

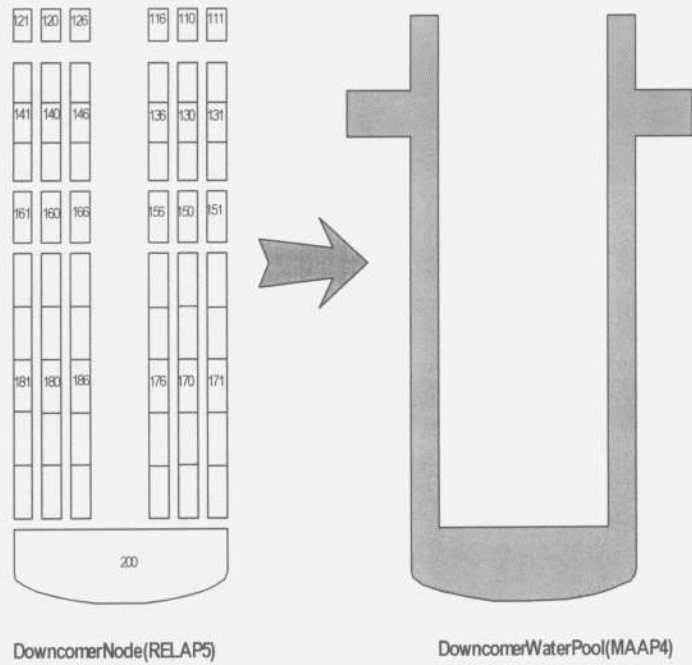


그림 3.20 RELAP5의 강수부 열수력 정보의 전달

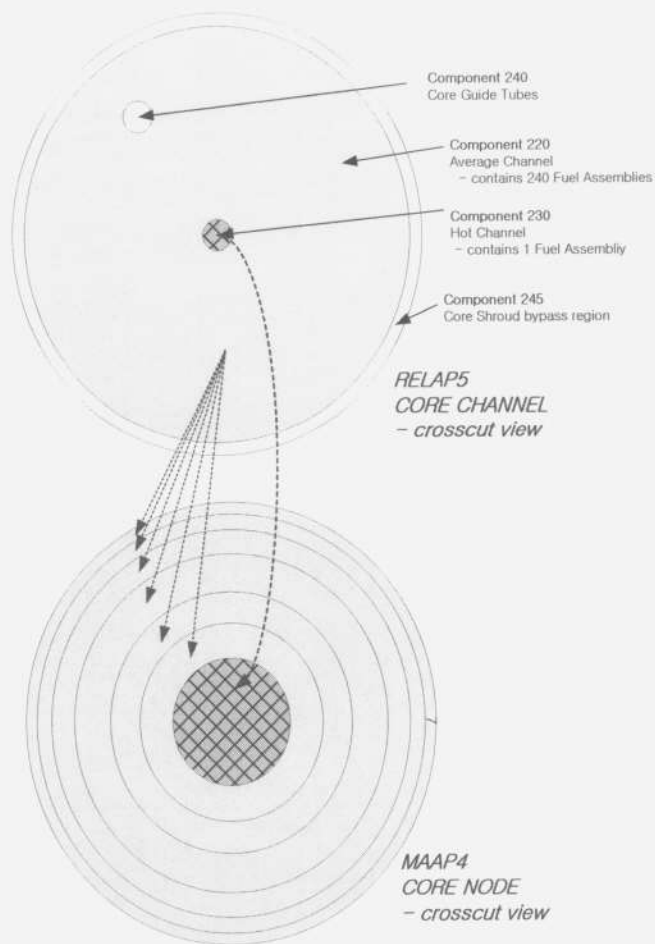


그림 3.21 RELAP5의 노심 에너지 정보의 전달

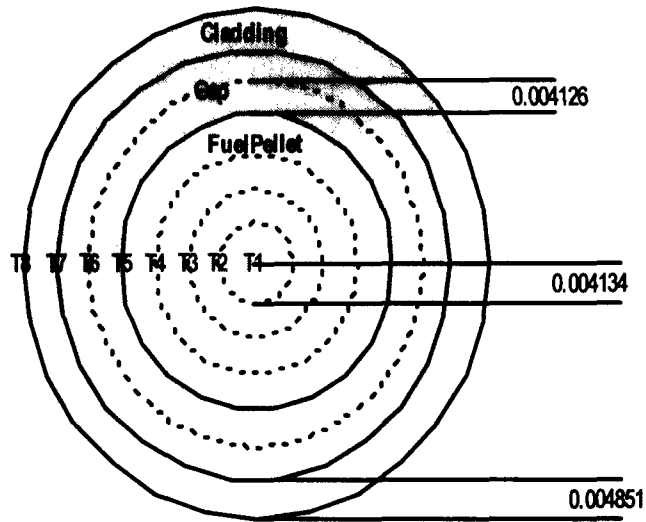


그림 3.22 RELAP5의 핵연료 온도 반경방향 분포

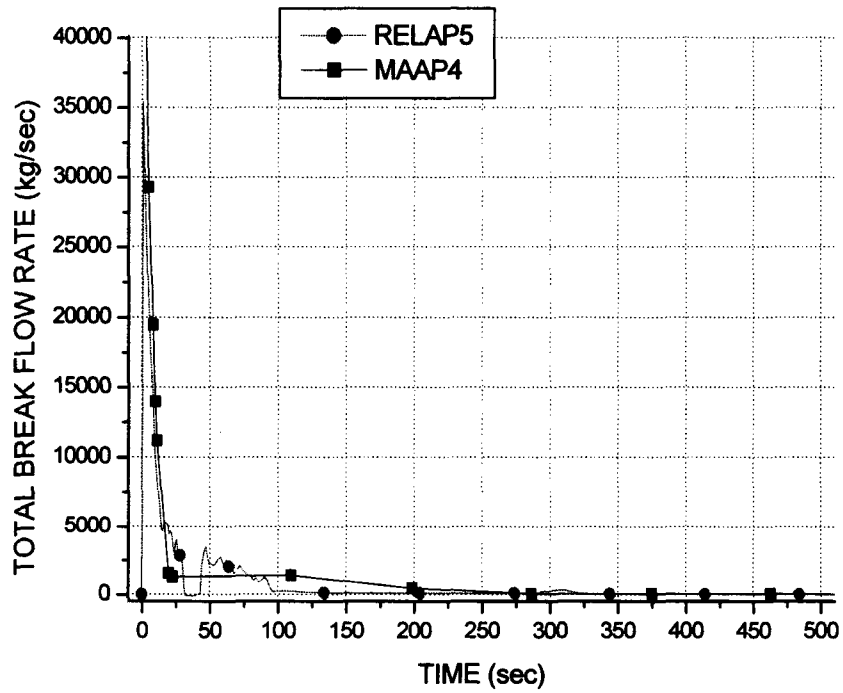


그림 3.23 RELAP5와 MAAP4의 방출유량 비교

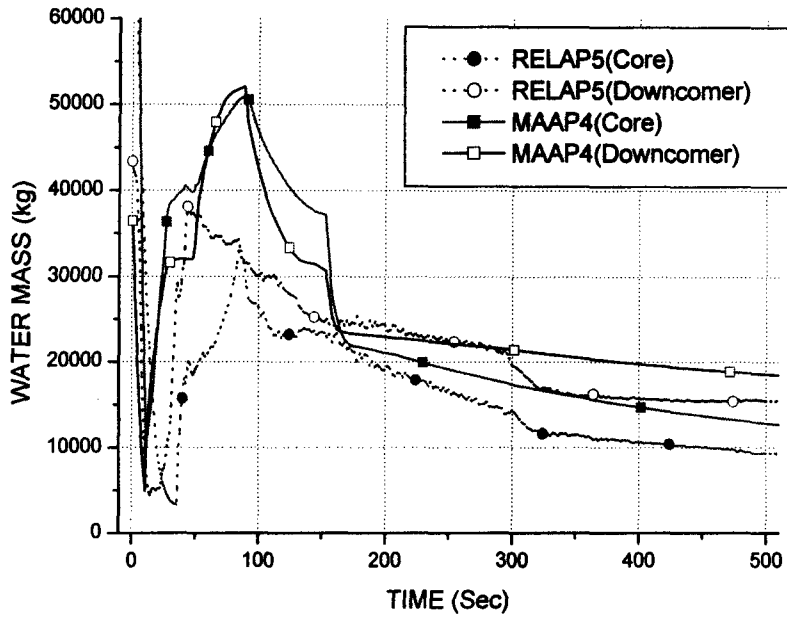


그림 3.24 RELAP5와 MAAP4의 냉각재 재고량 비교

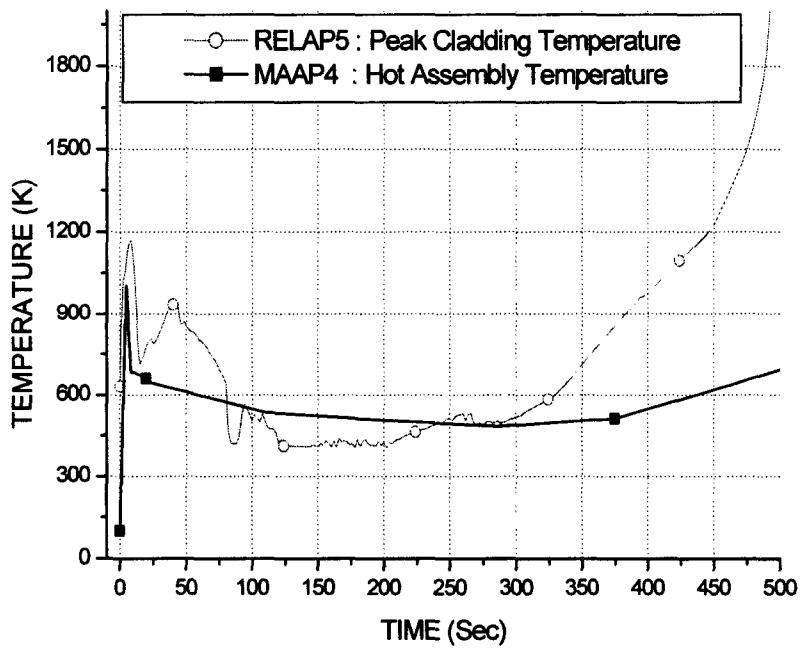


그림 3.25 RELAP5와 MAAP4의 고온집합체 온도 비교

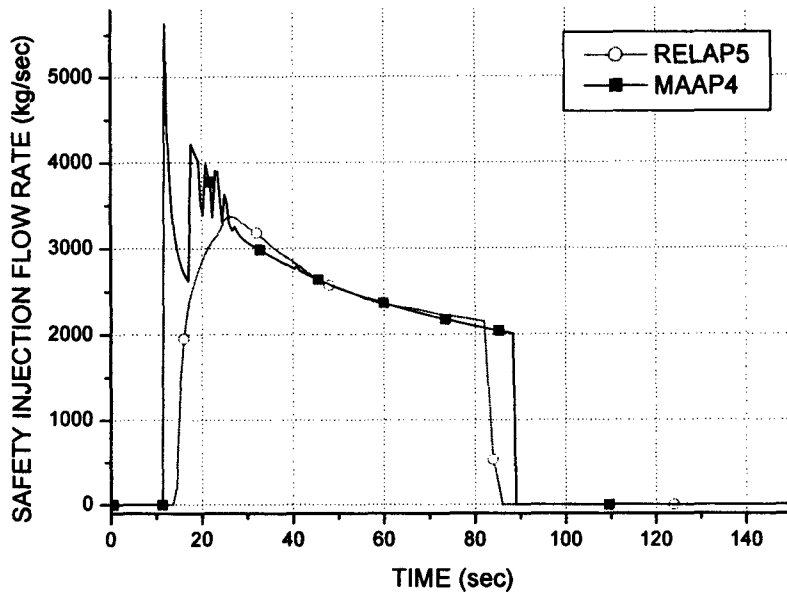


그림 3.26 RELAP5와 MAAP4의 SIT 유량 비교

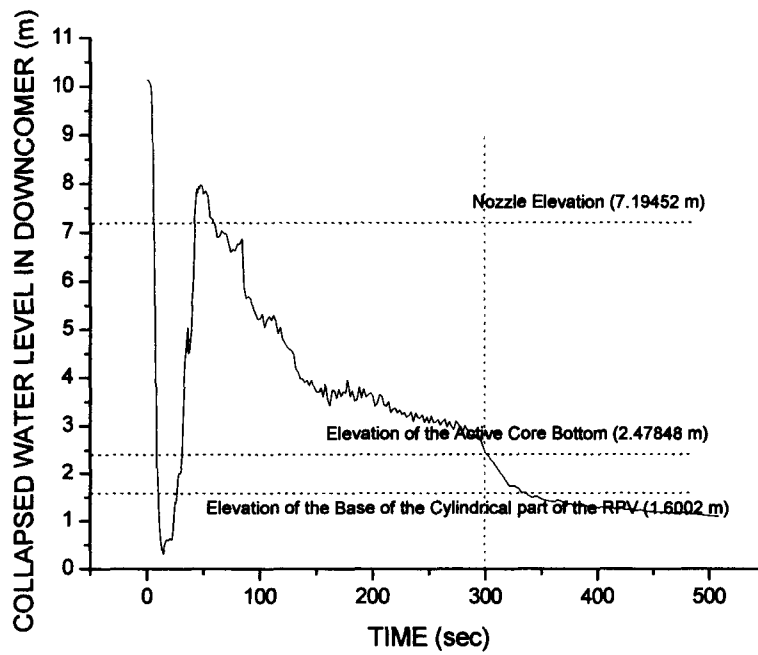


그림 3.27 RELAP5 계산에 의한 계통 수위

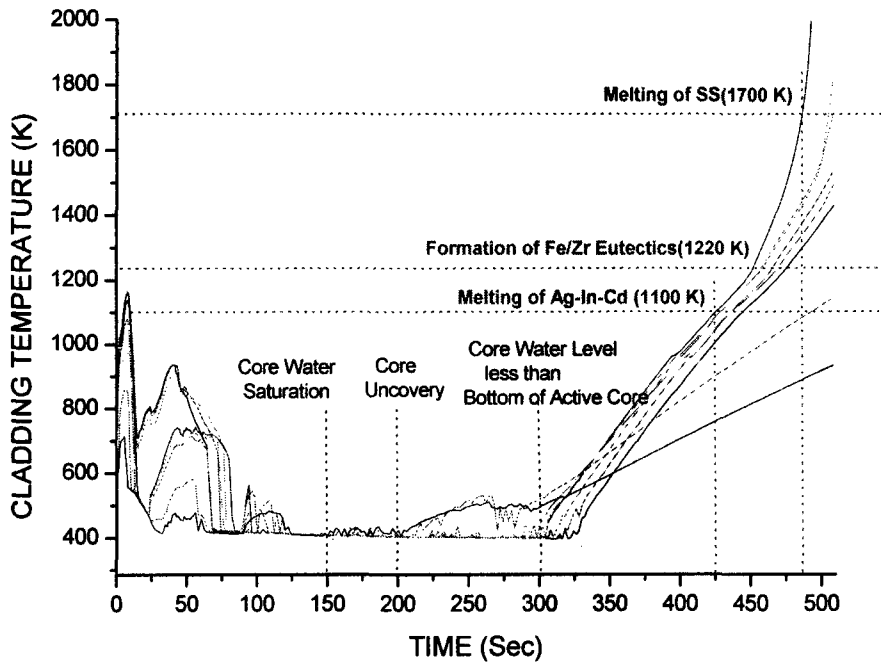


그림 3.28 RELAP5와 피복재 온도와 계통 거동의 시간대별 분포

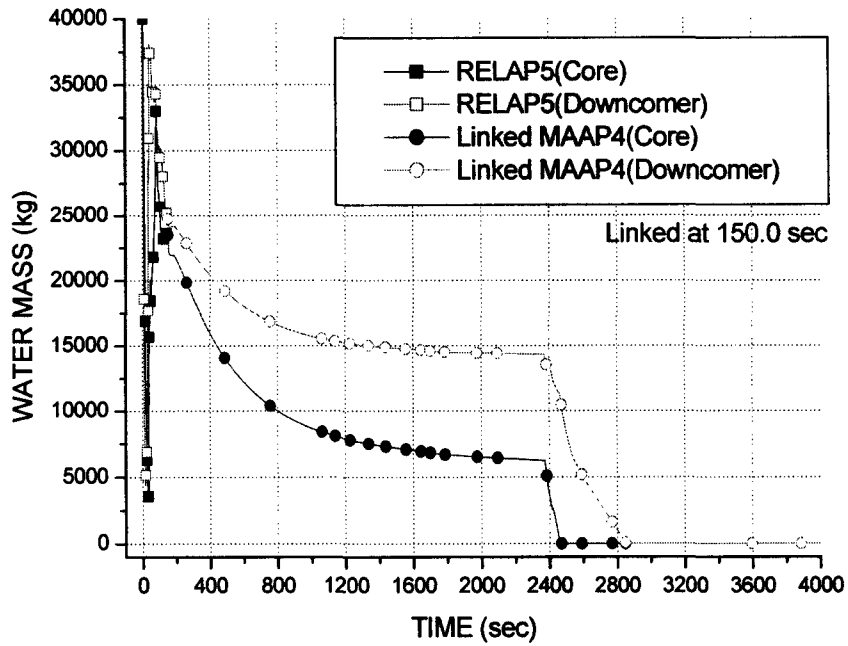


그림 3.29 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (150초 연계)

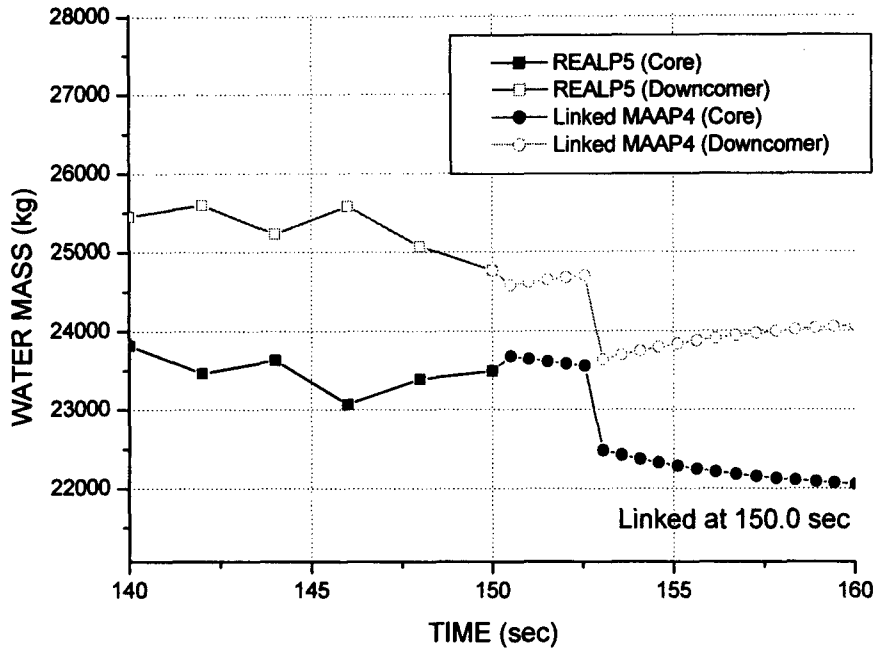


그림 3.30 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (150초 연계)-확대

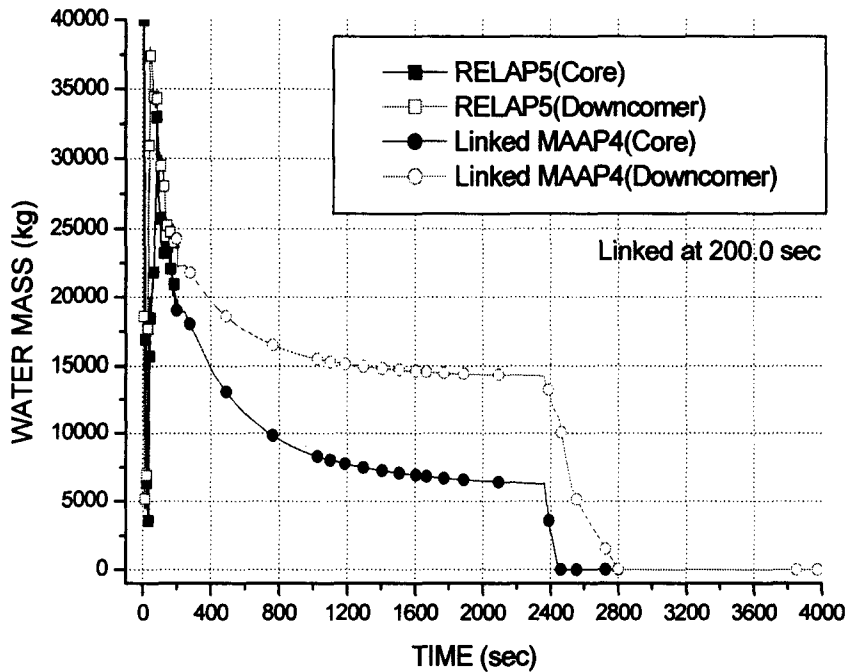


그림 3.31 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (200초 연계)

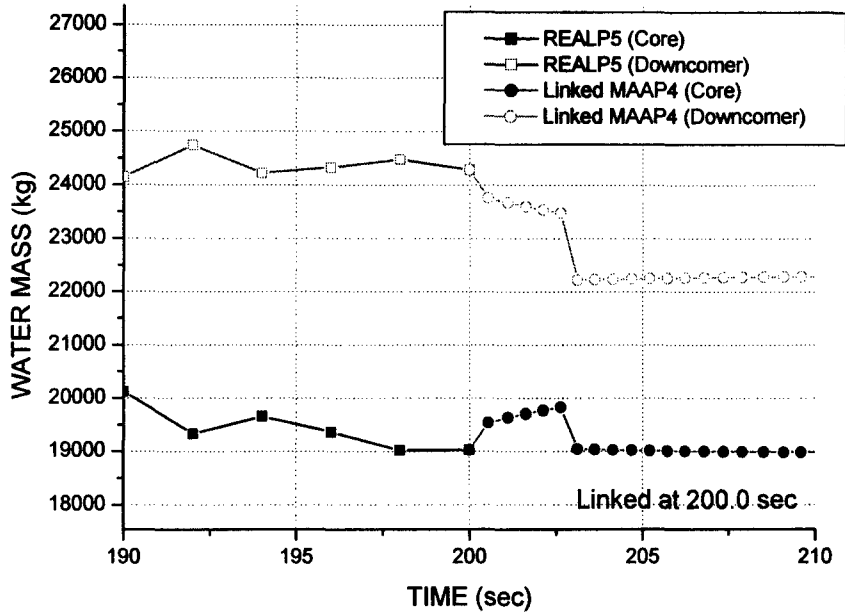


그림 3.32 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (200초 연계)-확대

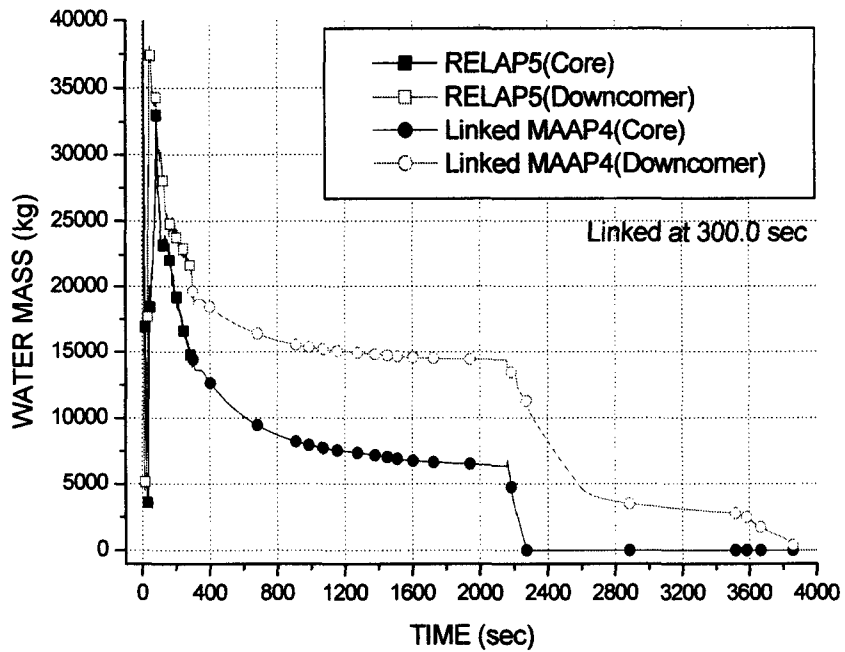


그림 3.33 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (300초 연계)

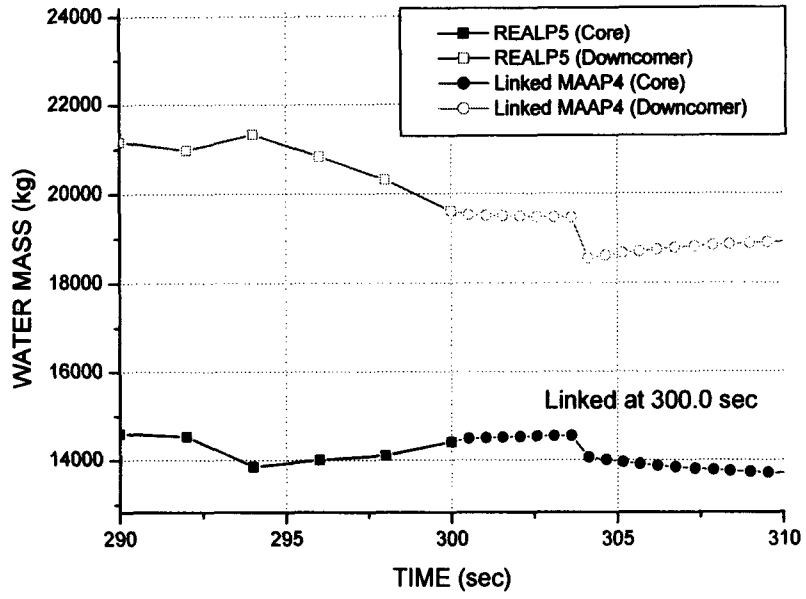


그림 3.34 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (300초 연계)-확대

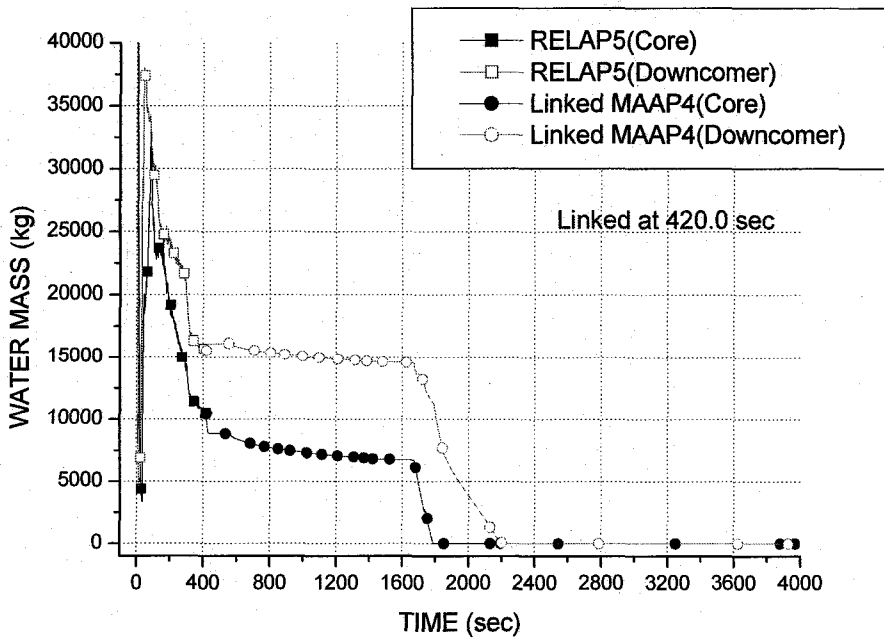


그림 3.35 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (420초 연계)

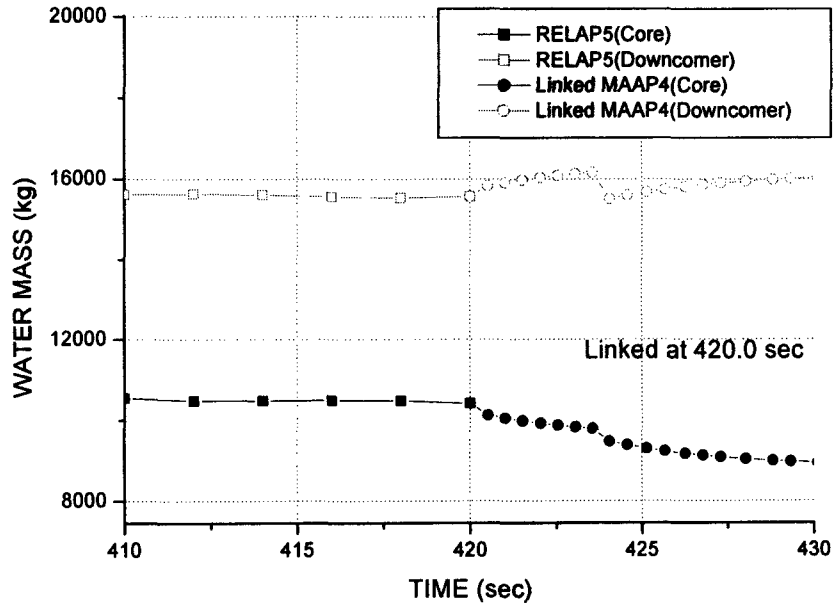


그림 3.36 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (42초 연계)-확대

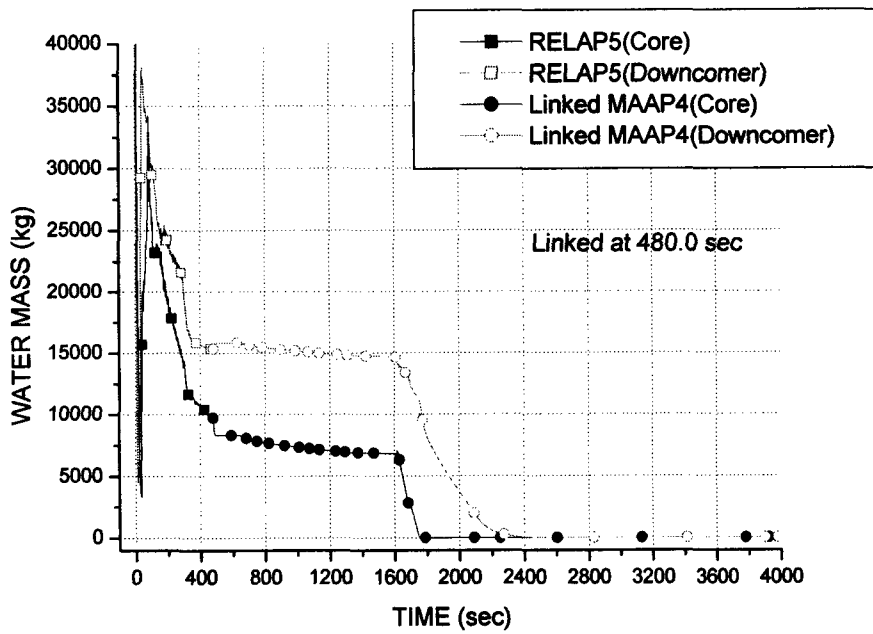


그림 3.37 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (480초 연계)

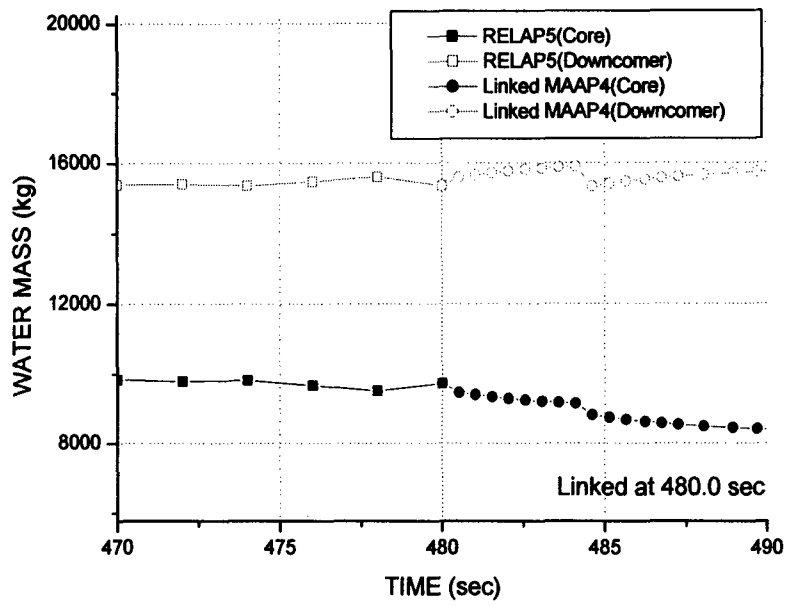


그림 3.38 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (480초 연계)-확대

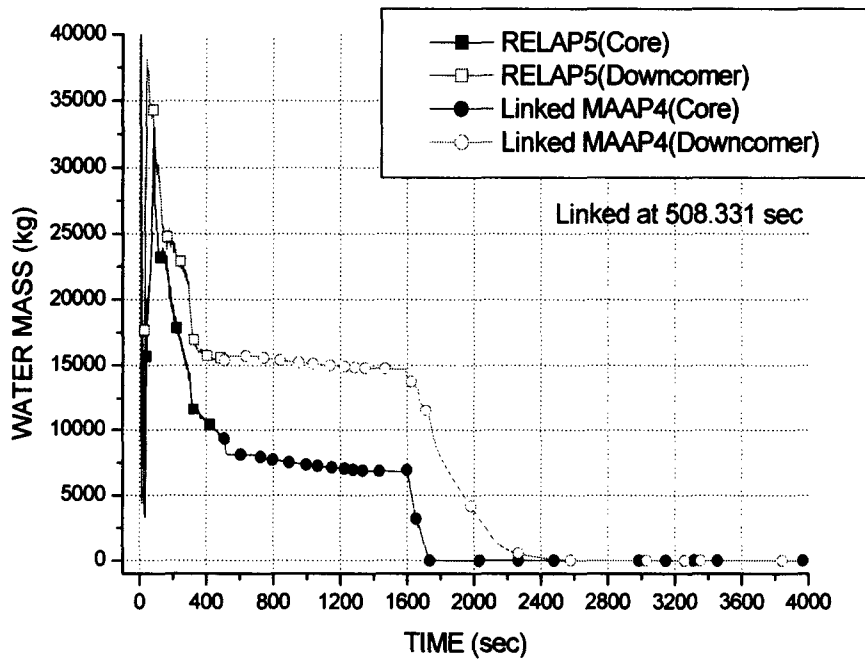


그림 3.39 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (508초 연계)

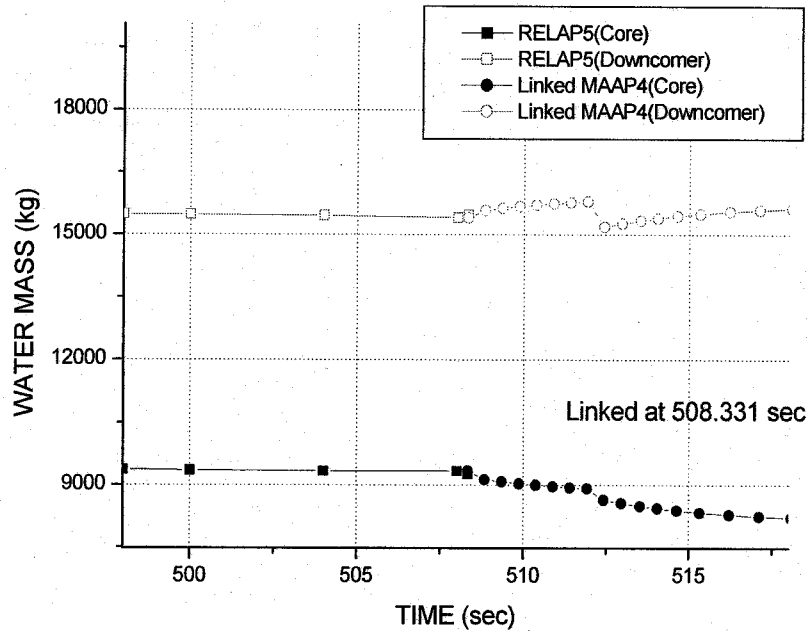


그림 3.40 냉각재 재고량 연계 해석 결과 (508초 연계)-확대

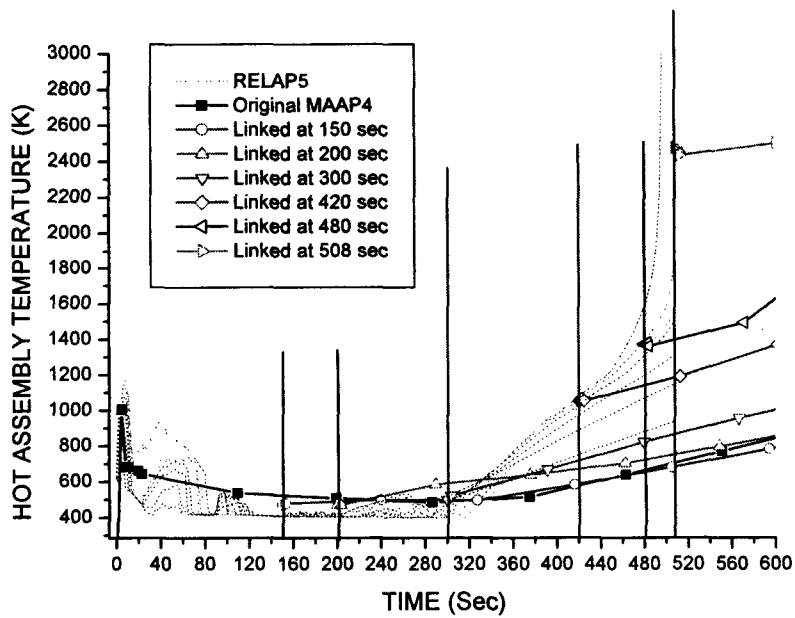


그림 3.41 노심 구조물 온도 정보 연계 결과

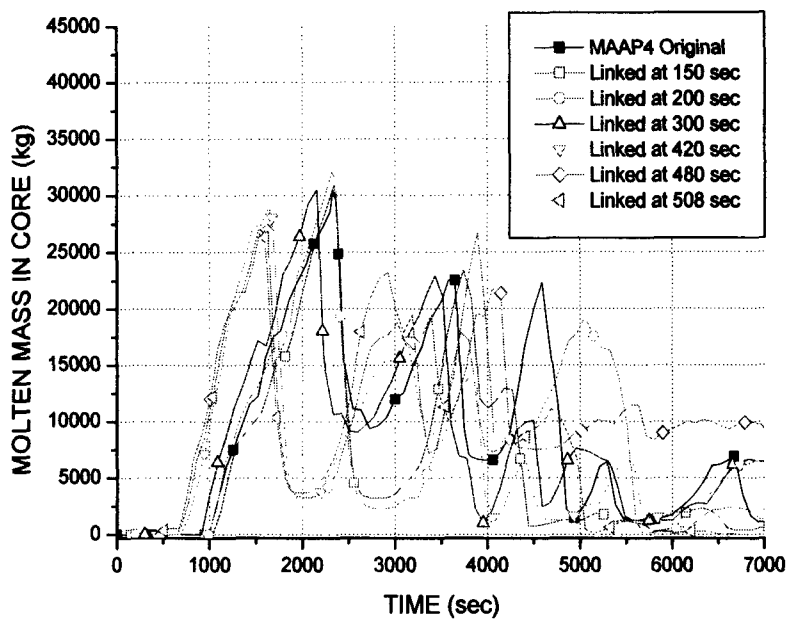


그림 3.42 노심 용융물 재고량

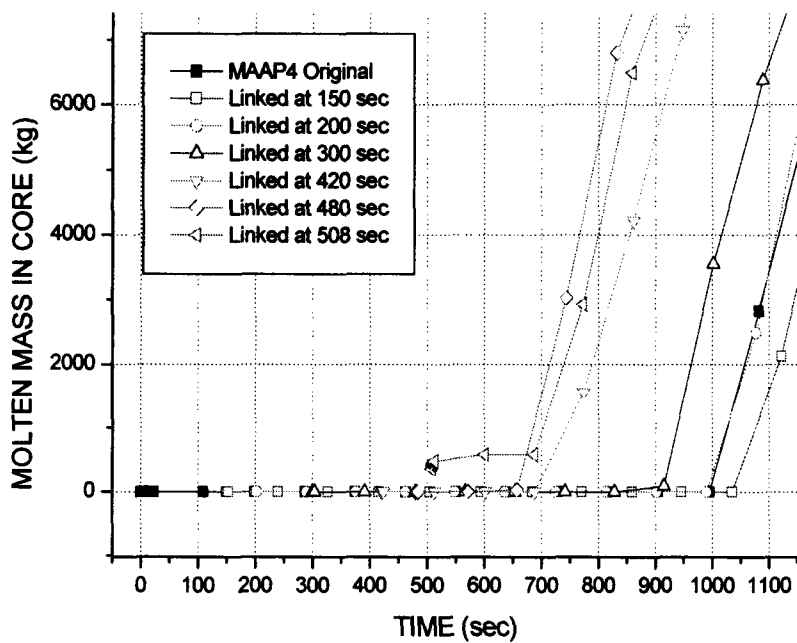


그림 3.43 노심 용융물 재고량(확대)

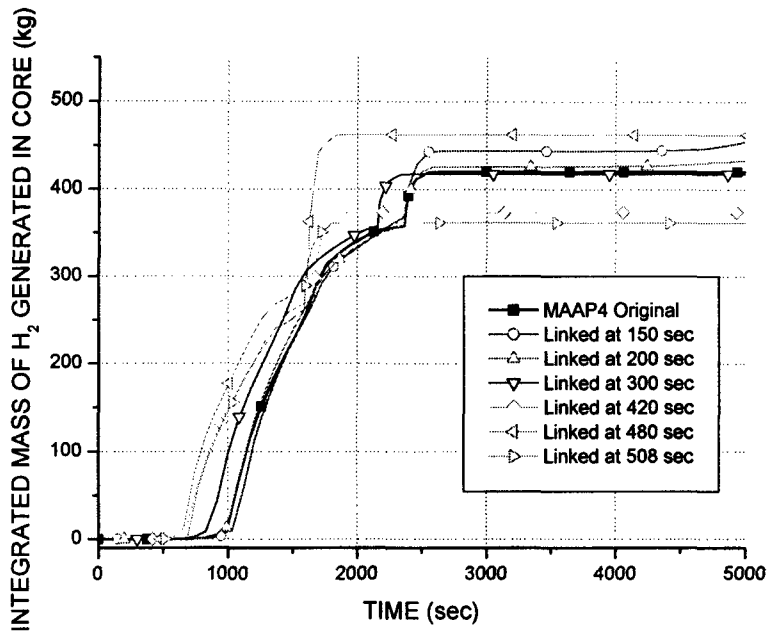


그림 3.44 노심 수소 누적 생성량

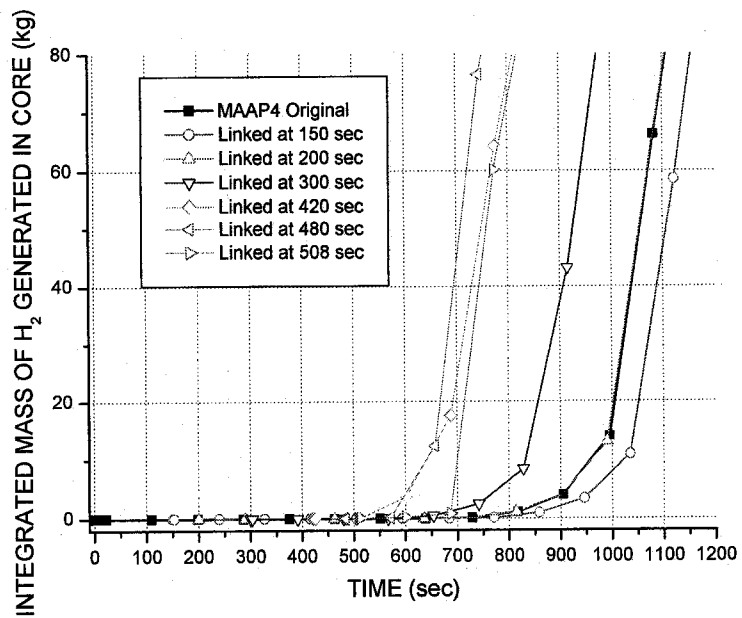


그림 3.45 노심 수소 누적 생성량(확대)

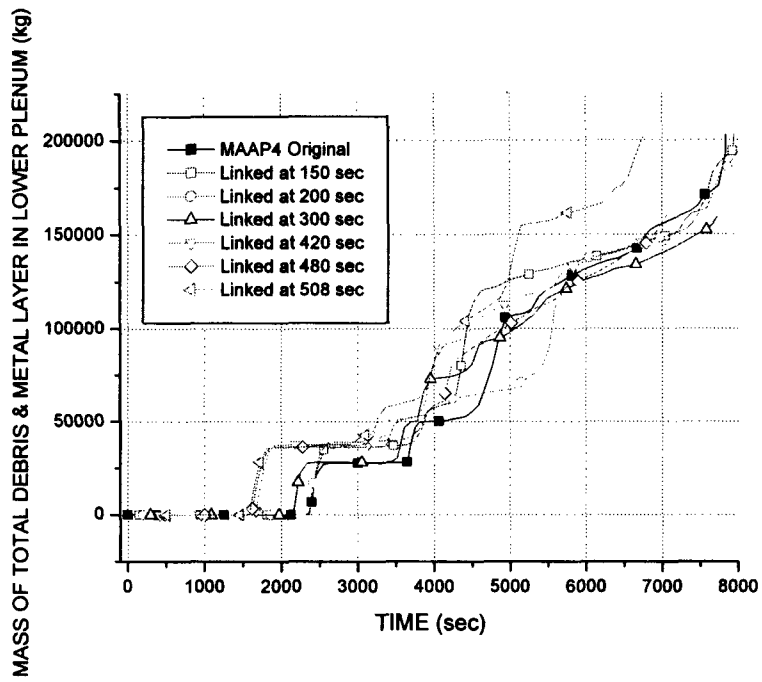


그림 3.46 하반기 용융 생성물 질량

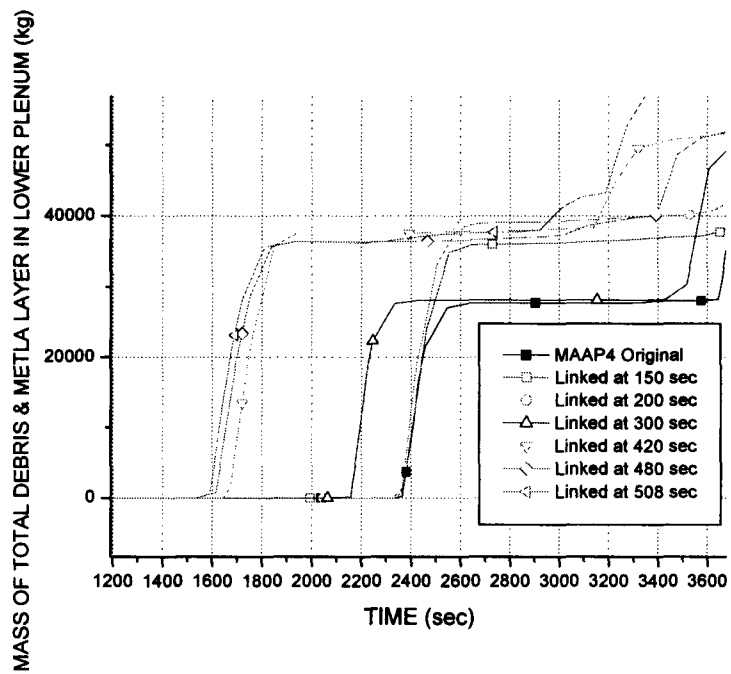


그림 3.47 하반기 용융 생성물 질량(확대)

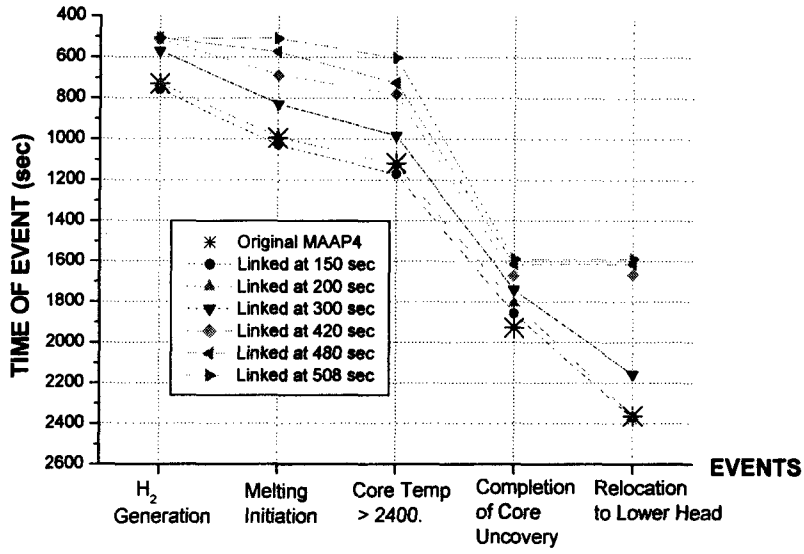


그림 3.48 연계 해석 시점에 따른 주요 중대사고 현상 진행도

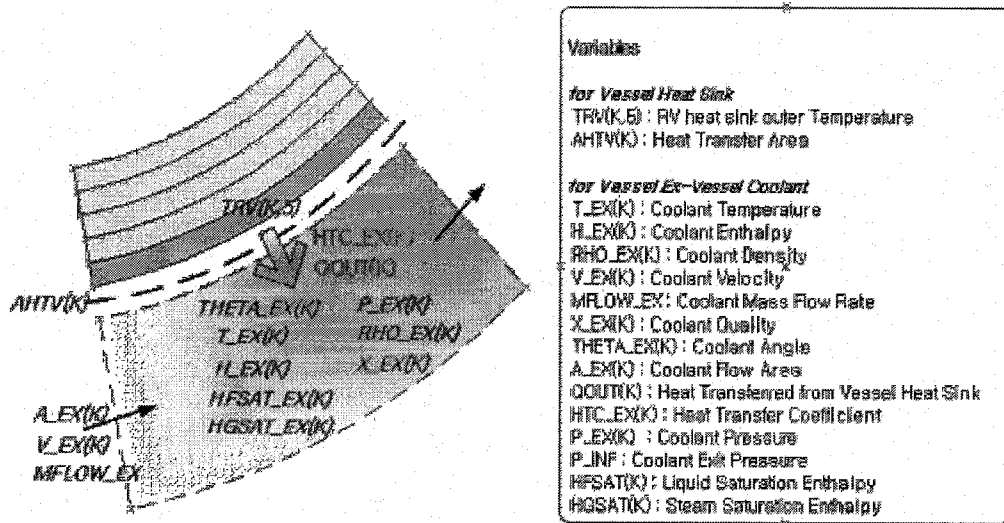


그림 3.49 MAAP4 외벽 냉각 모델 삽입을 위한 변수정의

**Overall Structure of Ex-Vessel Cooling Model
to be implemented in MAAP4**

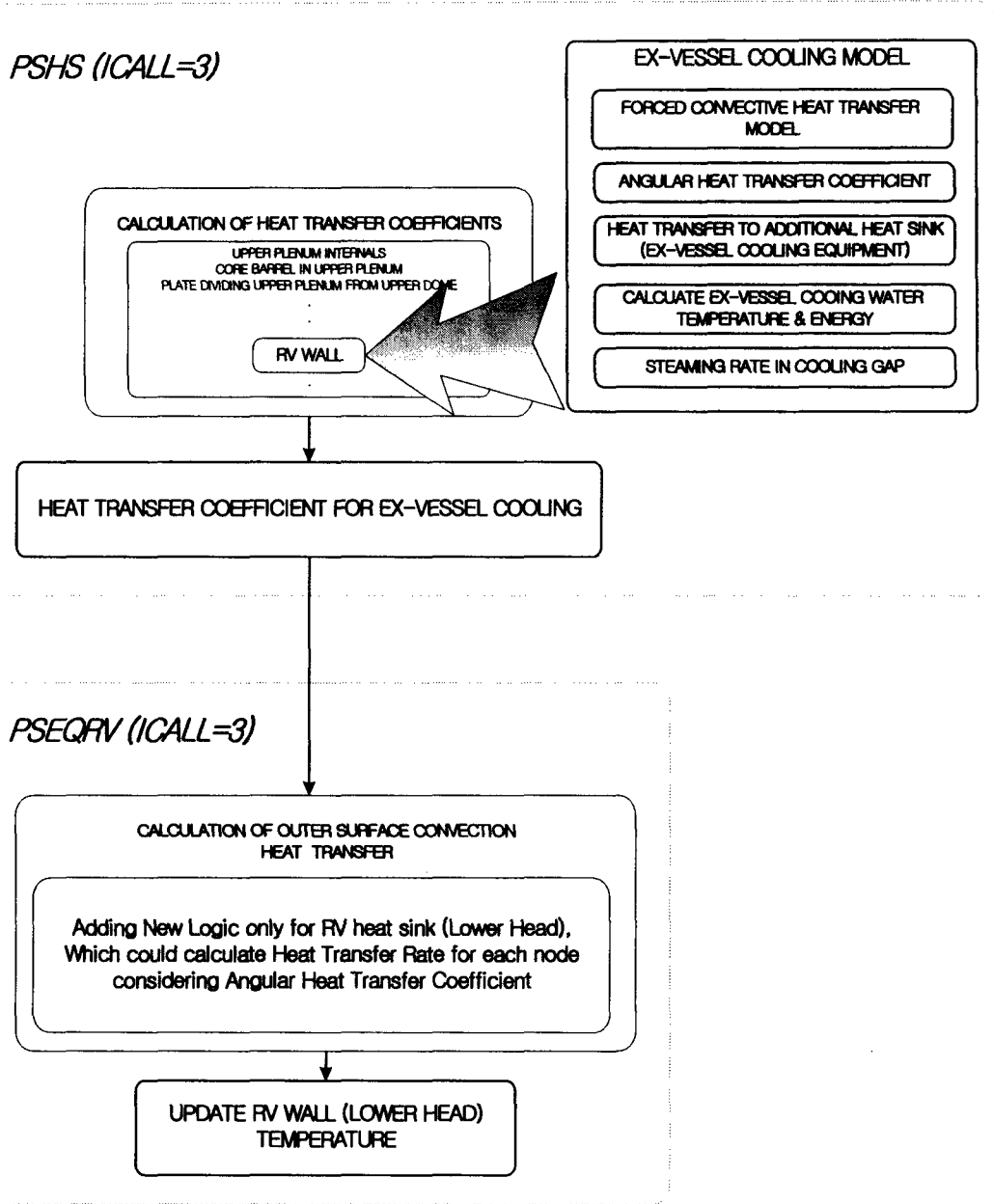


그림 3.50 MAAP4 외벽 냉각 모델 삽입의 구조의 개요

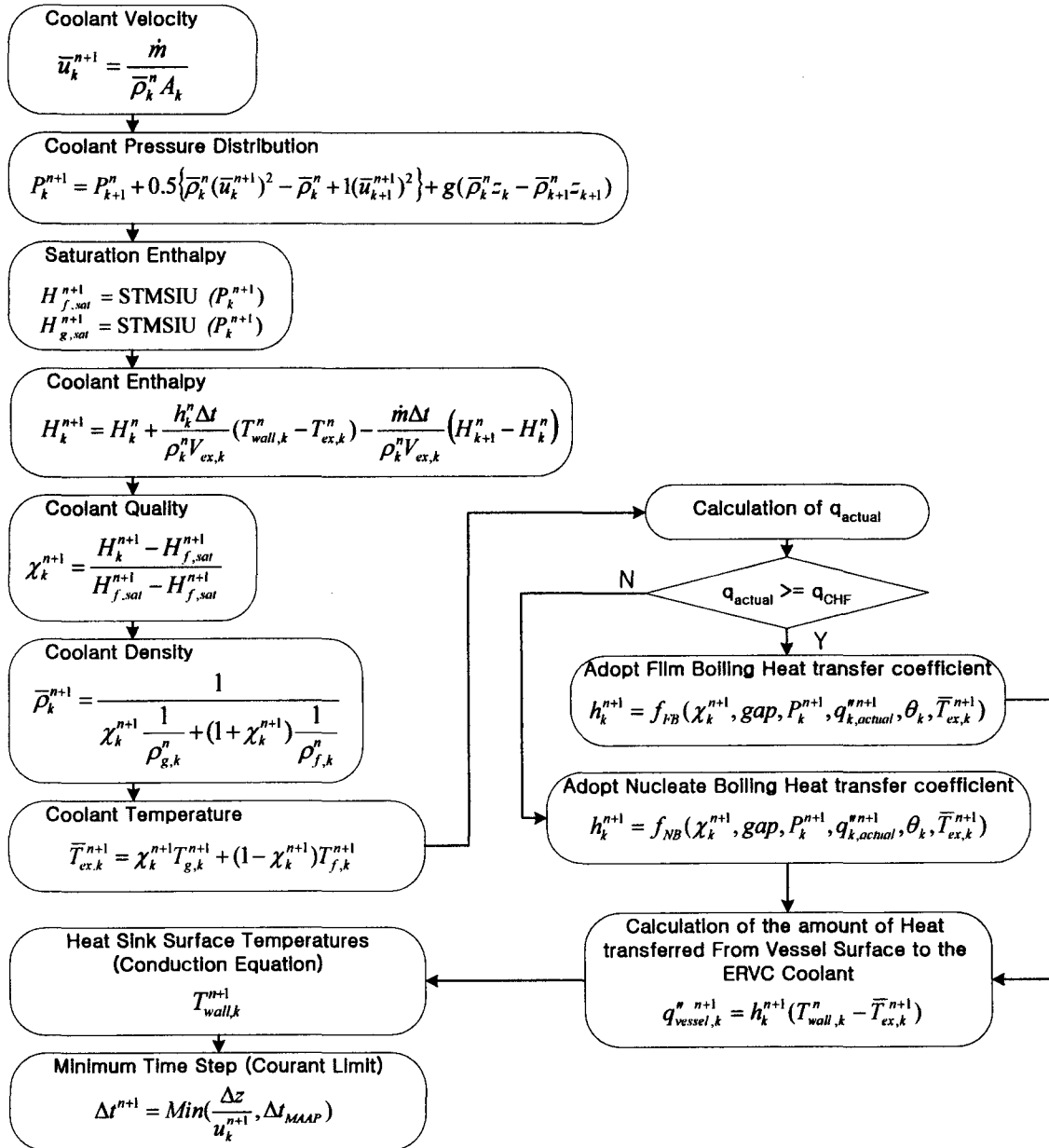


그림 3.51 MAAP4 외벽 냉각 모델 보존방정식 계산 흐름도

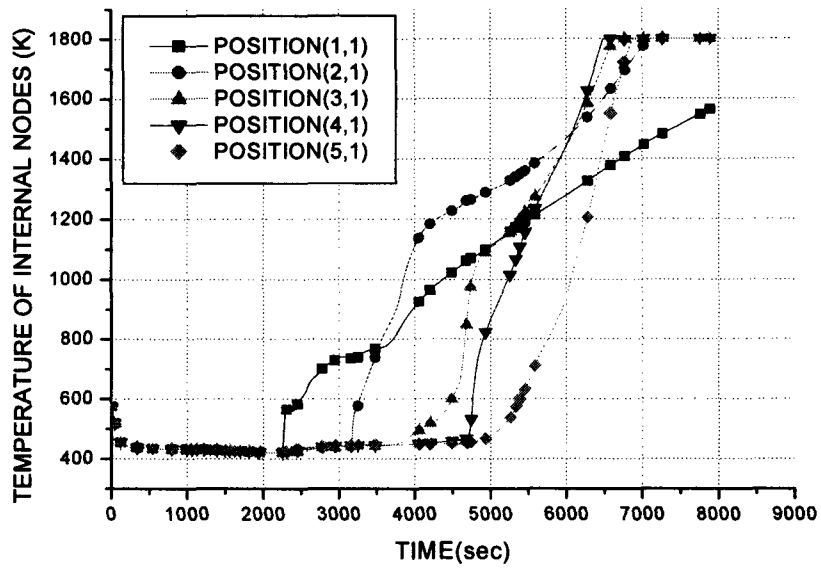


그림 3.52 MAAP4 내부 압력용기 노드의 온도 분포

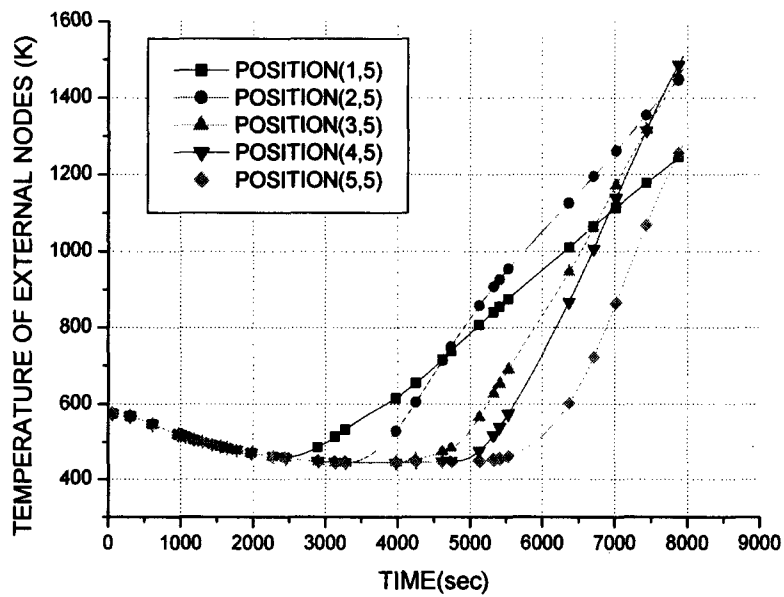


그림 3.53 MAAP4 외부 압력용기 노드의 온도 분포

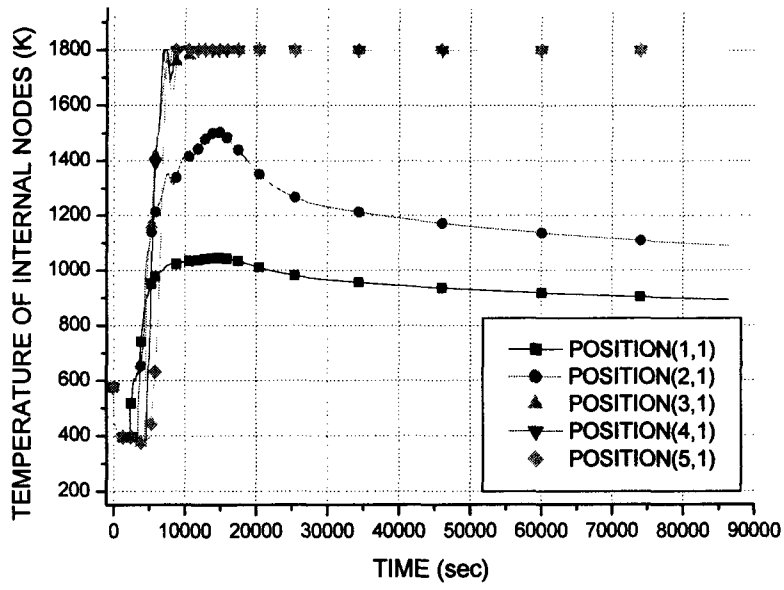


그림 3.54 외벽냉각 모델에 의한 내부 압력용기 노드의 온도 분포

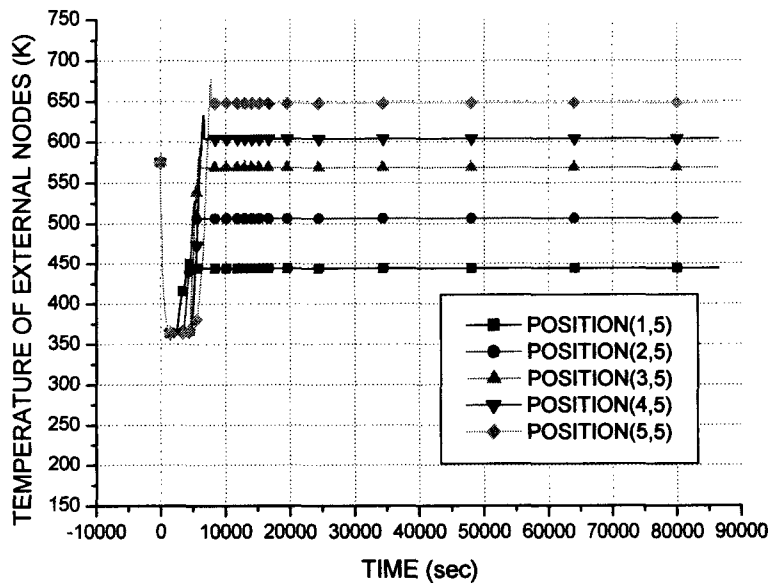


그림 3.55 외벽냉각 모델에 의한 외부 압력용기 노드의 온도 분포

제 4 장 목표달성도 및 관련분야에의 기여도

- Sweepout 모델 개발 및 검증

당해년도 본 연구의 목표는 설계기준사고에서 중대사고로 천이되는 과정에서 노심 냉각수 재고량 변화를 모사하기 위한 연계실험 장치의 척도해석방법 수립, 이에 대한 연계실험 장치에서 실험수행 및 Sweepout 개별 실험 장치 제작, 실험수행이다. 척도해석방법론 개발을 위해서는 지금까지 개발된 것들 중 대표적인 방법론인 선형 척도법, 체적 척도법, 3단계 척도법을 검토하여 본 연구를 위한 실험 장치에 적용하는 것이 타당한지를 검토하였다. 그 결과 3단계 척도법을 통하여 주요 현상을 보존시켜 주는 무차원수들을 도출해 냈으며, 상사성이 유지됨을 확인하였다. 또한 연계실험 장치를 통해 설계기준사고에서 중대사고로 천이되는 과정의 노심 및 강수부 수위의 변화를 측정하는 실험을 Loop Seal 폐쇄 및 개방의 경우에 대해 각각 수행하였다. 그리고 실험 장치를 최적 열수력 해석코드인 MARS-1D로 모델링하여 Loop Seal이 개방된 경우의 실험 결과와 비교함으로써 코드의 사고해석 능력을 평가하였다. 그리고 사고 시 열수력 현상 중에서 노심 냉각재 재고량 감소에 영향이 큰 Sweepout 현상을 연구하기 위해서 원형의 강수부를 1/5로 축소한 평판형 실험 장치를 설계, 제작하였다. 이를 통해 유량에 따른 Critical Void Height 측정 실험을 수행하였으며, 실험 장치의 가시화를 통해 Sweepout 현상의 메커니즘을 파악하고, Critical Void Height과 방출량 관련 모델을 개발하여 통합루프와 최적열수력해석코드를 통해 Sweepout 모델의 타당성이 검증되었다.

- 중대사고 관련 현상 모델 개선을 위한 실험

중대사고 분야에서의 실험과 해석 연구는 개별 영역별로 이루어졌다. 상사물질로 주석(Tin)을 사용하였다. 주석은 이전 실험에서 사용했던 상사물질인 저온용융합금몰보다는 용점이 162K 높은 물질이다. 연료봉 집합체를 설계, 제작하여 단일 연료봉이 아닌 2x2의 형태로 연료봉을 배치하여 비등에 의해 감소되는 냉각재의 수위에 따른 용융 거동을 살펴보았다. THETA 실험 장치를 이용하여 수위감소율을 적용한 상태에서 용융거동을 모사하고 관련 현상을 분석하였다. 노심 용융 거동 이후에 용융물이 하반구로 재배치되어 용융풀을 형성하였을 때의 열전달 현상에 대한 실험을 또한 수행하였다. Pr 수 효과에 대한 연구를 위해 추가적인 실험이 수행되었고 기존의 반원형몰보다 크기는 2배가 큰 자연대류실험을 수행하여 풀높이가 자연대류에 미치는 영향을 평가하였다.

용융풀의 열적 부하에 대한 냉각 실험 연구도 연구목표대로 수행되었다. Helmholtz 불안정성의 영향을 받아 증기막 두께에 제한이 생길 때의 막비등 열전달 계수를 이론적으로 예측하였고, 기존의 120, 294 mm 실험결과와 새롭게 추가된 200 mm 실험력 과도 잘 예측하였다. 또한, 시편의 전체 지름이 450 mm이고 구리 지름만 340 mm인 하향 곡면에서 경계면 불안정성 가시화가 이루어졌다. 외벽냉각을 통하여 충분한 열

제거가 이루어질 수 있는가에 대한 실험적 검증을 위해 기울기가 임계열속에 미치는 영향을 정량화 하였다.

- 열수력 모델 개선

본 연구에서 수행한 가상의 노심 압력 적층항의 적용을 통해 기존의 MAAP4에서는 볼 수 없었고 또한 그로 인해 MAAP4가 가졌던 고유의 열수력 해석의 단점을 보완할 수 있을 것으로 기대 된다. 엄밀한 운동량 방정식이 적용되지는 않았지만 노심과 강수 부간의 냉각재 이동을 결정하는 중요한 물리적인 역학을 MAAP4에서 어느 정도 구현 할 수 있게 되었고 결과적으로는 노심 수위 거동은 실제 실험의 거동과 상당히 유사한 결과를 도출하였다. 따라서 본 모델의 적용만으로 많은 사고 해석에 적용되어 보다 실제와 가까운 열수력 계산이 가능해지리라고 기대된다.

- RELAP5/MAAP4 연계 해석 체계 구축

본 연구에서는 대형 냉각재 파단 사고에 대한 열수력 및 중대사고 해석을 위한 RELAP5/MAAP4 연계 해석 체계를 구축하였다. 두 코드가 물리적으로 상사성을 가지지는 않지만 각 해당 분야에서 그 활용도가 높고 충분한 신뢰도도 가진 코드이며 본 연구의 결과에서 볼 수 있듯이 적절한 연계 해석의 방법론도 개발되었다. 따라서 MAAP4가 가지고 있는 초기 열수력 계산에 대한 불확실성을 줄이고 보다 현실적인 사고 해석이 가능하리라고 판단된다. 본 연구에서 개발된 RELAP5/MAAP4의 연계 해석 체계를 이용한 해석에도 나름대로의 불확실성이 존재한다. 일반화되기 쉽지는 않은 연계시점 문제와 연계 정보의 선택에도 사고 해석의 조건에 따라 다른 적용이 되어야 할 것이기 때문에 그 과정 중에 여러 가지 오차 및 불확실도가 존재할 수 있다. 그러나 RELAP5/MAAP4의 연계 해석 결과는 하나의 중대 사고에 대한 해석 가능한 결과들의 스펙트럼을 생산하며 이러한 결과를 PSA와 SAM 등에 활용한다면 결과적으로는 알 수 없었던 중대사고 해석에 대한 불확실도를 줄여주는 결과로 반영될 수 있을 것이다.

-외벽냉각 모델의 개발

본 연구에서는 MAAP4의 외벽냉각의 모사를 위한 기반 프로그램 및 전체적인 골격을 완성하였으며 본 과제에서 개발된 막비등 상관식을 적용하여 외벽냉각 장치의 노심용융물로 인한 압력용기의 열적부하 감소에 대한 냉각 역량을 잠정적으로 평가하였다. 현재 APR1400에 적용이 적극적으로 검토되고 있는 상황에서 이러한 설비에 대한 해석이 다양한 각도에서 수행되어야 할 것이다. 본 연구에서는 중대사고 해석 분야에 활용도가 높은 MAAP4 코드에 이러한 외벽냉각을 모사할 수 있도록 코드의 수정과 추가적인 프로그램의 삽입 및 새로운 상관식을 적용하는 등의 향후 외벽냉각의 해석을 위한 기반을 마련하였다. 현재는 그 적용성과 완성도가 다소 부족한 면이 있는 것으로 판단되나 향후 자연대류의 해석 역량을 갖추고 모델 적용의 타당성 검토가 이루어진

다면 보다 신뢰도 있는 외벽냉각 해석 도구가 될 수 있을 것으로 기대한다.

여 백

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

- 기술적 측면

1978년 4월 29일 최초로 고리 1호기가 상업운전을 시작한 이후 현재에는 울진 3호기까지 14기의 원전이 운전 중이며 98년 8월 산업자원부 「장기전력수급계획」에 의하면 2015년까지 총 28기의 원전을 건설·운영할 계획이다. 표준 원전인 울진 3&4호기는 95%의 기술 자립화를 이룩하였다. 그러나 설계 기술의 축적은 기술 도입 단계를 거치면서 쉽고 경제적인 소프트웨어 측면에 거의 편중이 되어 왔기에 완전 설계 자립에 대해서는 많은 논란이 되어 왔다. 특히 새로운 개념의 차세대 원전에서 독자적 설계와 국내 원전의 해외 수출을 궁극적 목적으로 하고 있는 현재 가장 크게 대두되고 있는 것은, 첫 번째로 독자적 안전 평가 능력과 두 번째로는 계통성능 및 신기술 성능 검증 기술이다. 이 두 분야에 대해 국내에서도 많은 연구가 진행되어 왔으나, 우리나라 원자력 산업의 규모에 비해 국내 실험연구에 상대적으로 적은 투자로 인해 독자적인 기초자료 및 실험 데이터를 생산하지 못하고, 대부분의 기술을 외국으로부터 수입하거나 이전 받는데 크게 의존하여 왔다.

원전 기술의 자립화와 더불어 국산 원전에 대한 안전성 제고와 평가 기술을 확보하고, 또한 새로운 안전 개념의 도입 시 요구되는 설계 검증을 위해서는 열수력 안전성 실험체계의 구축이 절대 필요하다. 궁극적으로 원전 기술의 자립을 통해서 원전의 안전성 및 경제성을 향상시킬 수 있을 뿐만 아니라, 원전의 안전성에 대한 국민의 신뢰를 확보할 수 있을 것이다. 이와 더불어 독자적인 실험 체계의 구축을 통하여 상호 호혜주의 원칙에 따라서 국가간의 보유 기술 및 실험 결과의 상호 교환을 편리하게 함으로써, 대등한 위치에서 다양한 국제 공동 연구 프로그램에 참여가 가능하다고 할 수 있다. 즉, 국내의 제한된 인력과 재원 조건하에서도 최소한의 투자로 단기간 내에 선진국 수준의 기술 확보를 가능하게 할 수 있으며, 궁극적으로 국내의 원자력 기술분야의 선진화에 크게 기여할 것이다.

국내에서는 원전설계 기술 자립 과정에서 눈에 보이는 설계 기술 확보에만 전력을 다 하였을 뿐, 그 설계 기술의 응용·보완을 위해 가장 필수적인 안전성 실증 실험에 대한 관심은 전혀 기울이지 못하였다. 그러다 보니 날로 발전하는 원전설계 기술에 우리 기술이 새롭게 도입되지 못하고 또 다시 기술의 낙후가 예상되고 있다. 더구나 국내의 원전 계통 설계 개념은 미국의 Westinghouse사, 프랑스의 Framatome사 및 독일의 Siemens사의 설계 개념과 다르기 때문에 더욱 이에 대한 독자적인 안전성 실증 실험의 기반이 필요하다고 말할 수 있다.

- 경제·산업적 측면

진정한 의미에서의 원전 설계 및 운전 관련 기술의 자립 및 고유화, 그리고 새로운 원자로의 개발을 통한 경쟁력 확보를 위해서는 열수력 안전성 실증실험 기술 체계 확립을 통한 실증실험의 수행이 필요하다. 이러한 원전의 열수력 안전성 실증실험 기술의

일환인 가압경수로 계통 심층 방호 기술은 원자력 안전관리기술 분야에 해당하는 기술로 원전의 안전성 향상뿐만 아니라 경제성 향상 측면에서 원전의 피동 계통 적용기술, 신뢰도 분석 기술, 원자로 운전 및 제어 기술, 사고 관리 기술, 독자적인 전산코드 개발 기술 등과 같이 원자력 안전관리기술 분야에서 핵심이 되는 기술이다.

국내 원자력 산업이 기술의 전수 및 축적 단계에서 탈피하여 기술자립화 단계로 전환하고 있는 시점에서 향후 원자력 선진국으로의 진입과 원전 기술의 해외 수출을 도모하기 위해서는 설계 기술의 독자적인 개발과 함께 선진국 수준의 안전성 확보 및 응용 기술의 확립이 요구된다. 열수력 안전성 실증실험 기술인 가압경수로 계통 방호 기술은 설계기준사고로부터 중대사고까지 하나의 연계 해석 체계를 구축하여 확보되는 사고 관리 체제의 수립은 운전중인 원자력 발전소의 증가에 따른 새로운 안전 규제 기준을 제시할 뿐만 아니라, 안전성 관련 지침의 강화에 능동적으로 대처할 수 있게 하며, 신형 원자로의 개발에 필수적인 안전성 평가 및 검증 기술을 확보할 수 있게 된다. 또한 원전의 설계나 운전 등에서 불필요한 보수성을 제거하여 경제성을 향상시킬 뿐만 아니라, 규제 요건의 최적화로부터 효율적인 안전성의 확보를 가능하게 할 것이다.

국내에서 많이 수행되고 있는 개별실험과는 달리 열수력 실험과 중대사고 실험의 연계해석을 수행함으로써 많은 Know-How와 Know-Why를 축적할 수 있으며, 한국 고유의 하드웨어 및 소프트웨어 개발 및 독자적 기술 축적에 일대 전기를 마련할 수 있다. 또한 이러한 기술축적으로 인하여 국가간 프로젝트 참여에 유리한 입장에 설 수 있으며 그 동안 국내에서 시도해보지 못한 실험 및 해석을 대학에서 먼저 수행함으로써 국내 연구계, 산업계 등에 대한 파급효과는 상당한 의미를 지닐 것이다. 본 연구사업의 목적이라고 할 수 있는 기술해결사 그룹 배출에도 상당히 근접한 부분이라고 할 수 있다. 또한 본 연구에서 제안하고 있는 실험 및 해석 기술은 코드개발에 필수적인 공학 데이터를 축적할 수 있으며, 이러한 축적된 결과들은 산·학·연 공동연구 등을 통하여 산업계나 연구계 등에서 상업적인 결과물들로 나타날 수 있다.

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보

Alexiades, V., Solomon, A. D., 1993, *Mathematical Modeling of Melting and Freezing Processes*, Hemisphere, Washington D.C., pp. 212-241.

Allelein, H.J. et al., 2003, European validation of the integral code ASTEC(EVITA), *Nuclear Engineering and Design*, 221, 95-118.

Anderson, J.G.M., 1976, Low-flow film boiling heat transfer on vertical surfaces, part I: theoretical model, *AichE Symp. Ser.*, 73, 164, 2-6.

Anderson, R. P. and Bova, L., 1971, The Role of Downfacing Burnout in Post-Accident Heat Removal, *Transaction of the American Nuclear Society*, 14, 294.

ANSI/ANS 5.1-1979, *Decay Heat Power in Light Water Reactors*, American Nuclear Society, LaGrange Park, IL, USA .

Asfia, F.J., Dhir, V.K., 1994, An experimental study of natural convection in a volumetrically heated spherical pool with rigid wall, *International Mechanical Engineering Congress & Winter Annual Meeting*, Chicago, IL, USA, November 6-11.

Asfia F.J., Frantz B., Dhir V.K., 1996, Experimental investigation of natural convection heat transfer in volumetrically heated spherical segments, *Journal of Heat Transfer*, 118, 31-37.

Asfia F.J., Dhir V.K., 1996, An experimental study of natural convection in a volumetrically heated spherical pool bounded on top with a rigid wall, *Nuclear Engineering and Design*, 163, 333-348.

Baker L., Faw R.E., Kulacki F.A., 1976, Heat transfer within an internally heated, nonboiling liquid layer, *Nuclear Science and Engineering*, 61, 222-230.

Baum, A.J., Purcipile, J.C., Dougall, R.S., 1977, Transition and film boiling heat transfer from vertical surfaces, *ASME Paper no. 77-HT-82*.

Beduz, C., Scurlock, R. G. and Sousa, A. J., 1988, Angular Dependence of Boiling Heat Transfer Mechanisms In Liquid Nitrogen, *Advances in Cryogenic Engineering*, 33, 363-370.

Bonnet J.M., Seiler J.M., 1999, Thermal hydraulic phenomena in corium pools: the BALI experiment, *Proceedings of the 7th International Conference on Nuclear Engineering*, Tokyo, Japan, April.

Bromley, L.A., 1950, Heat transfer in stable film boiling, *Chemical Engineering Progress*, 46, 221-227.

Brusstar, M. J., Merte, H., 1994, Effects of Buoyancy on the Critical Heat Flux in Forced Convection, *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, 8, 322-328.

Brusstar, M. J., Merte, H., Keller, R. B. and Kirby, B. J., 1997, Effects of Heater Surface Orientation on the Critical Heat Flux - I. An Experimental Evaluation of models for Subcooled Pool Boiling, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 40, 4007-4019.

Brusstar, M. J., Merte, H., 1997, Effects of Heater Surface Orientation on the Critical Heat Flux - II. A Model for Pool and Forced Convection Subcooled Boiling, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 40, 4021-4030.

Bui, T.D., Dhir, V.K. 1985, Film boiling heat transfer on an isothermal vertical surface, *Journal of Heat Transfer*, 107, 764-761.

Carbiener, W.A., Cudnik, R.A., 1969, Similitude considerations for modeling nuclear reactor blowdowns, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, 12, 361.

Chang, J. Y. and You, S. M., 1996, Heat Orientation Effects on Pool Boiling of Micro-Porous-Enhanced surfaces in Saturated FC-72, *Trans. ASME, J. Heat Transfer*, 118, 937-943.

Cheung F.B., 1997, Natural convection in a volumetrically heated fluid layer at high Rayleigh numbers, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 20, 499-506.

Cheung F.B., Haddad K.H., Liu Y.C., 1997, Critical Heat Flux Phenomenon on a Downward Facing Curved Surface, *NUREG/CR-6507 PSU/ME-7321*.

Cheung F.B., Liu Y.C., 1998, Critical Heat Flux Phenomenon on a Downward Facing Curved Surface: Effects of Thermal Insulation, NUREG/CR-5534 PSU/ME-98-7321.

Cheung, F.B., Liu, Y.C., 1999, CHF Experiments to Support In-Vessel Retention Feasibility Study For an Evolutionary ALWR Design, EPRI WO# 5491-01 PSU/MNE-99-263J.

Chudanov V.V., Churbanov A.G., Vabischevich P.N., Strizhov V.F., 1994, A numerical study on natural convection of a heat-generating fluid in rectangular enclosures, *Int. Journal heat and mass transfer*, 38, 18, 2969-2984.

Coddington, P., Macian, R., 2000. A Study of the Performance of Void Fraction Correlations Used in the Context of Drift-Flux Two-Phase Flow Model, *Trends in Numerical and Physical Modeling for Industrial Multiphase Flows International Meeting*.

Coleman, H.W., *Experimentation and Uncertainty Analysis for Engineers*, New York, 1989.

Coury, G.E., Dukler, A.E., 1970, Turbulent film boiling on vertical surfaces. A study including the influence of interfacial waves, *Proceedings of International Heat Transfer Conference, Paris, France, Paper no. B.3.6*.

Crowley, C.J., Rothe, P.H., 1981, Flow Visualization and Break Mass Flow Measurements in Small Break Separate Effects Experiments, *Proc. of ANS Specialist Meeting on SBLOCA in LWRs, Monterey*.

Damerell, P.S., Simons, J.W., 1993a. 2D/3D Program Work Summary Report, NUREG/IA-0126

Damerell, P.S., Simons, J.W., 1993b. Reactor Safety Issues Resolved by the 2D/3D Program, NUREG/IA-0127

Dendy, J.E. Jr., Swartz, B., Wendroff, B., 1977. Computing traveling wave solutions of a nonlinear heat equation, in J.J.H. Miller (ed.), *Topics in Numerical Analysis*, Academic Press, London, III, 447-463.

Dhir, V.K., Purohit, G.P., 1978, Subcooled film boiling heat transfer from spheres, *Nuclear Engineering and Design*, 47, 49-66.

Dinh T.N., Nourgaliev R.R., 1997, Turbulence modeling for large volumetrically heated liquid pools, *Nuclear Engineering and Design*, 169, 131-150.

El-Genk, M.S., Glebov A.G., 1996, Film boiling from a downward-facing curved surface in saturated and subcooled water, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 39, 2, 275-288.

Farouk B., 1988, Turbulent thermal convection in an enclosure with internal heat generation, *Trans. of the ASME*, 110, 126-132.

Frantz B., Dhir V.K., 1992, Experimental investigation of natural convection in spherical segments of volumetrically heated pools, *ASME Proc. National Heat Transfer Conference*. San Diego, CA, August 9-12, 1992. HTD 192, 69-76.

Frederking, T.H. and Clark, J.A., 1963, Natural convection film boiling on a sphere, *Advanced Cryogenic Engineering*, 8, 501-506.

Gabor J.D., Ellison P.G., Cassulo J.C., 1980, Heat transfer from internally heated hemispherical pools, Prepared for 19th national heat transfer conference, *ASME*, July.

Githinji, P. M. and Sabersky, R. H., 1963, Some Effects of the Orientation of the Heating Surface in Nucleate Boiling, *Trans. ASME, J. Heat Transfer*, 85, 379.

Greitzer, E.M., Abernathy, F.H., 1972, Film boiling on vertical surfaces, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 15, 475-491.

Guo, Z. and El-Genk, M. S., 1992, An experimental Study of saturated Pool Boiling from Downward Facing and Inclined Surfaces, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 35, 9, 2109-2117.

Guo, Z. and El-Genk, M. S., 1993, Transient Boiling from Inclined and Downward-Facing Surfaces in a Saturated Pool, *Int. J. Refrigeration*, 6, 424-432.

Henry, R.E. et al., 1994. MAAP4 Users Manual, Fauske & Associates, Inc., Burr Ridge, IL, USA.

Howard, A. H. and Mudawar, I., 1999, Orientation Effects on Pool Boiling Critical Heat Flux (CHF) and Modeling of CHF for Near-Vertical Surfaces, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 42, 1665-1688.

Hsu, Y.Y., Graham, R.W., 1976. Transport Processes in Boiling and Two Phase Systems, McGraw-Hill Book Co., New York, NY, USA.

Hsu, Y.Y., Westwater, J.W., 1960, Approximate theory for film boiling on vertical surfaces, *Chem. Engr. Prog. Symp. Ser.*, 56, 30, 15-24.

Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2002, SCDAP/RELAP5-3D Code Manual, Bechtel BWXT Idaho, Idaho Falls, ID, USA.

Incropera, F.P., Dewitt, D.P., 1996, Introduction to Heat Transfer, 3rd edition, John Wiley & Sons, Newyork, NY, USA.

Ishigai, S. Inoue, K. Kiwaki, Z. and Inai, T., 1961, Boiling Heat Transfer from a Flat Surface Facing Downward, *Proceedings of the Internal Heat Transfer Conference*, Boulder, CO, USA, 224-229.

Ishii, M., Jones, O.C. Jr., 1976, Derivation and application of scaling criteria for two-phase flows, *Proc. Conf. Two-phase Flows and Heat Transfer*, Proceedings of the NATO Advanced Studies Institute, Istanbul, Turkey, 1, 163.

Ishii, M., Kataoka, I., 1984, Scaling Laws for Thermal-Hydraulic System under Single Phase and Two Phase Natural Circulation, *Nuclear Engineering & Design*, 81, 411-425.

Ishii, M., Revankar, S.T., Leonardi, T., Dowlati, R., Bertodano, M.L., Babelli, I., Wang, W., Pokharna, H., Ransom, V.H., Viskanta, R., Han, J.T., 1998, The three-level scaling approach with application to the Purdue University Multi-Dimensional Integral Test Assembly(PUMA), *Nuclear Engineering & Design*, 186, 177.

Jahn M., Reineke H.H., 1974, Free convection heat transfer with internal heat sources calculations and measurements, Proc. 5th International Heat Transfer Conf. Tokyo, Japan, 13, NC2.8

Jung, D. S., Venart, J. E. S. and Sousa, A. C. M., 1987, Effects of enhanced surfaces and surface orientation on nucleate and film boiling heat transfer in R-11, Int. J. Heat Mass Transfer, 30, 12, 2627~2639.

Kays, W.M., Crawford, M.E., 1993. Convective Heat and Mass Transfer, 3rd ed., McGRAW-HILL, NY, USA,

Kelkar, K.M., Patankar, S.V., 1993, Computational modeling of turbulent natural convection in flows simulating reactor core melt, Innovative Research Inc., Final Report submitted to SNL, Albuquerque, NM, USA.

Kim, C.S., Suh, K.Y., 2000, Sensitivity studies on thermal margin of reactor vessel lower head during a core melt accident, Journal of the Korean Nuclear Society, 32, 4, 379-394.

Kim, C.S., Suh, K.Y., Lee, U.C., Park, G.C., Yoon, H.J., 2003, Film boiling heat transfer from a downward-facing hemispheres, Journal of the Korean Nuclear Society, 35, 4, 274-285.

Koh, J.C., 1962, Analysis of film boiling on vertical surfaces, Journal of Heat Transfer, 84, 1, 55-62.

Kolb G., Theerthan S.A., Sehgal B.R., 2000, Experiments on in-vessel melt pool formation and convection with NaNO₃-KNO₃ salt mixture as melt simulant, 8th ICONE.

Kolev, N.I., 1998, Film boiling on vertical plates and spheres, Experimental Thermal and Fluid Science, 18, 97-115.

Korea Atomic Energy Research Institute, 2002, MARS2.1 Code Manual, Taejon, Korea.

Korea Hydro & Nuclear Power Co., 2002, Probabilistic Safety Assessment Report

for Advanced Power Reactor 1400, Seoul, Korea.

Korea Hydro & Nuclear Power Co., 2002, Standard Safety Analysis Report for Advanced Power Reactor 1400, Seoul, Korea.

Kwon, T.S., Choi, C.R. Song, C.H., 2003. Three-Dimensional Analysis of Flow Characteristics on the Reactor Vessel Downcomer during the Late Reflood Phase of a Postulated LBLOCA, Nuclear Engineering and Design, 226, 255-265.

Kwon, T.S., Yun, B.J., Euh, D.J., Chu, I.C., Song, C.H., 2003. Multi-dimensional mixing behavior of steam-water flow in a downcomer annulus during LBLOCA reflood phase with a DVI injection mode, Nuclear Technology. 143, 57-64.

Kymalainen O., Tuomisto H., Theofanous T.G., 1997, In-vessel retention of corium at the Loviisa plant, Nuclear Engineering and Design, 169, 109-130.

Kulacki F.A., Emara A.A., 1977, Steady and transient thermal convection in a fluid layer with uniform volumetric energy sources, J. Fluid Mech., 83, 2, 375-395.

Kulacki F.A., Goldstein R.J., 1972, Thermal convection in a horizontal fluid layer with uniform volumetric energy sources, Journal of Fluid Mechanics, 55, 271-287.

Kulacki F.A., Nagle M.E., 1975, Natural convection in a horizontal fluid layer with volumetric energy sources, Trans. of the ASME, Journal of heat transfer, 97, 204-211.

Lee, D.W. et al., 2002, ECC Water Bypass in the Downcomer with DVI of APR1400 under LBLOCA, Proceedings of KNS 2002 Spring Meeting.

Lewis, E.E. 1977. Nuclear Power Reactor Safety, John Wiley & Sons.

Liu, C., Theofanous, T.G., 1995, Film boiling on spheres in single and two phase flow, part 1: experimental studies ANS Proceedings, part 2: a theoretical study, National Heat Transfer Conference, Portland, August.

Loomis, G.G., Soda, K., Results of the Semiscale MOD-2A Natural Circulation

Experiment, NUREG/ CR-2335, Washington, DC, USA.

Mayinger F., Fritz M., Reineke H.H., Rinkleff L., Schramm R., Steinberner U., 1980, Theoretical and experimental research on the behavior of a core melt on reactor containment and on the basement concrete, BMFT RS 48/1, Bundesministerium fuer Forschung und Technologie, FT-FB (RS-166-79-05), Bonn FRG.

Mayinger, F., Jahn M., Reineke, H.H., Steinberner U., 1975, Examination of thermohydraulic process and heat transfer in a core melt, Final Report BMFT RS48/1, Technical University, Hannover, Germany.

Mayinger F., Jahn M., Reineke H., Steinbrenner V., 1976, Examination of thermohydraulic processes and heat transfer in a core melt, BMFT RS 48/1, Institute fuer Verfahrenstechnik der T.U., Hanover, Germany.

Min J.H., Kulacki F.A., 1997, Steady and transient natural convection with volumetric energy sources in a fluid layer bounded from below by a segment of a sphere, NUREG/CR-0008, Annual report, July.

MPR-1329, 1992, Summary of Results From the UPTF Downcomer Injection/Vent Valve Separate Effects Tests: Comparison to Previous Scaled Tests, and Application to Babcock & Wilcox Pressurized Water Reactors.

Mudawar, I., Howard, A. H. and Gersey, C. O., 1997, An analytical model for near-saturated pool boiling critical heat flux on vertical surfaces, Int. J. Heat Mass Transfer, 40, 10, 2327~2339.

Nahavandi, N., Castellana, F.S., Moradkhanian, E.N. 1979, Scaling laws for modeling nuclear reactor systems, Nuclear Science & Engineering, 72, 75.

Nakayama, A., Koyama, H., 1986, An integral method in laminar film pool boiling from curved surface, Journal of Heat Transfer, 108, 490-493.

Nishikawa, K., Fujita, Y., Uchida, S. and Ohta, H., 1984, Effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer, Int. J. Heat Mass Transfer, 27, 9, 1559~1571.

Nishikawa, K., Ito, T. 1966, Two-phase boundary layer treatment of free convection film boiling, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 8, 103-115.

Nishikawa, K., Ito, T., Matsumoto, K., 1976, Investigation of variable thermophysical property problem concerning pool film boiling from vertical plate with prescribed uniform temperature, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 19, 1173-1182.

Nourgaliev R.R., Dinh T.N., Sehgal B.R., 1997, Effect of fluid Prandtl number on heat transfer characteristics in internally heated liquid pools with Rayleigh numbers up to 1012, *Nuclear Engineering and Design*, 169, 165-184.

Nuclear Regulatory Commission, 1999, RELAP5 Code Manual, Bethesda, MD, USA.

Oh, S.J. et al., 2004, In-Vessel Retention Technology Development and Use for Advanced PWR Design in the USA and Korea, KHNP/TR.01NC05.C2004.EN3.

Park, H.J., Dhir, V.K., 1992, Effect of outside cooling on the thermal behavior of a pressurized water reactor vessel lower head, *Nuclear Technology*, 100, 331-345.

Park, J.W., Jeong, D.W., 1997, An investigation of thermal margin for external reactor vessel cooling in large advanced light water reactor, *Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting*, Kwanju, Korea.

Peyayopanakul W., Westwater J.W., 1978, Evaluation of the unsteady-state quenching method for determining boiling curves, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 21, 1436-1445.

Rempe, J.L., Knudson, K.L., Cebull, M., Atwood, C.L., 1998, Potential for in-vessel retention through ex-vessel flooding, *Workshop on In-vessel Core Debris Retention and Coolability*, Garching, Germany

Rohsenow, W.M. Choi, H.Y. 1961. *Heat, Mass and Momentum Transfer*, Prentice Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, USA, p.192.

Rouge S., Dor I., Geffraye, G., 1998, Reactor vessel external cooling for corium retention SULTAN experimental program and modeling with CATHARE code,

Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching, Germany, March 3-6.

Sakurai, A., Shiotsu, M., Hata, K., 1990, A general correlation for pool film boiling heat transfer from a horizontal cylinder to subcooled liquid: part 1. a theoretical pool film boiling heat transfer model including radiation contributions and its analytical solution, *Journal of Heat Transfer*, 112, 430-440.

Schneider S.B., Turland B.D., 1994, Experiments on convection and solidification in an binary system, OECE/CSNI/NEA Workshop on large molten pool heat transfer, Grenoble, France, March.

Schrock, V.E., Revankar, S.T., Mannheimer, R. Wang, C.H. 1986, Small Break Critical Discharge The Roles of Vapor and Liquid Entrainment in a Stratified Two Phase Region Upstream of the Break, NUREG/CR-4761.

Smoglie, C. et al., 1987, Two Phase Flow through Small Breaks in a Horizontal Pipe with Stratified Flow, *Nuclear Engineering and Design*, 99, 117-130.

Sparrow, E.M., Cess, R.D., 1962, The effect of subcooled liquid on laminar film boiling, *Journal of Heat Transfer*, 84, 103-115.

Steinberner U., Reineke H.H., 1978, Turbulent buoyancy convection heat transfer with internal heat sources, *Proc. 6th International Heat Transfer Conf. Toronto, Canada, Aug.*

Stoneking, J.E., Boreasi, A.P., 1970. A theory for free vibration of orthotropic shells of revolution. *Nucl. Eng. Des.* 14, 271.285.

Strickler, L.A., Rempe, J.L., Chavez, S.A., Thinnes, G.L., Snow, S.D., Witt, R.J., Corrandini, M.L., Kos,J.A., 1994, Calculations to Estimate the Margin t Failure in the TMI-2 Vessel, NUREG/CR-6196 TMI V(93)EG01 EGG-2733.

Sherman, D.C., 1980, Natural convection film boiling on a vertical surface, Ph.D. Dissertation, California Institute of Technology, Pasadena, CA, USA.

Suh, K.Y., 1994, Rod bundle thermal-hydraulic and melt progression analysis of

CORA severe fuel damage experiments, *Nuclear Science and Engineering*, 116, 245-268.

Suh, K.Y., Henry, R.E., 1994, Integral analysis of debris material and heat transport in reactor vessel, *Nuclear Engineering and Design*, 151, 203-221.

Suh, K.Y., Rempe, J.L., Cheung, F.B., Kim, S.B., 2002, In-Vessel Retention Strategy for High Power Reactors 2002 Annual Report, INEEL/EXT-02-01291.

Suryananrayana, N.V., Merte, H., 1972, Film boiling on vertical surfaces, *Journal of Heat Transfer*, 94, 371.384.

Tannehill, J.C. et al, 1997. *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer* 2nd edition, Taylor & Francis.

Theofanous, T.G. et al., 1995, In-vessel Coolability and Retention of a Core Melt, DOE/ID-10460, I, U.S. Department of Energy, Washington, DC, USA.

Theofanous, T.G. et al., 1995, In-vessel Coolability and Retention of a Core Melt, DOE/ID-10460, II, U.S. Department of Energy, Washington, DC, USA.

Theofanous, T.G., Maguire, M., Angelini, S., Salmassi, T., 1997, The first result from the ACOPO experiment, *Nuclear Engineering and Design*, 169, 49-57.

Theofanous T.G., Angelini S., 2000, Natural convection for in-vessel retention at prototypic Rayleigh numbers, *Nuclear Engineering and Design*, 200, 1-9.

The RELAP5 Development Team, 1995, RELAP5/MOD3 Code Manual, EG & G Idaho, Inc., Idaho Falls, USA.

Todreas, N.E., Kazimi, M.S. 1990. *Nuclear Systems I, Thermal Hydraulic Fundamentals* , Hemisphere Publishing corporation.

Tong, L.S., 1965. *Boiling Heat Transfer and Two Phase Flow*, 1st ed., Wiley and Sons Inc., NY, USA, p. 50.

Tou, S.K.W., Tso, C.P., 1997, Improvement on the modeling of film boiling on

spheres, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 24, 6, 879-888.

Vishnev, I. P., 1974, Effect of Orientating the Hot Surface with Respect to the Gravitational Field on the Critical Nucleate Boiling of a Liquid, *Journal of Engineering Physics (Translated from Inzhenerno-Fizicheskii zhurnal)*, 24, 43-48.

Vishnev, I. P., Filatov, I. A., Vinokur, Y. G., Gorokhov, V. V. and Svalov, G. G., 1976, Study of Heat Transfer in Boiling of Helium on Surface with Various Orientations, *Heat Transfer-Soviet Research*, 8, 104-108.

White, F.M., 1994, *Fluid Mechanics*, 3rd ed., McGRAW-HILL, NY, USA, .

Wu, Q., Reyes, J.N., Jr., Welter, K.B., Bajorek, S.M., Han, J., 2003, Liquid Entrainment at TEE Junction with Upward Oriented Vertical Branch, *Proc. of ANS Summer Heat Transfer Conference*, Las Vegas, Nevada, USA.

Yang, S. H., Baek, W. P. and Chang, S. H., 1997, Pool-boiling critical heat flux of water on small plates: Effects of surface orientation and size, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, 24, 8, 1093~1102.

Yoon, H.J., Suh, K.Y., 2000, Two Dimensional Analysis for Maximum Heat Removal from Debris in the Lower Head, *Journal of the Korean Nuclear Society*, 32, 4, 376-391.

Yoon, S.H., Suh, K.Y. 2003, Investigation of Sweepout Mechanism and Critical Void Height in the Annular Downcomer, *Journal of Nuclear Science & Technology*, 40(10), 834-844.

Yoon, S.H. Suh, K.Y. 2004, An Experimental Study of Sweepout and Entrainment in the Advanced Reactor Downcomer, *Nuclear Technology*. 145(3), 298-310.

Yun, B.J., Cho, H.K. Euh, D.J., Song, C.H., Park, G.C. 2004, Scaling for the ECC bypass phenomena during the LBLOCA reflood phase, *Nuclear Engineering and Design*, 231, 315-325.

Zuber, Novak et al., 1998, An Integrated Structure and Scaling Methodology for Severe Accident Technical Issue Resolution: Development of Methodology, *Nuclear*

Engineering and Design, 186, 1-21.

1994, MAAP4-Modular Accident Analysis Program for LWR Power Plants, vol. 1, 2, 3 & 4, Prepared by Fauske & Associates, Inc., Burr Ridge, IL, USA for the Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, USA.