

KINS/GR-285

최종연구보고서

# 원자력 안전규제 기술개발

Development of Nuclear Safety Regulatory Technology

## 열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발

Development of Regulatory Capabilities of Reactor  
Thermal-Hydraulic and Safety Analysis

연구기관

한국원자력안전기술원

과 학 기 술 부

## 제 출 문

과학기술부장관 귀하

본 보고서를 “원자력 안전규제 기술개발” (세부과제 “열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발”)의 최종보고서로 제출합니다.

2005. 2.

연구기관명 : 한국원자력안전기술원

총괄연구책임자 : 김 효 정

세부연구책임자 : 김 인 구

연구원 : 김 균 태          김 봉 현          김 은 경  
                 김 종 갑          박 종 석          박 준 상  
                 방 영 석          설 광 원          신 안 동  
                 안 승 훈          안 형 준          양 채 용  
                 오 덕 연          이 승 혁          장 창 선  
                 정 재 원          조 용 진          허 창 욱  
(가나다 순)

## 최종연구보고서 초록

과제관리 번호		해당단계 연구기관	한국원자력 안전기술원	단계 구분	2단계/3단계
연구사업명	중 사업명	원자력연구개발 중장기계획사업			
	세부 사업명				
연구과제명	대과제명	원자력 안전규제 기술개발			
	세부과제명	열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발			
연구기관명 (연구책임자)	한국원자력 안전기술원 (김인구)	해당단계 연구인력	내부 : 8.1 M·Y 외부 : 4.5 M·Y 계 : 12.6 M·Y	연구비	정부 : 1,261,000 천원 민간 : 천원 계 : 1,261,000 천원
위탁연구	한국원자력연구소 경북대학교	정 법 동 권 순 범	경희대학교	권 순 범	
국제공동 연구	상대국명: 미국	상대국연구기관명: USNRC		참여기업	
색인어 (각5개이상)	한글 : 열수력, 노심, 안전해석, 최적평가방법론, 냉각재상실사고				
	영어 : Thermal Hydraulic, Reactor Core, Safety Analysis, Realistic Evaluation Methodology, Loss of Coolant Accident(LOCA)				
요약(연구결과를 중심으로 개조식 500자 이내)				면수	500
<p>1. 연구개발목표 및 내용</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>○ 안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선                             <ul style="list-style-type: none"> <li>- CAMP 국제공동연구를 통한 최신 최적해석코드 도입 및 평가</li> <li>- 규제검증용 최적평가방법론의 개발</li> </ul> </li> <li>○ 핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립                             <ul style="list-style-type: none"> <li>- DVI 열수력 현상, 고연소도 건전성, ATWS 대응능력, IRWST 건전성 등 주요 현안에 대한 평가를 통한 규제근거 수립</li> </ul> </li> <li>○ 안전해석 규제지침의 체계적 개발</li> </ul> <p>2. 연구결과</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>○ RELAP5 코드의 개선 및 TRACE 코드 활용 확산</li> <li>○ KINS 최적평가방법론의 실용화                             <ul style="list-style-type: none"> <li>- 신형경수로1400 ECCS 성능의 예시적 최적평가</li> </ul> </li> <li>○ 3차원 노심 동특성 사고해석 방법론 개발</li> <li>○ 사고해석 검증기술 관리프로그램 개발</li> <li>○ 규제지침서의 개발                             <ul style="list-style-type: none"> <li>- 사고해석 전산코드 및 방법론의 심사지침서 및 ECCS 성능평가 기술지침서</li> </ul> </li> </ul> <p>3. 기대효과 및 활용방안</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>○ 연구계획과 수행 과정에서 규제수요를 철저히 파악하고, 검증기술과 현안을 종합적으로 연계하여 핵심주제별로 기술보고서를 생산함으로써 신속하게 연구결과를 활용                             <ul style="list-style-type: none"> <li>- 특히 DVI 현안 해결을 위한 규제입장 설정에 많이 활용될 것으로 기대</li> </ul> </li> <li>○ KINS의 인정절차를 밟아 규제지침서로 확정된 규제지침서는 향후 산업계의 최적평가방법 활용 증대에 효과적으로 사용될 것임</li> <li>○ 본 연구에서 구축된 사고해석 검증체계는 검증계산을 위한 기본 인프라를 형성</li> </ul>					

# 요 약 문

## I. 제 목

열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발

## II. 연구 개발의 목적 및 중요성

열수력 및 노심 안전해석 규제기술은 원자력 발전소의 주요 가상 설계기준사고 혹은 실제 발생된 사고의 전개에 따른 원전의 열수력 거동 및 발전소 안전계통의 성능을 평가함으로써 노심 건전성, 압력경계의 건전성, 격납용기 건전성 등 심층방어 설계개념에 대한 종합적인 안전성을 확인하는 원전 안전규제의 핵심적인 부분이다.

이러한 열수력 안전해석 규제기술은 크게, 원전 안전성에 대한 규제요건 및 지침을 설정하거나 개선점을 도출하기 위해 요건을 평가하는 요건 평가 기술, 사고 시 원전의 열수력 거동을 독립적으로 평가하고 진단하여 고유 및 일반 안전성을 직접적으로 확인하는 열수력 검증기술, 그리고 지금까지의 경험을 통해 도출된 안전현안 문제를 평가하고, 해결책을 모색하여 규제행위 혹은 규제요건에 반영시키기 위한 현안 평가 기술 등으로 구성된다.

본 연구에서는 현재까지의 가동/신규 원자로 안전성 평가 등 국내의 규제 경험에서 나타난 문제점을 해결하고 미래형원자로 등 예상되는 미래의 규제 수요에 대비하기 위해 검증 기술, 현안 평가기술, 및 규제요건 평가 기술 등의 기술 요소를 개발하는 데 목적을 두고 있다.

## III. 연구의 내용 및 범위

본 연구의 목적에 따라 “안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선”, “핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립”, “안전해석 규제지침의 체계적 개발” 등의 분야에서 다음의 연구를 수행하였다.



첫째, “안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) CAMP 국제공동연구를 통한 최신 RELAP5, TRACE 코드 도입 및 평가
- 2) ECCS 성능 최적평가 검증방법론 (KINS-REM) 구축
- 3) 다차원 노심동특성 사고해석 평가기술 확보
- 4) 실증실험을 통한 DVI 열수력모델 개발 및 해석코드 개선
- 5) 미래형원자로 사고해석 기술수요 목록
- 6) 사고해석 검증기술 통합 관리프로그램 개발

둘째, “핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) APR-1400 노심냉각성능 평가
- 2) 고연소도 핵연료 안전현안 분석
- 3) ATWS 대응능력 평가
- 4) IRWST 및 배관 건전성 평가
- 5) 원자로계통 열성층 현상 평가

셋째, “안전해석 규제지침의 체계적 개발”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) 안전해석코드 심사지침 개발
- 2) ECCS 성능평가 기술지침 개발
- 3) ATWS에 대한 규제요건 개발
- 4) 반응도사고 3D 사고해석 검토지침안 개발

#### IV. 연구개발 결과

본 연구는 과학기술부 중장기 계획사업 “원자력 안전규제 기술 개발”의 세부과제 ‘열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발’의 2단계 연구로 2002년 4월부터 약 3년간에 걸쳐 수행되었다. 본 연구는 기존의 가동/신규 원자로 및 미래형 원자로의 합리적인 안전 규제에 필요한 열수력 및 노심 안전해석 규제 기술을 개발하는데 최종 목표를 두고 열수력 및 노심 안전해석 규제 검증기술의 개선, 안전 현안 평

가 기술 개발, 규제요건 평가 기술 개발 등의 3 가지 분야에 대해 연구를 수행하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결과는 다음과 같다.

열수력 및 노심 안전해석 검증기술의 개선, 주요 열수력 안전현안 평가, 규제요건 평가 등 전체 연구 내용이 당초의 연구 계획에 충실하게 수행되었고, 신뢰성이 개선된 코드, 안전 현안에 대한 주제기술보고서, 규제 요건 및 지침 등 계획된 결과물을 적절하게 생산될 수 있었다.

검증기술의 개선 분야에서는 CAMP 국제공동연구 참여를 통한 규제 검증 코드를 확보하였고, 개별효과실험 등을 이용한 코드 평가와 세부 열수력 모델의 개발과 평가 등을 통해 코드의 적용성을 개선함으로써 규제 검증 기술의 질적 향상을 이루었다. 특히 신형경수로1400의 강수부에 관련된 주요 열수력 모델을 개발하여 이를 RELAP5 코드에 적용함으로써 신형경수로1400 열수력 거동을 보다 신뢰성 있게 예측하는데 기여하였다. 또한 KINS의 최적평가방법론을 개선하고 실용화함으로써 향후 최적평가방법에 대한 검증능력을 확보하였다.

본 연구를 통해 확립된 검증기술을 이용하여 신형경수로1400의 노심냉각능력 평가, 고연소도핵연료의 건전성 평가, ATWS 대응능력 평가, IRWST 및 배관 건전성 평가, 원자로계통 열성층 현상 평가 등을 수행하였다. 이러한 안전현안에 대한 평가는 규제결정에 기술적 근거를 제공하였다. 특히 KINS 최적평가방법을 사용한 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 예시적 평가를 통해 최적평가방법의 실현성을 확인할 수 있었고 그 결과는 안전기준을 만족하는 것을 알 수 있었다.

본 연구를 통해서 사고해석 전산코드와 방법론에 대한 규제지침서가 제정되었으며, 과학기술부고시 제2001-39를 제4조1항에서 언급하는 가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가의 기술적 세부사항에 대한 규제지침서가 제정되었다. 아울러 ATWS에 대한 규제요건과 규제지침안이 개발되었으며, 반응도사고 3D 사고해석 검토지침안이 개발되었다. 이상의 규제지침서는 합리적인 기준과 구체적인 내용을 제시하고 있어 원전 설계 및 안전성 평가에 효과적으로 이용될 수 있다.

## V. 연구개발결과의 활용계획

본 연구를 통해 개발된 검증기술, 현안 평가 근거, 요건 및 지침 등은 실제 원전 안전규제에 적용될 계획이며, 개선 필요성이 제기되는 부분에 대해서는 제3단계 연구를 통해 지속적으로 개선되어야 할 것이다.

# 여 백

# **SUMMARY**

## **I. Title**

Development of Regulatory Technologies of Reactor Thermal-Hydraulic and Safety Analysis

## **II. Objectives and Importance of the Research**

The regulatory technology for thermal-hydraulic safety analysis is the major part of the safety regulation which confirms the comprehensive plant safety including the reactor core integrity, the pressure boundary integrity, and the containment integrity through evaluating the thermal-hydraulic response of the plant and the performance of safety system following the postulated accidents or actual plant incidents of the nuclear power plants.

The regulatory technology includes the technical capability which enables to setup and to assess the adequacy of regulatory requirements and guides and/or to identify the items to be improved, the analysis capability which enables to calculate the plant thermal-hydraulic behavior following the accidents independently from the licensee, and the evaluation capability which enables to investigate the safety issues based on the up-to-now technical experience, to explore the proper resolution to the issues, and to assist to feedback the resolution into the safety regulation and the subject requirements.

The present research aims at developing regulatory capabilities for the reactor thermal-hydraulic and safety analysis, the safety issues investigation, and the regulatory rule assessment to resolve the problems from the regulatory experiences on the operating plants and to prepare the proper technology need for the regulation of future reactor design.

### III. Scope and Contents of the Research

For the area of improving the auditing technologies on the best estimate safety analysis codes and the methodologies, the followings have been performed;

- 1) securing and assessment of new version of RELAP5 and TRACE codes through CAMP international cooperation,
- 2) establishment of auditing methodologies on the best estimate evaluation of ECCS performance,
- 3) evaluation technologies of the accident analysis on multi-dimensional nuclear reactor kinetics,
- 4) improvement of RELAP5 code by developing DVI specific models based on the experiments,
- 5) investigation of technology demands on the accident analysis for the future reactor, and
- 6) development of a maintenance program to improve the quality of the regulatory accident analyses.

For the area of evaluating important safety issues, the followings have been performed;

- 1) evaluation of the core cooling performance of APR-1400,
- 2) analysis of safety issues of the high burnup fuel,
- 3) evaluation of the ATWS response capability,
- 4) evaluation of the integrity of IRWST and pipings, and
- 5) evaluation of the thermal stratification phenomena in reactor coolant system

For the area of developing regulatory guides, the followings have been performed;

- 1) development of the review plan for accident analysis code and methodology,
- 2) development of the technical guide for the ECCS performance evaluation,
- 3) development of ATWS regulatory requirements, and
- 4) development of the draft review plan for the 3-dimensional analysis of reactivity induced accident.

## IV. Research Results

The major objectives of the present study is to develop regulatory technologies of reactor thermal-hydraulic and safety analysis which is needed for the reasonable regulation on the operating/new reactors and future reactors. This is accomplished by improving the auditing technologies on the thermal-hydraulic analysis, the evaluating capabilities of the important safety issues, and the assessment capabilities of the regulatory requirements. The results of the present study were summarized follows.

The improvement of the regulatory capabilities in the area of reactor thermal hydraulics and safety analyses were achieved as planned. The specific outcomes from the present study were appropriately produced to more accurate analysis codes, topical technical reports and the regulatory guides.

The most updated analysis codes were available through the CAMP program. These codes were extensively assessed and improved through the present study. Especially, new models for APR1400 DVI thermal hydraulics made them more reliable to predict thermal hydraulic behavior in APR1400 downcomer. In addition, the auditing capabilities for ECCS best estimate evaluation were secured to by the improvement of KINS Realistic Evaluation Methodologies (KINS-REM).

The analysis technology developed by the study has been applied to evaluate APR-1400 core cooling capability, the high burnup fuel integrity, ATWS response capability, IRWST system integrity, and the thermal stratification phenomena in reactor coolant system. These evaluations provided the technical background for regulatory decision making. Especially, the preliminary evaluation on APR-400 ECCS performance by using KINS-REM showed its feasibility and the results were found to be satisfied with the safety criteria.

The regulatory guides on accident analysis computer code and methodology were presented. Also, the regulatory guides for PWR ECCS performance evaluation were presented. The regulatory requirements and guides on ATWS and the reactivity induced accident analysis with 3-dimensional kinetics were developed. These regulatory guides will be effectively used for the evaluation of nuclear power plant design and safety because they include the reasonable requirements and practical contents.

## **V. Application Plan of the Results**

The results from the present study would be applied to the various safety analysis and evaluation of the important issues. For the continuous improvement, an intensive effort should be devoted to recover the weakness and extending the applicability.

# CONTENTS

Summary (in Korean) .....	i
Summary (in English) .....	v
Contents .....	ix
List of Tables .....	xvii
List of Figures .....	xix
<b>Chapter 1 Introduction .....</b>	<b>1</b>
<b>Section 1 Background and Necessity of the Research .....</b>	<b>1</b>
1. Development of Regulatory Technology in Reactor Thermal Hydraulics and Safety Analyses .....	1
2. Evaluation of Safety Issues in Safety Analyses .....	3
3. Development of Regulatory Requirements and Guides .....	5
<b>Section 2 Objectives and Scope of the Research .....</b>	<b>6</b>
1. Objectives of the Research .....	6
2. Scope of the Research .....	6
<b>Chapter 2 Improvement in Analysis Codes and Methodologies .....</b>	<b>9</b>
<b>Section 1 Assessment of the Updated Codes in CAMP .....</b>	<b>9</b>
1. Status of the Updated Codes .....	9
2. RELAP5 Assessment Using MIDAS Tests .....	12
3. TRACE Assessment Using UPTF Tests .....	16
4. RELAP5 Assessment for the Application to APR-1400 .....	39
5. Development of TRACE Input Deck for APR-1400 .....	45
<b>Section 2 Improvement of the Audit Codes .....</b>	<b>49</b>
1. Development and Assessment of the CANDU Header Model .....	49



2.	Development of Water Film Offtake Model .....	68
3.	Development of Interfacial Drag Model .....	83
<b>Section 3</b>	<b>Establishment of BE Methodology(KINS-REM) .....</b>	<b>98</b>
1.	KINS Methodology and Improved Items .....	101
2.	Validation of KINS-REM .....	107
<b>Section 4</b>	<b>Development of Regulatory Technology for the Analyses of 3-D Core Kinetics .....</b>	<b>139</b>
1.	Coupling of 3-D Core Kinetics and Reactor Thermal Hydraulics .....	139
2.	Analysis of a Rod Ejection Accident with 3-D Kinetics Model .....	142
3.	Evaluation of the Cross-sectional Linear Approximation .....	160
<b>Section 5</b>	<b>Technical Needs in Accident Analyses for Future Reactors .....</b>	<b>169</b>
1.	Developmental Status and Safety Requirement System of GEN-IV Reactors .....	169
2.	Thermal Hydraulic Phenomena and Model Weakness in Advanced High Temperature Gas-Cooled Reactors .....	175
3.	Thermal Hydraulic Phenomena and Model Weakness in Super Critical Reactors .....	183
<b>Section 6</b>	<b>Development of a Maintenance Program for Accident Analysis Technology .....</b>	<b>187</b>
1.	Background .....	187
2.	Development of a Platform for Accident Analysis Technology .....	190
3.	Scope of the SAPAIA Program .....	193
<b>Chapter 3</b>	<b>Evaluation of Important Safety Issues .....</b>	<b>197</b>
<b>Section 1</b>	<b>Evaluation of APR-1400 ECCS Performance .....</b>	<b>197</b>
1.	Effects of Parameters Important to LBLOCA Analyses on the core cooling Performance of APR-1400 .....	197
2.	Development of an Analysis Model for the Minimum	

Containment Pressure .....	230
3. Application of KINS-REM for the evaluation of APR-1400 ECCS performance .....	238
<b>Section 2 Evaluation of High Burnup Fuel Issue .....</b>	<b>288</b>
1. Review of Material Characteristics of High Burnup Fuel .....	288
2. Issues Related to High Burnup Fuel .....	292
3. CABRI Water Loop Program .....	294
<b>Section 3 Evaluation of Plant Capability against ATWS .....</b>	<b>298</b>
1. Technical Background of ATWS .....	299
2. Evaluation of Risk from ATWS for Domestic Plants .....	309
<b>Section 4 Evaluation of Integrity of IRWST System in APR-1400 .....</b>	<b>315</b>
1. Analysis of Flow Characteristics in the Pipes .....	319
2. Effect of Opening Time of POSRV .....	320
3. Flow Analysis in the Sparger .....	321
<b>Section 5 Experimental Study on Thermal Stratification in Reactor System ...</b>	<b>322</b>
1. Thermal Stratification Experiment .....	324
2. Experimental Results .....	328
3. Conclusions .....	331
 <b>Chapter 4 Development of Regulatory Guidelines .....</b>	 <b>333</b>
<b>Section 1 Regulatory Guide for Analysis Code and Methodology .....</b>	<b>333</b>
1. Objectives and Scope of the Regulatory Guideline .....	334
2. Background and Developmental History .....	335
3. Summary of the Regulatory Guideline .....	336
4. Reflection of Expert Review .....	336
<b>Section 2 Regulatory Guides for PWR ECCS Performance Evaluation .....</b>	<b>337</b>
1. Objectives and Scope of the Regulatory Guideline .....	338

2.	Background and Developmental History .....	338
3.	Summary of the Regulatory Guideline .....	341
4.	Reflection of Expert Review .....	341
<b>Section 3</b>	<b>Draft Regulatory Guide for ATWS Safety Analysis .....</b>	<b>343</b>
1.	Regulatory Scheme for ATWS .....	343
2.	Regulatory Alternative to Reduce the Risk from ATWS .....	347
<b>Section 4</b>	<b>Draft Regulatory Guide for 3-D Core Kinetics Model .....</b>	<b>349</b>
1.	Background .....	349
2.	Review Areas .....	350
3.	Review Points .....	351
4.	Review Procedure .....	353
5.	Audit Calculation .....	365
<b>Chapter 5</b>	<b>Summary and Conclusions .....</b>	<b>367</b>
<b>Section 1</b>	<b>Summary .....</b>	<b>367</b>
1.	Improvement of Safety Analysis Codes and Methodology .....	367
2.	Evaluation of Important Safety Issues .....	371
3.	Development of Regulatory Guidelines .....	372
<b>Section 2</b>	<b>Conclusions .....</b>	<b>374</b>
<b>References</b>	<b>.....</b>	<b>375</b>

# 목 차

요 약 문	i
Summary	v
목 차	xiii
표 목차	xvii
그림목차	xix
<b>제 1 장 서 론</b>	<b>1</b>
<b>제 1 절 연구개발의 배경 및 필요성</b>	<b>1</b>
1. 열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발	1
2. 열수력 및 노심 안전현안 평가	3
3. 규제지침 및 요건 개발	5
<b>제 2 절 연구개발의 목적 및 내용</b>	<b>6</b>
1. 연구개발의 목적	6
2. 연구내용	6
<b>제 2 장 안전해석코드/방법론의 규제검증기술 개선</b>	<b>9</b>
<b>제 1 절 CAMP 국제공동연구를 통한 최신 최적해석코드의 도입 및 평가</b>	<b>9</b>
1. 최신 최적해석코드의 도입	9
2. MIDAS 실험을 이용한 RELAP5 코드 평가	12
3. UPTF 실험을 이용한 TRACE 코드 평가	16
4. 신형경수로1400 적용을 위한 규제검증코드 평가	39
5. 신형경수로1400의 TRACE 코드 입력자료 개발	45
<b>제 2 절 규제검증코드의 개선</b>	<b>49</b>
1. 중수로 헤더 모델 개발 및 평가	49
2. 수막이탈모델(Water Film Offtake Model) 개발	68

3.	대형 환형관의 계면마찰모델 개발 .....	83
<b>제 3 절</b>	<b>ECCS 성능 최적평가 검증방법론 (KINS-REM) 구축 .....</b>	<b>98</b>
1.	KINS 방법론 및 개선 사항 .....	101
2.	KINS 방법론의 검증 .....	107
<b>제 4 절</b>	<b>3차원 노심동특성 방법론 규제검증기술 개발 .....</b>	<b>139</b>
1.	3차원 노심동특성/계통 열수력 연계 검증기술 개발 .....	139
2.	3차원 노심동특성 모델을 사용한 제어봉 방출사고 분석 .....	142
3.	균정수 선형가정식의 타당성 평가 .....	160
<b>제 5 절</b>	<b>미래형원자로 사고해석 기술수요 조사 .....</b>	<b>169</b>
1.	GEN-IV 원자로 개발 현황 및 안전요건 체계 .....	169
2.	신형고온가스로 열수력 현상 및 모델결함 파악 .....	175
3.	초임계로 열수력 현상 및 모델결함 파악 .....	183
<b>제 6 절</b>	<b>사고해석 검증기술 통합 관리프로그램 개발 .....</b>	<b>187</b>
1.	프로그램 개발의 배경 .....	187
2.	검증기술 통합 Platform 개발 .....	190
3.	SAPAIA 프로그램 내용 .....	193
<b>제 3 장</b>	<b>핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립 .....</b>	<b>197</b>
<b>제 1 절</b>	<b>DVI 열수력 거동의 불확실성 분석을 통한 신형경수로1400 ECCS 성능 평가 .....</b>	<b>197</b>
1.	LBLOCA 해석의 주요변수들이 신형경수로1400 노심냉각성능에 미치는 영향 .....	197
2.	신형경수로1400 격납건물 최소압력 해석모델 개발 .....	230
3.	KINS 최적평가방법을 이용한 신형경수로1400 ECCS 성능평가 ..	238
<b>제 2 절</b>	<b>고연소도핵연료 안전현안 분석 .....</b>	<b>288</b>
1.	고연소도핵연료의 재료 특성 분석 .....	288
2.	고연소도핵연료 현안 평가 .....	292
3.	CABRI Water Loop 국제공동연구를 통한 실증실험 결과 분석 ..	294

제 3 절 ATWS 대응능력 평가 .....	298
1. ATWS의 기술 배경 .....	299
2. 국내 원전의 ATWS 위험도 평가 .....	309
제 4 절 신형경수로1400 IRWST 및 배관 건전성 평가 .....	315
1. 배관 유동 특성 분석 .....	319
2. POSRV의 개방 시간에 따른 영향 .....	320
3. 스파저(Sparger) 유동 해석 .....	321
제 5 절 원자로계통 열성층 현상에 대한 실험적 평가 .....	322
1. 열성층 현상 실험 .....	324
2. 실험 결과 .....	328
3. 결론 .....	331
제 4 장 안전해석 규제지침의 체계적 개발 .....	333
제 1 절 사고해석 전산코드 및 방법론 규제지침 개발 .....	333
1. 규제지침의 목적 및 적용 범위 .....	334
2. 개발 배경 및 경위 .....	335
3. 규제지침의 개요 .....	336
4. 전문가 검토의견 반영 내용 .....	336
제 2 절 PWR ECCS 성능평가방법 규제지침 개발 .....	337
1. 규제지침의 목적 및 적용 범위 .....	338
2. 개발 배경 및 경위 .....	338
3. 규제지침의 개요 .....	341
4. 전문가 검토의견 반영 내용 .....	341
제 3 절 ATWS 안전해석에 대한 규제지침안 개발 .....	343
1. ATWS에 대한 규제 방안 .....	343
2. ATWS 위험도 감소를 위한 규제 대안 .....	347
제 4 절 제어봉방출사고의 3차원 노심동특성해석 규제지침안 개발 .....	349
1. 배 경 .....	349

2.	검토분야 .....	350
3.	검토 주안점 .....	351
4.	검토 과정 .....	353
5.	검증계산 .....	365
<b>제 5 장</b>	<b>요약 및 결론 .....</b>	<b>367</b>
<b>제 1 절</b>	<b>연구결과 요약 .....</b>	<b>367</b>
1.	안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선 .....	367
2.	핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립 .....	371
3.	안전해석 규제지침의 체계적 개발 .....	372
<b>제 2 절</b>	<b>결 론 .....</b>	<b>374</b>
<b>참고문헌</b>	<b>.....</b>	<b>375</b>

## 표 목 차

표 2-1-3-1	UPTF 실험 계산에 사용된 자료 목록 .....	19
표 2-1-3-2	UPTF Test 6, 7, 21의 관입율 .....	20
표 2-1-3-3	UPTF Test 6의 증기주입량에 따른 관입율 .....	25
표 2-1-3-4	UPTF Test 7의 증기주입량에 따른 관입율 .....	28
표 2-1-3-5	UPTF Test 21의 증기주입량에 따른 관입율 .....	31
표 2-1-4-1	수직 Bubbly-Slug 유동에서의 계면마찰계수 모델 .....	40
표 2-1-5-1	신형경수로1400 원전의 정상상태 조건 .....	46
표 2-2-1-1	상관식 상수를 결정하는데 사용된 실험 .....	54
표 2-2-1-2	임계높이 상관식의 상수값 .....	55
표 2-2-2-1	실험조건 .....	72
표 2-2-3-1	수직관에서의 Drift Flux 계면마찰모델 적용 (대형환형관 추가) .....	85
표 2-2-3-2	실험조건 .....	89
표 2-3-1-1	KINS 최적평가방법론의 개선비교 .....	106
표 2-3-2-1	LOFT L2-5 실험 시퀀스 .....	108
표 2-3-2-2	주요 현상 목록 .....	111
표 2-3-2-3	코드 적용성 평가 (Global Process) .....	114
표 2-3-2-4	주요 현상에 대한 코드 적용성 평가 (Local Process) .....	116
표 2-3-2-5	개별효과실험 코드 평가 매트릭스 .....	120
표 2-3-2-6	종합효과실험 코드 평가 매트릭스 .....	121
표 2-3-2-7	주요 코드 모델/변수의 불확실성 범위 및 분포 .....	122
표 2-3-2-8	LOFT L2-5 정상상태 계산 결과 .....	124
표 2-4-2-1	제어봉방출사고 해석을 위한 PARCS의 기본모델 .....	143
표 2-4-2-2	반경방향 핵설계 노드 수에 대한 민감도 .....	151



표 2-4-2-3	기본모델에 대한 방출제어봉가 차이 .....	154
표 2-4-2-4	BOC 조건에 대한 EOC 방출제어봉가의 차이 .....	155
표 2-4-3-1	핵연료온도 0 °C와 1500 °C에서 균정수의 상대 오차 .....	168
표 2-5-1-1	GEN-IV 원자로의 특징 및 연구개발 항목 .....	173
표 2-5-2-1	주요 고온가스로 설계변수 .....	178
표 3-1-1-1	표준형원자로와 신형경수로 안전주입계통의 설계 비교 .....	197
표 3-1-1-2	신형경수로1400, System 80+ 및 KSNP의 설계특성 비교 .....	199
표 3-1-1-3	정상상태 조건 및 계산에 사용된 모델 .....	205
표 3-1-1-4	대형냉각재상실사고 후 계산된 사고 전개 .....	206
표 3-1-1-5	RELAP5 코드 민감도 분석에 선정된 주요 변수 .....	223
표 3-1-2-1	단일 변수 민감도 분석 조건 .....	236
표 3-1-3-1	주요 코드 모델/변수의 불확실성 범위 및 분포 .....	241
표 3-1-3-2	최적 계산조건의 정상상태 계산결과 .....	248
표 3-1-3-3	대형냉각재상실사고 후 계산된 사고 전개 .....	251
표 3-1-3-4	주요 변수들의 불확실도가 노심 냉각성능에 미치는 영향 .....	256
표 3-1-3-5	노심 붕괴열과 방출계수의 불확실도가 노심 냉각성능에 미치는 영향 .....	256
표 3-1-3-6	기본 계산조건의 정상상태 계산결과 .....	271
표 3-1-3-7	단일고장 가정에 따른 핵연료피복재 온도 변화 .....	278
표 3-3-2-1	국내 가압경수로 RPS 기능논리 개략도 .....	311
표 3-3-2-2	ATWS 완화 관련 계통 및 기기 .....	312
표 3-3-2-3	국내 가압경수로 MTC 값 .....	313
표 4-3-1-1	규제관점에서 본 ATWS의 심층방어적 보완조치 .....	344

## 그림 목 차

그림 2-1-2-1	MIDAS 실험장치 .....	12
그림 2-1-2-2	MIDAS RELAP5 모델링 .....	13
그림 2-1-2-3	RELAP5 코드 계산 결과 .....	14
그림 2-1-2-4	RELAP5 코드 계산결과와 MIDAS 실험결과의 비교 .....	15
그림 2-1-3-1	UPTF 실험장치 유체흐름도 .....	18
그림 2-1-3-2	CLI 용 원자로용기 모델링 .....	21
그림 2-1-3-3	DVI용 원자로용기 모델링 .....	22
그림 2-1-3-4	UPTF 실험장치 모델링 개략도 .....	23
그림 2-1-3-5	UPTF Test 6 run 131 계산결과(압력, 파단유량, 재고량) .....	26
그림 2-1-3-6	UPTF Test 6 run 131 계산결과(온도) .....	27
그림 2-1-3-7	UPTF Test 7 run 200 계산결과 (압력, 파단유량, 용기배출량, 재고량) .....	29
그림 2-1-3-8	UPTF Test 7 run 200 계산결과(온도) .....	30
그림 2-1-3-9	UPTF Test 21A run 272 계산결과 .....	32
그림 2-1-3-10	UPTF Test 21B run 274 계산결과 .....	33
그림 2-1-3-11	증기주입에 따른 냉각수 하부 플레넘 관입율 (냉각수 주입 위치가 다른 경우) .....	34
그림 2-1-3-12	증기주입에 따른 냉각수 하부 플레넘 관입율 (냉각수가 모두 주입된 Test) .....	35
그림 2-1-3-13	모든 냉각수 노즐을 통해 주입된 경우 관입율 계산결과 대비 실험결과 .....	37
그림 2-1-3-14	UPTF Test 6,7에 대한 냉각수 관입율 계산결과 대비 실험결과 .....	37
그림 2-1-3-15	저온관과 연결된 강수관쪽 셀의 기공율 .....	38
그림 2-1-4-1	강수부 내부 유동 .....	42
그림 2-1-4-2	강수부-저온관에서의 상분리 현상 .....	43

그림 2-1-5-1	신형경수로1400에 대한 TRACE 모델링 개략도	45
그림 2-1-5-2	신형경수로1400에 대한 입력자료 개선 결과	48
그림 2-2-1-1	이론적 접근을 위한 개념도	52
그림 2-2-1-2	경사각을 가진 배관에 대한 상관식 비교	56
그림 2-2-1-3	수직 하향 배관에 대한 상관식 비교	56
그림 2-2-1-4	수직 상향 배관에 대한 상관식 비교	57
그림 2-2-1-5	개발된 상관식의 V/V를 위한 Nodalization	59
그림 2-2-1-6	연결 배관 액체분율	61
그림 2-2-1-7	연결 배관 질량유량	61
그림 2-2-1-8	상관식 Validation	62
그림 2-2-1-9	6번 모관 압력거동	64
그림 2-2-1-10	일차계통 1번 펌프차압	64
그림 2-2-1-11	5번 모관 비상노심 주입유량	65
그림 2-2-1-12	핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (1/6)	66
그림 2-2-1-13	핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (4/6)	66
그림 2-2-1-14	핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (6/6)	67
그림 2-2-1-15	핵연료채널 13번 피복재온도 - Bottom Pin (6/6)	67
그림 2-2-2-1	상관식으로 구한 파단증기유량에 따른 임계높이	69
그림 2-2-2-2	파단면에서 증기유량에 따른 액체건도	70
그림 2-2-2-3	수직 강수관에서 상관식의 실험규모 적용 결과	70
그림 2-2-2-4	수막의 이탈현상	
그림 2-2-2-5	채널속도에 따른 이탈율의 변화	74
그림 2-2-2-6	이탈 임계길이에 대한 정의	75
그림 2-2-2-7	출구 유량의 건도(X)와 임계길이비( $h/h_b$ )에 대한 상관식	77
그림 2-2-2-8	MIDAS 안전주입 우회 실험장치의 모델링	79
그림 2-2-2-9	안전 주입우회량의 MIDAS 실험결과의 평가	80
그림 2-2-2-10	수막이탈 모델에서 상류체적과 자관연결선에서의 물분율	80
그림 2-2-2-11	증기유량에 따른 안전주입 우회현상의 도식	81

그림 2-2-2-12	원 RELAP5 코드의 피복재 온도의 계산결과	82
그림 2-2-2-13	수정된 RELAP5 코드의 피복재 온도의 계산결과	82
그림 2-2-3-1	MARS 계산으로 구한 공기주입량에 따른 증배계수의 변화	86
그림 2-2-3-2	기포실험장치 개략도	87
그림 2-2-3-3	기포발생기	88
그림 2-2-3-4	기포에 의해 유발되는 순환유동 형태 (전면도)	89
그림 2-2-3-5	기포 상승형태 (전면도 : $ma=0.12$ g/sec)	91
그림 2-2-3-6	기포주입 형상(전면도 : $ma=2.56$ g/sec)	92
그림 2-2-3-7	기포주입 형상 (측면도 : $ma=2.56$ g/sec)	92
그림 2-2-3-8	측정된 국소 기포 상승속도	93
그림 2-2-3-9	측정된 국소 보이드율	93
그림 2-2-3-10	측정된 기포크기	93
그림 2-2-3-11	측정된 기포 평균 상승속도	94
그림 2-2-3-12	속도 증배계수 및 상관식	95
그림 2-2-3-13	노심상부에서의 피복재온도의 변화 (강수관 계면마찰모델을 강수관 볼륨에 적용한 경우)	97
그림 2-3-1-1	1991년 KINS 최적평가방법론	104
그림 2-3-1-2	개선된 KINS 최적평가방법론	105
그림 2-3-2-1	LOFT 실험장치 형상	109
그림 2-3-2-2	LOFT L2-5 실험 평가계산을 위한 RELAP5 Nodalization	123
그림 2-3-2-3	기본 계산 결과 (일차계통 압력)	125
그림 2-3-2-4	기본 계산 결과 (과단 루프 저온관 과단 유량)	126
그림 2-3-2-5	기본 계산 결과 (과단 루프 고온관 과단 유량)	126
그림 2-3-2-6	기본 계산 결과 (정상 루프 저온관 유량)	127
그림 2-3-2-7	기본 계산 결과 (정상 루프 고온관 유량)	127
그림 2-3-2-8	기본 계산 결과 (정상 루프 저온관 온도)	129
그림 2-3-2-9	기본 계산 결과 (정상 루프 고온관 온도)	129
그림 2-3-2-10	기본 계산 결과 (핵연료 피복재 온도)	130
그림 2-3-2-11	기본 계산 결과 (원자로용기 노심 및 강수관 수위)	131
그림 2-3-2-12	축압기 주입 비응축성 기체 거동에 대한 민감도 분석	133

그림 2-3-2-13 59회 불확실성 계산 결과 (피복재 온도) .....	137
그림 2-3-2-14 59회 불확실성 계산 결과 PCT 분포 및 누적확률 .....	137
그림 2-4-1-1 CASMO-PARCS 코드 입력 체계 .....	140
그림 2-4-1-2 PARCS-RELAP5 코드 체계 .....	141
그림 2-4-2-1 고리 1호기 19주기 0 MWD/MTU에서 핵연료집합체 출력 및 연소도 .....	145
그림 2-4-2-2 고리 1호기 19주기 0 MWD/MTU 노심의 PARCS 입력모델 (1/8 대칭 노심) .....	145
그림 2-4-2-3 노심 전체 출력 변화 .....	147
그림 2-4-2-4 노심 반응도 변화 .....	147
그림 2-4-2-5 핵연료 최대 엔탈피 증가량 변화 .....	148
그림 2-4-2-6 핵연료 최대 온도 변화 .....	148
그림 2-4-2-7 지발중성자분율에 대한 엔탈피 증가 .....	149
그림 2-4-2-8 방출제어봉가에 대한 최대 엔탈피 증가 .....	149
그림 2-4-2-9 $(\text{prod} - \beta)$ 에 대한 최대 엔탈피 증가 (제어봉뱅크 C 방출) .....	152
그림 2-4-2-10 $(\text{prod} - \beta)$ 에 대한 최대 엔탈피 증가 (핵연료집합체 분류 2번에 위치하고 있는 제어봉집합체 방출) .....	152
그림 2-4-2-11 초기 출력에 따른 최대 엔탈피 증가 선형함수 .....	153
그림 2-4-2-12 초기 주위 제어봉 위치에 따른 선형함수 .....	154
그림 2-4-2-13 운전 연소도에 따른 선형함수 .....	156
그림 2-4-2-14 균정수 생산 모델의 기본 붕소농도 변화에 따른 선형함수 .....	158
그림 2-4-2-15 균정수 생산 모델의 기본 핵연료 온도 변화에 따른 선형함수 .....	159
그림 2-4-3-1 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 1에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section) .....	164
그림 2-4-3-2 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 13에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section) .....	165
그림 2-4-3-3 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 19에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section) .....	167

그림 2-5-2-1	PBMR 형 원자로 .....	176
그림 2-5-2-2	프리즈매틱 형 원자로 .....	176
그림 2-5-2-3	TRISO 핵연료 .....	177
그림 2-5-3-1	초임계원자로(SCLWR-H) 설비 개략도 .....	183
그림 2-5-3-2	임계온도 부근의 밀도 및 열용량의 변화 .....	184
그림 2-5-3-3	초임계 Edward Pipe 문제의 RELAP5 모델 .....	184
그림 2-5-3-4	초기 온도에 따른 방출단계 압력 변화 .....	185
그림 2-5-3-5	초기 온도에 따른 방출단계 기공율 변화 .....	185
그림 2-5-3-6	초기 온도에 따른 방출유량의 변화 .....	185
그림 2-6-1-1	방사능 물질에 대한 다중방벽과 사고해석 관심 사항 .....	187
그림 2-6-1-2	경수로원전의 사고해석 체계 .....	188
그림 2-6-2-1	사고해석 검증기술 통합 Platform 개발 전략 .....	191
그림 2-6-3-1	접속(login)창 .....	193
그림 2-6-3-2	SAPAIA 홈페이지 .....	194
그림 2-6-3-3	원자로계통 열수력 문서(documents)창 .....	195
그림 2-6-3-4	RELAP5 코드입력(code & inputs)창 .....	195
그림 2-6-3-5	사용자 기록 관리창 .....	196
그림 3-1-1-1	APR-1400 원자로용기 .....	198
그림 3-1-1-2	신형경수로1400 LBLOCA 계산을 위한 RELAP5 코드 계산모델 .....	202
그림 3-1-1-3	원자로 용기 및 안전주입계통의 계산모델 .....	203
그림 3-1-1-4	원자로 용기 및 안전주입계통 연결부 단면 .....	204
그림 3-1-1-5	1차계통 및 2차계통 압력 .....	211
그림 3-1-1-6	격납건물 배압 조건 .....	211
그림 3-1-1-7	원자로 출력 .....	212
그림 3-1-1-8	파단 유량 .....	212
그림 3-1-1-9	핵연료피복재 온도 .....	213
그림 3-1-1-10	냉각수 주입 유량 .....	213

그림 3-1-1-11 평균 강수부 수위 및 노심 수위 .....	214
그림 3-1-1-12 강수부 우회질량비 .....	214
그림 3-1-1-13 강수부의 기포율 .....	215
그림 3-1-1-14 강수부에서 포화온도와 물 온도 .....	216
그림 3-1-1-15 강수부의 증기 발생율 .....	217
그림 3-1-1-16 강수부의 축방향 질량유량 .....	218
그림 3-1-1-17 MIDAS 실험의 우회량과 RELAP5 코드 계산 결과 .....	222
그림 3-1-1-18 안전주입탱크 및 유량조절기 형상 .....	228
그림 3-1-2-1 격납건물 최소압력 해석모델 계산 결과 (압력) .....	233
그림 3-1-2-2 격납건물 최소압력 해석모델 계산 결과 (대기온도) .....	233
그림 3-1-2-3 주요 변수들이 격납건물 최소압력 해석에 미치는 영향 .....	237
그림 3-1-3-1 UPTF-21A 실험의 하부플레넘 수위 비교 .....	243
그림 3-1-3-2 MIDAS 실험에 대한 RELAP5 코드 계산 결과 .....	245
그림 3-1-3-3 계면마찰모델에 따른 핵연료피복재 온도의 영향 .....	247
그림 3-1-3-4 최적계산에 사용된 격납건물 배압 .....	249
그림 3-1-3-5 최적계산의 핵연료피복재 온도 .....	251
그림 3-1-3-6 최적계산의 강수부 수위 .....	252
그림 3-1-3-7 최적계산의 노심 수위 .....	252
그림 3-1-3-8 노심 붕괴열과 격납건물 배압의 영향 .....	253
그림 3-1-3-9 고온붕 추가로 의한 핵연료피복재 온도의 영향 .....	254
그림 3-1-3-10 간극 전도능 모델이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	257
그림 3-1-3-11 원자로냉각재펌프 성능저하의 영향 .....	259
그림 3-1-3-12 냉각수 총 주입유량 .....	261
그림 3-1-3-13 안전주입탱크 성능의 영향 .....	261
그림 3-1-3-14 하부 강수부 손실계수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	263
그림 3-1-3-15 RELAP5 코드 CCFL 모델이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	264
그림 3-1-3-16 상부 강수부 모델링이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	265
그림 3-1-3-17 상부 강수부 손실계수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	266

그림 3-1-3-18 증기발생기 열전달이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	267
그림 3-1-3-19 원주방향의 운동량속이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	269
그림 3-1-3-20 강수부 열구조물의 열전달량이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	269
그림 3-1-3-21 기준계산의 핵연료피복재 온도 .....	272
그림 3-1-3-22 양단흡파단의 파단모델 .....	273
그림 3-1-3-23 파단형태가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	274
그림 3-1-3-24 파단위치가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	275
그림 3-1-3-25 단일고장이 격납건물 배압에 미치는 영향 .....	276
그림 3-1-3-26 파단위치와 안전주입펌프의 배열 .....	276
그림 3-1-3-27 단일고장이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	278
그림 3-1-3-28 냉각수 주입방식이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	279
그림 3-1-3-29 고온 연료봉 개수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향 .....	281
그림 3-1-3-30 5개 고온핵연료봉 계산 방식의 최종 점검 결과 .....	281
그림 3-1-3-31 발전소 불확실도 계산결과 (핵연료피복재 온도) .....	283
그림 3-1-3-32 발전소 불확실도 계산의 PCT 분포 및 누적확률 .....	283
그림 3-1-3-33 발전소 불확실도 계산결과와 예비안전성분석보고서 결과 비교 .....	286
그림 3-2-1-1 고연소된 핵연료의 금속학적 상태 .....	289
그림 3-3-1-1 MTC 궤적과 ATWS 발생 시 바람직하지 않는 MTC 기간 .....	302
그림 3-3-1-2 고리 1호기 ATWS 발생 시 다른 MTC 값에 대한 압력과도 .....	308
그림 3-3-2-1 발전소별 연간 평균 원자로 정지 횟수 .....	310
그림 3-4-1 POSRV 부계통(Subsystem) .....	318
그림 3-4-2 Diaphragm에서 충격파 형성 거리 .....	319
그림 3-5-1-1 실험 장치 배관 도면 .....	325
그림 3-5-1-2 Leakage Valve 모사 .....	326
그림 3-5-1-3 실험 장치 개략도 .....	326



그림 3-5-2-1	분기 배관의 수직과 수평부분의 유체 유동 .....	329
그림 4-3-1-1	가압경수로 ATWS에 대한 심층방어 개념도 .....	345
그림 4-4-1	' $p_{rod} - \beta$ '에 대한 최대 엔탈피 증가 개념 곡선 .....	356

# 제 1 장 서 론

## 제 1 절 연구개발의 배경 및 필요성

열수력 및 노심 안전해석 규제기술은 원자력 발전소에서 예상되는 주요 가상사고 혹은 실제 발생하는 사고의 전개에 따른 원전의 열수력 거동 및 발전소 안전계통의 성능을 평가함으로써 노심 및 핵연료 건전성, 압력경계의 건전성, 격납용기 건전성 등 심층방어 설계개념에 대한 종합적인 안전성을 검증·평가하는 원전 규제기술의 핵심적인 부분이다. 열수력 안전해석 평가 과정 및 결과는 재료 및 구조, 계측제어, 계통 성능, 시험 및 검사, 품질보증 등의 다양한 규제 분야에 대한 종합적인 규제 근거를 제공한다. 또한 안전해석 규제 검증기술은 원전 비상대응능력 평가 및 유사 사고 재발방지를 위한 비상운전절차서 평가, 운전원 교육 지침서 개발에 있어서 필수적인 부분이다.

열수력 및 노심 안전해석 규제기술은 노심 설계 규제기술과 사고해석 규제기술로 나누어지며, 일반적으로 사고해석 평가로서 노심 및 안전계통의 설계 타당성을 평가한다. 열수력 및 노심 안전해석 규제기술은 독립적으로 진단하고 평가하는 규제검증기술 개발과 심사/검사 등으로부터 발생하는 안전현안 평가 그리고 원전 안전성에 대한 규제요건 및 지침을 설정하거나 개선점을 도출하는 규제요건 및 지침 개발 등을 포함한다.

### 1. 열수력 및 노심 안전해석 규제검증기술 개발

안전해석 규제검증기술은 설계기준사고에 대해서 독립적으로 평가할 수 있는 기술으로써 그 동안 CAMPa(Code Applications and Maintenance Program) 국제공동연구 등 많은 연구를 통해 규제검증 코드를 구축하고 개선시켜 왔다. 그러나 컴퓨터의 발달, 새로운 해석방법론의 개발 등은 기존의 규제검증 기술의 개선을 요구하고 있으며, 신개념의 원전 개발과 새로이 발견되는 현상학적 거동은 기존의 규제검증 코드의 계속된 적용성 확장을 요구하고 있다.

과거에는 여러 가지 기술적 제약점과 단순화 이점 때문에 보수적인 안전해석방법론을 사용하였으나, 최근에는 최적해석 방법론을 적용하여, 보수적 해석에서 나타나는 경제적 손실을 제거하고 운전영역을 확보하려는 연구가 국내·외로 진행되고 있

으므로 이에 대응하는 규제 검증기술의 개발이 필요하다. 또한 중소형 일체형 원자로, 액체금속로, Pebble Bed 형 가스냉각로 등 미래형 원전의 설계 개념이 제안됨에 따라, 설계 기술과 병행하여 노형에 고유한 안전해석 규제검증기술의 개발이 요구되고 있다.

최근 주증기관 파단사고와 제어봉 방출사고 등과 같은 반응도 사고에 대해 3차원 노심 동특성 해석방법론을 사고해석에 적용하려는 연구가 많은 관심을 불러일으키고 있다. 특히, 장주기핵연료의 사고해석 허용기준 재설정 연구가 국제적으로 수행되고 있으며, 제어봉 방출 사고시 장주기핵연료 건전성 관련 허용기준이 현재값보다 훨씬 낮게 재설정되어야 한다는 연구결과에 따라 3차원적인 노심 출력 변화를 사고해석에 도입하려는 연구가 진행 중에 있다. 따라서 향후 국제수요에 대비하여 장기적으로 3차원 노심 동특성 해석방법론에 대한 규제검증기술을 확보하는 것이 필요하다. 그리고 국내 규제기관에서 사용하는 안전해석 검증기술체계를 완성하기 위해서는 격납용기 열수력 거동에 대한 최적 검증 평가기술이 요구되고 있다.

현재 안전현안을 해결하기 위한 검증코드의 모델 개선, 코드 통합, 3차원 이상유동 예측성능의 개선 등을 위해 전 세계적으로 비용을 절감하고, 자원을 효과적으로 공유하고, 종합화하려는 노력이 이루어지고 있다. 미국원자력규제위원회(USNRC)의 CAMP 국제공동연구 등은 그와 같은 예로 볼 수 있으며, USNRC가 추진하는 Rod Bundle Heat Transfer Program (RBHT) 와 같은 다양한 국제공동연구 프로그램은 한국측의 참여를 통해 관련 데이터를 확보하고 모델 개선을 추진할 필요가 있는 사항이다. 본 연구에서 추진하는 고연소도 핵연료 안전현안 등의 연구는 이와 관련된 프랑스 CABRI 실험 프로그램, USNRC의 FRAPCON 코드 사용자 그룹 프로그램 등 국제협력 프로그램에 적극적인 참여를 통해 기술 및 정보의 확보를 위해 노력할 필요가 있다.

열수력 및 노심 안전해석 규제검증기술은 규제 심사와 검사에서 나타나는 안전현안과 안전규제시 필요한 규제요건 및 규제지침을 개발하는데 있어서 체계적으로 해결하는 기본 수단으로 이용되며, 합리적인 결론을 도출하여 사회적으로 신뢰도를 향상시킴으로써 사회적 및 경제적 중요성을 갖는다. 즉 노심 설계 및 안전해석 관련 많은 현안들은 이론적 현상을 컴퓨터 코드로 실제로 모사함으로써 그 현상을 가시화하여 기술적이고 구체적으로 해결하는데 밑거름이 된다. 또한 규제검증기술을 사전에 개발함으로써 필요시 발생하는 규제검증 계산과 안전현안 해결을 위해서 경제적이고 체계적으로 수행할 수 있다.

규제기관에서 수행하는 독립적 검증계산은 사업자가 수행한 원전 설계해석의 타당성과 완결성 확인하고, 설계기준사고 시 안전목표를 충족시키기 위한 설계 및

운전원 조치의 적합성 확인하며, 원전 설계 및 설계기준사고 시 거동에 대한 규제기관의 이해를 증진하며, 안전현안 해결을 위한 규제기관 고유의 해석 결과 제공하기 위함이다.

국제원자력기구(IAEA)를 포함한 주요 원전 보유국에서 규제의 품질보증 문제가 주요 현안의 대두되고 있으며, 주기적안전성 평가 제도의 도입에 따라 사업자의 사고해석 체계에 대한 주기적인 검토가 수행될 예정이다. 또한, 원전 사업자는 과도한 보수성을 제거하여 운전의 효율성과 경제성을 제고하기 위해, 현재 사고해석 사용하고 있는 단순하지만 보수적인 결과를 제공하는 해석방법을 대신할 상대적으로 매우 복잡한 최적 해석방법의 개발에 노력하고 있다.

이러한 환경 변화는 규제기관으로 하여금 품질이 보증된 명확한 사고해석 검증 체계를 확보하도록 요구하고 있으므로, 사고해석 검증기술을 체계적으로 개발·보완하고 이들을 종합적으로 유지·관리하는 사고해석 검증체계의 개발이 필요하다.

## 2. 열수력 및 노심 안전현안 평가

국내 원자력 발전소의 지속적인 건설 및 운전 호기의 증가에 따라 체계적이고 일관성 있는 안전규제 능력의 확보가 중요시되고 있다. 특히 새로운 해석방법론이 도입되고, 가동중 원전의 운전 이력이 증가하여 주기적안전성검토제도 (PSR) 등이 적용됨에 따라 다양한 규제검증 계산에 요구되며, 이에 따라 안전현안이 발생할 것으로 예상된다. 따라서 안전현안에 대한 전문적이고 사회적으로 합리적인 해결책 강구가 요구된다.

차세대 원전의 원자로용기직접주입 (Direct Vessel Injection, DVI) 등 새로운 설비에 의해 예상되는 현상은 LOCA 사고시 중요한 안전현안으로 대두되어 왔다. 90년대 초반에 종료된 대규모 국제공동연구인 2D/3D 프로그램을 통해 원자로용기 직접주입 시 주요 열수력 현상에 대한 이해가 증진되었으나, System 80+, AP-600/AP-1000 등 DVI 안전주입계통을 가진 신형 원자로 설계 검토에서 강수관비 등 등 과거에 충분히 고려되지 않았던 현상들이 초래할 잠재적 비보수성이 새로운 안전현안으로 재조명되고 있다.

국내 신형경수로1400의 비상노심냉각계통은 DVI 방식을 채택하고 있으며, 사업자인 한수원(주)는 저온관주입방식에 사용되는 기존의 보수적 해석방법론을 사용하여 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능 평가를 수행하였다. 평가결과 최대핵연료피복재 온도 등 허용기준은 만족하는 것으로 나타났으나, 대형 냉각재상실사고

해석에서 기존의 보수적인 평가방법만으로는 DVI 안전주입계통에서 발생하는 주요 현상들을 적절히 평가하지 못하는 것으로 평가되었다. 따라서, 안전위원회에서는 “원자로용기 직접주입방식(DVI)의 안전주입계통 설계와 관련하여 대형 냉각재상실 사고(LBLOCA) 후 강수부에서 나타나는 후기가열(late heating) 현상 등에 관한 불확실성 분석 예비보고서를 제출할 것”을 신형경수로1400 표준설계인가 후속조치사항으로 결정하였다.

신형경수로1400 표준설계인가 후속조치사항 심사를 위한 기술적 근거를 제공하기 위해서, 실험 및 코드 평가를 통해 DVI 열수력 현상을 적절히 예측할 수 있는 검증코드의 개발과 DVI 안전주입계통의 성능 평가 방법론 등 관련 규제요건의 개발이 필요하다.

현재 사고해석 규제요건으로 사용되고 있는 주요 허용기준들은 1970년대에 수행된 연소되지 않은 신연료 (Fresh Fuel) 또는 저연소도핵연료의 실험데이터를 근거로 설정되었다. 최근 고연소도핵연료에 대한 새로운 재료 특성에 관한 연구는 고연소도핵연료의 재료 특성이 신연료 또는 저연소도핵연료보다 약화될 가능성이 있음을 보고하고 있다. 따라서 제어봉방출사고와 냉각재상실사고 시 사용되는 사고해석 허용기준은 현재의 허용기준보다 하향 설정될 가능성이 대두되고 있다. 예를 들어, 제어봉 방출사고의 경우 현재 허용기준의 약 1/3 감소로 잠정 결정된 상태이다. 이에 따라 미국, 일본, 프랑스 등 원전 선진국에서는 CABRI 국제공동연구, Halden 국제공동연구 등을 통해 고연소도핵연료의 특성을 파악하고, 다차원 노심동특성 및 열수력 통합 코드의 개발을 진행 중에 있다.

사고해석 허용기준이 현재값보다 아주 낮아질 경우, 기존의 보수적 사고해석 방법으로는 고연소도핵연료에 대해 새로운 사고해석 허용기준을 만족시키지 못할 수 있다. 따라서 원전 사업자는 다차원 노심동특성 방법론을 사용하는 최적해석 코드를 개발하여, 사고해석 인·허가 신청을 위한 연구를 수행하고 있다. 장주기 운전에 따른 고연소도핵연료의 건전성을 평가하고 사고해석을 통한 원전의 안전성을 확인하기 위해, 사고조건에서 고연소도핵연료의 재료 특성을 분석하여 도출한 사고해석 허용기준에 대한 검토가 필요하다. 또한 원전 사업자의 다차원 최적해석 방법론 인·허가 적용에 대비한 규제검증기술의 개발이 필요하다.

이와 함께 계통성능과 관련하여 신형경수로1400 격납용기내재장전수저장수조 (IRWST)의 성능과 가동원전에서 열성층 현상이 배관 건전성에 미치는 영향을 평가하기 위한 연구가 필요하다. 이러한 계통성능의 확인은 계통 설계의 타당성을 검증하기 위해 수행된다.

이러한 다양한 현안에 대한 평가 기술 개발은 위에서 언급한 검증기술과 연계되

어 추진되어야 하며, 확률론적 원전 위험도 평가에서 추진되는 연구 내용과 연계되어야 하고, 궁극적으로 요건 평가 및 설정과 효과적으로 연결되어야 한다.

### 3. 규제지침 및 요건 개발

안전규제지침은 국내 원자력법과 과학기술부고시에서 요구하는 요건에 대한 세부 허용기준과 기술적 배경을 원전 사업자에게 제공하여, 규제의 합리성과 예측성을 확보하기 위함이다. 국내 기술요건의 완성도를 높이고 규제 현장에서 불필요한 논란을 해소하기 위해 체계적인 규제지침의 개발이 필요하다.

최적해석코드의 사용이 증대됨에 따라 사고해석에 사용되는 코드와 방법론에 대한 규제지침이 필요하며, 비상노심냉각계통의 성능평가에 대한 규제지침의 개발도 필요하다. 또한 3차원 노심 동특성 해석방법론을 적용하는 최적해석 기법은 기존의 안전해석과는 다른 개념으로 적용되는 사고해석 방법론이다. 3차원 노심 동특성 및 열수력 연계 해석방법론에 대한 규제검증기술을 개발하는 연구와 병행하여 규제지침을 개발하여 다차원 노심 동특성 최적해석 방법론에 대한 규제 입장을 정립할 필요가 있다. 아울러 설계기준사고로 분류되지는 않지만 규제차원에서 중요하게 고려하고 있는 ATWS 안전해석에 대한 규제지침의 정립도 필요하다.

이와 같은 규제지침의 개발 과정에서 검증기술을 통한 적용성 및 실제성의 입증 등이 선행되어야 하며, 이러한 연구를 통해 국민 신뢰도를 향상시키는 결과를 가져올 것으로 기대된다.

## 제 2 절 연구개발의 목적 및 내용

### 1. 연구개발의 목적

본 연구는 전 절에서 언급한 바와 같이 안전해석 검증기술, 안전현안 평가기술, 요건 평가기술 등의 현재 기술 수준의 문제점 및 개선 요구사항 그리고 향후의 안전규제수요를 감안하여, 기존의 원자로 및 미래형 원자로의 합리적인 안전 규제에 필요한 열수력 안전해석 규제 기술을 개발하는데 최종 목표를 두고 있다.

본 연구에서는 현재까지 개발 확보된 열수력 안전해석 검증기술, 안전 현안 평가 기술 및 안전 규제 요건 평가 기술 및 규제 경험에 근거하여 다음 목표를 가지고 3년간 수행되었다.

- 1) 안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선
- 2) 핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립
- 3) 안전해석 규제지침의 체계적 개발

### 2. 연구내용

첫째, “안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) CAMP 국제공동연구를 통한 최신 RELAP5, TRACE 코드 도입 및 평가
- 2) ECCS 성능 최적평가 검증방법론 (KINS-REM) 구축
- 3) 다차원 노심동특성 사고해석 평가기술 확보
- 4) 실증실험을 통한 DVI 열수력모델 개발 및 해석코드 개선
- 5) 미래형원자로 사고해석 기술수요 목록
- 6) 사고해석 검증기술 통합 관리프로그램 개발

둘째, “핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) 신형경수로1400 노심냉각성능 평가

- 2) 고연소도 핵연료 안전현안 분석
- 3) ATWS 대응능력 평가
- 4) IRWST 및 배관 건전성 평가
- 5) 원자로계통 열성층 현상 평가

셋째, “안전해석 규제지침의 체계적 개발”을 위해 다음의 연구가 수행되었다.

- 1) 안전해석코드 심사지침 개발
- 2) ECCS 성능평가 기술지침 개발
- 3) ATWS에 대한 규제요건 개발
- 4) 반응도사고 3D 사고해석 검토지침안 개발

본 보고서에서는 대체로 수행 연구에 대한 전반적인 내용을 충실하게 기술하였으나, 내용이 방대하여 상세히 기술할 수 없는 부분에 대해서는 해당 주제에 대해 상세한 내용을 담고 있는 주제기술보고서를 인용하여 요약한 내용만을 기술하였다. 참고로, 본 연구에서 발간된 주제기술보고서의 목록은 다음과 같다.

- 1) KINS/RR-125, 고연소도 핵연료 안전현안 평가 기술 개발, 2002.
- 2) KINS/RR-126, 가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가 규제지침 개발, 2002.
- 3) KINS/RR-184, 제어봉방출사고 3차원 노심동특성 해석 규제검증 기술 개발, 2003.
- 4) KINS/RR-185, 가압경수로 원자로정지불능예상과도에 대한 규제지침 개발, 2003.
- 5) KINS/RR-193, ATWS 사고해석 검증 및 평가방법론 개발, 2003.
- 6) KINS/HR-518, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력 모델 개발, 2003.
- 7) KINS/HR-519, 원전 계통 내 열성층 실험 연구, 2003.
- 8) KINS/HR-520, 응축수조/배관 열수력 현상 평가, 2003.
- 9) KINS/HR-578, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력모델 개발, 2004.
- 10) KINS/HR-579, 원전 계통 내 열성층 실험 연구, 2004.
- 11) KINS/HR-580, 응축수조/배관 열수력 현상 평가, 2004.
- 12) KINS/RR-223, 제어봉방출사고의 3차원 노심동특성 해석 검토 지침서.- 핵연료 축적엔탈피에 대해서, 2004.



- 13) KINS/RR-224, 웹기반 사고해석 검증기술 관리프로그램 개발, 2004.
- 14) KINS/RR-232, 사고해석 코드 및 PWR ECCS 성능평가 규제지침 개발, 2004.
- 15) KINS/RR-262, APR-1400 ECCS 성능평가 최소압력 모델 개발 및 평가, 2005.
- 16) KINS/RR-279, ECCS 최적평가방법론의 개선 및 LOFT L2-5 실험평가, 2005.
- 17) KINS/RR-280, 대형냉각재상실사고 해석의 주요 변수들이 신형경수로1400 노심냉각성능에 미치는 영향, 2005.
- 18) KINS/RR-281, 원자로용기직접주입 열수력 해석을 위한 TRACE 코드 평가, 2005.
- 19) KINS/RR-282, 3차원 노심동특성 모델의 균정수 선형 근사식의 타당성 평가에 관한 연구, 2005.
- 20) KINS/RR-307, KINS 최적평가방법을 이용한 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능 평가, 2005.
- 21) KINS/HR-657, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력 모델 개발, 2005.

## 제 2 장 안전해석코드/방법론의 규제검증기술 개선

### 제 1 절 CAMP 국제공동연구를 통한 최신 최적해석코드의 도입 및 평가

#### 1. 최신 최적해석코드의 도입

본 연구에서는 최신의 최적해석코드를 도입하기 위해 미국원자력규제위원회(USNRC)와 CAMP(Code Applications and Maintenance Program)을 체결하고 있다. CAMP 협정은 1993년 8월에 5년 단위로 재계약하는 조건으로 처음 체결되었다. 이 협정 체결에 따라 미국측은 RELAP5 코드 등 USNRC에서 개발하는 최신 열수력 코드를 한국측에 제공하고, 한국은 매년 미화 3만불을 분담하고 1년에 2건의 코드평가를 수행하고 그 결과를 USNRC에 제출하게 되었다. 1998년 초에 CAMP 협정은 5년 협정이 연장되었고 이 과정에서 한국측의 분담금은 연간 미화 4만5천불로 상향 조정되었다. 이후 2002년 8월에 다시 협정을 연장하여 2007년 8월까지 유효하게 되었다. 2002년 8월 CAMP 협정 연장에서는 동일한 의무사항 하에서 TRACE 코드와 입출력 처리용 SNAP 프로그램을 제공받는 기존에 비해 유리한 조건으로 협정을 체결하였다. CAMP 협정을 통해 계통 열수력 최적코드인 RELAP5/MOD3.3 코드와 TRACE 코드, 그리고 노심동특성 해석코드인 PARCS 코드가 도입되었다.

RELAP5/MOD3.3 코드는 2001년 말에 USNRC로부터 메뉴얼과 함께 공식적으로 CAMP 회원국에 배포되었다. RELAP5/MOD3.3 코드는 배포되기 전까지  $\alpha, \beta, \gamma$  등의 버전으로 코드평가를 수행하여 채택한 개선 사항을 담고 있다. 따라서 RELAP5/MOD3.3 코드 성능을 특정 버전의 코드와 비교하기 보다 RELAP5/MOD2 코드와 비교하는 것이 개선 사항을 보다 명확히 알 수 있다. RELAP5/MOD2 코드에 비해 개선된 사항은 매우 다양하지만 특히 대형냉각재상실사고와 관련하여 영향을 줄 수 있는 부분은 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 1) Bankoff Counter Current Flow Limitation (CCFL)모델 신설
- 2) ECCMIX 콤포넌트 신설 (Mixing 및 응축)
- 3) Cathcart 금속-물 반응 모델 추가
- 4) 계면항력 모델 (EPRI Drift Flux모델) 및 항력계수 모델 개선

- 5) 수평 성층화 유동 전인 모델 개선
- 6) Groeneveld의 봉다발 임계열속 모델 신설
- 7) 수직성층화 모델의 개선
- 8) 단순 핵연료 소성 변형 모델 (FRAP-T6) 추가
- 9) Junction 유동 형상도 신설
- 10) 계면 열전달 모델 개선
- 11) 응축 열전달 모델 개선
- 12) 불응축성 가스 거동 개선
- 13) 봉산 전달 모델 신설
- 14) 교차류 Junction 운동량 방정식 개선
- 15) Henry-Fauske 임계유량 모델 신설
- 16) Reynolds 수에 종속적인 형상 손실 계수 신설
- 17) 열성층화 기준 신설
- 18) 수직 봉다발 강제 대류 열전달 개선
- 19) PSI 재관수 모델 추가
- 20) PG 임계열속 모델 추가
- 21) 교차류 존재시 유동 비정상성 수정
- 22) 벽면 마찰 계수 모델 개선
- 23) 기타 질량 오차 및 오류 수정 등

USNRC는 RELAP5/MOD3.3 코드를 배포한 후 사용자 문제(User Problem)을 해결하는 과정에서 발견된 코드오류 또는 개선 사항을 반영하여 지속적으로 수정판을 배포하고 있다. RELAP5/MOD3.3 Patch 1 은 2003년 3월에 Patch 2는 2004년 11월에 각각 배포되었다. 현재 USNRC는 RELAP5 코드의 개발을 사실상 중단하고 TRACE 코드 개발에 주력하고 있다. 따라서 RELAP5 코드의 예측 성능과 정확도가 앞으로 크게 향상될 가능성은 적다고 판단된다. 하지만 RELAP5 코드의 관리 차원에서 USNRC는 지속적으로 수정판(Super Patch)를 CAMP회원에게 배포할 것이다.

TRACE(TRAC/RELAP Advanced Computation Engine) 코드는 기존의 TRAC-B 코드, TRAC-P 코드 그리고 RELAP 코드의 기능을 통합한 원자로 계통 열수력 분석 코드로써, USNRC의 계통 열수력 단일 규제검증코드로 개발되고 있다. USNRC는

TRACE 코드의  $\beta$ 버전인 TRACE V4.000 코드를 2003년 3월에 CAMP 회원국에 배포하였고 이후 TRACE V4.050 코드를 2004년 2월에 CAMP 회원국에 배포하였다.

최근 전산기 처리능력이 급속히 발전함에 따라 3차원 노심 동특성 계산과 계통 열수력 코드를 통합함으로써 고전적인 방법에서 야기될 수 있는 불확실도를 줄여 열적여유도를 증진시키고 경제성을 향상시키기 위한 노력들이 수행중이다. PARCS(Purdue Advanced Reactor Core Simulator)코드는 이러한 목적으로 개발된 코드로서 계산시간 단축을 극대화시키고 계산의 정확성을 증진시킨 2군 다차원 노심 동특성 해석 코드이다. 이 코드는 정방형 격자 노심 형태의 가압경수로에 적용가능하며 반응도 관련사고인 제어봉의 이탈, 인출 및 낙하, 그리고 붕산의 과도한 주입 및 희석 등과 관련된 노심 과도 상태 해석이 가능한 코드이다. USNRC는 PARCS 코드를 RELAP5 코드와 TRACE 코드의 배포와 함께 CAMP 회원국에 배포하고 있다.

본 연구에서는 CAMP 협정하에서 도입된 최신 최적해석코드와 관련 문서를 체계적으로 국내에 배포하기 위해 한국원자력안전기술원을 중심으로 유관기관과 “열수력 연구협력 협정”을 체결하고 있다. 2003년 9월에 한국원자력안전기술원과 USNRC간의 CAMP 협정 갱신에 따라 모두 15개 국내 산학연 기관과 협정이 갱신되었다.

본 연구 기간 중 다음 3건의 코드평가 보고서가 USNRC에 제출되었으며, USNRC의 검토를 거쳐 NUREG/IA 보고서로 발간될 예정이다.

- 1) Assessment of RELAP5/MOD3.3Beta Code for the LOFT Experiment L9-1/L3-3
- 2) Extension of RELAP5/MOD3 Horizontal Off Take Model for Application to Reactor Headers of CANDU Type Reactors
- 3) Improvement of the Liquid Entrainment and Vapor Pull-through in Angled Branch Lines

또한 본 연구에서는 MIDAS 실험과 신형경수로1400 적용을 위해서 RELAP5 코드평가를 수행하였고, UPTF 실험을 이용한 TRACE 코드평가를 수행하였다. 이에 대한 상세한 내용은 제2장 제1절 2 내지 4에 상세히 기술하였다.

## 2. MIDAS 실험을 이용한 RELAP5 코드 평가

한국원자력연구소에 설치되어 있는 MIDAS ( Multi-Dimensional Investigation in a Downcomer Annulus Simulation) 실험장치는 그림 2-1-2-1에서 보는 바와 같이 환상형 강수부, 노심모의기, 건전 저온관 (3개), 파단저온관 (1개), 물/증기 분리기, 격납건물 모의기, 증기공급장치, 안전주입수 공급장치 등으로 구성되어 있다. 그 중 원자로 용기 강수부는 선형척도법에 따라 신형경수로1400의 강수관을 모의하였으며, 실험축척(Full Scale) 실험인 UPTF의 대응실험을 위해 상부 강수부의 UPTF 모의 부분과 그 하부의 신형경수로1400 모의부를 서로 분리하는 탈부착형 링을 설치하여 두 가지 참조 조건의 비상노심냉각수 우회율 실험이 가능하게 하였다.

MIDAS는 신형경수로1400의 길이와 높이비를 각각 1/4.93 그리고 면적비를 1/24.3 비로 축소 모의한 실험장치로 과열증기와 과냉각수를 이용하여 수행한 실험이다. 실험의 종류는 여러 가지의 예비실험 및 검증실험이 있으나 여기에서는 신형경수로1400 안전주입수 우회실험의 자료만을 분석하였다.

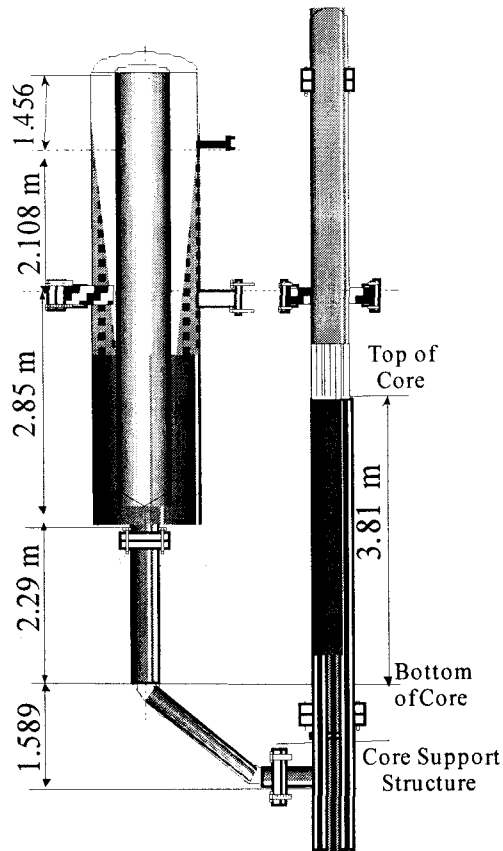


그림 2-1-2-1 MIDAS 실험장치

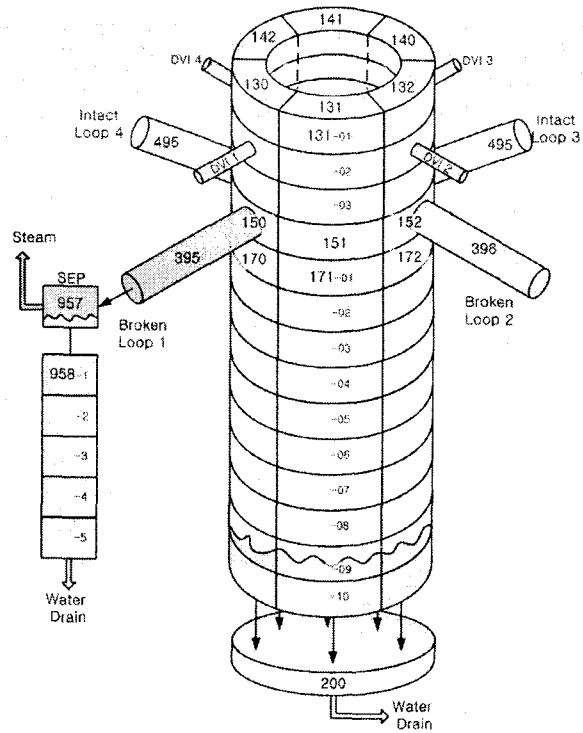
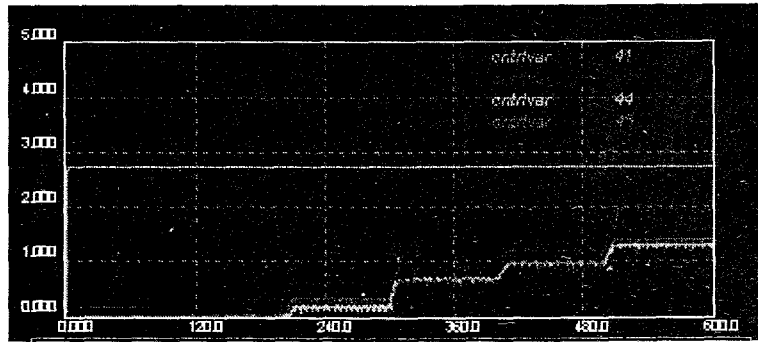


그림 2-1-2-2 MIDAS RELAP5 모델링

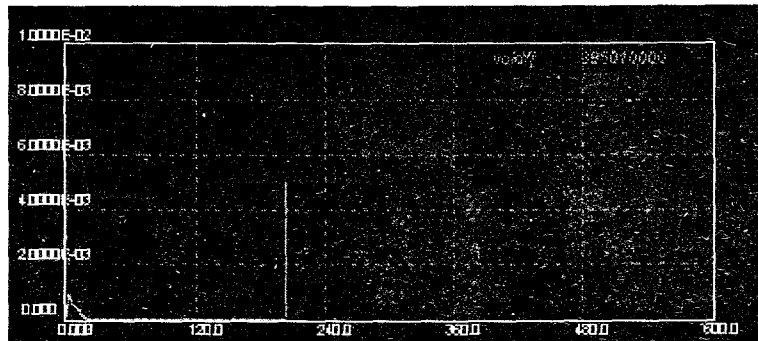
RELAP5/MOD3.3코드를 이용하여 MIDAS실험을 그림 2-1-2-2와 같이 모의하였다. 실험과 동일한 저온관 증기 주입속도를 경계조건으로하여 비상노심냉각수의 직접 우회율을 계산하였다.

MIDAS 실험모의 계산시 강수부를 각 2노드와 6노드의 경우에 대하여 수행하여 노딩 민감도분석도 하였다. 두 경우 모두 강수관의 3차원 구조를 감안하여 x-y-z 각 방향의 기하학적인 자료와 열수력학적인 자료로 모델하였으며 각 노드를 연결하는 교차류연결선은 운동량속을 고려하지 않는 옵션을 사용하여 모델링 하였다. 실험에서와 마찬가지로 주어진 증기 경계조건 하에서 충분히 정상상태에 도달할 때까지 계산을 수행하였다. 정상상태에 도달한 후 다시 증기 속도를 높여 경계조건을 변경하였고 새로운 정상상태에 도달할 때까지 계산을 수행하였다. 이와 같은 일련의 반복된 정상상태 계산을 통해 우회율을 구하였다.

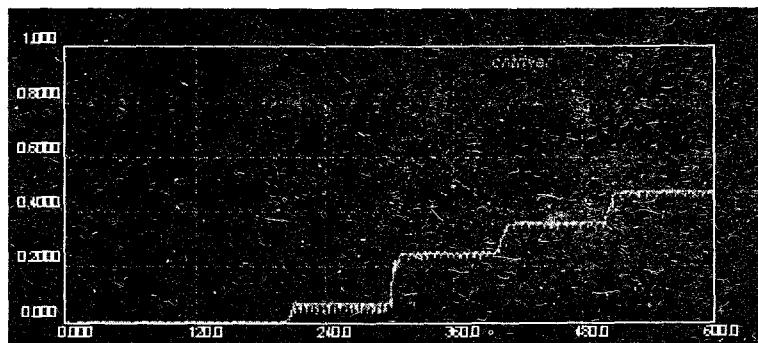
그림 2-1-2-3은 본 계산과정의 값의 변화를 나타낸 것이다. 그림 2-1-2-3(a)는 물 주입량이 일정한 상태에서 증기주입량을 점진적으로 증가시켰을 때 출구에서의 물 방출량과 증기 방출량의 변화를 보여주는 그림이다. 그림 2-1-2-3(a)에서 보듯이 증기의 주입량이 증가할수록 물의 방출량이 많아지며 아주 작은 속도에서는 증기 응축이 지배적이어서 전혀 물 방출이 일어나지 않는다. 이와 같은 현상은 출구와 출구 바로 상류(Upstream) 체적에서의 물분율을 보여주는 그림 2-1-2-3(b)를 통해 알 수 있



(a) Water and Vapor Discharge Mass Flow



(b) Water Fraction at Exit and Upstream Volumes



(c) Bypass Rate

### 그림 2-1-2-3 RELAP5 코드 계산 결과

다. 만약, 응축량에 비해 증기유량이 크게 되면 연결선(Junction)의 물분율은 상류체 적의 물분율과 같아 물 방출이 이루어짐을 알 수 있다. 그림 2-1-2-3(c)는 우회율의 변화를 나타낸 것이다.

그림 2-1-2-4에는 RELAP5 코드 계산에서 구해진 우회율과 MIDAS 실험에서 측정된 우회율이 비교되어 제시되어 있다. 축척법칙에 따르면 증기의 질량유량이 약 0.25 ~ 0.3 kg/sec인 조건이 실제 발전소 조건과 일치한다. 따라서 RELAP5 코드는

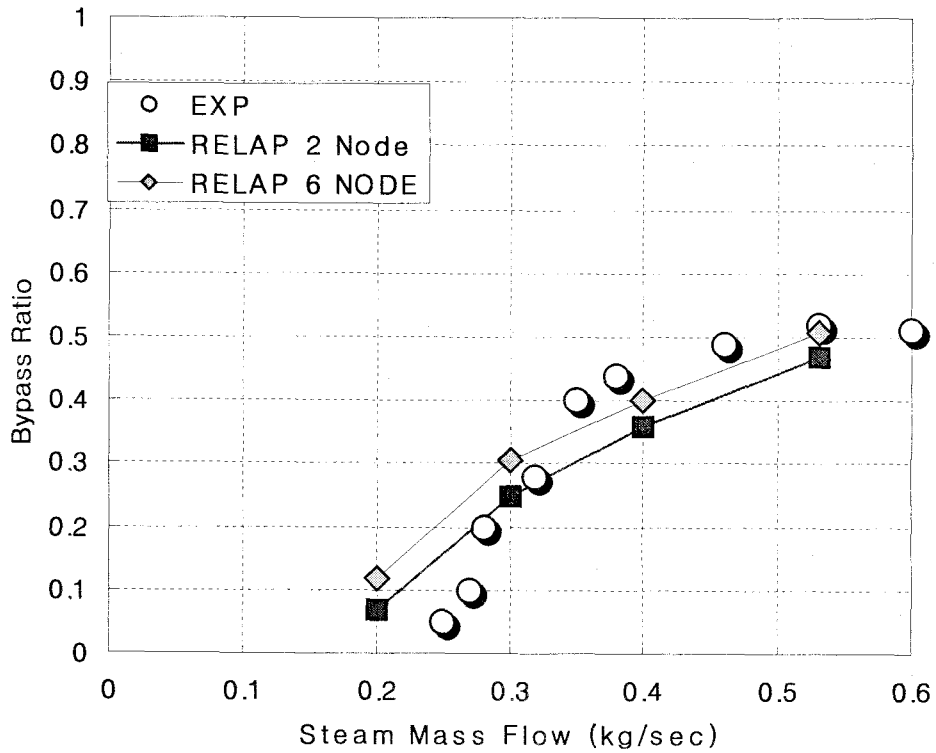


그림 2-1-2-4 RELAP5 코드 계산결과와 MIDAS 실험결과의 비교

우회율을 과도 예측하고 있으며 그 역으로 높은 증기 속도에서는 약간 과소평가 하는 경향을 나타낸다. 노딩 민감도 분석을 통하여 6 노드의 경우 2노드보다 우회율이 증가되었으며 그 전반적인 경향은 2노드와 같음을 알 수 있다. 6 노드모델에서 우회율이 증가한 이유로는 2노드에서는 수막(Water Film)이 전 노드 (전 원주길이의 반)에 걸쳐 퍼지는 것으로 계산되지만 6 노드 모델에서는 액체분류에 따라 퍼짐 현상을 예측하므로 파단 노드에서 물분율이 증가했기 때문이다.



### 3. UPTF 실험을 이용한 TRACE 코드 평가

#### 가. 연구의 배경 및 목적

신형경수로 1400 원전의 비상노심냉각계통으로 원자로용기직접주입방식(DVI)의 설계가 채택되어 대형냉각재상실사고 해석시 3차원 열수력 해석의 필요성이 대두되었다. 대형냉각재상실사고 시 강수부에서는 복잡한 3차원 유동이 발생하므로, 강수부에서의 열수력 현상을 현실적으로 예측하기 위해서 다차원 해석코드의 사용이 필요하다. 본 연구에서는 DVI와 관련된 UPTF 실험결과를 사용하여 현재 미국 원자력 규제위원회의 검증코드로 개발 중이며 다차원 해석 능력을 보유한 TRACE 코드의 열수력학적 예측 능력을 평가하고자 한다.

#### 나. TRACE 코드 평가를 위한 대상 실험

DVI 상황에서의 코드평가를 위해 일차적으로 UPTF 실험이 평가대상 실험으로 선정하였다. UPTF 실험에서는 기존에 일반적으로 사용된 저온관주입방식(CLI) 비상노심냉각계통에 대한 실험 뿐 아니라 원자로용기직접주입방식(DVI) 비상노심냉각계통에 대한 실험도 포함되어 있어, 지금까지 많은 경험을 갖고 있는 CLI 방식에 대한 검증계산을 토대로 DVI 방식에 대한 검증계산을 수행할 수 있는 장점이 있다.

UPTF는 4루프형 1300MWe급 가압형 경수로를 실물크기로 모사한 실험장치이다. 이 장치는 원자로 용기, 강수관(DC), 하부플레넘(LP), 노심모사기, 상부 플레넘 및 증기발생기 모사기를 갖춘 루프(Loop)으로 구성되어 있다. 또한 격납건물 모사기는 격납건물의 수력학적 피드백(Feedback)을 모사 한다.

실험에서 사용된 원자로 용기, 원자로 배럴 및 원자로내부구조물은 가압경수로의 크기와 동일하며, 저온관 및 저온관을 모사하여 3개의 건전한 루프와 1개의 파단 루프를 모사할 수 있다[2-1-3-1]. 실제 건전 루프의 증기발생기로부터의 발생하는 증기효과는 증기 발생기로의 증기 직접 주입을 통하여 모사된다. 냉각재 펌프는 사고시 냉각재펌프를 통해 흐르는 냉각재 흐름의 모사를 위해 밸브로 모사된다. UPTF 실험장치의 개략적인 유체 흐름도는 그림 2-1-3-1과 같다.

UPTF Test 6 및 7 은 CLI 대상실험으로 대형파단사고시 재충수(Refill)기간중 강수관에서의 냉각수 관입을 측정 실험들이다. 또한 Test 21은 DVI 실험으로 재충수(Refill) 및 재관수(Reflood) 기간 중 냉각수 관입을 측정 실험으로 신형경수로 1400에 직접 관계된 실험군이다. 또한 Test 5 는 CLI 대상 실험으로 재관수 기간 중 실험이나 위의 Test 6 및 7과는 경계조건이 실제 원전과 유사하여 추가로 선정되었고, Test

25는 CLI 대상 실험으로 재관수 기간 중 실험으로 검증계산에 추가되었다. 본 보고서에서는 Test 6, 7, 21에 대한 코드평가를 기술하였다.

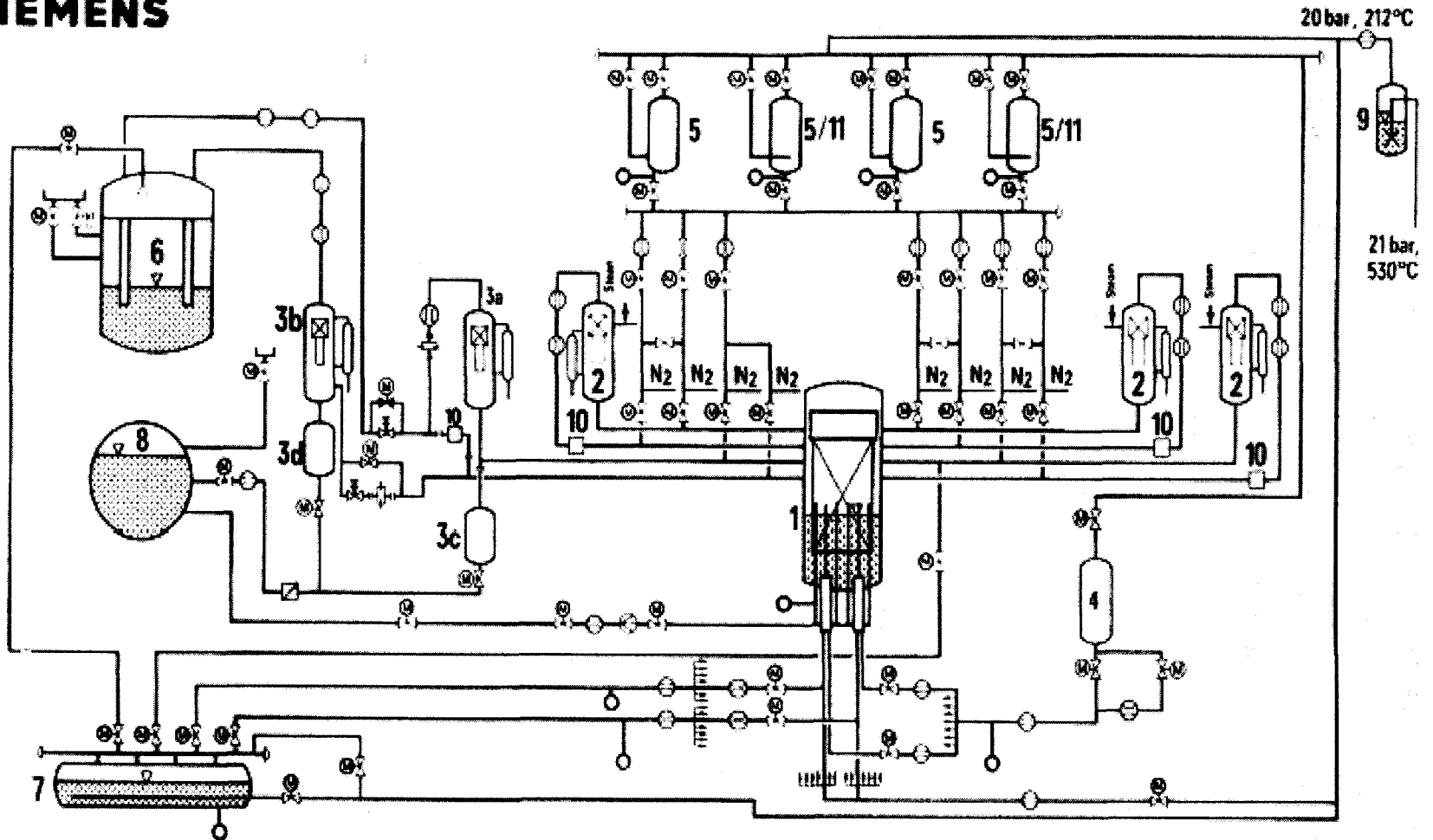
상위의 입력자료 생산에 검토된 실험자료 관련 보고서는 다음과 같다.

- UPTF Test No. 5 test data report : R515/87/16 [2-1-3-2]
- UPTF Test No. 6 test data report : U9/316/88/18 [2-1-3-3]
- UPTF Test No. 7 test summary and dada report : U9/316/89/14 [2-1-3-4]
- UPTF Test No. 21 test summary and data report [2-1-3-5]
- UPTF Test No. 25 test summary report [2-1-3-6]
- UPTF Test result related papers.(NUREG/IA-0127, MPR-1163, etc) [2-1-3-7~2-1-3-10]

검증계산에 사용된 UPTF 실험 및 실험자료는 다음의 표 2-1-3-1과 같다. 본 연구의 일환으로 발간된 주제기술보고서에는 대상 실험들의 목적과 실험 별 계통 구성 그리고 초기 및 경계조건이 상세히 기술되어 있다.

SIEMENS

그림 2-1-3-1 UPTF 실험장치 유체 흐름도



- |   |  |                          |                         |
|---|--|--------------------------|-------------------------|
| 1 Test Vessel   | 3b Water Separator<br>(Broken Loop Cold Leg) | 4 Hot Water Storage Tank | 10 Pump Simulator       |
| 2 Steam Generator Simulator<br>(Intact Loop)                              | 3c Drainage Vessel<br>for Hot Leg            | 5 Accumulator            | 11 N <sub>2</sub> -Tank |
| 3a Steam Generator Simulator/<br>Water Separator<br>(Broken Loop Hot Leg) | 3d Drainage Vessel<br>for Cold Leg           | 6 Containment Simulator  | ○ Sample                |
|   |  | 7 Steam Storage Tank     |                         |
|   |  | 8 Water Collecting Tank  |                         |
|   |  | 9 Steam Cooler           |                         |

표 2-1-3-1 UPTF 실험 계산에 사용된 자료 목록

Test	Run	ECCS Type	Refill/Reflood	NRC Data(.bin)	Input Deck(.inp)
6	131	CLI	Refill	Test06-Run131	uptf6_131_CC
	132			Test06-Run132	uptf6_132_CC
	133			Test06-Run133	uptf6_133_CC
	135			Test06-Run135	uptf6_135_CC
	136			Test06-Run136	uptf6_136_CC_1
7	200	CLI	Refill	Test07-Run200	uptf7_200_CC
	201			Test07-Run201	uptf7_201_CC
	202			Test07-Run202	uptf7_202_CC
	203			Test07-Run203	uptf7_203_CC
21	272	DVI	Refill	Test21A-Run272	uptf21_272_n10_3
	274			Test21B-Run274	uptf21_274_n10_CC_1
	271		Reflood	Test21D-Run271	uptf21_271_n10
25	242	CLI	Reflood	Test25A-Run242	uptf25_242_CC_1
	241			Test25B-Run241	uptf25_241_CC
5	062	CLI	Refill	Test05B-Run062	uptf5_062_CC

다. 냉각수의 하부플레넘 관입률 평가

실험에서 관입율을 계산하기 위해 비지속적이고 불균질한 강수관내 유동 현상 및 냉각수의 간헐적인 하부 플레넘으로의 수송현상을 고려하여 ‘평가구간’을 설정하였다. ‘평가구간’ 설정에 사용된 기준[2-1-3-5]은 다음과 같다.

- 1) 증기 유입량 및 냉각수 주입량에 변동이 없을 것
- 2) 강수관내 압력변화가 크지 않을 것
- 3) 하부 플레넘의 냉각수 재고량이 계산되는 두 시점 사이에서 건전 저온관 및 강수관의 냉각수 재고량에 크게 변화가 없을 것
- 4) 원자로 용기 배출관이 물로 채워져 있는지 확인하기 위하여 또 하부 플레넘

바닥에 설치된 차압계측 센서의 동적 압력 영향이 배제 되도록 하부 플레넘의 수위는 0.6m 이상일 것

- 5) 임계 수위 이상인 경우에는 노심에서 강수관으로 흐르는 증기가 냉각수 관입을 방해하므로 하부플레넘의 수위는 임계수위 이하일 것.
- 6) 파간저온관 하단에 설치된 물/증기 분리기의 수위는 정확한 방출 유량 측정을 위해 제한수위 이하일 것.

실험결과로 제시되는 냉각수의 하부 플레넘으로의 관입율은 Test 6의 경우 ‘평가 구간’에서의 하부 플레넘 재고량 변화로 측정되며, Test 7의 경우는 ‘평가구간’ 사이에서 하부플레넘으로부터 배출된 물의 양과 하부 플레넘의 냉각수 재고량 변화의 합으로 측정된다. 위와 같은 방법으로 UPTF Test 6, 7, 21에서 측정된 관입율은 표

표 2-1-3-2 UPTF Test 6, 7, 21의 관입율

Test	RUN	Steam Injection /kg/s/	ECC Injection rate Cold Legs /kg/s/			Subcooling of ECC at DC Entrance /K/	Absolute Press. In DC /kPa/	Water Delivery into LP /kg/s/
			1	2	3			
6	135	436	480	480	481	56	1130	543
	131	396	478	485	488	59	978	570
	132	295	494	489	489	52	727	898
	133	202	499	486	496	36	543	975
	135	102	494	488	489	26	360	875
7	200/I	104	494			20	451	5
	200/II	54	736	487	490	7	330	351
	200/III	102	735	487	489	22	498	6
	201/I	102		486	491	10	330	861
	201/III	102	493			12	414	941
	202/II	128				11	416	714
	203/I	69	735			13	401	95
	203/II	30	737			0	286	519
	203/III	71	737			9	398	823
	203/IV	51	493	485	487	2	337	1031
Test	RUN	Steam Injection /kg/s/	ECC Injection rate DVI nozzle /kg/s/		Subcooling of ECC at DC Entrance /K/	Absolute Press. In DC /kPa/	Water Delivery into LP /kg/s/	
			0	1				
21	272	314	912	910	117	488	385	
	274/I	298	845	856	56	1020	86	
	274/II	103	885	0	31	550	35	
	274/III	102	885	835	26	494	556	

2-1-3-2와 같다.

라. 대상 실험의 TRACE 코드 입력자료 개발

UPTF 실험장치에 대한 TRACE 입력자료는 NRC 데이터뱅크(Databank)에 수록된 Test 6 133용 입력자료를 기초로 하였다. 보다 정확한 계통 모사를 위해 UPTF 실험장치 보고서를[2-1-3-12, 2-1-3-13] 바탕으로 강수관 간극, 강수관내 고온관 관통부 등을 수정하였다. 실험에서 관찰된 주요 현상은 원자로 용기 특히 하부 플레넘, 강수관, 건전저온관 및 파단저온관에서 발생되므로 이러한 부위의 모델링에 대해 면밀한 검토가 수행되었다. UPTF Test 6, 7, 21 실험들은 각 실험의 초기 및 경계 조건을 입력자료에 반영하여 대상 실험용 입력자료를 각각 생산하였다.

원자로용기에 대하여는 TRACE 코드에서 3차원 모델링이 가능한 VESSEL로 모델링하였다. Test 6, 7의 경우 원자로용기는 그림 2-1-3-2와 같이 3개의 링, 3개의 sector, 13개의 축방향 레벨로 모델링되어 있다. 강수관은 3번째 링의 축방향 3~12레벨에 해당되며 하부 플레넘은 축방향 1~2 레벨로 모사된다. 노심 증기 모사기는 증기를 주입하는 FILL과 노즐을 모사하는 TEE로 모사되어 원자로용기 축방향 6번 레벨에 연결된다. 고온과 및 저온관은 축방향 11번 레벨에 연결된다.

Test 21의 경우 강수관 상부에 냉각수 주입 노즐을 연결하기 위해 그림 2-1-3-3과 같이 원주방향으로 10개의 sector로 재모델링하였다. VESSEL의 재모델링은 원자로용기에 연결된 기타 부품의 연결위치, 원자로 용기의 열구조물에 영향을 주게 되므

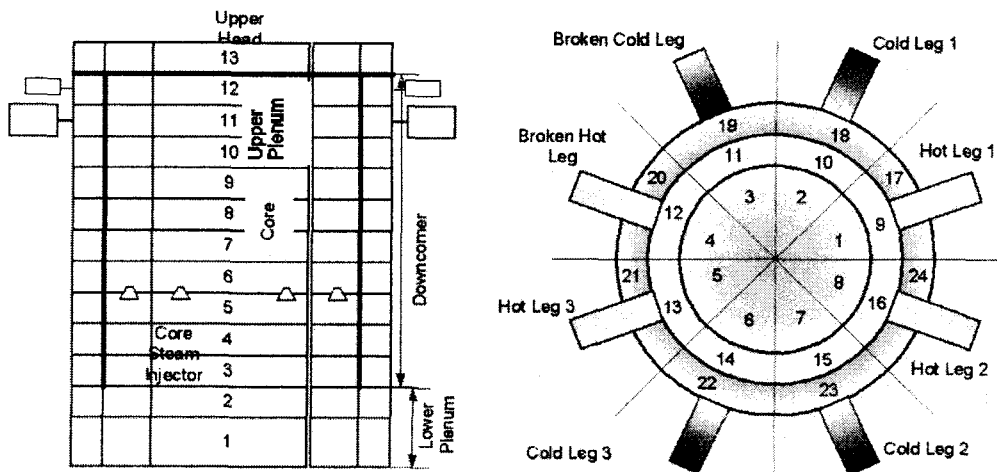


그림 2-1-3-2 CLI 용 원자로용기 모델링

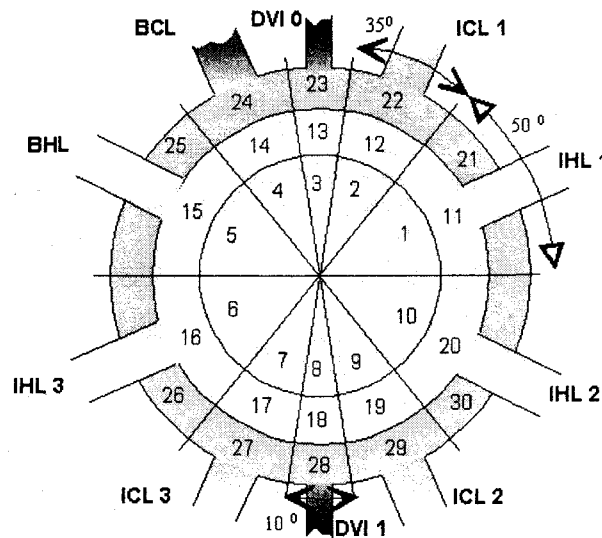


그림 2-1-3-3 DVI용 원자로 용기 모델링

로 이러한 부분들도 수정되었다. 원자로용기 배출 배관은 원자로용기 바닥에 연결된다. 배출율은 하부 플레넘의 수위에 따라 조절된다.

건전 루프는 비상노심냉각수 주입노즐이 연결된 고온관, 증기발생기 모사기, 펌프 모사기와 CLI 노즐이 연결된 저온관으로 구성된다. 펌프 모사기의 열림/닫힘은 VALVE로 모사하지 않고 PIPE의 유로면적을 조정하여 모사하였다.

파단 루프는 고온관측과 저온관으로 구성되며 파단저온관은 VALVE로, 격납건물 모사기는 BREAK로 모사하였다. 실제 실험시설에서는 파단저온관, 물 분리기, 배출용기, 격납건물 모사기로 구성되어 있다. 원자로 용기로부터 배출된 물/증기는 파단 저온관을 따라 물 분리기로 모여 증기는 격납건물 모사기로 흐르며 물은 아래의 배출용기로 흐르게 된다. 이러한 복잡한 파단 저온관 형태를 저온관과 BREAK로 모사되는 격납건물 모사기로 단순화 하였다. BREAK 부품에서는 격납건물 모사기의 압력이 아닌 물 분리기의 배압이 입력으로 주어졌다. 개략적인 UPTF 실험시설의 노딩 개략도는 그림 2-1-3-4와 같다.

각 실험의 초기조건은 자료 측정지점마다 다르다. 단순화된 계산수행을 위해 초기 조건은 DC(Downcomer), LP(lower Plenum), Core, UP(Upper Plenum), HL 지역으로 구분하여 측정자료에서 취득하였다.

UPTF Test 6의 경계조건으로 노심 및 증기발생기 증기 주입율, 냉각수 주입율,

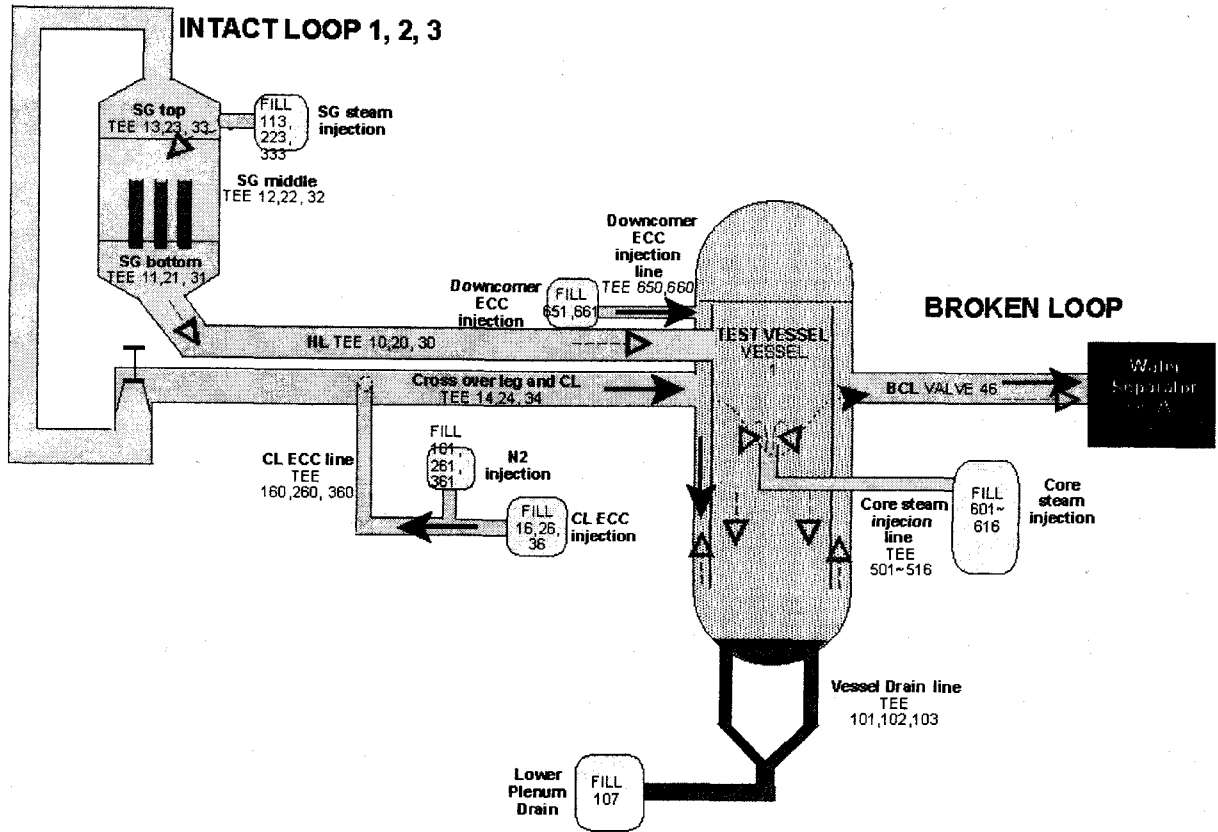


그림 2-1-3-4 UPTF 실험장치 모델링 개략도

질소주입을 및 물 분리기 배압이 실험 자료로부터 추출되었다. 증기 주입은 노심모사기와 증기발생기 모사기로부터 주입된다(Run 136 : 노심모사기에서만 주입). 증기는 약 30초에서 102kg/s ~ 440kg/s 으로 주입된다. Test 6에서는 질소가 냉각수 주입 배관 중간에서 주입된다. 이때 주입율은 1kg/s, 온도는 309K 정도이다. 냉각수는 건전 저온관을 통해 주입된다. 약 487kg/s의 냉각수가 각각 주입된다. 냉각수의 온도는 run 131, 132, 133, 136 세부실험에서는 388K 이고 run 135에서는 397K ~ 408K 정도이다.

Test 7에서 노심 모사기로부터 주입된 증기주입은 30초부터 주입되고 주입량은 102kg/s ~ 440kg/s 이다. 냉각수는 500 ~ 700 kg/s이 각각의 건전 루프로부터 주입된다. 이때 냉각수 온도는 거의 포화상태의 온도인 0K ~ 22K의 과냉도를 갖는다.

Test 21에서 증기는 102kg/s ~ 314kg/s의 주입률로 30초 이후 주입된다. 냉각수는 강수관 상부 2개의 DVI 노즐을 통해 주입되는데 Test 21A(272), 21B(274)/Phase I, II 은 2개의 노즐을 통해 주입되고 Test 21B(274)/Phase III 에서는 노즐 0번에만 주입된다. 주입량은 각 노즐에서 835kg/s~ 912kg/s 정도 주입되고 냉각수의 온도는 21A에



서는 307K, 21B 실험에서는 398K이다.

#### 마. 실험자료와 TRACE 코드 계산결과 비교

계산에 사용된 TRACE 코드의 버전은 TRAC-M V.31140, TRACE V.4, TRACE V.4036i, V.4036i2 등이다. 본 연구기간에 TRACE 코드의 개발은 재관수모델(Reflood model)의 개선과 RELAP 코드와의 통합에 초점이 맞춰 있어, UPTF 실험에 대한 TRACE 코드 버전의 영향은 미비한 것으로 확인되었다.

##### 1) Test 6 계산결과

Test 6에 대한 TRACE 코드 계산결과를 압력 거동, 파단유량 및 하부 플레넘 물 재고량에 대하여 실험결과와 비교하였다. 그림 2-1-3-5와 그림 2-1-3-6에는 그 결과가 제시되어 있다.

실험에서는 약 30초에 증기가 주입되고 냉각수는 45초에 주입된다. 증기만 주입되는 30초에서 45초 사이에서는 실험과 동일한 압력거동을 보였다. 냉각수가 주입된 후 초반에는 계산결과가 약간 높은 압력 거동을 보이고 있으며 후반에는 실험보다 낮은 압력 거동을 보인다. 전체적으로 TRACE 코드는 냉각수가 주입되는 기간에서 실험보다 압력을 낮게 예측하였다. TRACE 코드가 하부 플레넘 수위가 제한수위를 넘었을때 UP와 DC 사이의 차압을 높게 예측한 것은 코드가 많은 양의 냉각수가 강수관내에 축적 되는 것으로 계산했기 때문이다. 주입된 냉각수는 강수관으로 관입되나 일부는 건전 저온관에 축적된다. 파단저온관에 근접한 저온관에서는 주입된 냉각수가 우회되고 나머지 저온관에서는 냉각수가 하부 플레넘으로 관입되었다. 그림 2-1-3-5에서와 같이 저온관내 냉각수 재고량은 세부 실험마다 경향이 다양하다. 파단 저온관 근처의 저온관에 축적되는 속도가 다른 저온관 보다 빠르게 나타났으며 증기유량이 클수록 건전 저온관에 축적되는 냉각수 량도 많았다.

주입된 냉각수는 저온관에서의 증기 응축으로 인하여 온도가 증가되고 1번 저온관으로 주입된 냉각수는 모두 우회되고 기타 저온관으로 주입된 냉각수는 하부 플레넘 충수에 기여하는 것으로 나타났다. 강수관쪽에 가까운 저온관 내부의 냉각수 온도는 그림 2-1-3-6에 제시되어 있다. 실험결과와 비교해 볼때 TRACE 코드는 저온관이 채워지는 동안 즉 주입 초반에 저온관내 냉각수 온도를 낮게 예측하였다. 냉각수 주입 초반에서는 저온관 1번에서 다른 저온관에서 보다 많은 증기가 응축되어 1번 저온관 내부에 축적되어 저온관 2번과 3번에서 주입된 냉각수가 모두 우회된다. 1번 저온관이 채워진 후부터는 1번 저온관으로 주입된 냉각수는 모두 우회되고 그때의 냉각수 온도 또한 비교적 낮았다. 하부 플레넘의 냉각수 온도는 하부 플레넘으

표 2-1-3-3 UPTF Test 6의 증기주입량에 따른 관입율

Test	Run	Steam inj. rate kg/s	ECC injection into CL				Absolute Press. in DC kPa	DC analysis period		water delivery into LPkg/s		Absolute Press. in DCkPa
			CL1	CL2	CL3	kg/s		Test	Trace	Test	Trace	
6	135	436	480	480	480	1440	1130	50.0-70.0	65.0-72.0	548	538	1092
	131	396	480	480	480	1440	978	50.0-70.0	65.0-76.0	570	621.8	868.82
	132	295	480	480	480	1440	727	50.0-67.0	55.0-67.0	898	760	675.295
	133	202	480	480	480	1440	543	57.0-80.0	55.0-63.0	975	969.2	498.009
	136	102	480	480	480	1440	360	58.0-64.0	51.0-61.0	875	933	320.455

로 관입되는 동안 증기 응축 정도를 타나내는 척도이기도 하다. 코드는 실험에 비해 높은 포화온도에 가까운 온도를 예측하였다.

실험과 마찬가지로 코드 계산 결과에 대하여도 하부 플레넘으로의 관입율을 계산하기 위해 ‘평가구간’이 기준에 따라 설정되었다. 코드 계산 결과 냉각수 주입 후 5 ~ 10초 지연되어 관입 시작 시점을 예측하였다. 각 세부 실험에서의 증기 주입량에 따른 관입율은 실험결과와 비교하여 표 2-1-3-3에 제시하였다.

# UPTF Test 6 run 131

TRAC-M vs. DATA.

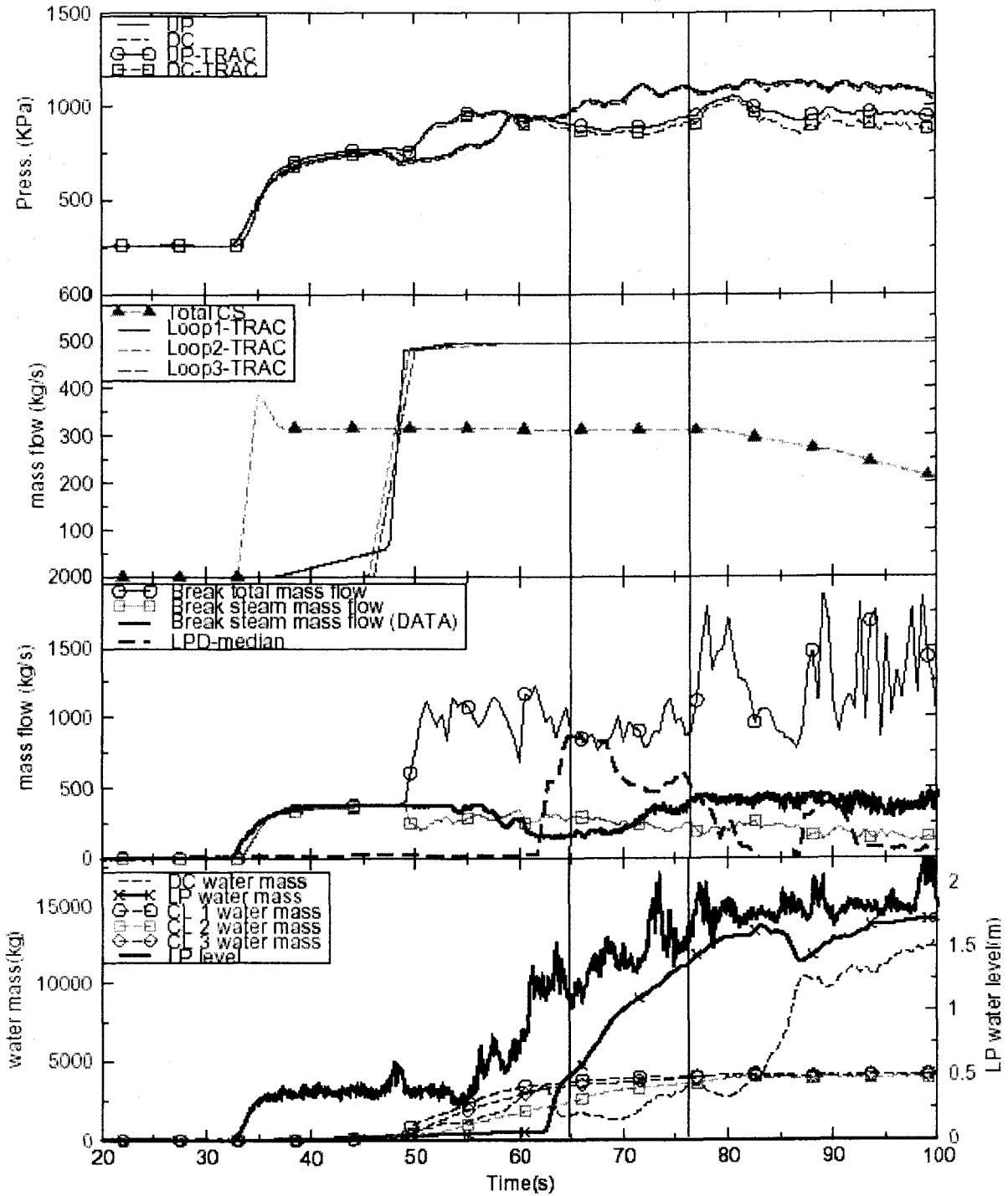


그림 2-1-3-5 UPTF Test 6 run 131 계산결과(압력, 파단유량, 재고량)

# UPTF Test 6 run 131

TRAC-M vs. DATA.

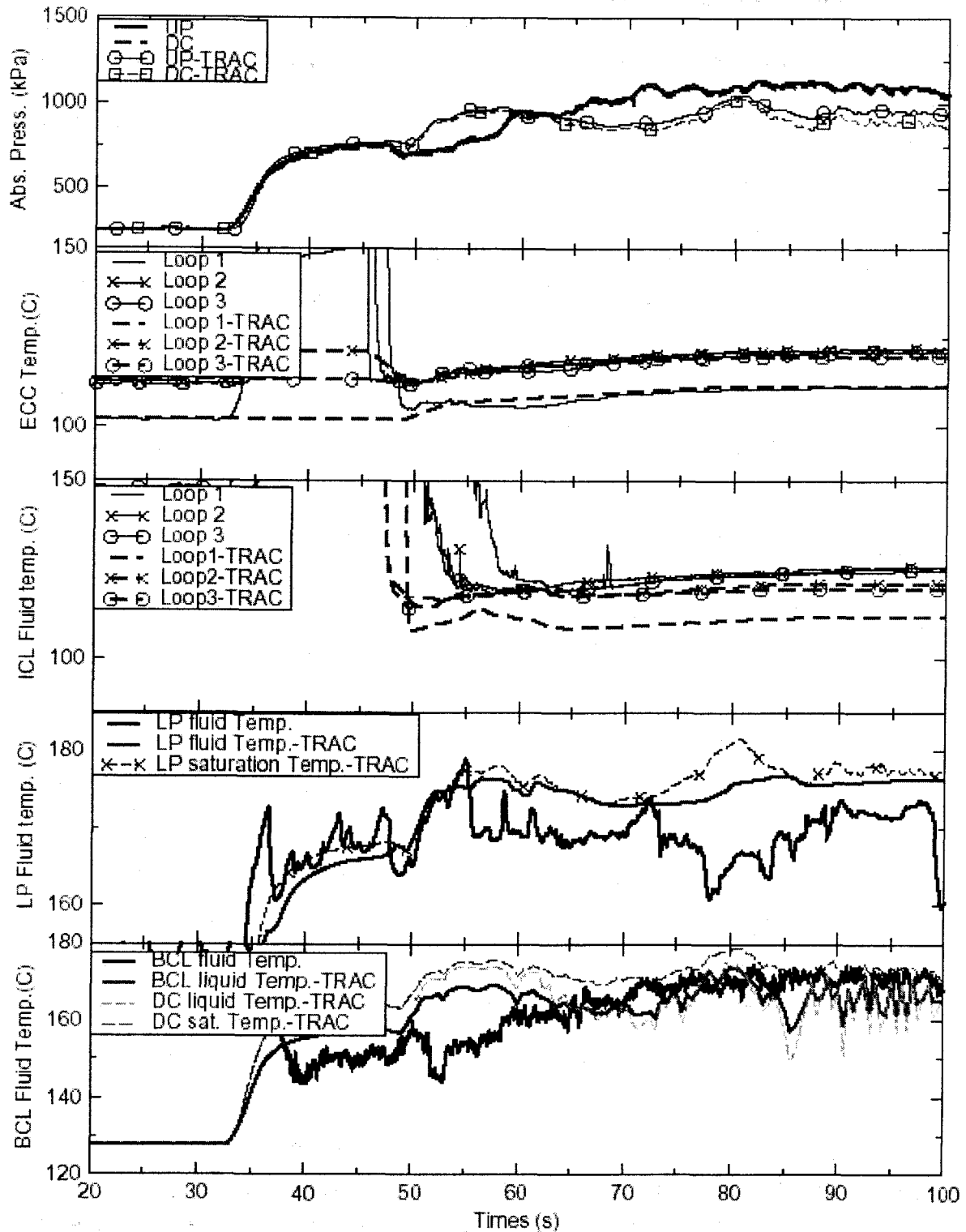


그림 2-1-3-6 UPTF Test 6 run 131 계산결과(온도)

표 2-1-3-4 UPTF Test 7의 증기주입량에 따른 관입율

Test	Run	Steam inj. rate kg/s	ECC injection into CL kg/s				Absolute Press. in DC kPa	DC analysis period (s)		water delivery into LPkg/s		Absolute Press. in DC kPa
			CL1	CL2	CL3	Tot.		Test	TRACE	Test	TRACE	
7	200/I	104	494	-	-	494	451	75-97		5		
	cal.		492	14.8	9	515.8			60.0-85.0		16.23	396.806
	200/II	54	736	30	-	766	330	125-155		351		
	cal.		732.5	13.8	10.1	756.4			126-155		129.05	291.731
	200/III	102	735	-	-	735	498	175-205		6		
	cal.		735	13	12.5	760.5			170-205		52.46	454.949
	201/I	102	-	487	490	977	330	85-105		861		
	cal.		-	489	489	978			85-105		928.74	336
	201/III	102	493	487	489	1469	414	192-225		942		
	cal.		488	489	489	1466			193-219		1044	371.602
	202/II	128	-	486	491	977	416	125-155		714		
	cal.		-	489	489	978			120-145		868	362.874
	203/I	69	735	-	-	735	401	68-98		95		
	cal.		736	22.4	13	771.4			75-95		14.06	378.36
	203/II	30	737	-	-	737	286	132-171		519		
	cal.		736	23	13	772			120-170		323	278.731
	203/III	71	737	-	733	1470	398	220-250		823		
	cal.		736	23	731	1490			227-246		835	367.007
203/IV	51	493	485	487	1465	337	290-330		1031			
cal.		485.5	484	485.5	1455			290-330		1170	289.201	

2) Test 7 계산결과

Test 7의 세부 실험 대한 코드 계산결과를 압력, 파단 유량, 하부 플레넘 냉각수 재고량 및 용기 배출량에 대하여 실험결과와 비교하였다. 그림 2-1-3-7과 그림 2-1-3-8에는 Test 7 Run 200 실험결과와 계산결과가 비교되어 있다.

노심 증기는 30초부터 주입되고 냉각수는 45초 이후 주입된다. 코드는 냉각수 주입후 상부 플레넘 및 강수관내 압력을 실험결과에 비해 낮게 예측하여 Test 6과 마찬가지로 냉각수와 하부 플레넘으로 관입되는 동안 계통 압력을 낮게 예측하고 있다. 원자로용기 배출 영향으로 Test 6에서와 같은 강수관과 상부 플레넘 사이의 높은 차압은 나타나지 않았다.

저온관으로 주입된 냉각수의 일부는 저온관에 축적되고 일부는 강수관으로 관입된다. 저온관에서 냉각수가 축적되는 양상은 Test 6과 유사하였다. 파단저온관으로 배출되는 냉각수 온도는 거의 포화온도에 가까웠다. 코드로 계산되어 결정된 '평가구간'에서의 관입율은 표 2-1-3-4에 제시하였다.

# UPTF Test 7 run 200

## UP/DC pressure.

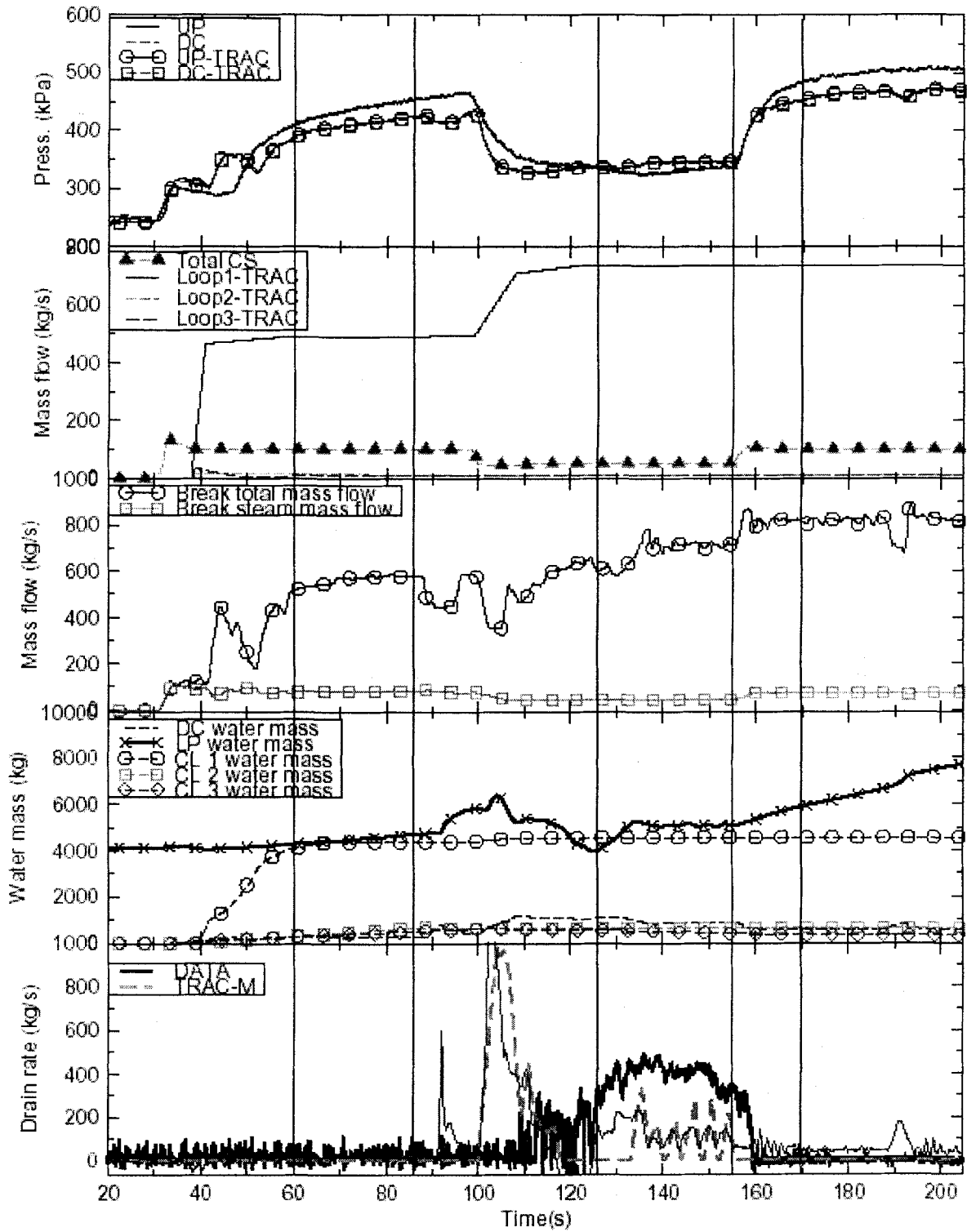


그림 2-1-3-7 UPTF Test 7 run 200 계산결과(압력, 파단유량, 용기배출량, 재고량)

# UPTF Test 7 run 200

TRAC-M vs. DATA.

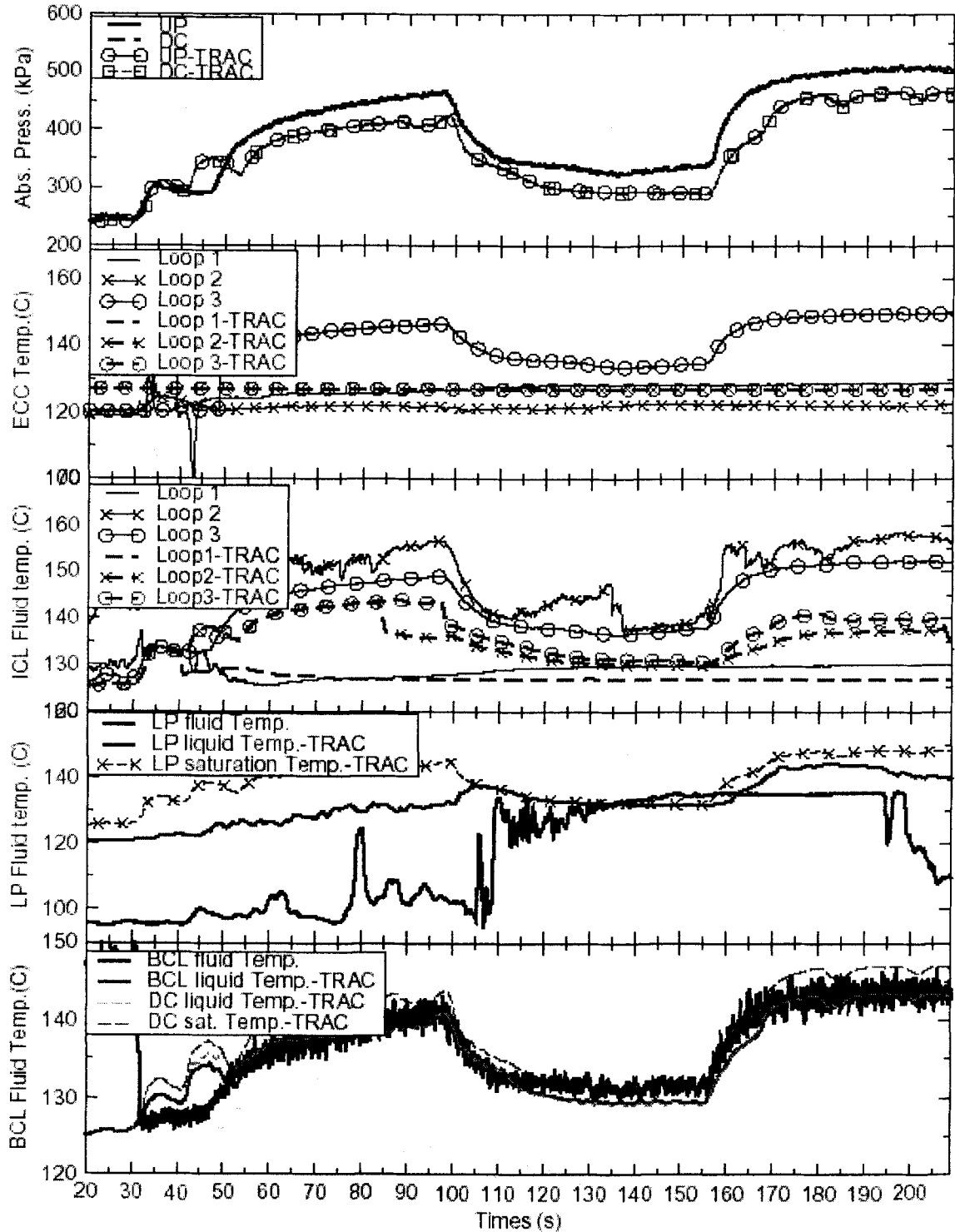


그림 2-1-3-8 UPTF Test 7 run 200 계산결과(온도)

표 2-1-3-5 UPTF Test 21의 증기주입량에 따른 관입율

Test	Run /Phase	Steam inj. rate kg/s	Injection rate into DVI nozzle			Absolute Press. in DC kPa	DC analysis period		water delivery into LP kg/s		Absolute Press. in DC kPa
			0	180	Tot.		Test	TRACE	Test	TRACE	
21	272	314	912	910	1822	488	51-81	61-91	385	17.4	357.57
	274/I	298	845	856	1701	1020	59-108	59-108	86	894.9	760.13
	274/II	103	885	0	885	550	280-324	280-324	35	5.99	472.37
	274/III	102	885	835	1720	494	337.5-344.5	337.5-344.5	556	861.92	437.59

3) Test 21 계산결과

Test 21A, B에 대한 코드 계산결과를 실험결과와 비교하여 그림2-1-3-9, 2-1-3-10에 제시하였다.

노심 증기는 30초이후 주입되고 냉각수는 45초부터 주입이 시작된다. run 272에서는 높은 과냉각도(115K)의 냉각수의 주입이 시작되면서 증기 응축으로 인하여 계통 압력이 빠르게 감소한다. 코드 계산에서는 하부 플레넘으로의 관입을 예측하지 못했음에도 즉 주입된 냉각수 모두 우회되었음에도 불구하고 계통압력 거동을 실험결과에 비해 낮게 계산하였다. run 274 경우에서도 비교적 낮은 계통 압력이 지속되는 것으로 계산하였다.

높은 과냉각도의 냉각수가 주입된 run 272 계산에는 저온관 2, 3번이 충수됨에도 하부 플레넘으로의 냉각수 관입을 계산하지 못하였다. run 274 Phase I 에서는 상당량의 냉각수가 관입되었다. 이에 따라 Phase III에 하부 플레넘의 수위가 임계수위를 넘어 관입율을 적절히 예측할 수 없었다. DVI 노즐 0번에서만 냉각수가 주입된 Phase II 에서는 관입이 없었다. 코드로 계산되어 결정된 ‘평가구간’에서의 관입율은 표 2-1-3-5에 제시하였다.



# UPTF Test 21A run 272

UP/DC pressure.

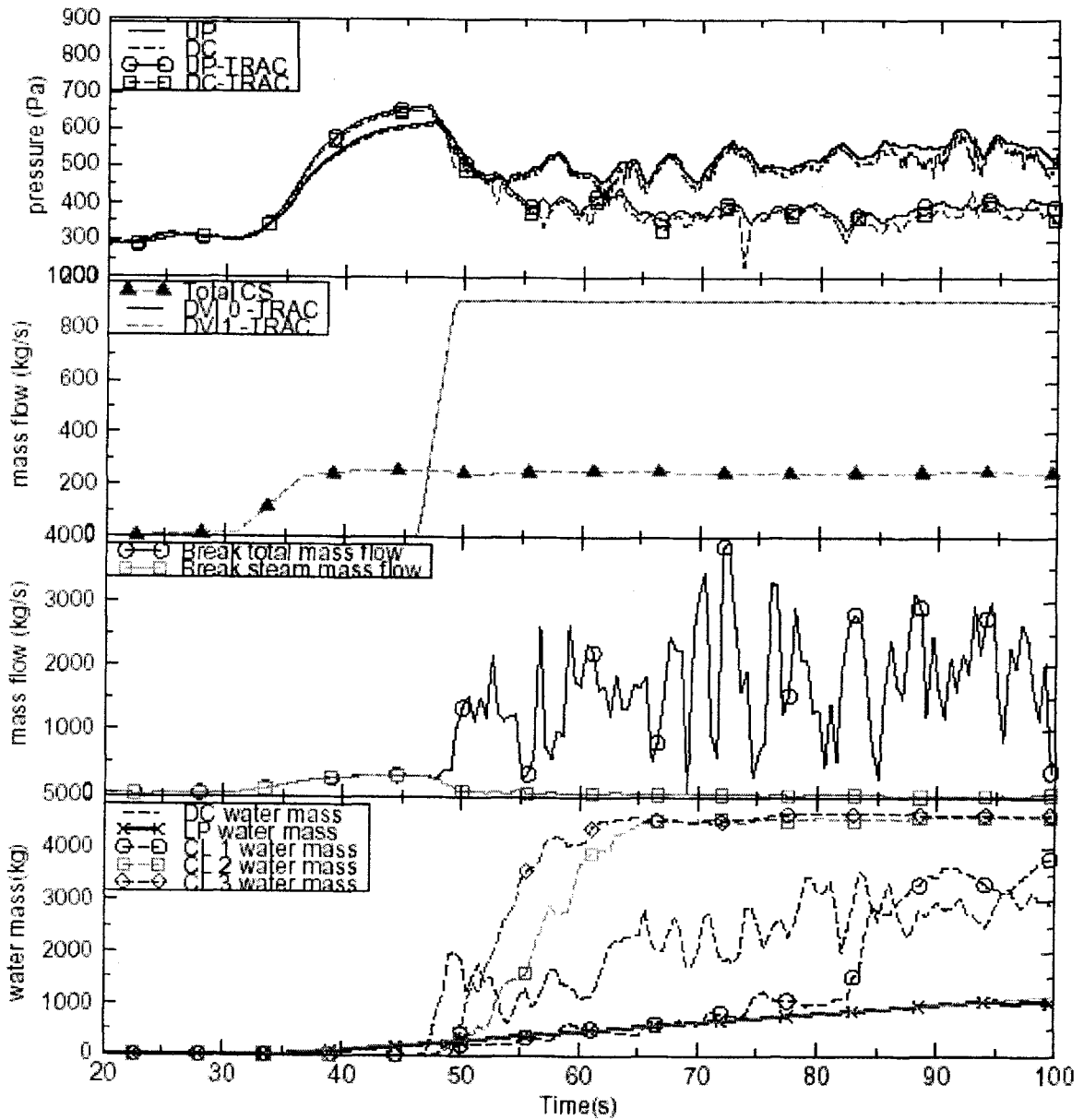


그림 2-1-3-9 UPTF Test 21A run 272 계산결과

# UPTF Test 21B run 274

UP/DC pressure.

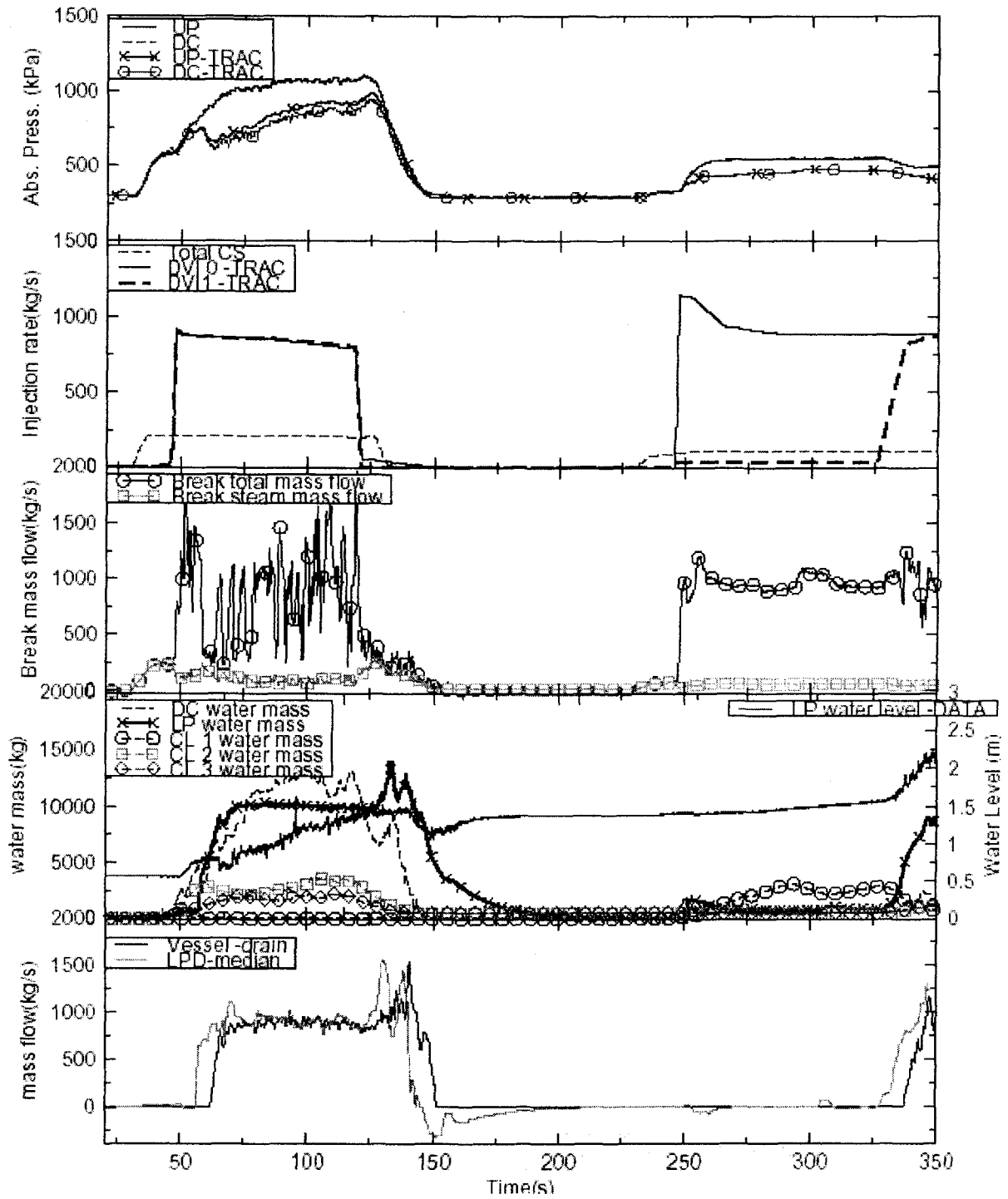


그림 2-1-3-10 UPTF Test 21B run 274 계산결과

바. 증수 곡선 평가

실험중 재증수 관련 실험들인 UPTF Test 6, 7, 21의 TRACE 코드계산결과와 각 실험에서의 실험결과[2-1-3-7](하부플레넘 관입율: LP Penetration Rate)를 비교하여 그림 2-1-3-11, 2-1-3-12에 제시하였다. Test 6, 7 run 201/III, 203/IV과 같이 건전 저온관에서 주입되는 실험의 경우 TRACE 코드는 관입율 예측이 비교적 정확하였다. TRACE 코드는 저온관 1번에서만 냉각수가 주입되는 경우 실험결과에 비해 관입율을 작게 예측하였고, 저온관 2번 및 3번에서 주입되는 경우 관입율을 높게 예측하였다.

그림 2-1-3-11에서는 모든 저온관에서 냉각수가 주입되는 경우를 비교하였다. Test 6, 7의 경우 TRACE 코드는 실험과 거의 유사한 하부플레넘 관입율을 예측하였으나 Test 21의(Run 272, 274) 경우는 계산된 관입율이 실험결과와 많은 차이를 보였다.

냉각수가 주입되는 위치에 따른 실험에서 파단저온관 부근의 저온관에서 냉각수가 주입될 경우 TRACE 코드의 관입율이 실험결과보다 낮아 코드가 많은 냉각수

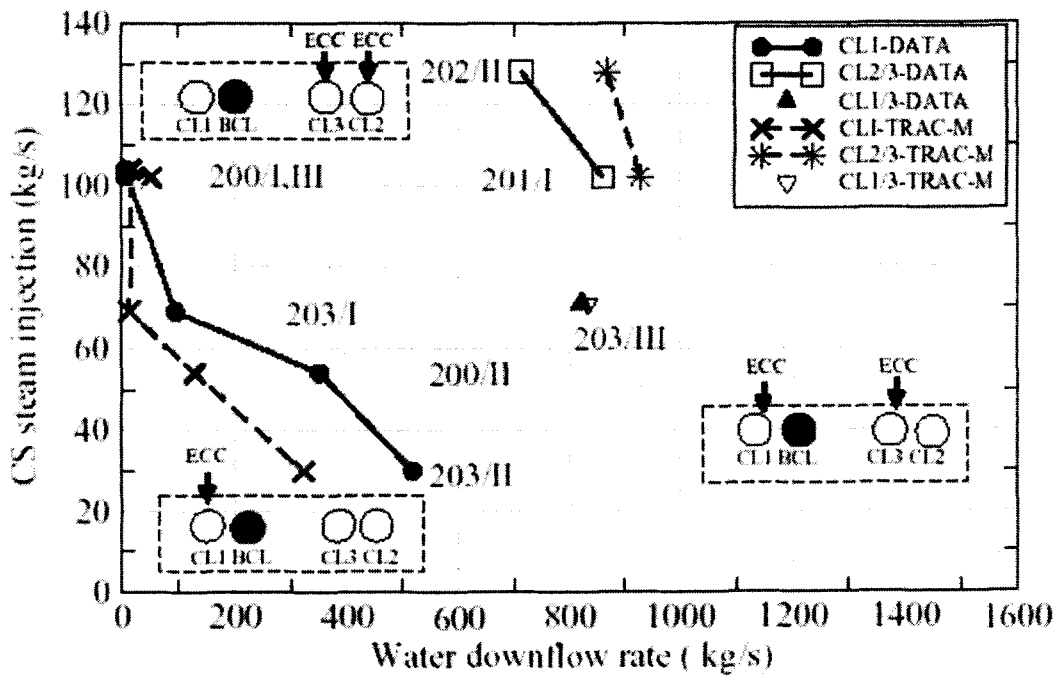


그림 2-1-3-11 증기주입에 따른 냉각수 하부 플레넘 관입율 (냉각수 주입 위치가 다른 경우)

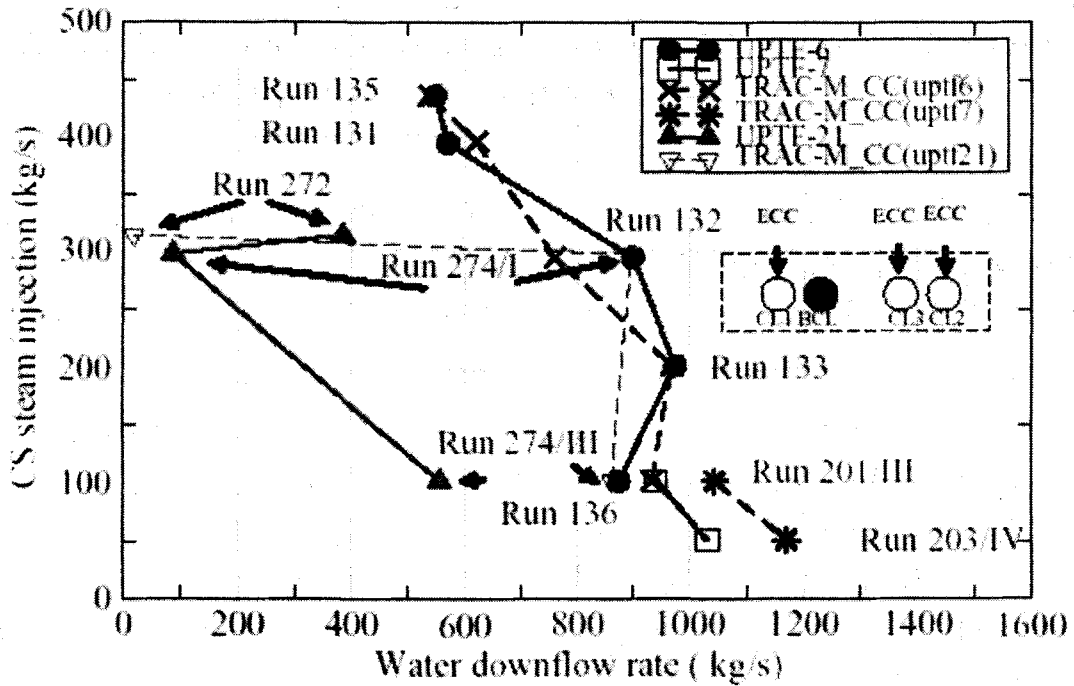


그림 2-1-3-12 증기주입에 따른 냉각수 하부 플레넘 관입율  
(냉각수가 모두 주입된 Test)

가 우회되는 것으로 예측하는 것을 알 수 있었다. 파단 저온관과 반대쪽 저온관에서 주입되는 경우는 TRACE 코드의 계산이 실험결과보다 많은 관입율을 보였다. 두 경우 모두 증기주입량이 많을수록 관입량이 줄어드는 경향을 TRACE 코드가 비교적 잘 예측하는 것을 확인할 수 있었다.

재충수 관련 실험에 대한 실험결과와 계산결과는 그림 2-1-3-13, 2-1-3-14와 같이 나타났다. 대체로 Test 7 실험군에서는 실험결과와 계산결과가 근소한 차이로 유사한 경향을 보여주고 있다. Test 8에서는 위치에 따라 계산결과가 실험결과에 비해 근소한 차이를 보였으나 증기주입량에 따라 관입량이 변화하는 경향은 잘 나타나고 있다. 그러나 Test 21에서는 계산결과가 관입량 값의 경향에 있어 실험결과와 큰 차이를 보였다. 이러한 결과는 Test 7, 21에서 안전주입탱크의 가압에 사용된 질소가 냉각수에 용해되는 영향을 고려하기 위해 주입된 1kg/s 정도의 질소주입 영향이 계산에 영향을 미쳤을 것으로 판단된다. 또한 과도한 냉각수 과냉각도(Subcooling)로 인한 실험시 계측 불안정성을 줄이기 위해 포화온도에 가까운 따뜻한 물을 냉각수로 사용한 Test 6, 7과 실제 상황과 비슷한 온도의 냉각수를 사용한 Test 21(Run 272) 과의 냉각수 과냉각도 차이로부터 기인한 것으로 판단된다. 과냉각도가 높은 차가운 물이 주입되는 CLI 주입방식의 계산인 Test 5의 경우에서도 Test 21(Run 272) 계

산과 동일하게 실험결과와는 달리 냉각수의 관입이 전혀 예측되지 못하였다. 또한 Test 21(Run 272)에 대하여 TRAC-P 버전으로 LANL(Los Alamos National Laboratory)에서 계산한 결과[2-1-3-14 ~ 2-1-3-16]에서도 동일한 현상이 있었던 것으로 조사되었다.

이러한 질소의 주입여부 및 과냉각도의 차이는 모두 증기응축 현상에 영향을 주는 변수들이다. 따라서 검증계산 결과에서 보인 차이는 TRACE 코드의 증기응축 모델에서 계산된 증기응축과 실제 응축되는 증기량과의 차이인 것으로 판단된다.

UPTF 실험 모사시 증기 온도는 거의 포화온도이므로 물과 증기의 질량수송은 계면에서 물로의 열전달을 통해 계산된다. 따라서 계면에서 물로의 열전달은 계면면적(Interfacial Area)에 따른 영향이 매우 크다. TRACE 코드에서의 계면면적 계산은 유동패턴(Flow Pattern)에 따라 다르게 계산되며 유동패턴은 계산의 대상이 되는 셀에서의 기공율에 따라 결정된다. 그림 2-1-3-15에서와 같이 계산에서 관입률이 계산되는 시점에서의 기공율은 0.75이상으로 나타났으며 TRACE 코드의 Flow Regime Map에 따른 유동패턴 분류로는 Annular-Mist 영역에 해당한다.

실험결과를 살펴보면 강수관으로 들어오는 냉각수는 상부 강수관에서 슬러그(Slug)를 형성하고 이러한 슬러그가 하부 플레넘으로 관입되는 것을 확인할 수 있다. 그러나 TRACE 코드는 강수관 상부의 유동패턴을 Annular-Mist로 예측하므로, 저온관을 통해 강수관으로 주입되는 냉각수는 모두 작은 액적으로 형성된다고 가정된다. 결과적으로 물방울로 계산된 상태에서는 계면면적이 실제 슬러그에서의 계면면적보다 크게 예측되며, 이는 TRACE 코드가 과도하게 증기응축을 계산하는 원인인 것을 확인할 수 있었다.

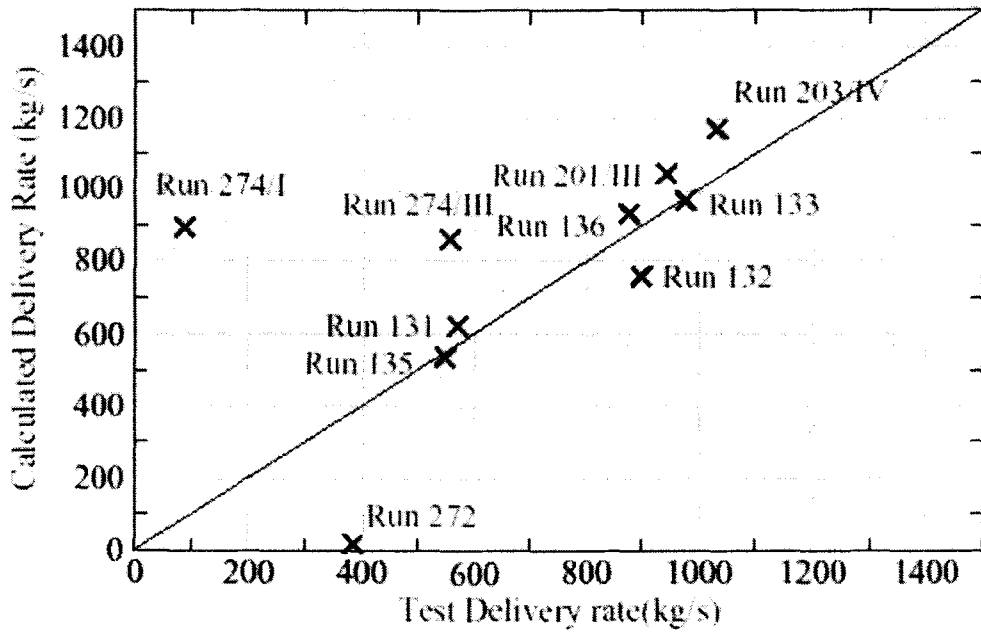


그림 2-1-3-13 모든 냉각수 노즐을 통해 주입된 경우 관입을 계산결과 대비 실험결과

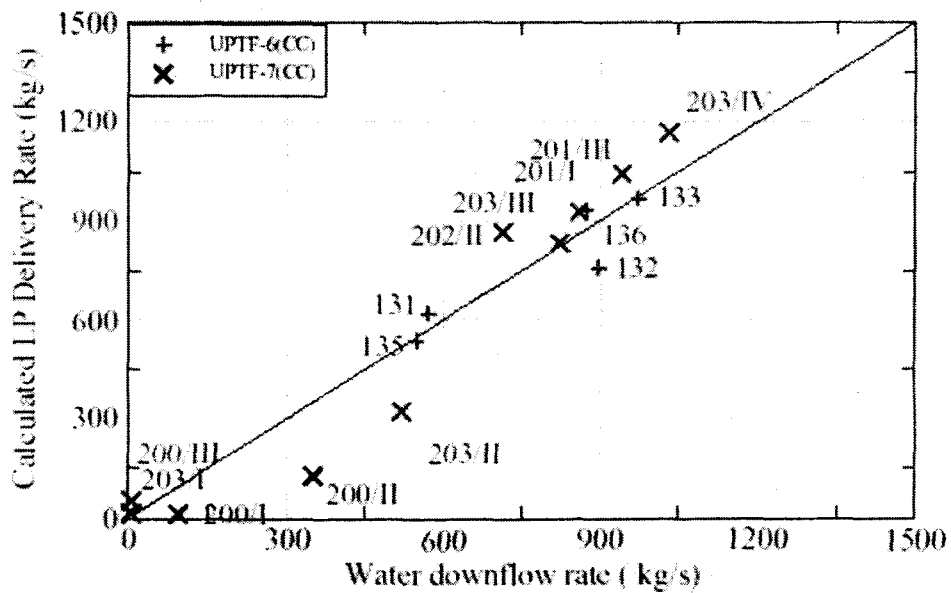


그림 2-1-3-14 UPTF Test 6,7에 대한 냉각수 관입을 계산결과 대비 실험결과

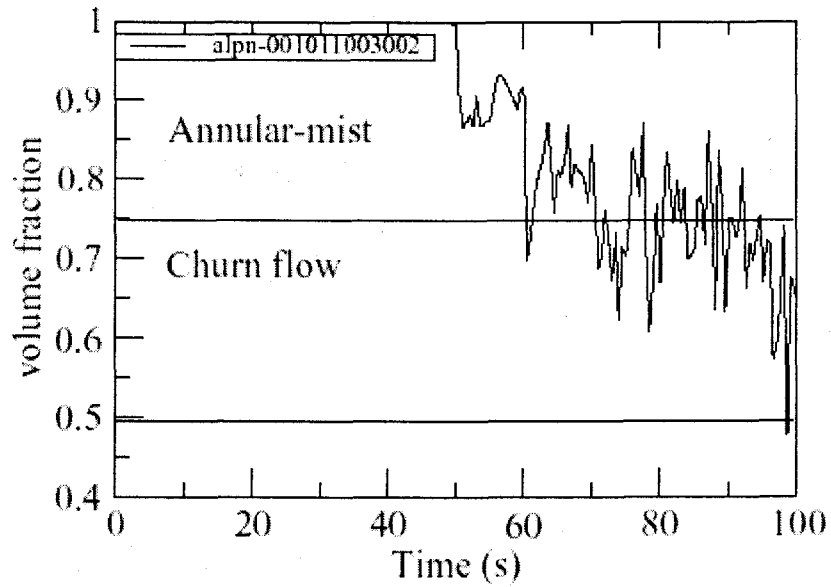


그림 2-1-3-15 저온관과 연결된 강수관쪽 셀의 기공율

사. 결과 요약

TRACE 코드의 UPTF 실험 Test 6, 7, 21에 대한 코드평가를 수행한 결과 TRACE 코드는 대체로 실험결과와 유사한 관입율을 예측하였다. 그러나 UPTF Test 21(Run 272) 및 UPTF Test 5(Run 062)와 같이 과냉각도가 높은 냉각수가 주입되는 실험에서는 실험과 많은 차이를 보였다. TRACE 코드의 증기응축 모델에서는 강수관 상부에서의 증기응축을 과다하게 예측하는 것을 확인할 수 있었고, 따라서 증기응축 모델에 대한 개선이 필요하다.

#### 4. 신형경수로1400 적용을 위한 규제검증코드 평가

본 연구는 규제검증코드로 사용되는 RELAP5/MOD3.3 코드를 신형경수로 1400 대형냉각재상실사고 해석에 적용하기 위해, RELAP5 코드의 열수력 모델을 검토하고 취약 부분을 평가하여 검증코드의 개선사항을 도출하기 위해 수행되었다. 이에 대해서는 본 연구에서 발간된 주제기술보고서[2-1-4-1]에 상세한 설명이 있으므로, 여기에서는 연구 내용을 간략히 요약하였다.

##### 가. 규제검증코드의 열수력 모델 평가

###### 1) 강수관에서의 계면마찰계수

강수관은 환형(Annulus)구조를 갖고 있기 때문에 통상적인 2상유동실험으로부터 도출된 실험에 근거하여 개발된 상관식을 적용할 때 많은 주의가 필요하다. 더욱이 신형경수로1400에서 안전현안인 재관수시기에 열구조물에 의하여 비등이 발생하는 경우는 비교적 두꺼운 원자로용기 벽면에서만 비등이 일어나는 것으로 예측되기 때문에 통상적인 비등관류(Boiling Pipe Flow)에서의 유동과는 많은 차이가 있을 것으로 판단된다.

RELAP5 코드의 Bubbly-Slug 유동영역에서 사용되고 있는 계면마찰 상관식은 표 2-1-4-1에서 보듯이 강수관의 간극이 8cm 보다 훨씬 상회하며 재관수 유동이  $50 \text{ kg}/(\text{cm}^2 \text{ sec})$  이하로 거의 정체상태이므로 Kataoka-Ishii 모델이 적용된다. TRACE 코드에서는 옵션으로 단상 벽면 마찰계수 모델인 Blasius 모델을 사용할 수 있게 설정되어 있다. Kataoka-Ishii 모델은 관류에서 벽면비등이 있는 경우에 대하여 기포의 유동을 고려한 경우이며 Blasius 모델은 증기-물과의 계면이 완전히 분리유동이라 가정하였을 때 타당한 상관식이다. 실제적인 강수관에서의 유동에서 벽면에서 발생하는 비등은 이들 극단적인 가정이 아니라 좀더 복잡한 유동양상을 가질 것으로 예상된다.

Kataoka-Ishii 모델과 Blasius 모델을 선택적으로 사용할 수 있도록 RELAP5 코드를 수정하여 민감도 분석을 수행하였다. 그 결과 RELAP5 코드가 가진 Kataoka-Ishii 모델을 사용했을 때는 강수관 비등이 발생하여 노심 재가열이 발생하지만, Blasius 모델을 사용했을 때는 강수관 비등이 발생하지만 강수관의 기공율은 증가되지 않으며 곧바로 상부로 빠져 나감으로 강수관의 수위가 유지되고 있음을 알 수 있었다.



표 2-1-4-1 수직 Bubbly-Slug 유동에서의 계면마찰계수 모델

Flow rates	Rod bundles	Small pipes $D \leq 0.018m$	Intermediate pipes $0.018m < D \leq 0.08m$	Large pipes $0.08m < D$
High upflow rates $G \geq 100$ $kg/m^2 \cdot s$	EPRI (2) (epri)	EPRI (3) (epri)	EPRI (9) (epri)	Churn-turbulent bubbly flow (14) transition (15) Kataoka-Ishii (16) (katokj)
Medium upflow rates $50 kg/m^2 \cdot s < G <$ $100 kg/m^2 \cdot s$		Transition <sup>4</sup> (5)	Transition <sup>4</sup> (13)	
Low upflow, downflow, and countercurrent flow rates $- 50 kg/m^2 \cdot s \leq G$ $\leq 50 kg/m^2 \cdot s$		Zuber-Findlay slug flow (4) (zfslgj)	Churn-turbulent bubbly flow (10) transition (11) Kataoka-Ishii (12) (katokj)	
Medium downflow rates $- 100 kg/m^2 \cdot s < G$ $< - 50 kg/m^2 \cdot s$		Transition <sup>4</sup> (5)	Transition <sup>4</sup> (13)	
High downflow rates $G \leq -100 kg/m^2 \cdot s$		EPRI (3) (epri)	EPRI (9) (epri)	

2) 상부 강수관에서의 응축열전달

현재 RELAP5/MOD3 코드에서는 계면 및 벽면 열전달 상관식으로 3차원 유동에 의하여 발생하는 벡터(Vector)량을 적절하게 사용하고 있지 않다. RELAP5/MOD3 코드의 교차류 모델을 사용해서 강수부의 횡 방향 유동을 모의할 때 이러한 영향을 고려할 수 없으며 다만 축 방향의 속도와 축 방향의 수력 직경에 의한다. 계면에서의 열 및 물질전달 계수항은 Reynolds 수가 증가하면 증가하는 항이므로 횡 방향의 증기유량 효과가 고려되지 않은 RELAP5 코드 상관식은 상대적으로 낮은 응축을 유발하는 효과가 있다.

증기-물의 접촉면적에 대한 모델도 상관식과 더불어 중요한 인자이다. 현재 RELAP5 코드는 유동불안정으로 인해 발생하는 수막 표면에서의 거칠기를 고려하여 2.5의 증배계수를 사용하고 있다. 재관수 기간동안에 강수부에서 원자로용기직접주입의 경우에 국한한다면 대부분의 주입 안전수가 마주보는 벽면에 수막 형태로 존재할 것이므로 접촉면적은 통상적인 경우에 비하여 1/2로 감소하게 될 것이다. 이렇듯 응축열전달에는 불확실성이 많이 존재하지만

원자로용기직접주입 경우에 국한한 특수한 유동양상에 의한 효과인 수막 두께를 2배로 설정하여 민감도 계산을 수행하였다. 응축 열전달 면적은 1/2로 감소하며 수막의 유속은 2배로 증가하게 된다. 그러나 실제적인 코드모델 변경부분에서 벽면마찰계수를 변경하지 않았기 때문에 수막의 유속 증가 효과는 고려되지 않는다.

민감도 분석 결과 수막 두께를 2배로 했을 때 노심 재 가열시간이 기준 계산 경우보다 약간 지연되었으며 재가열 속도도 완화되었음을 알 수 있었다. 그러나 강수관 비등으로 인한 수위감소는 여전히 발생하고 있으며 이러한 현상에 수반되는 모든 거동은 기준계산과 유사하다.

### 3) 다차원 유동효과

RELAP5/MOD3 코드에서 다차원 유동효과를 간접적으로 고려하는 방법은 교차류연결선(Cross Flow Junction)을 사용하는 것이다. 이 방법은 미미한 횡류가 존재하는 경우에 적절한 방법이며, 노심에서의 고온유로 (Hot Channel)를 모델링 할 때나 증기발생기의 특정부위를 모델링 할 때 적용할 수 있다. 본 모델은 강수관을 포함한 원자로용기 내부의 3차원 유동을 모의하는데 주로 사용되고 있으나 무시된 항에서 발생할 수 있는 문제점으로는 다음과 같다.

- 횡 방향의 운동량속(momentum flux)의 영향을 무시하고 있으므로 상당한 횡 방향의 속도를 갖고 있는 유동에 대하여는 압력차에만 의하여 유동이 결정되는 모델에 비하여 횡 방향으로 더 방향성이 있는 속도 분포를 생성될 것이다.
- 강수관과 같은 수직환형관에서 횡 방향의 유량이 상당히 있는 경우 벽면 마찰영향이 상당할 것으로 기대되며 이를 전체적으로 무시하는 횡류 모델에서는 같은 압력차이에 의하여 유량이 많이 흐르게 될 것이다.
- 횡방향의 특성길이는 볼륨간의 압력구배에 직결되어 있다. 강수관과 같은 환형구조물에서는 상당히 긴 특성길이를 가진다. 1차원 모델에서는 횡방향의 각 유량을 크게 계산할 수 있다.

### 나. 열수력모델 개선항목 및 실험항목 도출

신형경수로1400 대형냉각재상실사고 RELAP5 코드 계산과 MIDAS 실험에 대한 RELAP5 코드평가, 그리고 관련된 모델의 민감도 분석 등을 통해서 다음과 같이 모델 개선항목을 도출하였다.

### 1) 대형 환형수직관에서의 계면마찰 모델

RELAP5/MOD3.3 코드에서 사용하고 있는 Bubbly-Slug 유동의 Ishii-Kataoka 모델은 수직 원형 파이프관의 데이터베이스를 이용해서 개발된 것이며, Blasius 모델은 완전한 분리유동을 가정하여 증기-물간의 마찰을 벽면 마찰계수와 같은 것으로 보고 적용한 모델이다. 두 모델 전부 환형 강수관에서 는 맞지가 않는 경우이며 특히 Blasius 모델은 극단적인 분리유동의 벽면마찰 모델이므로 실제보다 매우 낮게 계산한다. 환형 강수관에서의 계면마찰 모델 은 강수관 비등과 같은 현상이 발생할 때 강수관의 물의 재고량을 결정하는 역 할을 하므로 재관수 시 노심 주입 거동을 지배하는 중요한 역할을 하게 된다. 따라서 환형관 구조물에서의 정확한 계면마찰모델이 필요하다. 그림 2-1-4-1은 원자로용기벽면에서 비등이 발생할 때 25cm 정도 되는 대형 간극에서 발생할 수 있는 유동분포의 모양을 도식화 시킨 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 일 단 한쪽 면에서 비등이 발생하고 있을 때 내부의 유동은 밀도차이에 의하여 자 연대류로 더욱 가속될 것이며 기포의 상승 속도가 증가하게 될 것이다. 당 모 델을 개발하기 위한 실험자료가 전무하므로 직접적인 실험자료가 필요한 항목 이다.

### 2) 수직환형관-저온관의 상분리(Phase Separation) 모델

비상냉각수의 우회율을 정확히 예측하기 위해서는 분기관에서의 상분 리 현상에 대한 정확한 이해가 필요하다. 수평관에서의 분기관에 대한 물의 이 탈(Offtake)이나 증기 Pull-through 현상에 대한 실험은 그동안 소형 냉각재상실

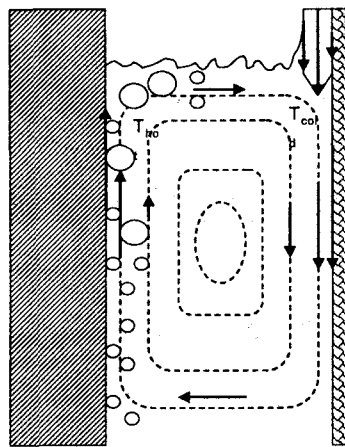


그림 2-1-4-1 강수부 내부 유동

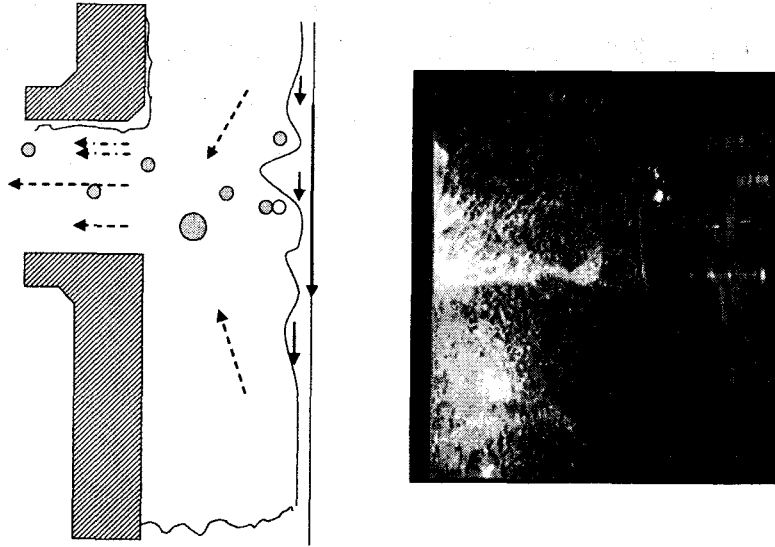


그림 2-1-4-2 강수부-저온관에서의 상분리 현상

사고 관점에서 많이 연구가 되어 있으며 RELAP5/MOD3.3 코드에 모델이 되어 있다. 그러나 수직 환형 강수관과 저온관 연결부분인 분기관에서의 물 이탈 모델은 RELAP5/MOD3.3 코드에는 없으므로 새로 개발되어야 한다. MIDAS 실험 결과를 이용한 코드평가 결과 RELAP5 코드는 당 모델의 부재로 증기속도가 낮을 때는 Donor Cell의 기공율을 사용함으로 상대적으로 많은 수막이 이탈되는 결과를 초래하였으며 높은 증기속도에서의 수막 이탈을 과소 평가하였다. 그림 2-1-4-2에서 이러한 현상을 도식화 하였으며 현재 일부 물-공기 실험결과가 있으나 이 모델의 개발에 직접 필요한 실험자료를 얻기 위해서는 새로운 실험이 필요하다.

### 3) 원자로용기직접주입의 수막 유동 특성 모델

재관수 기간 동안에 환형관 상부에 형성되는 수막의 유동 특성에 대한 이해와 모델링이 필요하다. 이에 대한 실험은 그 동안 가시화 실험을 통해 비교적 잘 알려져 있는 현상이지만 RELAP5 코드에 적용이 되어 있지 않다. 모델 개발시 방출단계와 재충수단계를 제외한 재관수단계에서 안전주입탱크로부터 대량으로 물이 주입될 때 수막 형성과 유동 특성에 대한 정보가 없는 것이 모델 상의 난제라고 판단된다.

### 4) 강수관 다차원 유동모델

강수관의 기하학적 형상을 다차원으로 모델링할 수 있는 능력이 RELAP5 코드에 있지만 횡방향의 운동량 전달을 적합하게 고려하지 못하므로

RELAP5 코드는 다차원 해석 능력이 떨어진다. 다차원 유동에 대한 실험은 그동안 여러 가지 강수관 유동 실험으로 어느 정도 자료를 확보하고 있다.

이상 4가지의 모델개발 사항 중 1, 2 항목을 개발 우선 순위로 결정하였다. 이에 따라 개발된 계면마찰 모델과 상분리 모델에 대한 내용은 제2절에 상세히 기술하였다.

## 5. 신형경수로1400의 TRACE 코드 입력자료 개발

### 가. 입력자료 개발

기존 신형경수로1400 원전에 대한 TRACE 코드 입력자료에 대한 적절성을 검토하고 대형냉각재상실 사고해석을 위한 신뢰성 있는 입력자료로 개선하기위하여 기존 입력자료를 분석 검토하였다.

현재 사용되고 있는 신형경수로1400 TRACE 입력자료는 3차원 원자로용기, 1차 및 2차측이 포함된 2기의 증기발생기, 주급수배관, 이코노마이저, 2개의 고온관 및 4개의 저온관 및 4개의 안전주입탱크 및 안전주입펌프를 포함한 4 Train 의 안전주입배관으로 구성된다. 개략적인 TRACE 코드의 신형경수로1400 원전의 모델링은 그림 2-1-5-1과 같다.

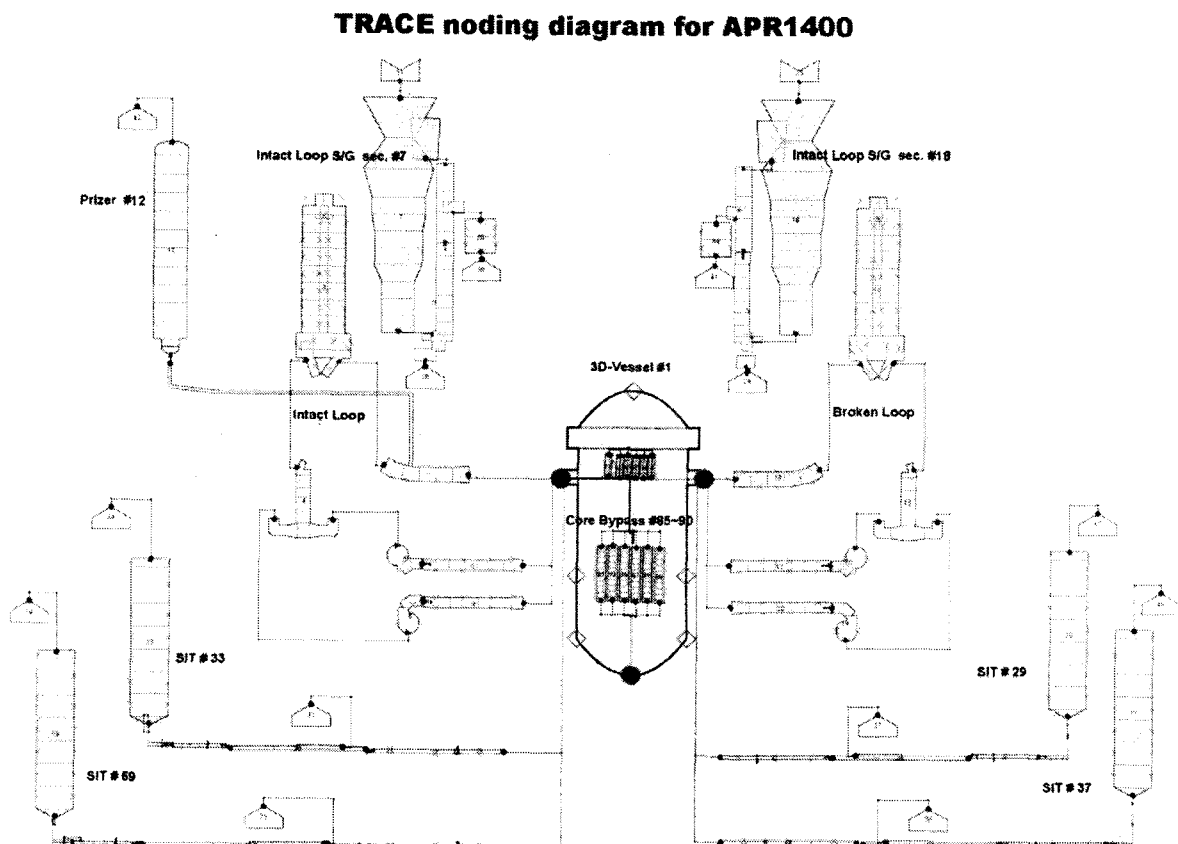


그림 2-1-5-1 신형경수로1400에 대한 TRACE 모델링 개략도

3차원 원자로용기는 4개의 반경방향 링, 24개의 축방향 레벨(level), 6개의 원주 방향 섹터(sector)로 구성된다. 고온관과 저온관은 모두 18번째 축방향 레벨에 연결되며 4개의 DVI 노즐은 20번째 축방향 레벨에 연결된다.

정상상태 입력자료에서는 신형경수로1400 원전이 102% 출력으로 운전되는 상황을 모사한다. 과도상태 입력자료에서는 4개의 저온관중 하나가 완전 파손되고 가압기의 압력이 10.72Mpa 이하로 떨어져 4개의 안전주입탱크(SIT)로부터 냉각수가 주입된다. SIT 기동 40초 후 2 Train의 안전주입펌프가 작동된다. 이러한 시나리오에 따라 신형경수로1400에서의 대형냉각재상실사고에 대한 해석이 수행되었다.

기존 신형경수로1400 원전에 대한 TRACE 정상상태 계산결과를 신형경수로1400 SSAR Sec 6.3 및 RELAP5/MOD3.3 γ 코드 계산결과와 비교 검토하였다. 비교 결과 표 2-1-5-1과 같은 대부분의 정상상태 조건은 동일 또는 유사하였으나 증기발생기 2 차측 물 재고량 및 주급수 수온에서 차이를 보였다.

신형경수로1400의 원자로는 TRACE 코드에서 3차원 VESSEL로 모델되었다. TRACE 코드의 사용자 매뉴얼에 따르면 VESSEL을 사용할 때 적절한 강수관, 하부

표 2-1-5-1 신형경수로1400 원전의 정상상태 조건

Parameters	SSAR	R5-gamma	TRACE
Power (MW thermal)	4062.66	4062.66	4062.7
Primary system P.(MPa)	15.51	15.5137	16.1
Hot-leg Temp. (K)	597.05	597.82	598.82
Cold-leg Temp. (K)	563.75	564.19	564.94
RCS loop flow rate (kg/s)	21000	20992	21004
Core flow rate (kg/s)	20361	20359	21316
Core bypass flow rate(kg/s)	242.8	242.8	429.4
Reactor Vessel mass inventory(kg)		9.3216E+04	1.10603E+05
Secondary system P(MPa)	6.89	6.89591	6.8076
Secondary water Temp. (K)		558.4	557.65
Feedwater Temp.(K)	505.35	505.37	556
Main steam flow rate [kg/s)	2278.8	2303.6	2292
SG-A mass inventory (kg)	98,000	105,370	53,190

플레넘, 노심, 상부 플레넘 영역을 결정지어 한다고 되어있다. 이러한 영역의 설정은 Blasius Interfacial Drag 모델과 같이 강수관 및 하부 플레넘 영역에서만 적용되는 모델이 있기 때문에 영역의 부절절한 설정은 모델의 사용여부와 직결된다고 할 수 있다. 확인결과 기존 입력자료에서는 이러한 원자로 용기내 강수관의 영역설정이 잘못되어 Blasius 모델이 적용이 안된 상태로 계산되고 있음을 확인할 수 있었다.

입력자료 확인결과 점검되어야 될 특이사항은 다음과 같다. 노심 우회관이 노심의 최외각에 배치되고 노심 하부에서 노심영역 위의 셀로 연결되어 있으며 이러한 노심 우회관의 유로면적 및 압력강하의 적절한 모델이 점검되어야 한다. 하부 플레넘으로 모사된 최하단 최외각 링은 유체가 흐르지 않도록 모사되어 있다. 강수관 상부의 고온과 관통 부분이 모사되지 않았다. 안전주입탱크를 모사하는 PIPE에서는 IACC=2로 하여 탱크의 물이 모두 빠져나간 후 질소 주입은 이루어지지 않도록 하였다.

#### 나. 대형냉각재상실사고 예비해석

원자로용기내 강수관 영역설정 오류, 증기발생기 이차측 물 재고량 차이 및 안전주입탱크 모델링을 수정하지 않은 기존 입력자료에 대한 계산을 수행하였다. 파단후 500초 LBLOCA 계산중 일부 계산상의 불안정한 부분이 있었다. 계산결과 첫 번째 PCT 침투는 1045K 로 계산되었으며 두 번째 침투는 1160K에서 발생되며 480 초 부근에서 노심냉각이 이루어지는 것으로 계산되었다.

기존 입력자료에서 강수관 영역을 바르게 설정하고, 증기발생기 이차측의 모델을 개선하여 이차측 물 재고량을 기준 RELAP 코드계산에서와 유사하게 증가시켰으며 안전주입탱크를 질소가 주입될 수 있도록 입력자료를 개선하였다. 또한 정상상태 계산시 TRACE 코드의 정상상태 안정화 모듈을 사용하여 정상상태 조건을 조정하도록 하였다. 그림 2-1-5-2에서는 기존 입력자료와 개선된 입력자료를 이용한 계산결과를 계산시간, 안전주입탱크 수위, 강수관, 하부 플레넘 노심 영역에서의 냉각수 체적비, 침투피복재 온도에 대하여 비교하였다.

개선된 입력자료로 계산된 결과에서는 안전주입탱크에서 냉각수 주입이 끝나기 전까지는 강수관 및 노심의 수위가 증기응축진동으로 인하여 심한 진동을 보였다. 안전주입탱크에서 냉각수 주입이 끝난 이후 PCT는 증가를 멈추고 감소되기 시작한다. 계산 시간 면에서는 기존 입력 자료로 계산에서 발생되었던 안전주입탱크 주입이 종료시 계산시간 지연 현상이 없어지면서 계산 시간 면에서는 35% 정도 개선되었다. PCT 측면에서는 개선된 입력 자료로 계산된 결과가 약 400K 정도 높았으며 노심냉각시간도 지연됨을 확인할 수 있었다. 두가지 입력 자료의 계산에서 주요한



# APR1400 LBLOCA Calculation

Comparison btw. current and new input deck

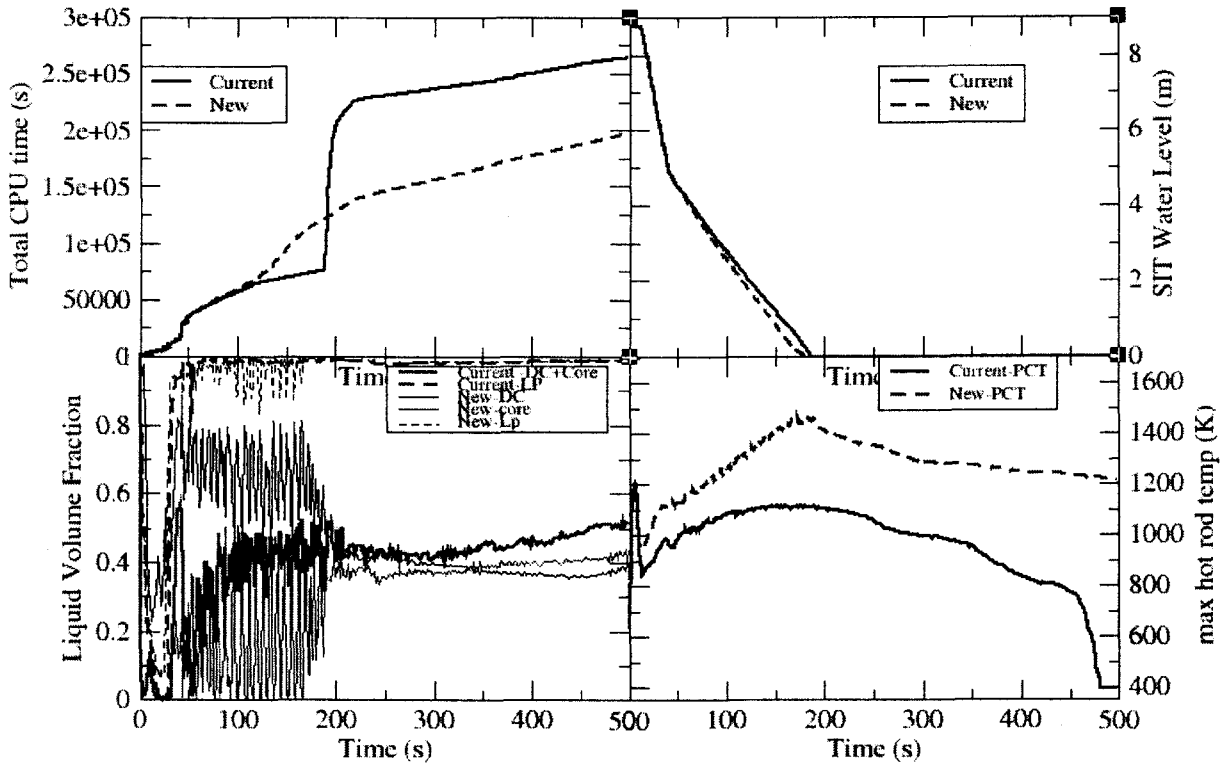


그림 2-1-5-2 신형경수로1400에 대한 입력자료 개선 결과

영향을 끼치는 변화는 강수관 및 하부 플레넘에서 사용되는 계면마찰(Interfacial Drag) 모델의 사용여부인 것으로 판단된다.

## 다. 결과 요약

신형경수로1400 원전에 대한 TRACE 코드 입력자료에 대한 검토를 통해 기존의 입력자료에 있었던 일부 오류를 수정하고 개선하였다. 기존 입력자료와 개선된 입력자료를 이용하여 대형냉각재상실사고 해석을 수행한 결과 입력자료의 정확성이 첨두 핵연료피복재 온도에 미치는 영향이 매우 큰 것을 확인할 수 있었다. 본 연구를 통해 개선된 신형경수로1400 원전의 입력자료는 이후 원전 안전성 검토를 위한 기본 입력자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

## 제 2 절 규제검증코드의 개선

### 1. 중수로 헤더 모델 개발 및 평가

#### 가. 헤더 모델 개발의 필요성

현재 우리나라는 캐나다로부터 CANDU형 중수로[2-2-1-1]를 도입하여 총 4기의 원전이 운전되고 있다. 국내에 도입된 중수형 CANDU 원자로는 캐나다에서 독점적으로 개발되어 이런 형태의 원자로 안전해석 전산코드도 캐나다에서만 보유하고 있는 기술이다. 국내의 중수형 원자로 안전해석 코드는 KAERI에서 중수로 사업을 통하여 AECL로부터 도입한 사업용 CATHENA 등의 코드가 있다. 국내 규제목적으로는 RELAP5/MOD3[2-2-1-2]코드가 내장 중수증기표를 사용하여 CANDU평가계산에 부분적으로 사용된 바가 있으나 CANDU형에 적합한 모델로서의 타당성에 대하여는 아직 미비한 점이 많다.

따라서 해석 모델 단계에서부터 국내의 규제방향을 반영할 수 있는 중수로 안전해석 규제 검증 코드의 개발 및 확보가 필수적이다. 한국원자력안전기술원에서는 규제 검증용으로 도입 활용하고 있는 NRC의 규제 검증 코드인 RELAP5/MOD3의 모델을 수정·보완함으로써 중수로의 안전규제에 활용할 수 있게 하며, 특히 규제 검증코드의 모델 개발부터 독자적인 규제방향을 반영시킴으로써 중수로 열·수력 안전해석 검증코드를 자체 개발하여 왔다.

기존의 RELAP5/MOD3 코드에는 수직상향, 수직하향 및 수평분기관에 대한 모델링만이 있었으나 CANDU형 원전의 원자로 모관과 자관의 연결은 수평관에서 하향 60°까지 다양한 각도의 분기관이 연결되어 있다. 이들 분기관은 원자로 내에 냉각수를 공급하는 배관으로 이 연결부에서의 유동특성이 전체적인 사고 거동을 좌우하게 되는 경우가 많다. 따라서 본 연구에서는 독립적인 안전규제 코드 개발의 일환으로 CANDU형 원전의 사고시 중요한 역할을 하는 모관과 자관 연결부의 열수력 거동을 보다 정확하게 예측할 수 있도록 RELAP5 코드를 개선하였다.

#### 나. 기술적 배경

CANDU형 원자로 과도상태, 특히 냉각재 상실사고의 경우 원자로 모관에 2상 유동의 형태가 발생하게 되며 증기와 물의 성층화 현상이 발생하게 된다.

즉, 모관에 연결되어 있는 자관이 성층화된 수위 상부에 있을 경우 자관으로는 증기만이 유입되게 되며 반면에 수위 아래쪽에 있을 경우 물만이 유입되게 된다. 따라서 성층화된 수위 상부에 연결된 자관의 핵연료 채널은 냉각수 부족으로 피복재 온도가 상승하게 되며 수위 하부에 연결된 자관의 경우 냉각수가 충분하여 피복재 온도가 냉각상태를 유지하게 된다.

CANDU형 원자로 냉각재 상실사고시 이러한 성층화 상태를 보이는 기간이 상당한 부분을 차지하는 관계로 원자로 모관의 특성이 중요한 역할을 차지하게 된다. 현재 사용하고 있는 RELAP5 계열의 전산코드는 수직 상향, 수직 하향 및 수평의 유로만이 모델링 가능하게 되어 다양한 각도의 자관을 가진 원자로 모관의 모델링이 불가능하다. 따라서 이러한 원자로 모관의 특성을 모의할 수 있는 모델을 개발하여 전산코드에 반영하는 것이 필요하게 되었다.

냉각재의 성층화 거동에 대한 연구는 1980년 Zuber[2-2-1-3]의 연구에서부터 시작되었다. Zuber는 소형냉각재 상실사고시 혼합 이상 수위가 파단부위보다 높을때와 낮을때를 비교하여 전체적인 압력강하 현상에 미치는 영향이 크고 계통 전체적으로 많은 거동의 변화를 주는 것으로 나타났으며 이에 대한 계통 과도해석에서의 필요성에 대하여 기술하였다. 그 이후 1986년에 Smoglie[2-2-1-4]은 성층화된 공기-물 혼합 유동에서 실험을 수행하였고 Schrock 등[2-2-1-5]은 공기-물 및 증기-물 혼합유동을 이용하여 실험을 수행하였다. 이러한 실험적인 연구와는 별도로 Yonomoto와 Tasaka[2-2-1-6, 2-2-1-7]는 간단한 모델을 개발하여 실험과 비교하였으며 Maciaszek와 Momponteil [2-2-1-8]은 증기-물 혼합유동을 이용하여 광범위한 실험을 수행하였다. 그러나 이들 연구들은 모두 수직상향, 수직하향 및 수평 분기관에 대하여 수행된 연구들이며 각도를 가진 분기관에 대한 연구는 수행된 예가 없다.

CANDU 모관 부품에 연결된 자관은 여러 각도를 가지고 모관에 연결되어 있으며 총 95개의 연결부위가 있다. CANDU의 모관은 기하학적으로 복잡한 구조를 가지고 있으나 열수력학적으로 RELAP5 코드의 수평관에서의 액체혼입(Liquid Entrainment)/증기흡입(Vapor Pullthrough) 모델을 적용하면 PIPE 부품으로 모델링이 가능하다. 그러나 RELAP 코드 모델은 3가지의 경우, 즉 상향, 하향, 수평 분기관(Branch)에만 적용이 가능하므로 일반적인 각도에 대하여는 기존의 모델을 확장하여야 한다.

수평관에서의 분기관에 대한 RELAP5의 모델은 보통 연결선(Junction)과는 달리 특별하게 취급할 수 있는 모델이 있다. 대형 수평관에서 유동성층화가 발생할 경우 분기관의 연결각도에 따라 Top Offtake, Bottom Offtake 및 Side

Offtake 모델이 있어서 수위높이와 분기관속도에 따라 분기관에서의 건도(Quality)를 구할 수 있게 하였다. 이들 상관식은 그 동안의 실험적 연구를 바탕으로 구성되어 있으며 각 실험에서 액체혼입이나 증기 흡입의 임계깊이를 측정하였다.

액체혼입이나 증기흡입이 일어나기 시작하는 임계깊이는 다음 상관식으로 나타낼 수 있다.

$$h_b = \frac{CW_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-1-1)$$

여기서 k는 액체혼입이나 증기흡입이 일어나기 직전의 분기관을 흐르는 연속상(Phase)의 성질을 뜻한다. 즉 하향 Offtake에서는 액체의 성질을 갖는다. W는 연속체의 유량으로 속도가 빠를수록 임계깊이도 깊어지게 된다. C는 실험계수로서 다음과 같은 값을 가진다.

- C = 1.67 for top offtake liquid entrainment.....(2-2-1-2)
- = 1.50 for bottom offtake gas pullthrough
- = 0.75 for side offtake gas pullthrough
- = 0.69 for side offtake liquid entrainment

실제적으로 사용되는 분기관에서의 유동건도는 각 분기관의 각도에 따라 다음 상관식으로 표현된다.

Top offtake :  $X = R^{3.25(1-R)^2} \dots\dots\dots(2-2-1-3)$

Bottom:  $X = X_o^{2.5R} [1 - 0.5R(1+R)X_o^{(1-R)}]^{0.5} \dots\dots\dots(2-2-1-4)$

Side :  $X = X_o^{1+CR} [1 - 0.5R(1+R)X_o^{(1-R)}]^{0.5} \dots\dots\dots(2-2-1-5)$

여기서  $R = \frac{h}{h_b}$  : h= distance from the stratified liquid level to junction

$$X_o = \frac{1.15}{1 + \left(\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)^{1/2}},$$

C = 1.09 gas pullthrough,

C = 1.00 liquid entrainment.

RELAP5 코드에서 사용되고 있는 모델은 잘 제어된 실험실 환경 하의 상관식을 근거로 하고 있기 때문에 실제적인 천이상태에서 수치해법 상 고려하여야 할 점이 많다. 즉 2상역류유동과 모관에서의 한계적인 기공율, 그리고 그 외 급격한 변화에 대응하기 위한 완화 등이 고려되어 있다.

#### 나. 이론적 접근

앞 절에서 언급한 바와 같이 RELAP5 코드 모델에서 사용하는 여러 가지 변수들은 분기관을 통한 배출유량에 영향을 미치는 물리적인 변수들이다. 이러한 현상에서 유량과 건도에 미치는 영향을 분석하는 방법은 최근까지 연구된 바에 의하면 몇 가지가 있다. 단순화시킨 방법론들은 주로 이상유동(Potential Flow)를 가정하여 점성과 표면장력을 무시하고 분기관을 Point Sink로 취급하는 방법이다.

여기에서는 그림 2-2-1-1에서 보여주는 것과 같이 커다란 제어체적에서 밀

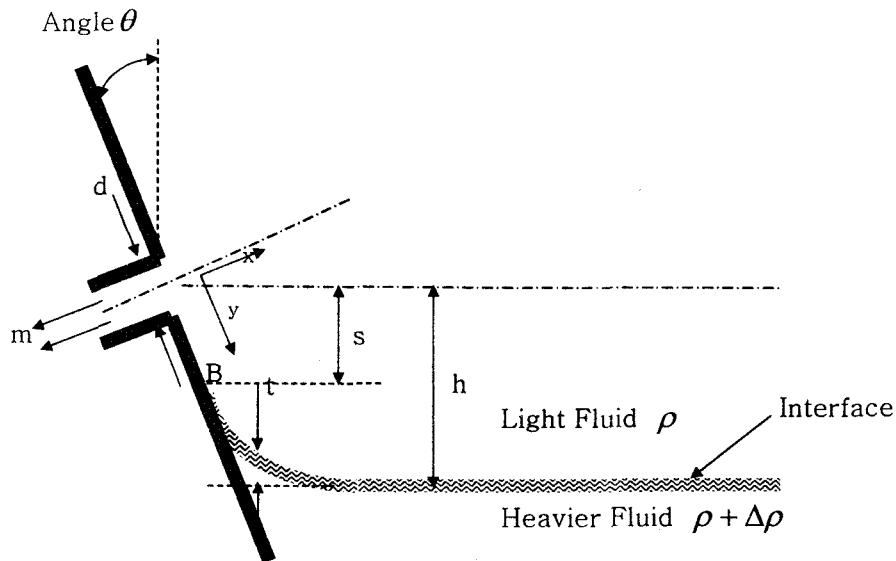


그림 2-2-1-1 이론적 접근을 위한 개념도

도  $\rho$ 를 가진 가벼운 유체와 밀도  $\rho + \Delta\rho$ 를 가진 무거운 유체를 가정하고 수직과 이루는 각을  $\theta$ 로 갖고 그 벽면에 수직인 분기관을 가진 벽을 고려한다. 분기관을 통하여 빠져나가는 유체는 가벼운 유체로부터  $m$ 의 유량이 빠져나간다고 가정한다. 이 분석의 목적은 무거운 유체가 분기관을 통하여 빠져나가기 시작하는 임계높이를 예측하기 위한다 있다.

이 분석은 지배적인 힘이 관성과 중력이며 점성과 표면장력은 무시할 수 있다는 가정을 이용하여 수행되었다. 두 유체는 모두 비압축성 유체이며 정상상태의 이상유동으로 가정하였고 두 유체중 무거운 유체는 정체되어 있는 상태로 가정하였다. 이 분석은 Armstrong 등[2-2-1-9], Hassan 등[2-2-1-10]과 Craya[2-2-1-11]의 접근방법에 기초한 것이다. 이 방법은 가벼운 유체와 무거운 유체의 경계면에서 모든 값이 평형을 이룬다고 가정하며 벽면, 무거운 유체 및 가벼운 유체가 만나는 위치 B에서 가벼운 유체의 속도장을 먼저 결정하며 무거운 유체의 액적이 발생하여 가벼운 유체의 유동에 섞이기 시작하는 시점 (Onset of Liquid Entrainment)의 조건을 유도하는 것이다. 임계수위를 구하는 유동과정은 참고문헌[2-2-1-12]에 상세하게 나타나 있으며, 그 결과는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 h &= C_1 \left[ \frac{\dot{m}}{\sqrt{g\rho\Delta\rho}} (\cos\theta)^2 \right]^{0.4} \dots\dots\dots(2-2-1-6) \\
 &= C_1 \left[ \frac{\dot{m}}{\sqrt{g\rho\Delta\rho}} \right]^{0.4} (\cos\theta)^{C_2}
 \end{aligned}$$

다. 실험적 평가

식 (2-2-1-6)은 정해진 유속 및 유체성질을 가진 단일 분기관에 대하여  $h$ 는 벽의 각도  $\theta$ 에 따라 즉  $(\cos\theta)^{C_2}$ 에 따라 변화한다는 사실을 보여주고 있다.  $\cos\theta$ 의 지수는 식 (2-2-1-6)에서 얻어지나 실험적으로 결정하는 것으로 간주하였다.

실험데이터는 Smoglie[2-2-1-4], Schrock 등[2-2-1-5], Hassan 등[2-2-1-10], Anderson 등[2-2-1-13] 그리고 Andreychek 등[2-2-1-14]의 연구자료로부터 취득하였다. 전체 모아진 실험데이터는 500여개에 이르고 있으며 이 데이터에는 수직상향, 수직하향, 수평 및 하향각도( $\theta=0^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ )를 가진 데이터가 포함되어 있다. 상세 실험데이터 변수들은 표 2-2-1-1에 기술되어 있다.

표 2-2-1-1 상관식 상수를 결정하는데 사용된 실험

Experimental Conditions	Smoglie	Schrock et al.	Hassan et al.	Anderson et al.	Andreychek et al
1. Tank/Branch - Angle - Size(mm) - d/D	90°, 0°, -90° 0.6, 0.8, 1.2 0.029~0.097	0°, -90° 0.375, 0.396, 0.632 0.021~0.03	0°, 45°, 90° 0.635 0.0228	0°, 90° 0.81 0.034~0.052	0°, 45°, 60°, 90° 31.75, 57.15, 69.85 0.12,0.17,0.32
2. T/H condition - Pressure(MPa) - Temperature(oC)	0.2~0.5 20	0.109~0.913 20~Saturation	0.316, 0.517 20	3.45, 4.4, 6.2 Saturation	0.1 20
3. Simulant	Air/Water	Air/Water Steam/Water	Air/Water	Steam/Water	Air/Water
4. No.of Data/used	264	174	6	9	50

상기 실험데이터 중 하향 각도를 가진 분기관에 대한 데이터가 부족하여 Andreychek 등[2-2-1-14]의 연구에서 도출된 실험데이터를 사용하였다. 표 2-2-1-1에서 보여지는 것과 같이 상기 실험은 주 배관 대 분기관의 비율이 상대적으로 큰 실험이기 때문에 이러한 실험데이터를 보완하기 위하여 다음식과 같은 새로운 무차원 수를 정의하여 실험식에 적용하였다.

$$R_d = d/D \dots \dots \dots (2-2-1-7)$$

여기서  $d$  는 분기관의 지름이며  $D$  는 주배관의 지름이다.

이러한 종류의 무차원 수는 이론적인 접근시 운동량 방향의 영향을 보완하기 위하여 일반적으로 자주 사용되는 변수이다. 이러한 평가를 통하여 최종적으로 실험적인 평가를 수행하여야 할 식은 다음과 같이 정리되었다.

$$h_b = C_1 (\cos\theta)^{C_2} (R_d)^{C_3} \left[ \frac{m_k}{\sqrt{g\rho_k\Delta\rho}} \right]^{0.4} \dots \dots \dots (2-2-1-8)$$

여기서  $C_1, C_2, C_3$ 는 실험적으로 결정되어야 할 상수들이며  $h_b$  는 임계수위를 나타내며 아래첨자  $k$  는 연결되는 유체의 상을 나타낸다. 통계처리를 거쳐 식 (2-2-1-8)의 상수  $C_1, C_2$ , 및  $C_3$  는 표 2-2-1-2에 제시된 것과 같이 결정되었다.

표 2-2-1-2 임계높이 상관식의 상수값

Constants	Upward Orientation	Downward Orientation	Angled Orientation
$C_1$	0.770	1.200	0.490
$C_2$	0.000	0.000	-1.140
$C_3$	-0.240	-0.070	-0.115

이러한 상수를 가진 실험식은 이론적으로  $-90^\circ < \theta < 90^\circ$ 의 전범위에 걸쳐 유효하지만 데이터를 이용한 상수 결정과정에서 사용된 실험데이터의 범위가  $-60^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 이기 때문에 유효범위는  $-60^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ 으로 규정되어 졌으며  $R_d$ 의 경우 유효범위는  $0.0291 \leq R_d < 0.39$  으로 결정되어졌다.

그림 2-2-1-2, 2-2-1-3 및 2-2-1-4에는 RELAP5 코드의 원래 상관식과 개발된 상관식과의 비교 결과가 제시되어 있으며 각각 각도가 있는 분기관, 수직 상향 분기관 및 수직 하향 분기관 순으로 제시되어 있다. 그림에서 보면 우선 각도가 있는 분기관의 경우를 보여주는 그림 2-2-1-2를 통해 RELAP5 코드의 원래 상관식으로는 각도가 있는 분기관의 임계높이를 예측을 할 수 없다는 것을 알 수 있으며, 본 연구에서 개발한 상관식은 적절히 임계높이를 예측하고 있음을 볼 수 있다. 또한 그림 2-2-1-3 및 2-2-1-4를 통해 본 연구에서 개발한 상관식이 RELAP5 코드의 원래 상관식에 비해 좀 더 실제 값에 가깝게 예측을 하고 있음을 알 수 있다.



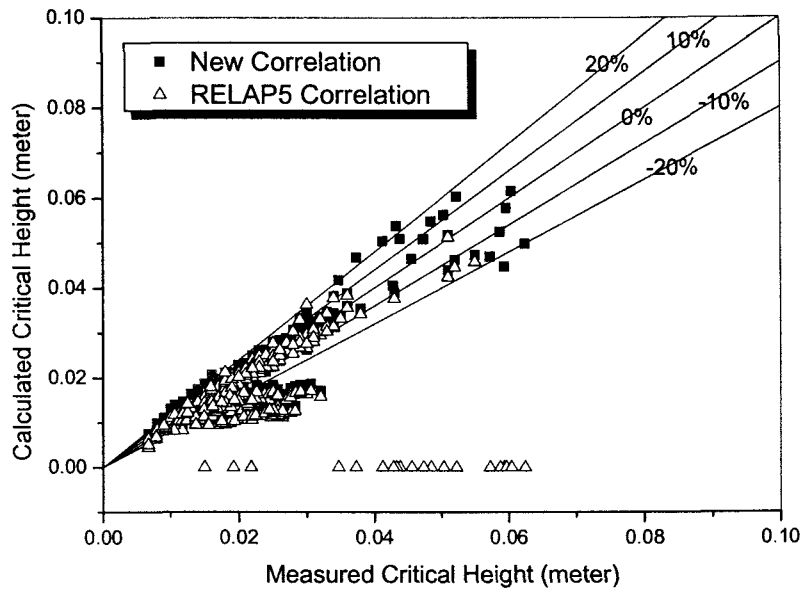


그림 2-2-1-2 경사각을 가진 배관에 대한 상관식 비교

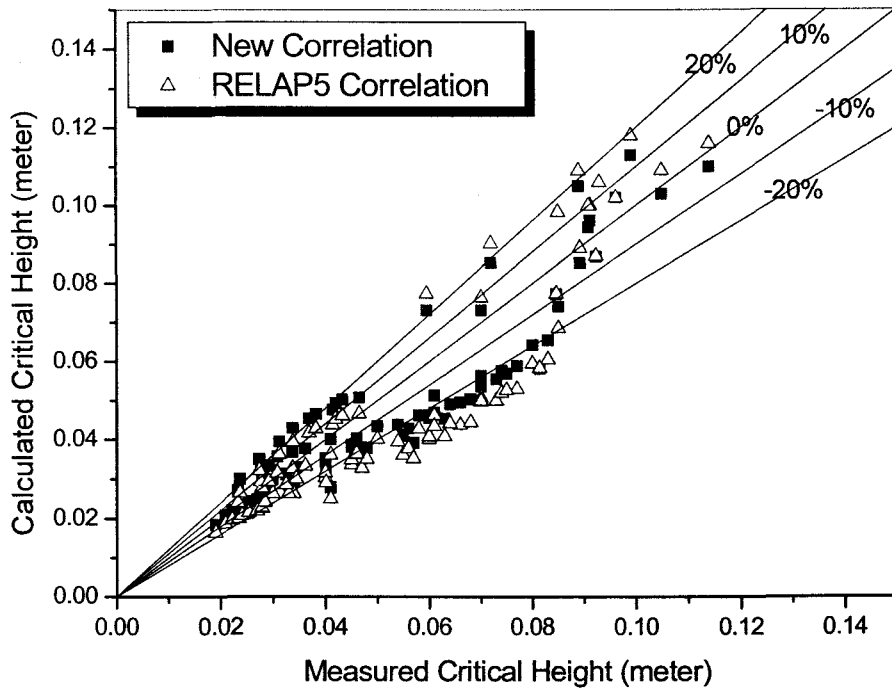


그림 2-2-1-3 수직 하향 배관에 대한 상관식 비교

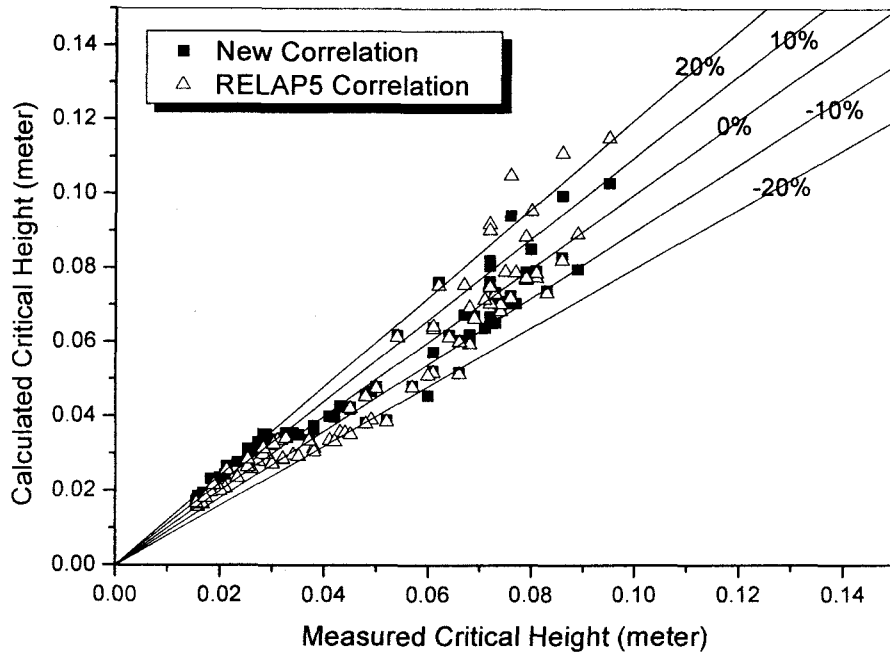


그림 2-2-1-4 수직 상향 배관에 대한 상관식 비교

라. 규제검증코드 적용

앞에서 언급한 바와 같이 본 연구에서 새로이 개발된 실험식을 RELAP5/CANDU 코드에 적용하였다. 일반적인 각도를 가진 분기관에 적용하기 위하여 RELAP5 코드 안에 내장되어 있는 모델인 액체혼입과 증기흡입 모델 중 성층화 수위 계산, 각도를 가진 분기관 및 임계높이 실험식에 대한 개선이 수행되었다.

수평으로 연결된 분기관의 경우에는 기공률 0.5를 기준으로 액체가 빠져나가는지 아니면 증기가 빠져나가는지를 결정하는 논리를 그대로 활용하였으나 임의의 각도  $\theta$  에 대하여는 수정을 통하여 임의의 각도에 대하여 각 경우별로 계산되어지도록 부 프로그램을 수정하였다. 만일 완전한 수평으로 연결된 분기관의 경우 수위가 분기관 입구에 도달하는 기공율  $\alpha_c^*$ 는 다음과 같은 식으로 계산되어진다.

$$\alpha_y^* = \frac{1}{\pi} \left[ \left( \frac{\pi}{2} - \theta \right) - \sin \left( \frac{\pi}{2} - \theta \right) \cos \left( \frac{\pi}{2} - \theta \right) \right] \dots \dots \dots (2-2-1-9)$$

여기서 수평연결된 분기관의 경우에  $\theta$  는 0이며  $\alpha_y^*$ 는 0.5이며 수직상향 분기관의 경우  $\theta$  와  $\alpha_y^*$  는 각각  $\pi/2$  및 0.0이 되고 수직하향 분기관의 경우  $\theta$  와  $\alpha_y^*$  는 각각  $-\pi/2$  및 1.0이 된다.

수위  $h_c$ 는 기하학적 관계를 이용하면 다음과 같은 식으로 계산되어진다.

$$h_c = \left( \frac{D}{2} \right) (\sin \phi - \cos \theta) \dots \dots \dots (2-2-1-10)$$

여기서  $\phi$  는 수위와 중심 수평선과의 각도를 의미한다.

이러한 새 모델을 RELAP5/CANDU 코드에 적용하기 위하여 부 프로그램인 HZFLOW Subroutine을 수정하였다. 부프로그램 HZFLOW.F90의 모든 조건식과 상관식에 사용되는 변수에 이와 같은 기하학적인 형상을 고려하여 수정하였다. 또한 상관식 자체도 앞에서 개발된 상관식을 사용하였으며 분기관이 헤더와 이루는 각을 사용자가 입력할 수 있도록 부프로그램인 rbrnch, rsnglj, rvalve를 수정하였으며 아래와 같이 확장된 액체혼입과 증기흡입 모델을 Single Junction, Branch 및 Valve에 사용할 수 있게 하였다.

### 【 RELAP5/MOD3 Code Manual 수정부분 】

Cards ccc0101 through ccc0109, Single-Junction Geometry Cards

.....

W6(I) Junction control flags. This word has the packed format jefvcahs . It is not necessary to input leading zeros.

The digit v specifies horizontal stratification entrainment/ pullthrough options. This model is for junctions connected to a horizontal volume. v =0 means the model is not applied; v =1 means an upward-oriented junction; v =2 means a downward-oriented junction; and v =3 means a centrally (side) located junction. v=4 means extended angled side located junction

W7(R) Discharge coeff.

W8(R) Non Eq. Factor for H-F (default = 0.14)

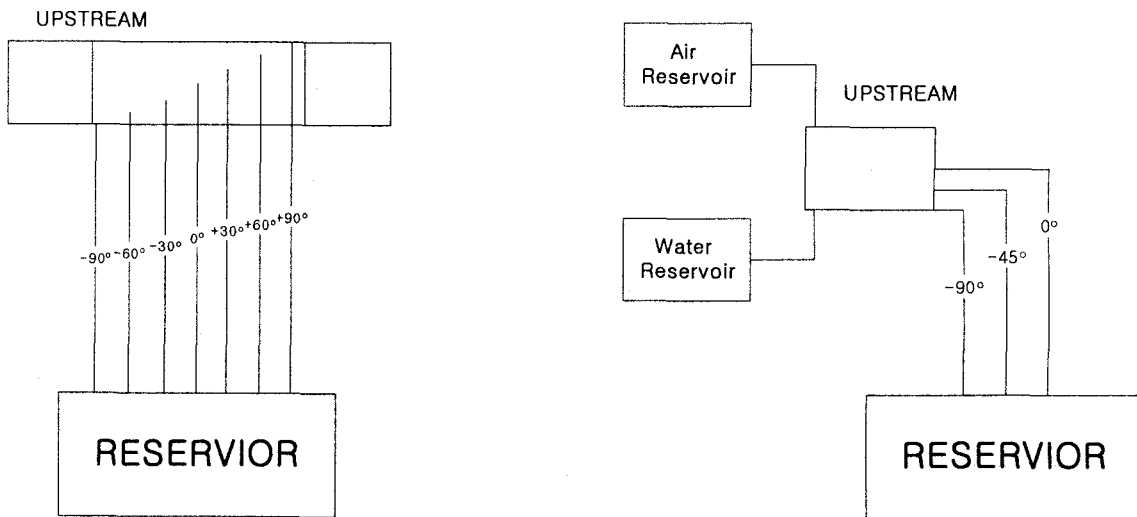
W9(R) Not used in default H-F model. If W6(I) is 4, this word is the horizontal angle (degree) between from-volume and to-volume

마. 실험식 Verification 및 Validation

개선된 모델의 설치를 검증하기 위하여 그림 2-2-1-5(a)와 같이 CANDU헤더를 3개의 노드로 구성된 간단한 수평관으로 모델한 뒤 7개의 자관을 다양한 각도 ( $-90^{\circ} \sim 90^{\circ}$ ) 로 헤더의 3개 노드 중 가운데 노드로 연결하고 대기압으로 방출하는 개념문제를 설정하였다. 헤더의 초기조건은 100기압의 포화 중수로 채워져 있는 상태이며 배출이 진행됨에 따라 차츰 수위가 낮아져 순차적으로 자관에서의 방출이 액체상태에서 증기상태로 천이 되어야 한다.

그림 2-2-1-6 ~ 2-2-1-7에서 보듯이 상부연결 자관부터 천이현상이 나타나기 시작하여 각도가 낮을수록 천천히 발생한다. 또한 수위가 연결부위에 도달하지 않았음에도 불구하고 증기흡입모델에 의하여 자관의 기포율이 증가하기 시작하였으며 수위가 연결부위높이보다 상당히 낮아진 경우에도 액체흡입모델의 작동으로 연결선에 액체분율이 존재하고 있음을 볼 수 있다. 따라서 물리적으로 예측한 바와 같이 새로운 모델이 적절히 예측하고 있음을 알수 있었으며 Verification이 되었다고 판단하였다.

다음 단계로서 SET (Separate Effect Test)를 이용한 Validation 과정을 수행하였다. SET로서 캐나다 실험설비를 이용하여 Offtake 현상에 대한 실험을 수행하였던 Hassan 등[2-2-1-10]의 연구결과를 이용하였다. 이 연구는 다른 실험



(a) Verification ( $90^{\circ} \sim -90^{\circ}$ )

(b) Validation ( $0^{\circ}, -45^{\circ}, -90^{\circ}$ )

그림 2-2-1-5 개발된 상관식의 V/V를 위한 Nodalization

들과는 다르게 임의의 하향 각도를 이용한 실험이 수행되었다는 점에서 본 연구의 목적과 부합되어 SET로 선정하게 되었다. 이 실험은 직경 58mm의 수평 주배관에 하나의 분기관 0.635 mm 직경으로 3가지 서로 다른 각도인 0°, 45°, 및 90° 로 실험을 수행하였다. 실험 압력은 316 kpa ~ 517 kpa이며 실험유체는 공기-물 혼합유체를 이용한 실험이다. 주 실험 부분은 직경 58mm 반구형으로 길이 또한 58 mm 크기를 가지고 있는 주배관으로 그림 2-2-1-5(b)와 같이 모델링하였다. 이러한 Nodalization을 가지고 계산을 수행하였으며 그 결과는 그림 2-2-1-8에 제시되어 있다. 이들 결과 그림은 일반적인 시간에 따른 변화율이 아니라 Reservoir 수위 대 분기관의 질량 유량율의 비로 나타내었으며 각 수위 별 실험과의 비교를 좀 더 정확하게 할 수 있는 표시방법이다. 실제로 결과에서 보는 바와 같이 새로운 실험식을 반영한 RELAP5/CANDU 코드 결과는 실험결과를 잘 예측하고 있는 것을 알 수 있다. 그림 2-2-1-8(b)에서는 -45° 결과를 보여주는 그림으로 실제 수위가 -45° 에 도달하지 않았음에도 불구하고 실제 분기관에는 공기가 빠져나가기 시작했음을 알 수 있으며 실험과 거의 유사한 예측을 보여주고 있다. 그림 2-2-1-8(a) 및 2-2-1-8(c)에서는 RELAP5/CANDU 코드결과는 기존 RELAP5 코드의 결과보다 좀 더 개선된 예측결과를 보여주는 것을 알 수 있다.

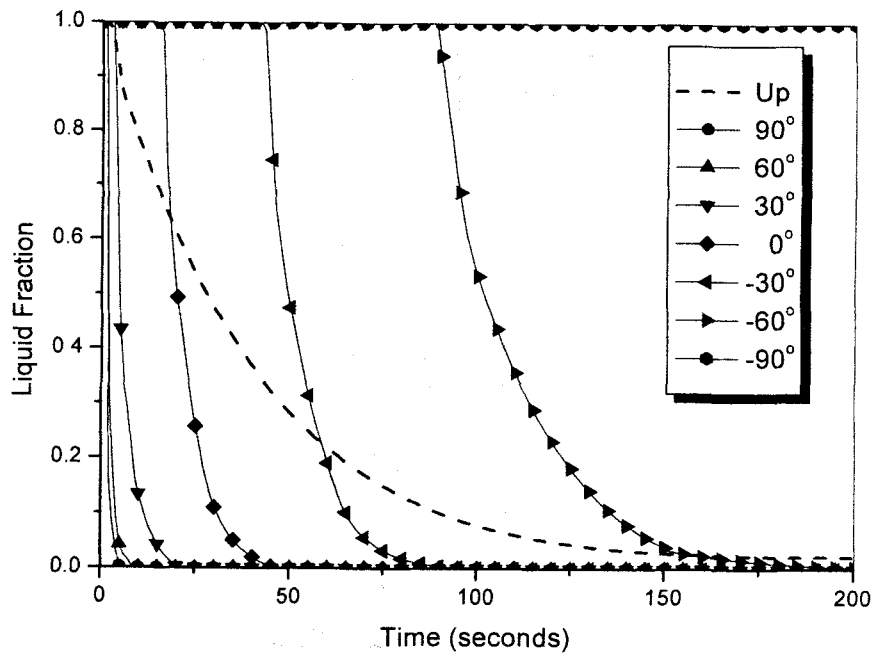


그림 2-2-1-6 연결 배관 액체분율

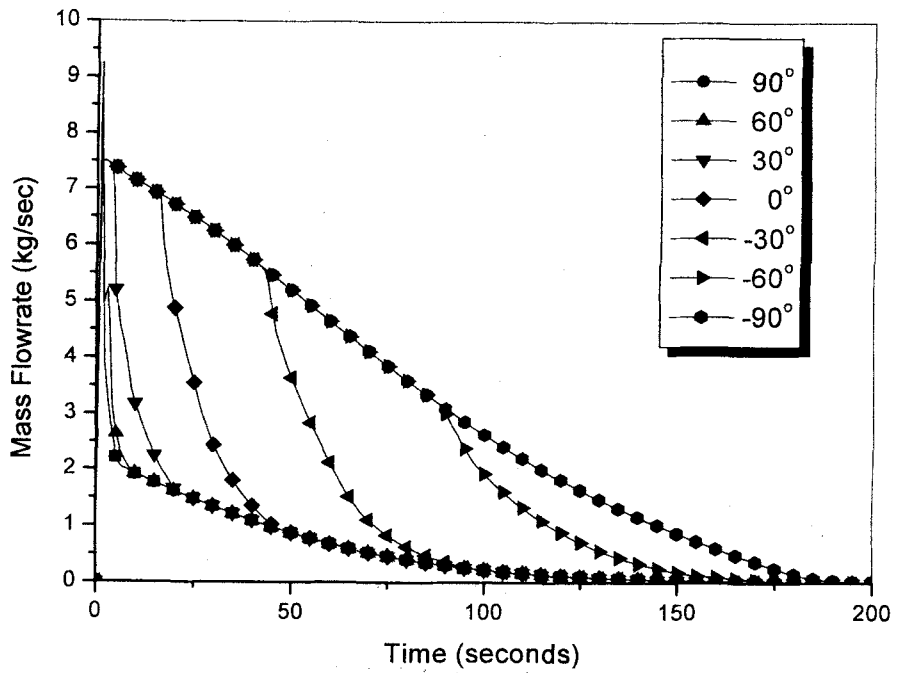
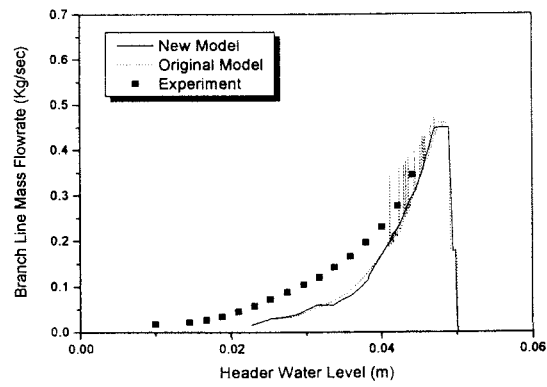
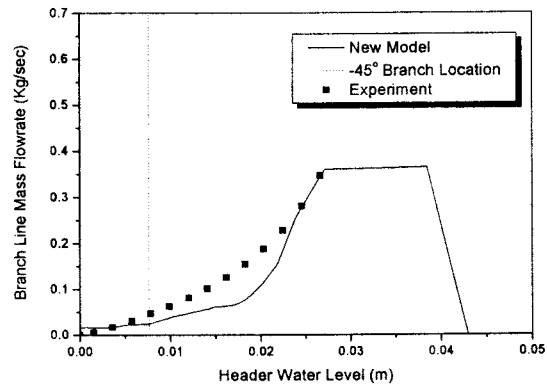


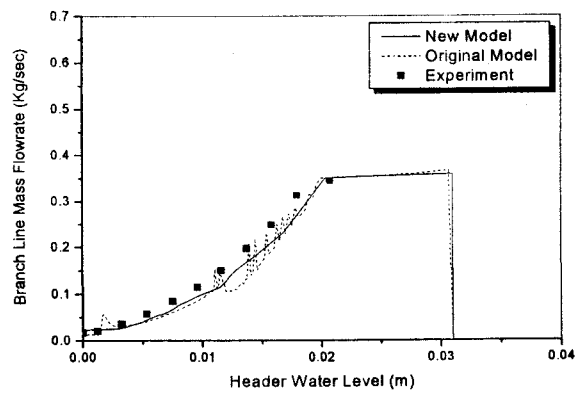
그림 2-2-1-7 연결 배관 질량유량



(a) 0° Branch Line



(b) -45° Branch Line



(c) -90° Branch Line

그림 2-2-1-8 상관식 Validation

#### 바. 전체효과실험을 이용한 모델 검증

앞에서 이론적 및 실험적으로 개발된 실험식을 RELAP5/CANDU에 적용하여 SET를 이용하여 검증을 수행하였다. 국부적인 실험에 의하여 입증되었지만 전산코드 전반적인 예측능력의 정확성은 아직 입증되지 않은 것이다. 따라서 CANDU 발전소 전반적인 예측능력에 대한 검증을 위하여 IET (Integral Effect Test) 를 이용한 전산코드 검증을 수행하였다.

전체효과 실험은 캐나다 RD-14M 실험장치에서 수행된 35% 원자로 입구헤더 파단사고로 B9401 실험으로 명명되어진 실험이다. RD-14M 실험장치는 1981년에 설계되고 제작되어진 RD-14 실험장치를 1983년부터 재설계하고 일부 중요 기기를 교체한 실험장치이다. 원래 RD-14 실험장치는 37 핵연료 봉이 있는 두개의 핵연료 채널로 구성되어 있으며 원자로 냉각재 루프는 8자 모양의 단일 루프로 구성되어 있다. 또한 높이는 1:1 로 설계되었으며 부피비는 1:60으로 설계되었다. 이러한 실험장치를 단일 채널에서 복수채널로 바꾸어 CANDU 발전소 노심만의 특징인 다중채널 거동 특성을 파악할 수 있는 실험들을 수행하였다.

본 연구의 일환으로 발간되는 NUREG/IA 보고서[2-2-1-12]에 B9401 실험과 계통 모델에 대한 상세한 내용이 기술되어 있으므로, 여기에서는 전체효과실험에 대한 코드평가 결과만을 제시하기로 한다.

그림 2-2-1-9에 제시된 각 모관의 압력은 RELAP5 코드와 RELAP5/CANDU 코드 결과가 유사함을 보여주고 있다. 또한 초기 펌프 거동은 그림 2-2-1-10에서 보여주는 것과 같이 RELAP5 코드와 RELAP5/CANDU 코드 모두 실제 실험 결과와 거의 유사한 거동을 보여주고 있다. 원자로 모관 압력들이 실험과 잘 일치하였기 때문에 압력경계조건으로 모델링 한 비상노심냉각수 주입량은 그림 2-2-1-11에서 보여주는 것과 같이 실험과 잘 일치하고 있다.

사고 직후에 파단에 의한 압력차와 펌프수두가 균형을 이룰 때 짧은 기간 동안의 유동정체 (Flow Stagnation) 가 파단하류 채널에서 발생하게 되며, 이러한 유동의 정체는 열전달을 감소시키게 된다. 계속하여 상승되던 핵연료봉의 온도는 파단에 의한 압력차와 펌프수두가 균형을 이루는 짧은 기간 동안의 유동정체가 풀리면서 냉각이 진행되게 되며 원자로 정지에 의하여 원자로 출력 또한 감소하게 되어 온도가 감소추세로 돌아서게 된다. 원자로 냉각재 계통의 냉각재 손실량보다 고압안전주입의 주입량이 많아지면서 냉각재 계통에 냉각수가 공급되기 시작하고 이때부터 노심의 온도는 급격히 감소하기 시작한다.



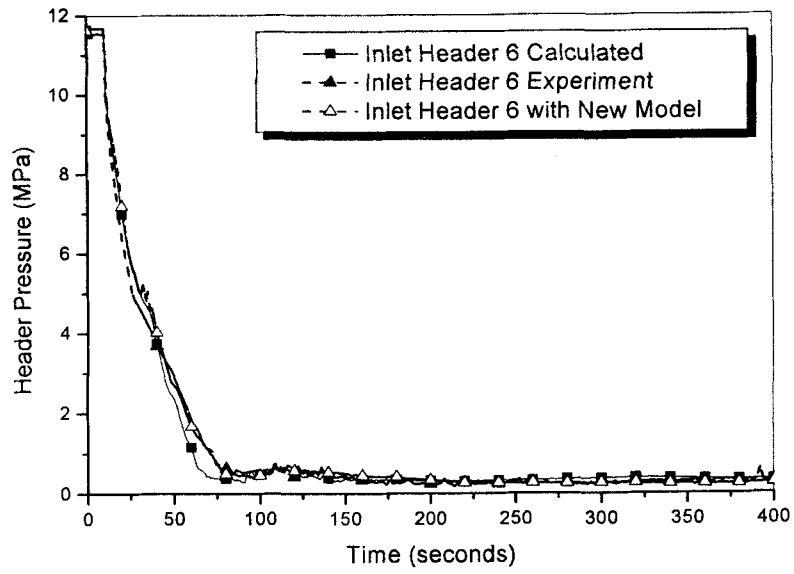


그림 2-2-1-9 6번 모관 압력거동

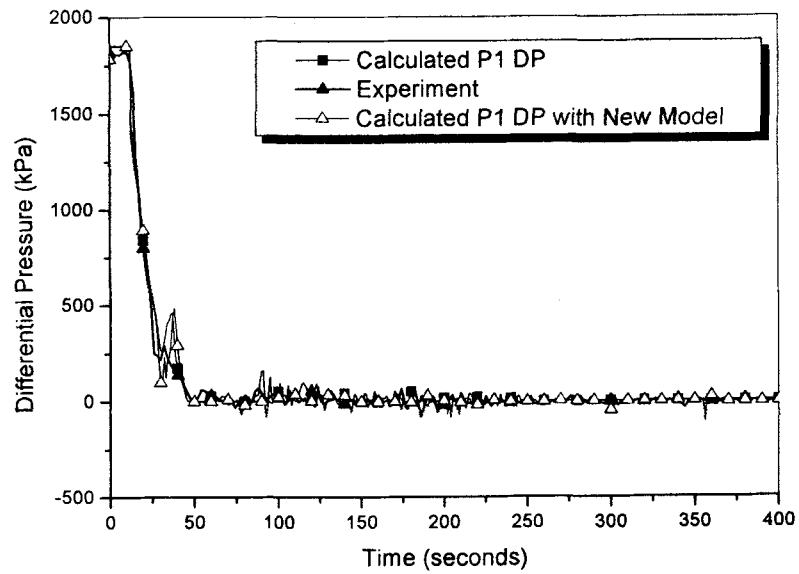


그림 2-2-1-10 일차계통 1번 펌프차압

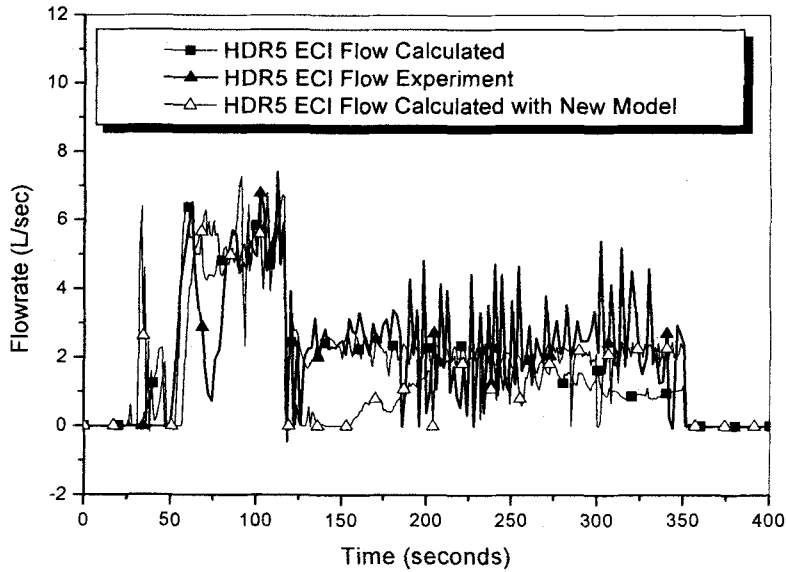


그림 2-2-1-11 5번 모관 비상노심 주입유량

실험 후 얼마간의 시간이 지난 후 비상노심냉각수의 주입유량이 파단 방출 유량을 초과하여 파단회로는 재충수되기 시작한다. 중압 비상노심냉각수 (MPECC) 주입은 고압 비상노심냉각수가 고갈되는 시점에서 시작되나 이 실험에서는 중압주입 대신 저압주입으로 명명된 계통이 작동하도록 설계되어 있다. 이 시점은 실험이 시작되고 난 후 116.2초 후이며 냉각재펌프가 트립되었기 때문에 장기 유동패턴은 파단에 의해 지배되게 되며 파단상류의 노심경로에서는 정방향이고 파단하류 노심경로에서는 역방향이 된다. 파단회로에서는 증기발생기가 열원이 되기 때문에 장기 냉각은 저압 비상노심냉각수 주입으로 유지된다.

그림 2-2-1-12 내지 2-2-1-15에서는 핵연료 채널중 임계 Pass 에 속하면서 가장 높은 출력을 보이는 13번 채널을 기준으로 핵연료 피복재 표면 온도 거동을 보여주고 있다. 이들 그림에서 보여주는 것과 같이 RELAP5 코드보다는 RELAP5/CANDU 코드의 결과가 실험결과에 더 근접하는 것을 알 수 있다. 이는 RELAP5/CANDU 코드에 적용한 모관모델에서 좀 더 정확한 핵연료 채널 거동을 모의할 수 있도록 경계조건을 제시해주기 때문이라 판단되며 RELAP5/CANDU 코드에 적용한 원자로용기 모관 모델은 적절히 작동하는 것으로 검증되었다.

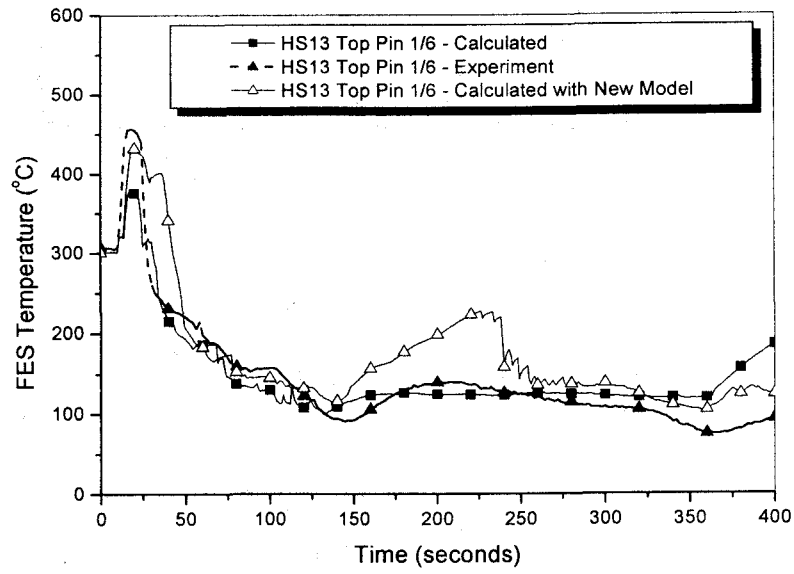


그림 2-2-1-12 핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (1/6)

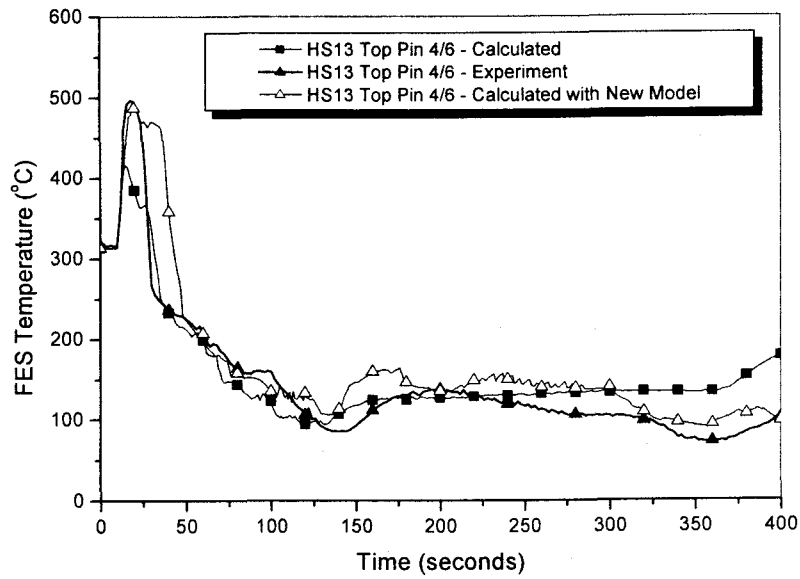


그림 2-2-1-13 핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (4/6)

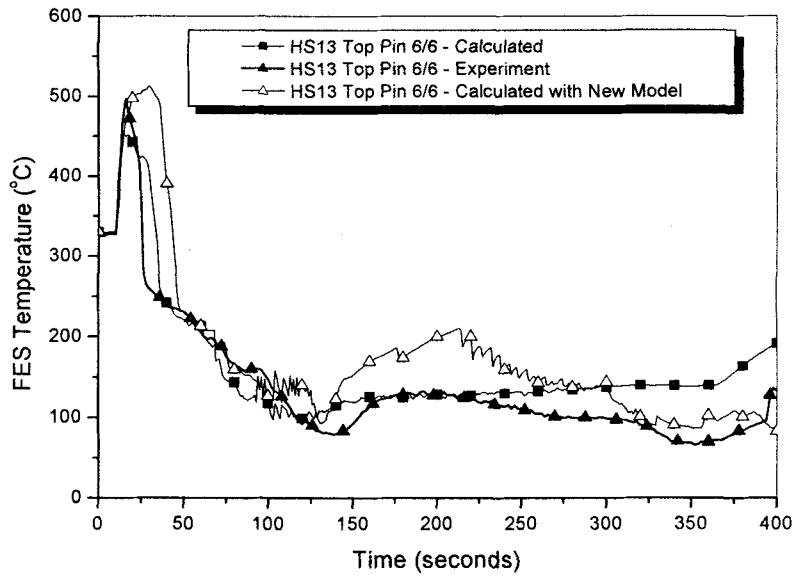


그림 2-2-1-14 핵연료채널 13번 피복재온도 - Top Pin (6/6)

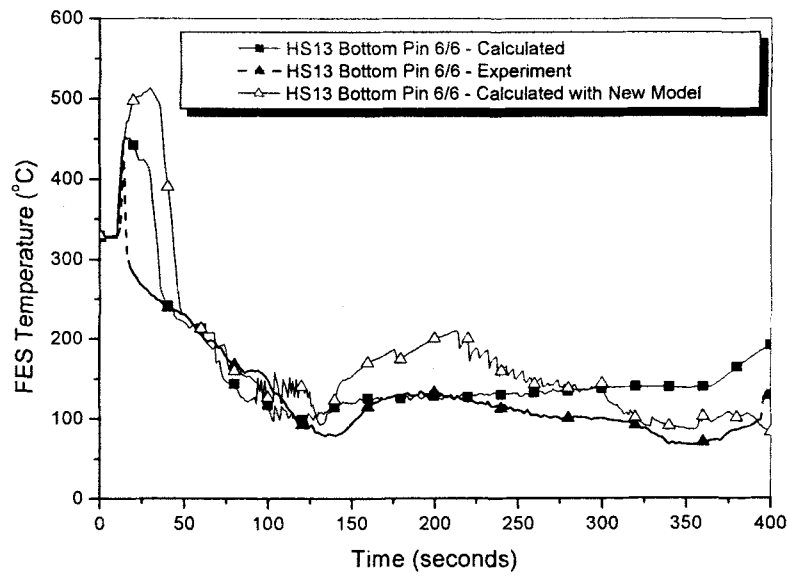


그림 2-2-1-15 핵연료채널 13번 피복재온도 - Bottom Pin (6/6)

## 2. 수막이탈모델(Water Film Offtake Model) 개발

### 가. 기술적 배경

강수관 직접주입시 강수관 내부에 액막(Liquid Film)형태로 흐르고 있는 안전주입수는 증기속도에 의하여 견인(Entrainment)되어 우회될 수 있다. 이러한 현상은 물-공기 실험인 KAERI DIVA[2-2-2-1, 2-2-2-2] 실험에 의하여 관찰되었으며 증기-물 실험인 MIDAS실험[2-2-2-3]에서도 비교적 저 유량의 증기에서도 발생한다고 믿어진다. 본 현상은 원리적으로 수평관에서 이상유동이 성층화된 상태에서 상부의 파단 분기관에서 일어나는 현상과 유사하므로 이미 개발된 상관식 형태를 사용하고 상관식의 계수는 DIVA나 MIDAS에서 관측한 바에 의하여 결정하였다.

수평관에서 상향이탈(Top Offtake)상관식으로 RELAP5/MOD3 코드에서는 다음과 같은 임계높이 Smoglie 상관식[2-2-1-4]과 Schrock의 건도 상관식[2-2-1-5]을 사용하고 있다.

$$h_b = \frac{CW_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-2-1)$$

$$\chi = R^{3.25(1-R)^2} \dots\dots\dots(2-2-2-2)$$

$$R = \frac{h}{h_b}$$

여기서, 상수 C 는 1.67 이다.

수평관에서의 임계깊이 상관식인 (2-2-2-1)을 그림 2-2-2-1에 나타내었다. 그림에서 보듯이 수평관의 상관식은 작은 증기유량에도 쉽게 액상이 견인되어 이탈(Offtake)이 일어날 수 있음을 알 수 있다. 통상 1/5 scale의 DIVA와 MIDAS실험에서는 0.3kg/sec 정도의 유량에서도 주입수 우회가 없었다는 사실로 유추하면 C=1.67은 상당히 낮아져야 한다는 것을 알 수 있다. 대략 C=0.5 정도이면 0.3 kg/sec에서 임계깊이가 5 cm 정도로 이 이상의 유량부터는 수막이탈 현상이 발생하여 주입수 우회가 이루어지기 시작한다. 수평관에 비하여 4배 정도나 임계깊이가 낮은 이유로는 다음과 같이 두 가지로 유추된다.

첫째는 수직 강수관에서는 중력에 의한 상당히 빠른 수직방향의 액막 속도효과

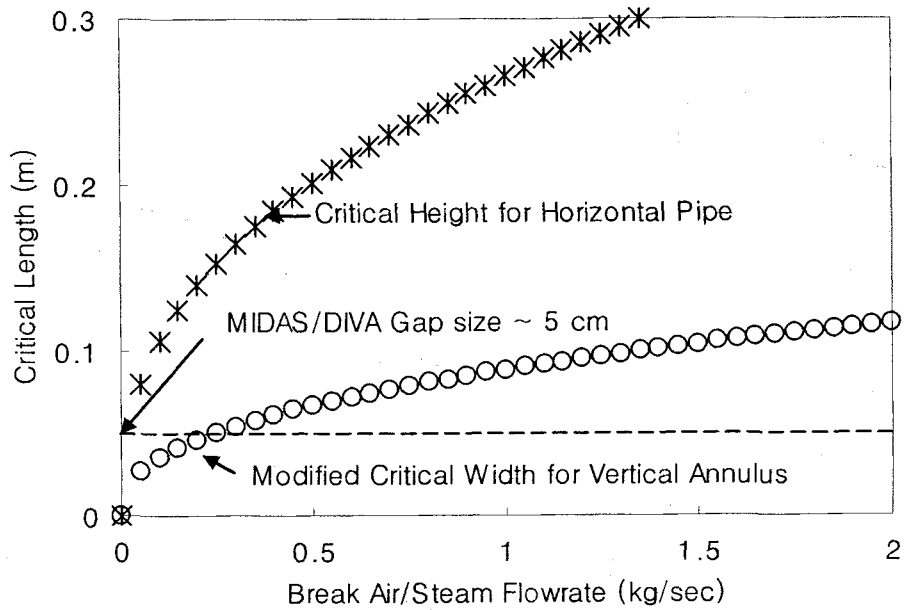


그림 2-2-2-1 상관식으로 구한 파단증기유량에 따른 임계높이

로 수평방향으로 이탈이 일어나기 어려울 것이며, 둘째는 수평파이프에서는 1차원 유동인 반면에 강수관 환형구조물에서는 2차원유동이므로 같은 유량에서 유사한 증기속도를 갖기 위하여는 강수관 너비가 수평관 깊이보다 훨씬 작아야 하기 때문이다. 따라서 수직 강수관에서의 임계너비 상관식으로 다음을 사용하였다.

$$h_b = \frac{0.555 \cdot W_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-2-3)$$

수평관에서의 증기건도 상관식은 (2-2-2-2)식을 사용하고 있다. 그림 2-2-2-2는 임계너비 상관식으로 (2-2-2-3)식을 사용하고 증기건도 상관식을 액체의 건도로 나타낸 것이다. DIVA의 실험결과로 유추하면 고유량인 경우 상당히 틀려지지만 관심영역인 저유량 영역에서는 비교적 잘 일치함을 알 수 있다. 증기 응축이 있는 MIDAS 실험과 비교하여서는 상당히 틀리며 이는 증기 응축의 효과가 영향을 미치는 것으로 판단하였다.

따라서 (2-2-2-2)식과 (2-2-2-3)식으로써 강수관 액막이탈 현상의 상관식을 결정하였다. 비록 본 상관식이 실험적 관찰에 의하여 결정되었다고 하나 DIVA와 MIDAS는 선형축척(Linear Scale)이 1/5정도이고 속도를 보존하기 위한 유량 축척은 1/25 이

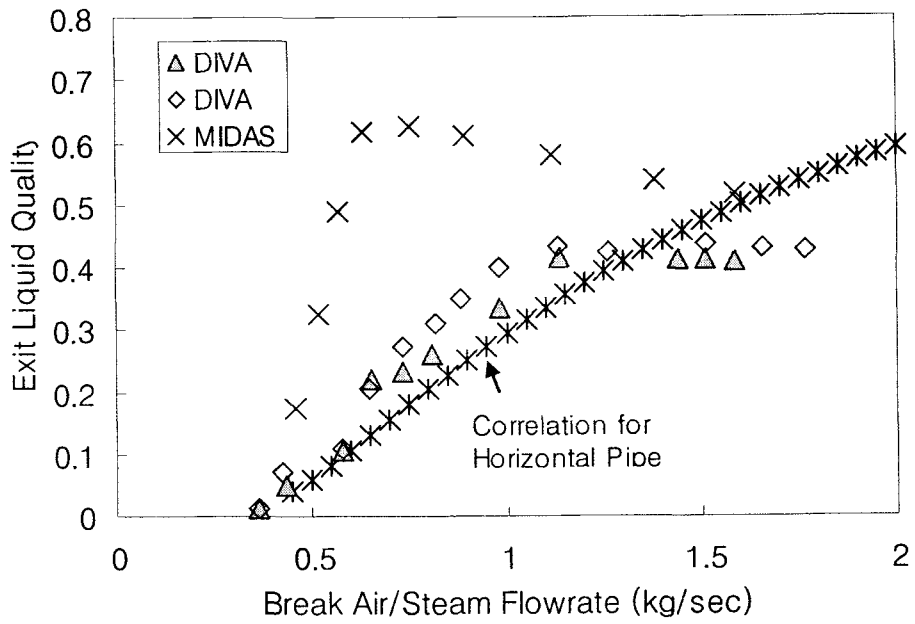


그림 2-2-2-2 파단면에서 증기유량에 따른 액체건도

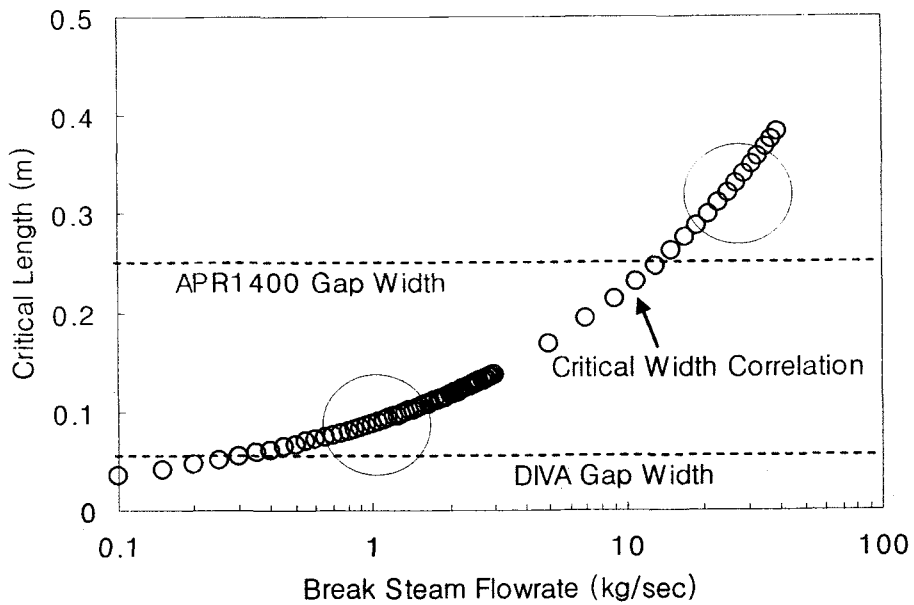


그림 2-2-2-3 수직 강수관에서 상관식의 실험규모 적용 결과

다. 수정된 선형속도 축척을 적용한다면 축척의 효과는 이보다 더 크다. (2-2-2-3)의 임계 너비식을 실험 규모로 25cm 너비를 갖는 실제발전소에 적용해 보면 그림 2-2-2-3에서 보듯이 증기유량이 15 kg/sec에 도달하기 전에는 주입수 우회가 전혀 없다는 것을 의미하게 된다. 통상 신형경수로1400에서의 후기 재관수단계에서 증기유량이 30 ~ 40 kg/sec정도 인 것을 감안한다면 축척 실험과 유사한 증기 우회가 발생할 것으로 예상된다.

#### 나. 실험

저온관 파단사고시 원자로 배럴(Barrel) 쪽에 부착된 안전주입수 수막이 파단류에 이끌려 나가는 비율에 대한 실험이나 모델은 알려진 바가 없다. 기존의 모델은 수평관과 수직관을 대상으로 수행되었으며, 지금까지 개발된 모델도 이러한 수평관에서의 이탈모델들이다. 여기서는, 수직벽면에 부착되어 낙하하는 수막이 횡류(Cross Flow)에 이끌려 나가는 액막이탈 현상을 모의하고자 평판형 물-공기 실험장치를 제작하였다.

실험장치는 나란한 투명 아크릴 벽면으로 구성된 사각유로 시험부의 좌우에서 공기분류(Air Jet)가 균일한 속도 분포를 갖도록 주입되어 시험부의 가운데에 위치한 파단 모의 파이프로 배출될 때 필름이 이끌려 나가는 비율을 측정하도록 고안되었다. 시험부의 크기는 가로 1m, 최대 간극 25cm의 사각 챔버이다. 간극의 크기는 25cm에서 10cm까지 변경이 가능하며, 파단관의 직경도 오리피스를 삽입하는 형태로 조절 가능하도록 설계하였다. 좌우의 주입 노즐 출구 부분에는 균일한 속도분포를 가지도록 노즐 끝에 확산형 반사판을 부착하였으며, 횡류의 균일도를 증가시키기 위하여 이중 스크린을 각각 4 개소에 좌우로 설치하였다. Pitot Tube를 이용하여 단면의 속도를 예비계측한 결과 단면에서의 속도분포는 매우 균일하게 얻어졌다.

수막은 일정한 두께와 폭을 가지며 좌우 공기속도와 무관하게 물의 주입량을 일정하게 하였다. 실험에서는 물을 상부에서 수막으로 일정하게 주입하고 시험부의 간극, 파단배관의 내경, 좌우 공기의 주입속도를 각각 변화시키면서 시험부의 하부 배수유량과 주입유량의 차이를 측정하여 이탈율을 구하였다.

표 2-2-2-1은 실험 조건을 요약하여 나타내었다. 시험부에서의 단면 속도를 유로의 속도로 정의하였다.

그림 2-2-2-4 (a)는 좌우 횡류의 속도가 각각 3.75 m/sec이고 유로간극이 75 mm, 파단관의 내경이 100mm 인 조건에서 이탈현상을 가시화 한 사진이다. 상부에서 일정한 폭을 갖고 벽면을 타고 흐르는 수막은 좌우 횡류에 밀려 그 폭이 감소하는 형



표 2-2-2-1 실험조건

Item	Magnitude	Description
ECC Film	1.015 kg/sec	Single wall Film Flat Spreading Type I.D(DVI) =43mm
ECC Temperature	6~8 °C	Water temperature
Coldleg Velocity	6 ~ 14 m/sec	Reference Velocity only
Channel Velocity	3 ~ 8.8 m/sec	at Test Section
Room Temperature	4~8 °C	Ambient temperature

상을 보이고 있다. 수막의 일부는 파단면에서 이탈되어 밖으로 빠져 나가고, 나머지는 하부로 배수되고 있다.

그림 2-2-2-4 (b)와 그림 2-2-2-4 (c)는 좌우 횡류의 속도가 8.72 m/sec 와 8.8 m/sec 일 때 파단관의 직경에 따른 차이를 보이는 사진이다. 간극과 좌우 횡류의 속도가 같지만, 파단관의 직경이 다르기 때문에 파단면에서의 압력 강하는 다르다. 이때 압력 강하비는 면적의 제공에 비례하여 직경이 작은 쪽이 더 크다. 따라서, 이 경우 직경이 작은 쪽에서 이탈이 먼저 발생한다. 그림 2-2-2-5에서 나타나듯이 D150의 경우가 D180 보다 작은 속도에서 이탈이 먼저 발생함을 볼 수 있다.

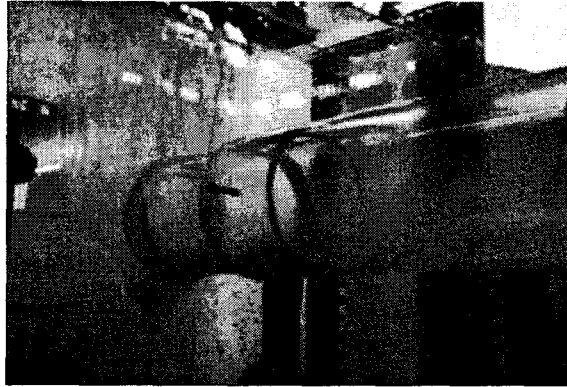
다. 이탈율 (Offtake Rate)

이탈율은 아래와 같이 정의 된다. 이때 배수수집 챔버의 수위는 일정하여 입출입의 유량이 동일한 조건을 유지하도록 운전하였다.

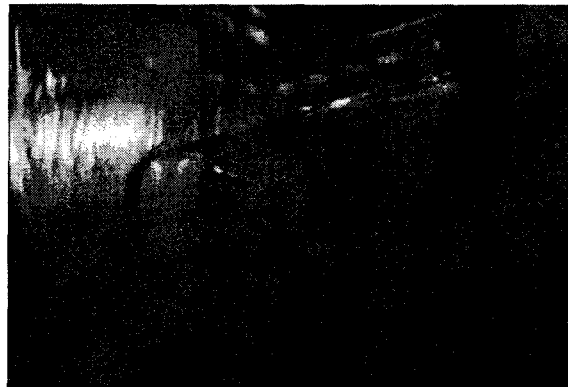
$$\begin{aligned}
 \text{Offtake Rate} &= \frac{m_{\text{injection}} - m_{\text{drain}}}{m_{\text{injection}}} \\
 &= \frac{F_{\text{in}} - F_{\text{drain}}}{F_{\text{in}}} \dots\dots\dots(2-2-2-4)
 \end{aligned}$$



(a)  $V=3.75$  m/sec, Gap=75mm,  $D(\text{break})=100$ mm



(b)  $V=8.8$  m/sec, Gap=75mm,  $D(\text{break})=150$ mm



(c)  $V(\text{CL})=8.72$  m/sec, Gap=75mm,  $D(\text{break})=180$ mm

그림 2-2-2-4 수막의 이탈 현상

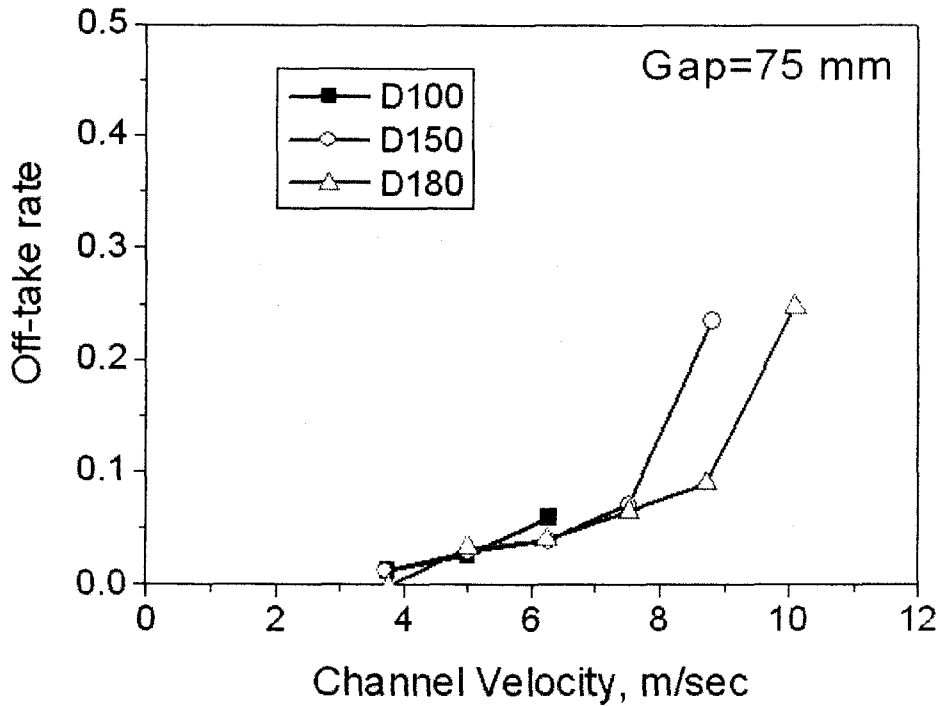


그림 2-2-2-5 채널속도에 따른 이탈율의 변화

그림 2-2-2-5는 식(2-2-2-4)에서 정의한 이탈율을 나타낸 그림이다. 이탈 개시점은 파단면으로 빠져나가는 최초 물유량이 매우 작으므로 정의하기가 쉽지 않다.

그림 2-2-2-6에서 이탈율이 3%를 초과하기 시작하는 속도점을 주어진 간극에서 이탈이 발생하는 점으로 간주하여 유로의 횡방향 공기속도를 Inception Velocity(그림 2-2-2-6에서  $V_{incept-1}$ )로 결정하였다. Inception Velocity 는 5.0 m/sec 이다. Discharge Quality X를 기준으로 보면 이탈율이 5%를 초과하는 범위에서는 너무 큰 범위이며, 3% 미만은 실제 이탈 발생에 따른 관측이 용이하지 않은 범위이며, 계측 오차범위 이므로 너무 작은 범위가 되기 때문이다. Inception Velocity 결정에 따라 식 (2-2-2-5)에서의 상수값 C 는 다음과 같다.

수평 파이프의 상향이탈형의 Onset of Liquid Entrainment Height의 상관식을 적용하여 이탈 높이를 나타내면,

$$h_b = \frac{CW_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-2-5)$$

파단배관의 직경이 150mm, 간극이 75 mm 일때 수막의 두께를 무시하면, 본 실

힘에서는 파단 파이프 반대쪽 벽면에서 수막이 이탈되므로 이탈 높이는 간극이 된다. 따라서,

$$h_b = \text{gap} = 0.075 = \frac{C * W_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-2-6)$$

여기서,

for upward off-take type  $k = g$

$$W_g = \rho A V_g$$

$$= 2\rho b h V_g$$

$b = \text{gap} = 0.075\text{m}$ ,

$h = 0.8\text{m}$

$V_g = V_{\text{inception}} = 5.0 \text{ m/sec}$  이다.

식 (2-2-2-6)에서 상수 C 값은 0.555로 구해진다. 파단관 직경과 유로간극의 비는

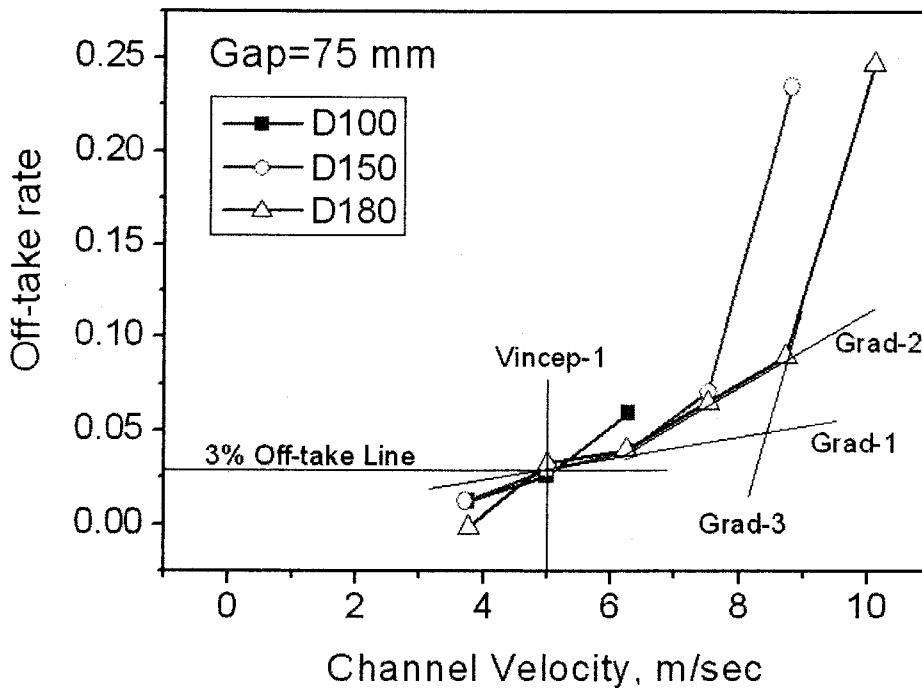


그림 2-2-2-6 이탈 임계길이에 대한 정의

$$\frac{D_{Break}}{Gap} = \frac{0.15}{0.075} = 2.0 \text{ 이다.}$$

파단배관의 직경이 180mm, 간극이 75 mm 일때 동일한 적용에 따라 구해진 상수 C 값은 0.555 이다. 파단관 직경과 유로간극의 비는  $\frac{D_{Break}}{Gap} = \frac{0.18}{0.075} = 2.4$  이다. 실제

발전소에서 저온관 직경대비 강수부 간극의 비는  $\frac{D_{Coldleg}}{Gap} = \frac{0.762}{0.25} = 3.048$  이다. 따라서, 평판형 시험부에서 한 벽면을 타고 흘러 내리는 사각 챔버에서의 이탈은 다음과 같다.

$$h_b = \frac{0.555 * W_g^{0.4}}{[g\rho_g(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}} \dots\dots\dots(2-2-2-7)$$

이탈이 발생하는 높이  $h_b$ 에 대하여,  $W_g$ 를 변경하면서 상향이탈형의 방출유동의  $h_b$ 와 건도 X를 실험값과 모델값을 각각 비교하면 식(2-2-2-8)과 같다.

$$R = \frac{h}{h_b} = \frac{0.075}{\frac{0.555 * W_k^{0.4}}{[g\rho_k(\rho_f - \rho_g)]^{0.2}}} = \frac{1.903}{V_g^{0.4}} \dots\dots\dots(2-2-2-8)$$

또한, X는 예측된 이탈율과 공기 주입량, 물주입량으로부터 식(2-2-2-9)와 같이 구한다.

$$X_{Exp} = \frac{W_g}{W_g + \text{Offtake\_Fraction} * W_f} \dots\dots\dots(2-2-2-9)$$

여기서, Offtake\_Fraction,  $W_g$ ,  $W_f$ 는 각각 예측된 실험값을 적용한다.

모델과 비교하기 위하여 V.E. Schrock의 상향이탈형의 방출유동 건도 X[2-2-1-5]의 관계식 (2-2-2-10)를 사용한다.

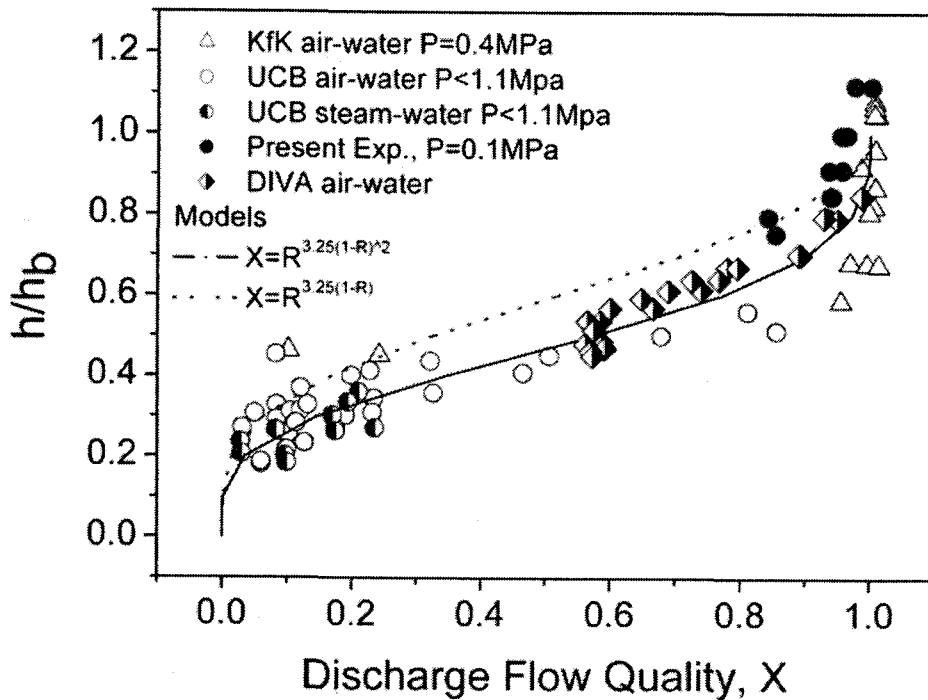


그림 2-2-2-7 출구 유량의 건도(X)와 임계길이비(h/h<sub>b</sub>)에 대한 상관식

$$X = R^{3.25(1-R)^2} \dots\dots\dots(2-2-2-10)$$

그림 2-2-2-7은 출구유량 건도를 기존 모델과 DIVA 실험 그리고 평판실험에 대해 비교한 것이다. 기존의 수평 파이프와 비교하면 유동건도가 상관식에 더 근접하고 있음을 알 수 있다. 따라서 비록 상관식이 수평관의 경우에 맞게 개발되었으나 수직 강수관에서도 적용할 수 있다는 것을 의미한다.

다. 규제검증코드 적용

수막이탈 모델을 RELAP5 코드에 적용하기 위하여는 기존의 수평관에서의 적용 논리를 수정하여 수직 강수관에서 적용할 수 있는 논리를 구성하여야 한다. 즉 사용자는 junction 옵션인 vcahs 중 수직상향분기관 이탈 옵션인 v=1을 설정함으로써(i.e. vcahs=10000) 모델을 작동하게 하였다. 또한 수평관의 출입구 체적면과 수직관의 체적면이 연결이 되었을 때에만 수막이탈 모델이 작동하도록 함으로써 사용자의 오류를 미연에 방지할 수 있게 하였다.

본 논리를 구현하기 위하여 icmpn1.f90을 수정하였다. 수정된 부분은 수평관과 수직관이 연결된 경우에 한하여 수직관의 체적옆면 (face code = 2,3,4,5)와 수평관의 입출구면 (face code=0,1) 이 연결되었을 경우 isliqentrain30(1,i)을 .true. 로 하여 수막 이탈 모델이 작동하도록 하였다.

본 모델의 적용은 hzflow.f90에서 이루어지는데 수정된 부분을 isliqentrain30(1,i)가 true인 경우 수평관 이탈 상관식을 수직 강수관 수막이탈 모델로 대치하도록 하였다. 본 모델에서는 기하학적인 구조 뿐 아니라 수직관에서 수막이 형성되는 Annular-Mist 유동영역에서만 작동되는 것으로 하였다. 또한 유동영역이 급격히 변하는 곳에서의 수치적 안정성을 위해 모델 적용 후 최종적인 연결선 액체분율은 수치적 완화(Relaxation) 과정을 두어 다음 식과 같이 적용하였다.

$$voidfj = \eta \cdot voidjo + (1 - \eta)voidfj \dots\dots\dots(2-2-2-11)$$

$$where \quad \eta = e^{-\frac{\Delta t}{\tau}}$$

위 식에서 Underrelaxation Factor의 시간상수는 0.1 초로 설정하여 통상적인 유동양상의 변화를 따라갈 수 있게 하였다.

수막이탈 모델의 검증을 위해 안전주입 우회실험인 MIDAS에 대한 코드평가를 수행하였다. MIDAS실험은 그 동안 최적 코드의 평가에 이용되어 왔으며 실험결과가 공개되어 비교적 잘 알려져 있다. 본 평가에서는 개발된 수막이탈 모델을 적용함으로써 어느 정도 개선이 이루어졌는가에 주안점을 두었다. 그림 2-2-2-8은 본 평가를 위하여 사용된 RELAP5/MOD3 코드의 모델이다. 그림에서 보듯이 신형경수로 1400 발전소 계산에 사용되는 강수관 노드와 같이 6개의 원주방향의 섹터로 나누었으며 침투한 안전주입수를 드레인하기 위한 부분과 우회수를 분리하기 위한 증기분리기를 모의하였다. 준 정상상태에서의 안전주입 우회를 계산하기 위하여 증기 주입을 10 단계로 증가시키면서 증기 주입량에 따른 우회율을 실험치와 비교하였다. 그림 2-2-2-9은 수막이탈 모델을 적용한 결과의 향상을 실험결과 값과 비교하여 나타내었다. 본 실험은 증기응축 등 열적 거동 현상이 이탈 현상과 더불어 복합적으로 발생하므로 이들 영향을 분리하여 평가하여야 한다. 일반적으로 RELAP5/MOD3 코드에서 증기 응축은 실험치에 비하여 낮게 일어나는 것으로 평가되고 있으며 낮은 증기주입량에서 안전주입 우회가 많이 일어나는 한가지 요인이 된다. 그러나 직접 증기응축량을 제거한 출구 증기량에 대한 안전주입 우회를 조사한 결과에서도 낮은 증기량에서 RELAP5/MOD3 코드의 우회율 계산은 실험치를 많이 상회한다. 이는

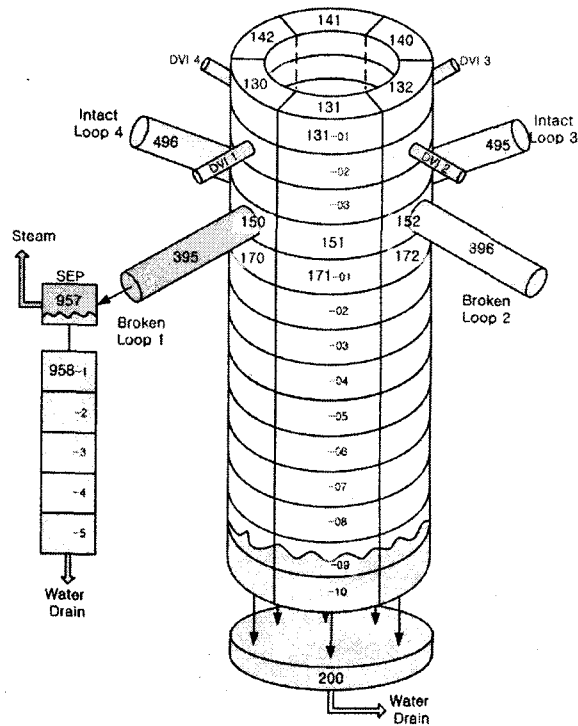


그림 2-2-2-8 MIDAS 안전주입 우회 실험장치의 모델링

RELAP5 코드가 Donor Cell Upwind Scheme을 사용하고 있으며 비교적 큰 노드로 모의하고 있기 때문에 발생하는 수치확산에 기인하였다고 볼 수 있다. 이를 막기 위하여 수막이탈 모델이 제안되었으며 그림에서 보듯이 저 유량에서의 모델개선을 통하여 과도한 안전주입 우회를 막을 수 있음을 알 수 있다. 그림 2-2-2-10에서는 상류 체적의 물분율과 파단부에서의 물분율을 보여주고 있다. 수막이탈 모델을 사용하면 상류 체적의 물분율을 사용하지 않고 이탈 상관식에 의해 결정되기 때문에 저 유량에서는 전혀 우회가 일어나지 않고 증기유량이 많아질수록 주입수의 이탈 양이 많아지게 된다. 고 유량인 경우는 상관식으로 결정되는 이탈되는 물분율이 상류체적의 물분율보다 많아지게 되므로 수치적 안정성을 위한 모델 제한으로 이탈 물분율의 최대 값이 상류체적의 물분율로 제한되는 것을 볼 수 있다. 결과적으로 그림 2-2-2-9에서 보듯이 안전주입 우회량이 고 유량에서는 동일하게 계산된다. 이러한 현상을 그림으로 도식화 하면 그림 2-2-2-11과 같이 나타낼 수 있으며 아주 적은 증기주입량에서는 대부분의 증기가 과냉각 안전 주입수에 응축되어 파단면으로부터 역류가 일어나며 주입수 우회가 일어나지 않는다. 그러나 증기 응축량은 곧 포화상태에 도달하므로 임계유량 이상부터 이탈이 발생하기 시작하며 이 시점은 모델의 상관식에 의하여 결정된다.



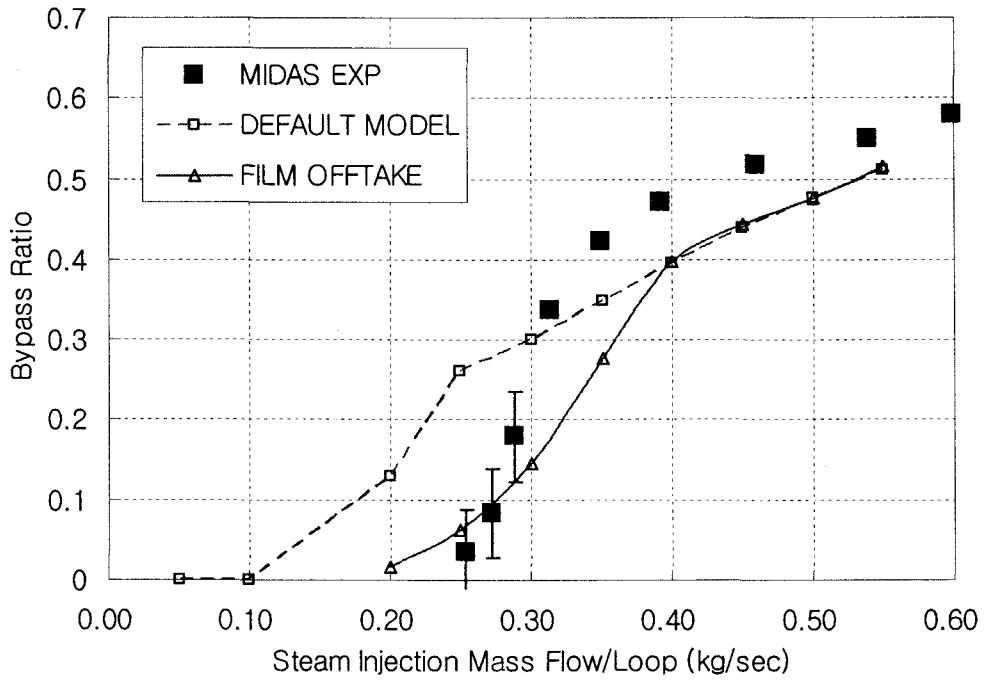


그림 2-2-2-9 안전 주입우회량의 MIDAS실험결과의 평가

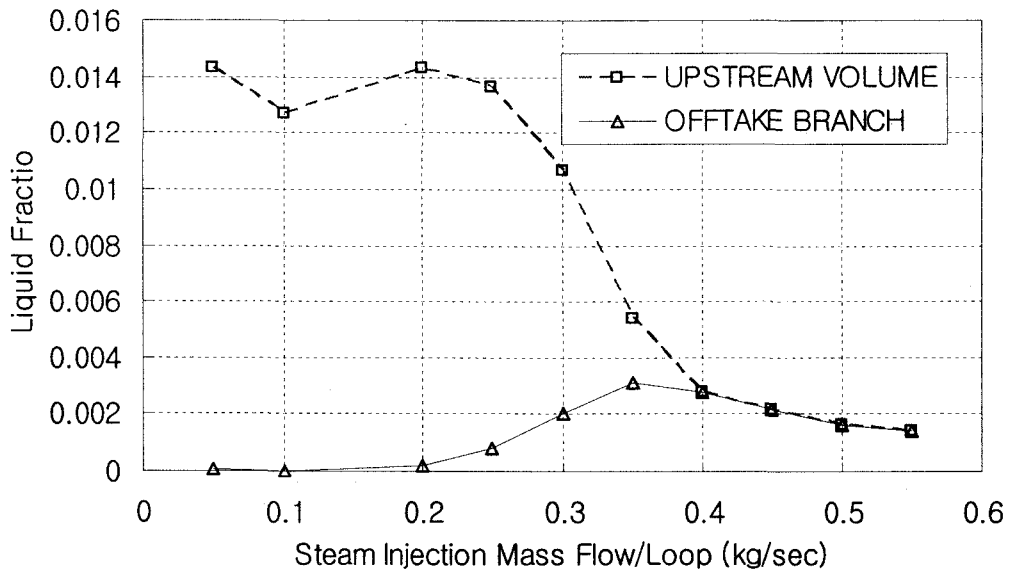


그림 2-2-2-10 수막이탈 모델에서 상류체적과 자관연결선에서의 물분율

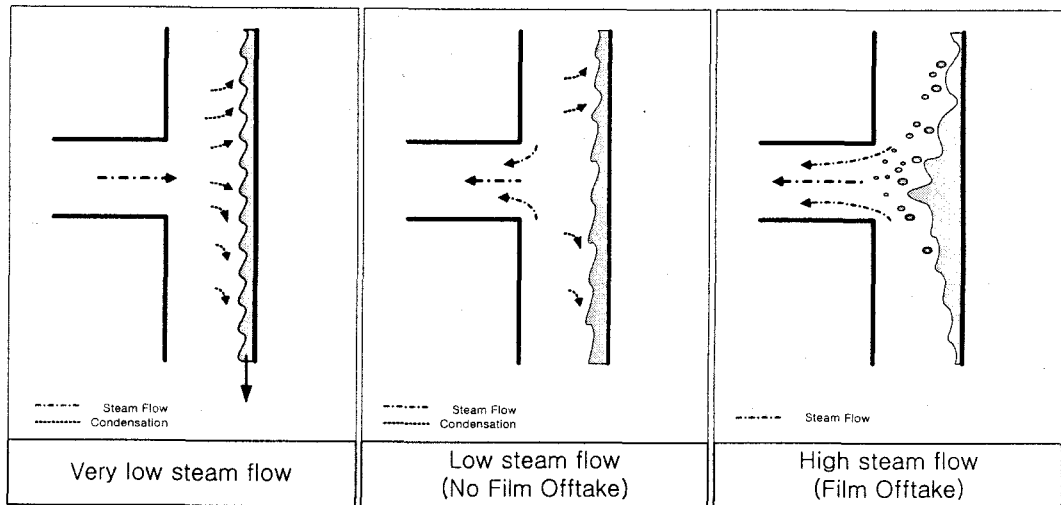


그림 2-2-2-11 증기유량에 따른 안전주입 우회현상의 도식

본 연구에서 개발된 수막이탈 모델의 영향을 살펴보기 위해 신형경수로1400 대형냉각재상실사고 분석을 수행하였다. 본 예시계산에서는 개선된 모델에 대한 효과를 평가하기 위하여 수행하는 것이므로 비교적 후기 재관수단계에서 노심 재가열이 심하게 일어나는 입력모델로 본 모델에 대한 영향을 평가하였다. 본 해석에서는 신형경수로1400의 초기 계산으로 축압기의 유량조절기(Fluidic Device) 효과를 감안하지 않았으며 격납용기압력도 비정상적으로 낮은 경우로 냉각재상실사고 후반기의 노심 재가열로 인하여 노심용융까지 이루어지는 경우이다.

그림 2-2-2-12는 수정되지 않은 RELAP5/MOD3.3 코드를 사용한 신형경수로1400의 대형냉각재상실사고 해석으로 노심 재가열이 심하게 발생하는 경우의 계산 결과를 나타내고 있다. 이렇게 노심 재가열이 심하게 일어나는 이유는 강수관의 물이 300초 부근에서 심하게 비등이 일어나서 강수부의 물이 넘쳐 빠져나가고 장기간 노심에 안전주입수를 공급하지 못하기 때문이다.

그림 2-2-2-13은 수막이탈 모델 개선효과를 보기 위한 계산이다. 이 계산에서는 강수관 계면 마찰계수는 같은 모델을 사용하였지만 안전주입수의 우회가 수막이탈 모델의 적용으로 적어지기 때문에 상대적으로 많은 안전 주입수가 강수관으로 유입된다. 그 결과 강수관에서의 비등이 적어지게 되며 노심 재가열도 제한되고, 결국에는 노심 냉각이 원활히 유지되게 된다.

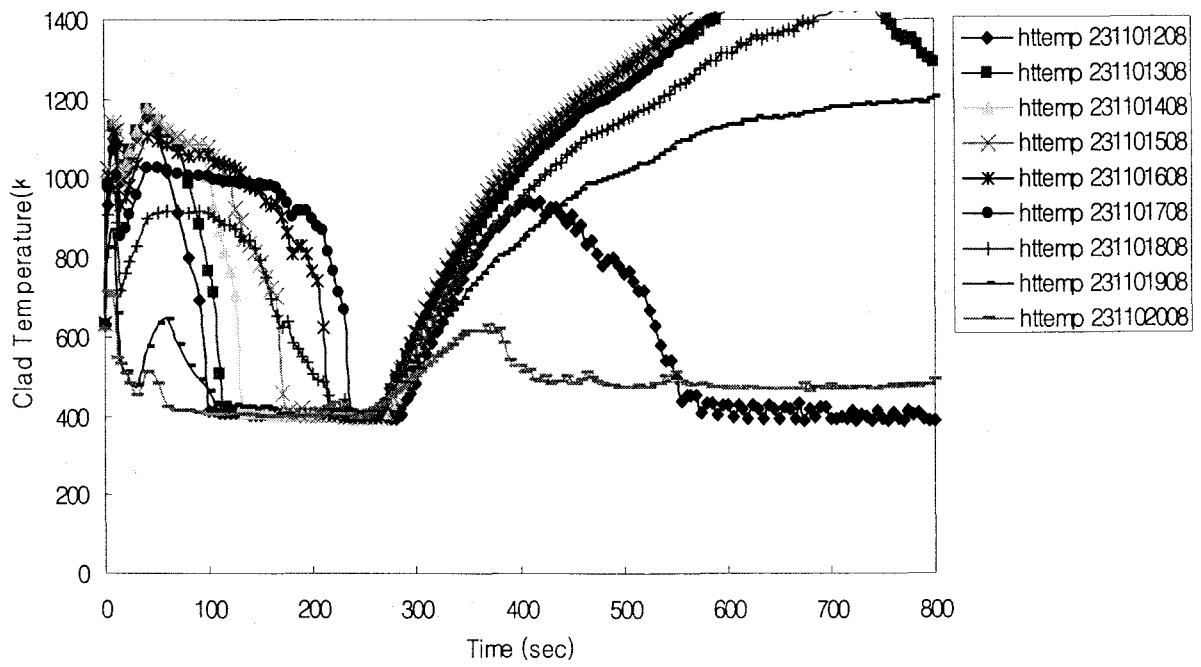


그림 2-2-2-12 원 RELAP5 코드의 피복재온도의 계산결과

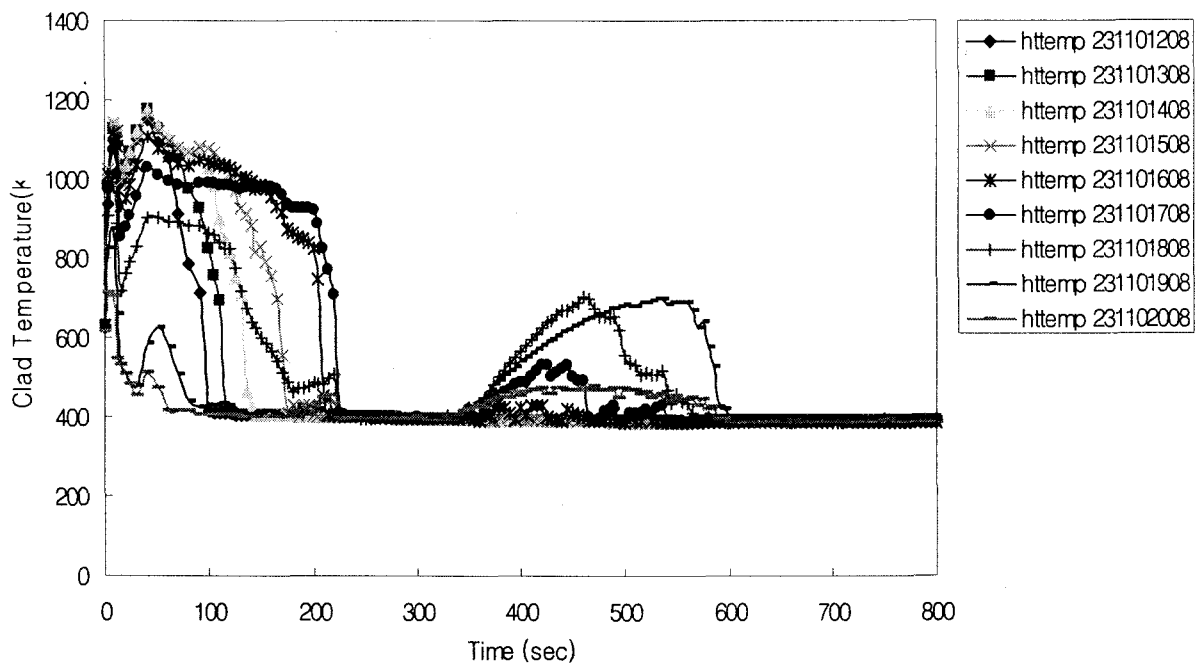


그림 2-2-2-13 수정된 RELAP5 코드의 피복재온도의 계산결과

### 3. 대형 환형관의 계면마찰모델 개발

#### 가. 기술적 배경

RELAP5/MOD3.3의 이상유동 운동방정식에 필요한 계면 마찰모델은 크게 drift flux방법을 사용하는 경우와 개별 드래그계수를 사용하는 경우가 있다. 드래그 계수 방법은 RELAP5/MOD3 이전버전에는 모든 유동형태에 대하여 적용을 하였으나, drift flux방법을 사용하였을 때 수직관 및 번들에서 void 분포의 예측 능력이 탁월하였기 때문에 RELAP5/MOD3에서부터 수직유동형태 중 bubbly-slug 유동에 대하여 drift flux방법을 적용하고 나머지 유동에 대하여는 전과 동일하게 드래그계수방법을 적용하고 있다[2-2-3-1]. 일반적으로 이상유동방정식에서 계면마찰항은 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_i = C_i |v_R| v_R \dots\dots\dots(2-2-3-1)$$

여기서  $v_R = C_{lv}g - C_{ov}f$

$$C_i = \frac{1 - C_0 \alpha_g}{\alpha_f}$$

이 식에서  $C_i$ 는 계면 마찰계수이며  $v_R$ 은 상간 상대속도로 각 상의 속도분포에 따라  $C_0$  계수를 갖는다. 계면 마찰계수  $C_i$ 는 실험적 상관식으로 구할 수 있다. 즉 계면 마찰계수  $C_i$ 와 분포계수  $C_0$ 가 결정되면 계면 마찰 항이 결정되는데 이를 구하는 방법이 현재 두가지 방법이 존재한다. 드래그계수를 직접 상관식으로 구하고 단위볼륨당 표면적을 곱하여 드래그를 구하는 방법과 부력과 마찰력과의 평형을 이룬다는 가정에서 출발하여 계면 마찰계수를 유도하는 Drift Flux방법이 있다. 드래그 방법은 계면 마찰계수를 직접 측정하기는 불가능하며 버블의 사이즈와 모양 그리고 강수관 내 분포가 일정치 않아 단위볼륨당 표면적을 구하는 것도 불가능하다. 따라서 두번째 방법인 Drift Flux방법을 택하였다. Drift Flux 방법에서는 아래와 같은 식으로 계면 마찰계수를 나타낼 수 있다.

$$C_i = \frac{\alpha_g \alpha_f^3 (\rho_f - \rho_g) g \sin \phi_j}{|v_{gj}| v_{gj}} \dots\dots\dots(2-2-3-2)$$

여기서  $v_{gj}$  는 기포의 drift속도로, 실험적으로 결정하는 값이다. 이러한 접근 방법에 따르면 기포의 직경이나 형태에 상관 없이 기포의 평균속도만 측정할 수 있다면 계면 마찰계수  $C_f$  를 역산해 구할 수 있으므로 실험적인 상관식을 유용하게 사용하여 모델 할 수 있다. 현재 RELAP5/MOD3에서 사용하고 있는 수직 대형관에서의 기포 drift속도 상관식은 Churn-Turbulent flow의 Zuber-Findlay 상관식[2-2-3-2]과 Kataoka-Ishii 상관식[2-2-3-3]으로 다음과 같이 무차원 공기주입속도에 따라 적용한다.

$$j_g^* = \frac{j_g}{\left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4}}$$

- 무차원 공기 주입속도 : .....(2-2-3-3)

-  $j_g^* < 0.5$  인 경우

Churn Turbulent Flow : Zuber-Findlay(1965 J. of Heat Transfer) 상관식

$$v_{gj} = 1.41 \cdot \left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \dots\dots\dots(2-2-3-4)$$

-  $j_g^* > 1.768$  인 경우

Kataoka-Ishii ( 1987, Int. J. H&M Transfer) 상관식

$$v_{gj} = 0.030 \left( \frac{\rho_g}{\rho_f} \right)^{-0.157} N_{\mu f}^{-0.562} \left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \dots\dots\dots(2-2-3-5)$$

$$N_{\mu f} = \frac{\mu_f}{\left\{ \rho_f \sigma \left[ \frac{\sigma}{g (\rho_f - \rho_g)} \right]^{0.5} \right\}^{0.5}}$$

표 2-2-3-1 수직관에서의 Drift Flux 계면마찰 모델 적용 (대형환형관 추가)

유량조건	핵연료 번들	소형관 D < 0.018 m	중형관 0.018 m < D < 0.08 m	대형관 D > 0.08 m	대형환형관 D <sub>H</sub> > 0.08 m
High upflow	EPRI	EPRI	EPRI	Churn-Turbulent/ Kataoka-Ishii	Modified Churn-Turbulent
Medium upflow		Transition			
Low flow		Zuber-Findly Slug	Churn-Turbulent/Kataoka-Ishii		
Medium Downflow		Transition			
High Downflow		EPRI	EPRI		

High flow : |G| > 100 kg/m<sup>2</sup>s ,  
 Low flow : -50 kg/m<sup>2</sup>s < G < 50 kg/m<sup>2</sup>s  
 Medium flow : 50 kg/m<sup>2</sup>s < |G| < 100 kg/m<sup>2</sup>s

- 0.5 < j<sub>g</sub><sup>\*</sup> < 1.768 인 경우

Zuber-Findlay와 Kataoka-Ishii 상관식의 선형 interpolation

$$v_{gj} = v_{gj,ZUBER} + \frac{j_g^*}{1.768 - 0.5} [v_{gj,KATA} - v_{gj,ZUBER}] \dots\dots\dots(2-2-3-6)$$

강수관 비등실험에 의하면 기포모양이 다양한 형태이며 내부의 강한 2차 유동에 의하여 Churn-Turbulent 유동이 보다는 벽면으로 기포 스트림이 형성되어 기포상승 속도가 상당히 빨라진다는 것을 확인 할 수 있었다. 따라서 표 2-2-3-1과 같이 기존의 RELAP5/MOD3 Drift Flux 계면마찰모델에 대형 환형관의 경우를 추가하여 수정된 상관식을 사용하게 하였다.

대형 환형관에 사용되는 수정된 Drift Flux 계면마찰 모델은 다음과 같은 형태를 택하였다. 아래식에서 증배계수인 F<sub>v</sub>의 형태는 그림 2-2-3-1과 같이 MARS 다차원계산[2-2-3-4]과 FLUENT[2-2-3-5] CFD 계산을 바탕으로 결정하였으며 F<sub>v</sub>에 있는 C1계수의 의미는 증배계수 포화 값이며 C2 계수의 의미는 증배계수의 j<sub>g</sub><sup>\*</sup> 기울기이다.

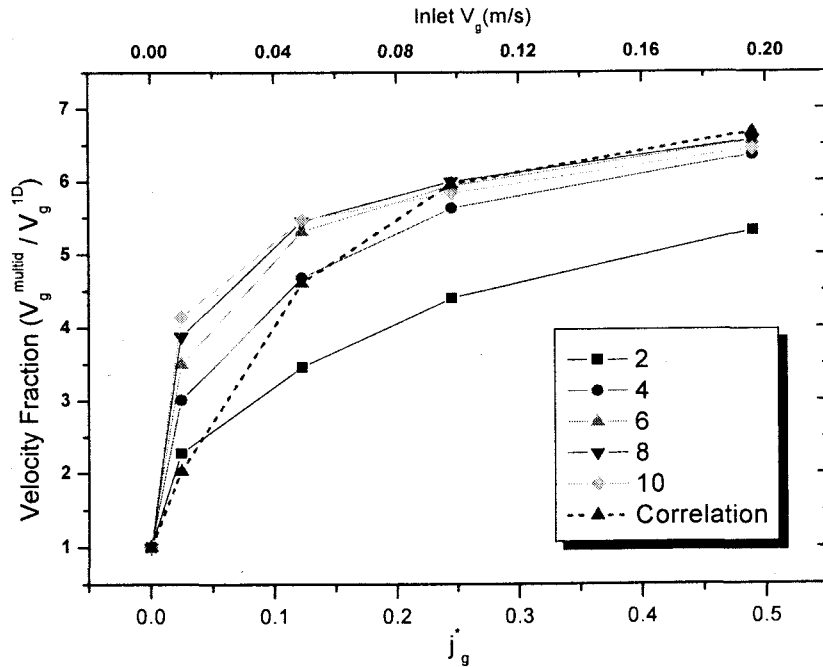


그림 2-2-3-1 MARS 계산으로 구한 공기주입량에 따른 증배계수의 변화

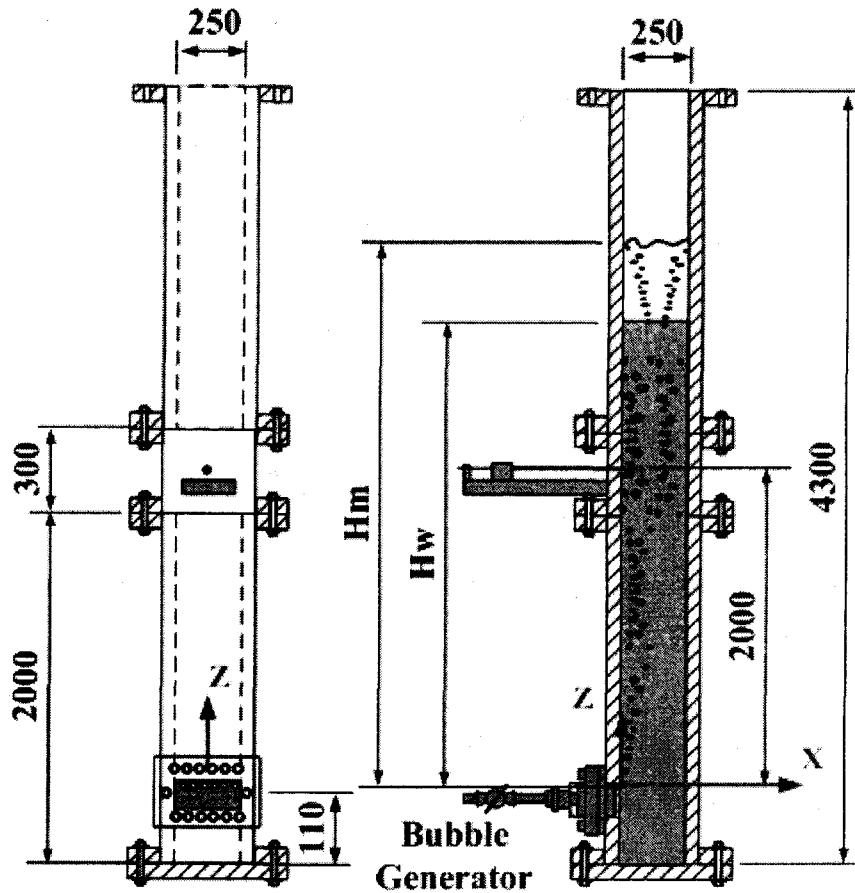
$$v_{gj} = 1.41 \cdot F_v \left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{\frac{1}{4}} \dots\dots\dots(2-2-3-7)$$

$$F_v = 1.0 + C_1 (1 - e^{-C_2 j_g^*}) \dots\dots\dots(2-2-3-8)$$

여기에서 최종적인 계수 값  $C_1$ ,  $C_2$ 는 실험적으로 구하는 값이며 다양한 공기주입의 실험을 수행하여 기포 상승속도를 측정하여 결정하였다.

나. 실험

기포 상승속도 계측을 위한 실험장치는 원자로용기 환형강수부의 단면을 종횡 비 1:1 로 절단한 슬랩(Slab) 형태의 물-공기 실험장치이다. 단면의 크기는 250 x 250 mm이며, 높이는 4.3m 이다. 장치의 모습은 그림 2-2-3-2에 나타내었다. 실험부는 투명 아크릴로 제작되어 가시화가 용이하며 상부는 대기에 노출되어 있어 시험부의 압력은 대기압이상으로 가압될 수 없도록 하였다. 이와 같은 구조는 시험부의 가압



(a) Side View

(b) Front View

그림 2-2-3-2 기포실험장치 개략도

을 배제시켜, 하부 기포발생기에서 주입되는 기포의 주입조건을 일정하게 만들어주기 용이하다. 시험부의 수직도는 추를 이용하여 약 2mm 수직도를 유지하도록 설치하였으며, 공기 주입량증가에 따라 나타나는 시험부의 진동을 잡아주기 위하여 시험부의 상부를 열십자형으로 와이어를 이용하여 이중 고정시켰다.

기포발생기는 시험부의 하부에 장착되어 있으며, 기포발생기 공기배출구가 수직 좌표의 원점이다. 원자로 용기 벽면 가열에 따른 기포의 발생 조건을 모의하기 위하여 단일 벽면에서 기포를 발생시키도록 배치하였다. 이는 단일 벽면에서 발생하는 기포에 의해 단면내의 물이 재순환되고 이로 인해 기포의 상승속도가 증배되는 조건을 모의하게 된다. 기포발생기의 단면은 직경 0.97mm의 작은 구멍이 수평방향으로 한줄로 203개가 뚫려있으며 그 길이는 약 238mm 이다. 기포발생기는 그림 2-2-3-3에 도시하였다. 기포의 상승분포는 매우 양호한 단일열의 모양이 관찰되었다.



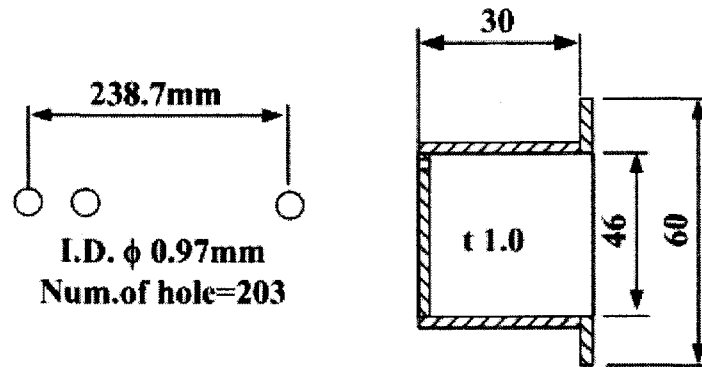


그림 2-2-3-3 기포발생기

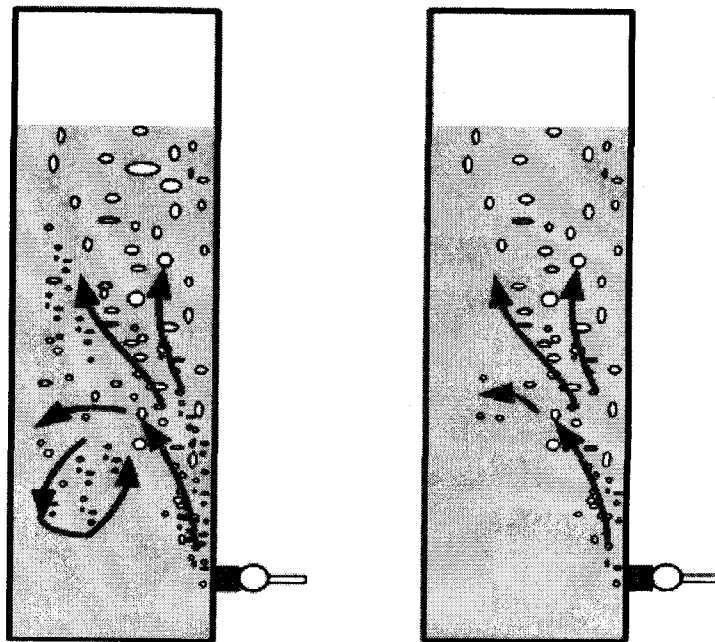
기포의 주입방향은 벽면에 수직인 X-축 수평방향이다. 즉, 벽면에서 기포가 튀어나오는 형태가 된다.

실험 절차 및 조건은 다음과 같다. 기포발생기의 상부를 기준으로 약 2m 상부에 기포의 속도를 계측하기 위한 센서를 부착하였다. 공기가 주입되지 않는 상태의 초기 물의 높이( $H_w$ )는 약 2.6m이며 모든 시험조건에서 모두 동일하게 설정하였다. 따라서, 기포발생기 기준점에서의 Static Head는 모든 실험에서 모두 동일하게 2.6m이다. 초기 물의 온도는 약  $15^{\circ}\text{C}$  이며, 6개의 실험에서 대략  $+1^{\circ}\text{C}$  정도의 변화를 보였다. 따라서 밀도차에 의한 영향은 무시할 만하다. 시험부 밖의 실험실 대기 온도는 약  $16\sim 18^{\circ}\text{C}$  의 변화 조건을 보였다. 초기 물의 수위 설정 이루어지면, 공기를 주입하며 시험부가 충분히 정상상태에 도달되도록 약 1시간 정도 예비운전을 시킨다. 이때 계기 및 시험부의 유체 분포는 준 정상상태에 도달된다. 본 연구에서 수행된 실험은 시간 평균치를 구하는 정상상태 실험이다. 시험조건은 표 2-2-3-2에 요약하였다.

기포의 상승 형태는 공기의 주입량에 따라 그림 2-2-3-4 같이 크게 두 가지 형상을 보인다. 공기의 주입량이 큰 경우는 그림 2-2-3-4 (a)와 같이 상승하는 기포가 주위의 물을 이끌고 올라가는 상승부력이 증가하며 이에 따라 정체된 물의 재순환이 활발하게 나타난다. 이에 비해, 공기의 주입량이 작은 경우는, 상승하는 공기로 인해 유발되는 물의 재순환은 미약하게 나타난다.

표 2-2-3-2 실험조건

Item	Value
Cross Section	250 x 250 mm
Bubble generator-to-probe	2000 mm
Air Mass Flowrate	0.12~11.3 g/sec
Water Pressure	1 atm
Water Temperature	15 °C
Stagnant Water Level, $H_w$	~260
Mixture Level, $H_M$	261, 261.5, 281, 296, 275, 320



(a) High air flow

(b) Low air flow

그림 2-2-3-4 기포에 의해 유발되는 순환유동 형태 (전면도)

그림 2-2-3-5는 최저 주입 공기량인 0.12g/sec 일때의 기포의 상승형태를 나타내고 있다. 그림 2-2-3-5 (a)는 자유표면에서의 기포의 균일한 분포를 나타내고 있으며, 그림 2-2-3-5 (b)는 기포발생기로부터 속도센서가 위치한 2m 고도에서의 비교적 균일한 기포분포를 나타내며, 그림 2-2-3-5 (c)는 기포발생기로부터 1.5m 고도에서의 기포분포를 나타내고 있으며, 그림 2-2-3-5 (d)는 고도 1.0m에서의 기포분포를, 그림

2-2-3-5 (e)는 기포발생기에서의 기포분포를 각각 나타내고 있다. 계측기가 위치한 실험부 상부 2m에서의 기포분포는 한곳에 집중되지 않고 비교적 일정한 분포를 띠는 것으로 관측이 되고 있다.

그림 2-2-3-6은 공기주입량이 2.56 g/sec에 대한 기포상승 모습을 찍은 정면 사진이며, 그림 2-2-3-7은 측면에서의 가시화 사진을 나타내고 있다. 정면에서의 형상은 주입된 공기의 상승에 따라 정지된 물이 재순환류를 형성하여 왼쪽으로 기포가 휩쓸려 내려가는 형상을 보여 주고 있다. 사진에서는 그 크기가 표시되지 않고 있지만, 질량보전에 따라 단면 좌측에서 발생하는 하향 순환류에 대응하는 상승류가 단면의 오른쪽에서 발생하게 된다.

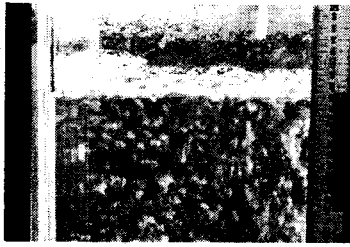
기포(Bubble) 상승속도는 Two-probe Method[2-2-3-6]를 이용하여 측정되었다. 속도의 계측은 H=2m 고도에서 X-축으로 이동하면서 측정되었으며, 각 X 점에서 약 5 분 정도 측정하여 시간 평균값을 구하였다. X-축의 좌표는 그림 2-2-3-8에 나타낸 바와 같이 벽면으로부터의 거리이다. X-축의 최대 좌표값은 기포 발생면으로부터 강수부의 Gap에 해당하며, 250mm이다. 속도,  $U_z$ , 는 중력과 반대방향으로 정의된 Z-축 방향을 양의 방향으로 정의하며, 본 실험에서 계측하는 속도는  $U_z$  로써 Single Component 성분이다. Sampling Speed는 20kHz 로 일정하다. 시간평균속도의 정의는 식(2-2-3-9)와 같다. 그림 2-2-3-9는 국소 기포율을 나타내고 있다. 국소기포율의 분포는 공기주입량이 많을수록 포물선의 분포를 보이는 형상을 갖는다. 이는 기포가 가운데로 약간 몰리는 형태로 상승하는 분포를 의미한다.

그림 2-2-3-10은 국소 기포의 크기를 나타내고 있다. Two-sensor 기법에 따른 기포의 크기는 축류형 시험부에서 일정하게 상승하는 기포일 경우 측정이 정확한 반면에 본 시험부의 경우와 같이 횡류를 동반하는 경우, 오차율은 증가한다. 그러나, 축방향 성분의 크기를 나타내는 면에서 의미가 있다 하겠다. 횡와류형 기포 유동의 Z-축 방향 성분만을 나타내므로 여기서 계측된 기포의 크기는 구형의 크기를 나타내는 것을 의미하지는 않는다. 단면 평균 속도는 국소 기포 속도를 평균하여 정의하였다.

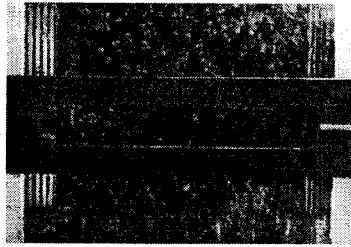
$$\text{Bubble Velocity} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N U_z(X=i) \dots\dots\dots(2-2-3-9)$$

국소 기포율의 정의는 아래의 식과 같다.

$$\text{Local Void Fraction} = \frac{\sum_{\text{Bubble}} dt}{T(\text{total sampling time})} \dots\dots\dots(2-2-3-10)$$



(a) Elevation=2.6m above (Top free surface)



(b) Elevation=2.0 m above(Measurement location)



(c) Elevation=1.5m above



(d) Elevation= 1.0 m above



(e) Elevation= +0.0 m (Bubble generator)

그림 2-2-3-5 기포 상승형태 (전면도:  $ma=0.12$  g/sec)

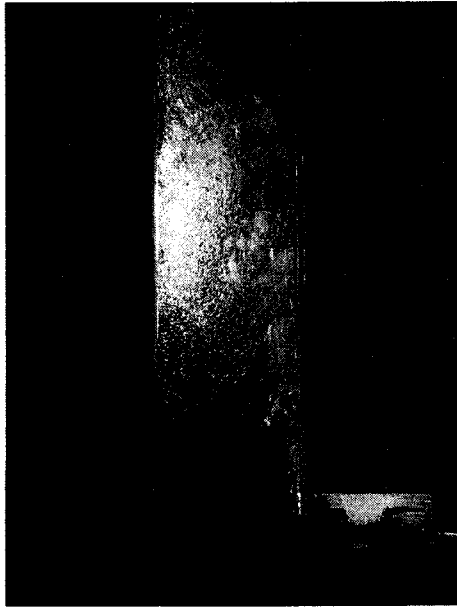


그림 2-2-3-6 기포주입 형상(전면도:  $ma=2.56$  g/sec)



그림 2-2-3-7 기포 주입형상 (측면도:  $ma=2.56$  g/sec)

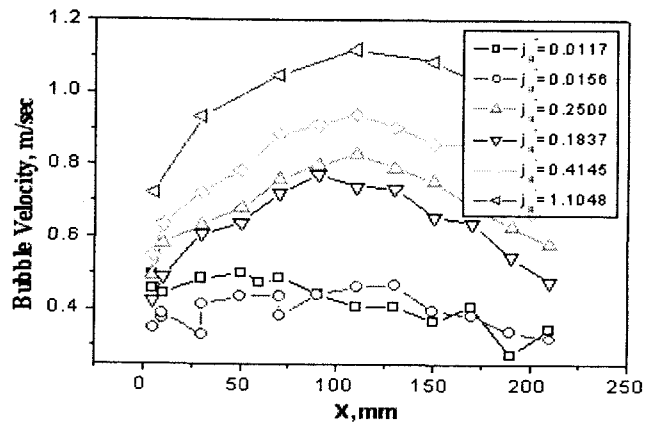


그림 2-2-3-8 측정된 국소기포 상승속도

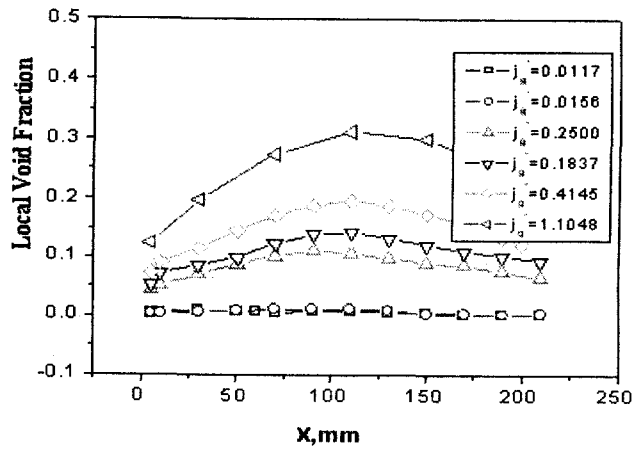


그림 2-2-3-9 측정된 국소 보이드율

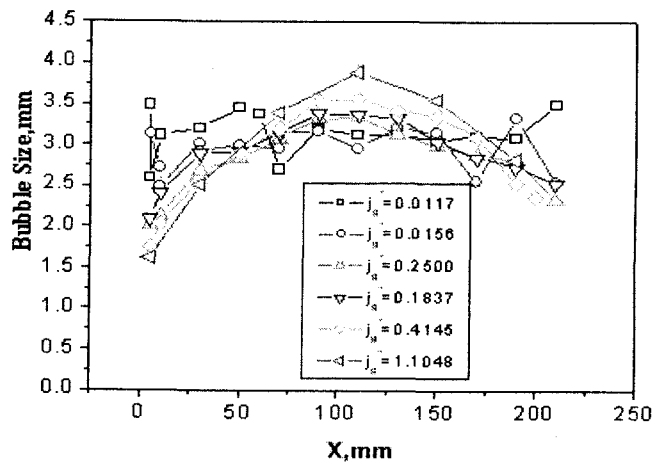


그림 2-2-3-10 측정된 기포크기

그림 2-2-3-11은 단면 평균 속도에 대한 무차원 공기주입속도와 관계를 나타내고 있다. Non-dimensional air injection velocity,  $j_g^*$ , 는 식 (2-2-3-11)과 같이 정의하였다.

$$j_g^* = \frac{j_g}{\left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4}} \dots\dots\dots(2-2-3-11)$$

where,

$\sigma$  : surface tension

$g$  : gravity acceleration

$\rho_f$  : liquid density

$\rho_g$  : gas density

그림 2-2-3-12는 Pool 조건하에서의 공기 주입에 따른 기포의 상승 시 증배되는 속도를 모사하기 위한 증배 속도를 나타낸다.

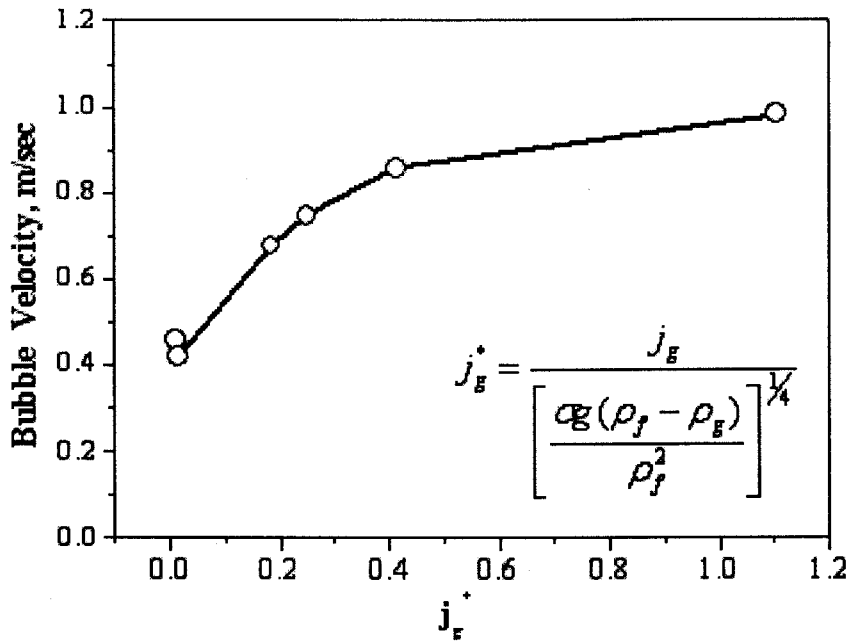


그림 2-2-3-11 측정된 기포 평균 상승속도

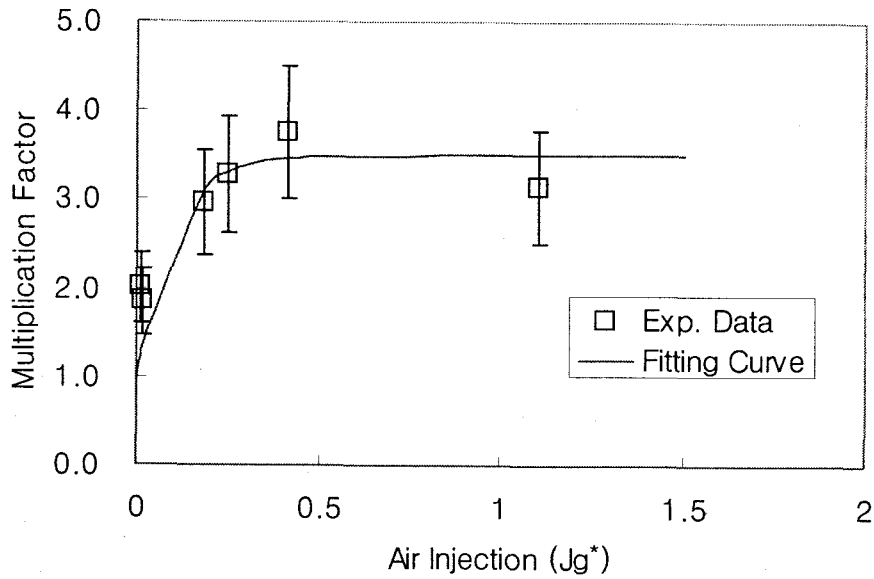


그림 2-2-3-12 속도 증배계수 및 상관식

다. 기포 속도 증배계수

RELAP5의 drift velocity model에서 사용하고 있는 Zuber-Findlay 모델은  $j_g^* < 0.5$  범위에 대하여 적용한다. 이 모델을 기본으로하여 기포속도를 증배계수를 도입하여 표현하면 다음과 같다.

$$V_{gi} = 1.41 * F_v * \left[ \frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \dots\dots\dots(2-2-3-12)$$

여기서,  $F_v = 1 + C1(1 - \exp(-C2 * j_g^*))$  로 정의한다.

$j_g^* \geq 0.5$  범위에서는 Kataoka-Ishii 상관식과 내삽하여 구한 값과 측정된 실험자료와의 비로 증배계수를 정의하였다. 이러한 정의로 실험 데이터로부터 구한 증배 계수를 그림에 나타내면 그림 2-2-3-12와 같다. 이러한 데이터를 가장 잘 fitting하는 식으로 구해진 C1, C2 상수값은 각 다음과 같다.



$$C1=2.5$$

$$C2=-10.0$$

따라서, 증배계수는,  $F_v$ , 는 다음과 같다.

$$F_v = 1.0 * [1 + 2.5(1 - \exp(-10 * j_g^*))] \dots\dots\dots(2-2-3-13)$$

본 식에 의하면 Kataoka-Ishii 상관식이 적용되는 영역인 비등이 심하게 발생하는 경우( $j_g^* > 1.768$ ) 에서는 약 3.5배 정도 증가하는 효과를 주게 된다. 이에 따라 계산되는 계면 마찰계수는 식 (2-2-3-2)에 의하여 drift velocity 제곱에 역 비례하므로 약 10 배 이상 감소시키는 영향과 같게 된다. 이 값은 Blasius 상관식으로 계산한 것 보다 는 대단히 큰 값이며 실험적으로 결정한 더 현실적인 값이라 판단된다.

#### 라. 규제검증코드 적용

버블 drift 속도상관식을 수정하기 위하여 RELAP5/MOD3.3 코드의 관련 루틴을 분석하였으며 RELAP5-> TRAN-> HYDRO-> PHANTJ-> WETDRAG-> BUBDRAG-> FIDISJ->KATOKJ 의 8단계의 하위구조에서 대형관 drift 속도에 대한 상관식을 사용하고 있음을 알았다. KATOKJ 부프로그램에서 사용자가 모델 옵션으로 20을 택하였을 경우 환형관에서만 drift 속도를 증배할 수 있게 수정을 하였다.

본 연구에서 개발된 계면마찰모델의 영향을 살펴보기 위해 실험경수로1400 대형냉각재상실사고 분석을 수행하였고, 그 결과는 그림 2-2-3-13에 제시되어 있다. 그림에서 보듯이 강수부의 비등이 발생하더라도 기포의 Drift Velocity가 증가하여 Level swell이 심하게 일어나지 않게 되며 그 만큼 파단면을 통해 흘러나가는 물의 양이 적어진다. 그 결과로 노심 재가열이 어느 정도 제한되어 PCT는 재관수 PCT정도를 유지한다. 이 결과를 통해 계면마찰모델이 노심 냉각성능에 미치는 영향이 매우 큰 것을 확인할 수 있었다.

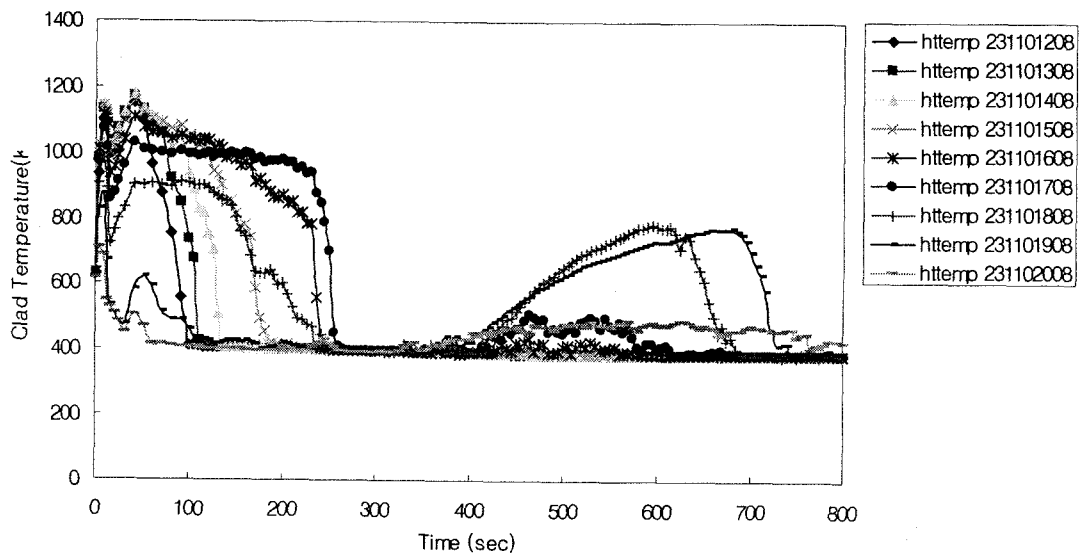


그림 2-2-3-13 노심상부에서의 피복재온도의 변화  
 (강수관 계면마찰모델을 강수관 볼륨에 적용한 경우)

### 제 3 절 ECCS 성능 최적평가 검증방법론 (KINS-REM) 구축

2001년, 과학기술부 고시 2001-39 가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준이 발행되면서 기존의 보수적 평가방법에 추가하여 실제적 평가방법에 의해 비상노심냉각계통(Emergency Core Cooling System, ECCS)의 성능을 평가할 수 있는 법적 근거가 마련되었다[2-3-1]. 이에 따라 냉각재상실사고(Loss of Coolant Accident, LOCA)에 대한 최적계산이 인허가에서 허용될 수 있게 되었다. 최적계산에 의한 냉각재상실사고의 해석은, 출력 침투계수 제한 완화, 출력 증강, 안전계통 설계 단순화, 기술지침서 제한치 완화 등 원자력발전소의 설계 및 운영에 있어 많은 경제적 이득을 가져다 줄 것으로 기대할 수 있다[2-3-2].

그러나 최적계산을 냉각재상실사고에 사용하기 위해서는 많은 문제들이 해결되어야 한다. 우선, 해석 방법론 및 코드의 합리성과 최적성이 입증되어야 한다[2-3-3]. 냉각재상실사고 및 비상노심냉각계통의 작동에 의해 발생하는 복잡한 현상을 최적으로 계산한다는 것은 매우 어려운 일이다. 최적계산 코드 및 방법론은 LOCA시 핵연료가 가지게 되는 내부 에너지를 정확하게 예측할 수 있어야 하며, 냉각재-핵연료 간의 이상 열전달을 정확하게 결정할 수 있어야 한다. 또한 파단부를 통한 단상 및 이상 방출 유동을 계산하고 이에 따른 노심 유동 분포를 적절하게 예측해야 한다. 비상노심냉각계통의 작동에 의해 배관 및 원자로 용기에서 발생하는 증기-물의 상호 작용을 합리적으로 평가할 수 있어야 한다. 최적계산코드 및 방법론이 이러한 특성 및 성능을 가지고 있는가에 대한 확인은 오직 적용할 수 있는 실험데이터와의 비교를 통해서만 가능하다. 이는 오랜 기간 동안의 코드 개발 및 평가 노력 없이는 이루어 질 수 없는 일이다.

고려해야 할 또 하나의 중요한 사항은 최적계산코드 및 방법론이 가질 수 있는 불확실성을 평가해야 한다는 점이다[2-3-3]. 코드내의 열수력 모델 자체가 가지고 있는 불확실성 뿐만 아니라 발전소 운전 변수들의 불확실성, 최적계산을 위해 발전소를 모델링할 때 발생하는 불확실성 등을 모두 고려할 수 있어야 한다. 또한 고려된 모든 불확실성 근원들을 결합하여 가장 중요한 안전변수, 예를 들면 LOCA의 경우에는 최대피복재온도, PCT (Peak Cladding Temperature) 로 표시할 수 있어야 하고 그 결과는 높은 확률 수준에서 허용기준과 비교될 수 있어야 한다. 이를 위해서는 고도의 통계론적 확률론적 불확실성 평가 기술이 요구된다.

한국원자력안전기술원에서는 1988년 미국에서의 비상노심냉각계통 허용기준의 완화[2-3-4]에 근거하여 이 분야의 연구를 수행하여 온 바, 1991년에 최적평가방법론

[2-3-5]을 개발한 바 있다 (이하 KINS 방법론). 이 방법론은 최적계산 및 불확실성과 관련된 기술적 사항에 대한 규제 입장을 제시하고, 사업자들이 참조할 수 있는 지침을 제공하는 데 목적을 두고 개발된 것이었다. 이 방법론은 미국원자력규제위원회(USNRC, US Nuclear Regulatory Commission)의 CSAU(Code Scalability, Applicability and Uncertainty) 방법[2-3-6]에 기초를 두고 개발된 방법으로서 사고 시나리오 선정, 코드 선정, 주요 현상의 도출 등 전체 17개 Step으로 구성되어 있다.

KINS 방법론이 CSAU 방법론의 개념을 따르고 있었지만, 사용된 열수력 코드, 코드 최적성에 대한 평가, 평가 결과의 고려 방법, 불확실성 인자의 선정, 개별 인자의 불확실성 범위의 결정, 개별 인자 불확실성의 결합 방법, 표본 추출 및 통계처리 방법 등 상세한 부분에 있어서는 CSAU와 차이를 가지고 있었다. CSAU에서는 원자로 용기의 3차원 수력학적 거동을 묘사할 수 있는 TRAC-PF1/MOD1 코드[2-3-7]가 사용된 반면, KINS방법에서는 1차원 코드인 RELAP5/MOD2/Cycle36.05 코드[2-3-8]가 사용되었다. CSAU방법과 KINS방법 간에는 개별효과실험 (Separate Effect Test, SET) 및 종합효과실험(Integral Effect Test, IET) 데이터의 이용 가능성, 실험데이터에 대한 코드 평가 경험과 다양성에 차이가 있어 최종 결과에도 영향을 줄 수 있으므로, 이에 대한 개선 필요성이 제기되어 왔다.

다른 측면으로서는 CSAU방법이 불확실성 평가라는 개념을 추구하고 있지만 실제 구현에 있어서는 엄청난 자원과 노력을 필요로 하기 때문에 공학적으로 단순화된 접근 방법을 택하고 있으며 이로 인해 새로운 문제가 야기될 수 있다. 예를 들어 다양한 개별 인자들의 불확실성을 합리적으로 결합하기 위해서는 방대한 양의 코드 계산이 필요하다. 그러나 당시 컴퓨터 수준으로 방대한 계산량을 소화하는 것이 불가능하였으므로, 소수의 코드 계산 결과로부터 반응도 표면 방정식(Response Surface Equation)을 결정하고 이에 대한 단순 몬테카를로 시뮬레이션(Simple Monte Carlo Simulation)을 수행하여 코드 계산 결과를 대체하였다. 그 결과 반응도 표면 방정식의 신뢰도 및 표본의 수에 대한 의문이 제기될 수 있었다. 또한 고려할 수 있는 불확실성 인자의 수에 대해서도 심각한 제한이 있었다. 이러한 제한들은 KINS 방법론에 있어서도 마찬가지였다. 이 결과, KINS방법론은 CSAU에 기초하고 있으나 CSAU보다 적은 수의 불확실성 인자만을 고려할 수 밖에 없었다. 이러한 문제점을 보상하기 위해서 KINS 방법론에는 상당한 보수성을 포함시켰다. 당시의 상황에서 고려하지 못했던 몇 가지 열수력 현상 및 관련 모델의 불확실성을 보상하기 위해서 여러 가지 변수들을 보수적인 제한치로 설정하여 사용하였다. 이렇게 함으로써 그 당시에 미비했던 사항들을 보완할 수 있었다. 이 방법론은 발전소 냉각재상실사고의 해석에 대한 규제 검증 방법으로 사용되어 그 해석 결과는 인허가 규제 결정에 중요한 근거로서 활용한 바 있으나[2-3-9], 이 또한 개선의 필요성이 제기되고 있다.

KINS방법론이 개발된 이래 국내 및 국외에서는 최적계산과 불확실성 정량화에 관한 많은 연구가 이루어 졌다. 국내에서는 2002년도에 KEPRI Realistic Evaluation Model (KREM)이 상기 고시의 기술기준에 의거하여 승인된 바 있다[2-3-10]. 이 방법은 CSAU방법 및 KINS방법과 개념적으로 유사하지만 불확실성 처리과정에서 비모수통계학(Non-parametric Statistics) 기법을 도입하여 불확실성 변수의 수를 27개까지 고려할 수 있었다. 이러한 비모수 통계학의 사용은 해외의 연구에서도 그 유용성이 입증되어 왔으며[2-3-11], 최근 프라마툼(Framatome)사는 이 방법을 사용하여 USNRC의 인허가를 획득한 바 있다[2-3-12]. 열수력 코드에 있어서도 기존 KINS방법론에서 채택하였던 RELAP5/MOD2 이후 현재까지 상당한 개선이 이루어져 왔다. 최근 배포 사용되고 있는 RELAP5/MOD3.3 코드[2-3-13]는 특히 대형냉각재상실사고 적용에 적절한 재관수 모델, 임계유량 모델 등 많은 부분에서 우수한 능력을 보이고 있다.

최적계산 및 불확실성 평가와 관련된 현재 및 향후의 규제 수요는 상당하다. APR-1400 표준 설계 인가 과정에서 부과된 대형냉각재상실사고 후기 노심 가열 현상의 불확실성 평가현안[2-3-14]은 그 대표적인 예로 들 수 있다. 또한 기승인된 KREM을 한국표준형 원전에 적용하고자 하는 사업이 진행 중에 있으며, 웨스팅하우스형 원전의 출력 증강을 위한 LOCA 최적계산이 계획되고 있다[2-3-15]. 이러한 규제 과정에서 KINS의 독립적 규제 검증 계산 능력은 규제 판단에 매우 중요한 근거를 제공한다. 이에 따라 1991년 개발되었던 KINS 최적평가방법론을 현재 시점에서 고유한 목적으로 사용할 수 있도록 하는 개선이 필요하다. 방법론의 개선은 열수력 코드 및 컴퓨터 등 최신 기술을 반영하고, 최적평가의 개념에 보다 충실한 방법론이 될 수 있도록 이루어져야 한다.

또한 개선된 방법론을 사용한 예시계산을 통해 개선의 타당성이 입증되어야 한다. 예시계산은 KINS방법론이 최초 적용되었던 고리3호기 대형냉각재상실사고 해석에 대해서 수행되는 것이 바람직하나, 최근 OECD/NEA 주관의 BEMUSE (Best Estimate Method Uncertainty and Sensitivity Evaluation) 프로그램[2-3-16]으로 수행되는 LOFT(Loss of Fluid Test) L2-5 대형냉각재상실사고 모사 실험[2-3-17]의 평가 계산에 적용하여 방법론의 적용성 및 실제성을 평가할 필요가 있다. LOFT L2-5실험은 전세계적으로 유일하게 핵연료를 사용하여 수행된 IET의 하나로서 LBLOCA의 주요 현상들을 관찰할 수 있으며 컴퓨터 코드의 열수력 모델 및 전반적인 예측 능력 평가에 중요한 데이터를 제공할 수 있다.

본 연구는 앞서 언급한 바와 같이 냉각재상실사고 최적계산 및 불확실성 정량화에 관한 기존의 KINS 최적평가 방법론을 개선하고 그 적용성을 평가하는 데 목적을

두고 있다.

본 연구에서 KINS 최적평가방법론의 개선에 대해서는 방법론에서 사용하는 열수력 코드로서 RELAP5/MOD3.3을 도입하고, 불확실성의 통계적 처리방법으로서 비모수 통계학 기법을 사용하고, 기존 방법의 기본 논리 하에서 최적평가 개념에 좀더 충실하도록 방법론 각 단계의 역할을 명확히 하고 논리성을 향상시킨다.

또한 개선된 최적평가방법론의 적용성과 실제성을 입증하기 위해 OECD/NEA 주관의 국제공동연구 BEMUSE 프로그램으로 수행하는 LOFT L2-5 대형냉각재상실 사고 모사실험에 대한 평가계산에 본 개선 방법론을 적용한다. 적용에 있어서는 방법론 각 단계에서 수행해야 하는 내용을 상세하게 제시하고 LOFT L2-5 실험 모사 계산에 적용한 결과를 제시함으로써 적용성을 확인한다. L2-5 실험과 실제 발전소의 가상사고와 적용상 차이가 있을 수 있는 부분에 대해서는 가능한 일반적인 접근 방법을 제시하고자 한다.

## 1. KINS 방법론 및 개선 사항

한국원자력안전기술원은 1988년부터 3년간의 연구를 통해 당시의 기술 수준과 재원 하에서 한국 실정에 적합한 비상노심냉각계통 성능 평가를 위한 냉각재상실 사고 최적계산 및 불확실성 정량화 방법을 개발하였다.[2-3-5] 방법론의 개발에서는 미국의 규제지침 Regulatory Guide 1.157[2-3-1-1]의 규제 요건을 가능한 한 충실히 고려하였고, CSAU 방법[2-3-6]에 기초하되 당시 우리의 실정과 경험을 반영하였다. 그 결과 그림 2-3-1-1과 같이 17개의 주요 단계로 구성되는 불확실성 정량화 방법론이 개발되었다. 그림 2-3-1-1의 각 단계 별 주요 내용은 다음과 같다.

- 1) 제1단계에서는 사고 시나리오가 선정된다.
- 2) 제2단계에서는 해석 대상 발전소가 선정된다.
- 3) 제3단계에서는 사고 시나리오에서 주요안전변수(냉각재상실사고의 경우에는 침투 핵연료피복재 온도, PCT)에 중요한 영향을 미치는 현상이 선정되고 중요도에 따라 순위화된다.
- 4) 제4단계에서는 최적 계산코드가 선정된다.
- 5) 제5단계에서는 제3단계에서 순위화된 주요 현상과 4 단계에서 선정된 코드내의 각 모델/상관식이 비교되어 코드의 적용성이 평가된다. 그리고 주요 현상에 관련되는 코드 모델/변수들을 지정하고 이들 변수의 불확실성을

- 평가하기 위한 방안이 제시된다.
- 6) 제6단계에서는 코드 계산을 수행할 적절한 개별효과실험 및 종합효과실험의 목록(Assessment Matrix)이 작성되고 데이터베이스가 확립된다.
  - 7) 제7단계에서는 발전소 계산을 수행하기 위한 노딩(Noding) 방법이 선정된다.
  - 8) 제8단계에서는 제6단계에서 선정된 다양한 실험에 대해 제7단계에서 선정된 노딩 방법 및 최적계산 코드를 이용한 평가 계산이 수행되고 이 과정을 반복하여 노딩 방법이 확정된다.
  - 9) 제9단계에서는 확정된 노딩방법에 따라 실제 발전소 기본계산이 수행된다.
  - 10) 제10단계에서는 제4단계와 제5단계에서 선정되지 않은 기타 변수들에 대한 민감도 계산을 수행하고 이들 변수들의 영향이 반영된 바이어스가 결정된다.
  - 11) 제11단계에서는 다양한 실험 평가 계산 결과를 결합하여 코드 및 모델의 불확실성에 대한 통계적 평가치가 결정된다.
  - 12) 제12단계에서는 코드 및 모델, 실험결과들의 축척(Scale)에 따른 영향이 평가되고 축척 왜곡효과가 존재하는 경우에 대한 바이어스가 결정된다.
  - 13) 제13단계에서는 제5단계에서 도출된 주요 불확실성 변수들의 순위를 결정하기 위한 단일 변수 민감도 계산이 수행된다.
  - 14) 제14단계에서는 제5단계와 제13단계에서 순위화된 개별 변수들의 영향이 타당하게 대표할 수 있도록 라틴 하이퍼큐브 샘플링(Latin Hypercube Sampling)[2-3-1-2]에 의해 최소한의 통계적 조합, 즉 계산매트릭스를 구성한다.
  - 15) 제15단계에서는 제14단계에서 결정된 매트릭스에 따라 개별 변수의 불확실성이 적절하게 반영된 발전소 계산이 수행된다.
  - 16) 제16단계에서는 제15단계에서 계산된 발전소 매트릭스 계산 결과로부터 최소자승법(Least Square Method)에 의해 개별 불확실성 변수들의 다항식 형태를 갖는 반응도 표면 방정식(Response Surface Equation)[2-3-1-3]을 결정한다. 반응도 표면 방정식은 개별 불확실성 변수들의 영향을 대표하도록 되어 있으며 궁극적으로 코드 계산을 대체한다. 이 반응도 표면 방정식의 각 변수에 불확실성 범위 및 분포를 반영한 몬테카를로 시뮬레이션(Monte Carlo Simulation)[2-3-1-4]을 수행하여 최종안전변수의 분포를 얻는다. 이 계

산 결과로부터 PCT의 95 % 확률 상한치가 결정된다.

17) 제17단계에서는 제16단계에서 결정된 코드 불확실성들 이외에 고려해야 하는 각종 바이어스들이 적절하게 결합되어 최종 전체 계산 불확실성이 결정된다.

본 방법론에 의하면 냉각재상실사고시의 최대피복재온도는 최적계산 및 관련 불확실성으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$PCT_{final} = PCT_{95/95} + B_{SCALE} + B_{SET} + B_{IET} + B_{PLANT} \dots\dots\dots(2-3-1-1)$$

식 (2-3-1-1)에서  $PCT_{95/95}$ 는 제16단계에서 구해지는 95% 신뢰도 및 95% 확률 수준의 PCT를 나타낸다. B는 고려해야 하는 각종 바이어스를 나타내며, 하첨자 SCALE, SET, IET, PLANT 등은 축척 효과, 개별효과실험, 종합효과실험, 그리고 발전소 변수 등에서 고려해야 하는 바이어스 혹은 그에 따른 PCT 영향을 각각 의미한다.

본 방법론은 고리3호기 대형냉각재상실사고 및 고리1호기 소형냉각재상실사고에 각각 적용하여 그 적용성을 확인하였다. 예시 계산에서는 당시 최적 계산코드인 RELAP5/MOD2 코드가 사용되었다. 또한 그 당시 가용했던 실험자료의 제한과 방법론 상에 단순화 등의 가정이 미칠 수 있는 영향을 평가하기 위해, LOFT 등의 실험결과와 비교한 결과 95% 확률수준에서 구해진 방출단계 및 재관수단계의 PCT에는 상당한 보수성이 존재하는 것을 확인하였다.

KINS 방법론이 CSAU 방법론의 개념과 구조를 따르고 있었지만, 사용된 열수력 코드, 코드 최적성에 대한 평가, 평가 결과의 고려 방법, 불확실성 인자의 선정, 개별 인자의 불확실성 범위의 결정, 개별 인자 불확실성의 결합 방법, 표본 추출 및 통계처리 방법 등 상세한 부분에 있어서는 CSAU와 차이를 가지고 있었다.

KINS 방법론이 개발된 이래 국내 및 국외에서는 최적계산과 불확실성 정량화에 관한 많은 연구가 이루어 졌다. 이러한 연구의 성과로 2002년도에 KEPRI Realistic Evaluation Model (KREM)이 승인되어, 국내 산업계도 최적평가방법을 활용할 수 있는 기반을 가지게 되었다. 향후 최적평가방법은 설계코드 국산화, 출력증강, 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능평가 등에 활발하게 사용될 것으로 예상된다. 이러한 규제수요에 부응하기 위해서 1991년에 개발되었던 KINS 최적평가방법론을 현재의 기술수준에 맞도록 개선할 필요가 있었다. 따라서 열수력 해석코드와 컴퓨터 등 최신 기술을 반영하고, 최적평가 개념에 보다 충실한 방법론



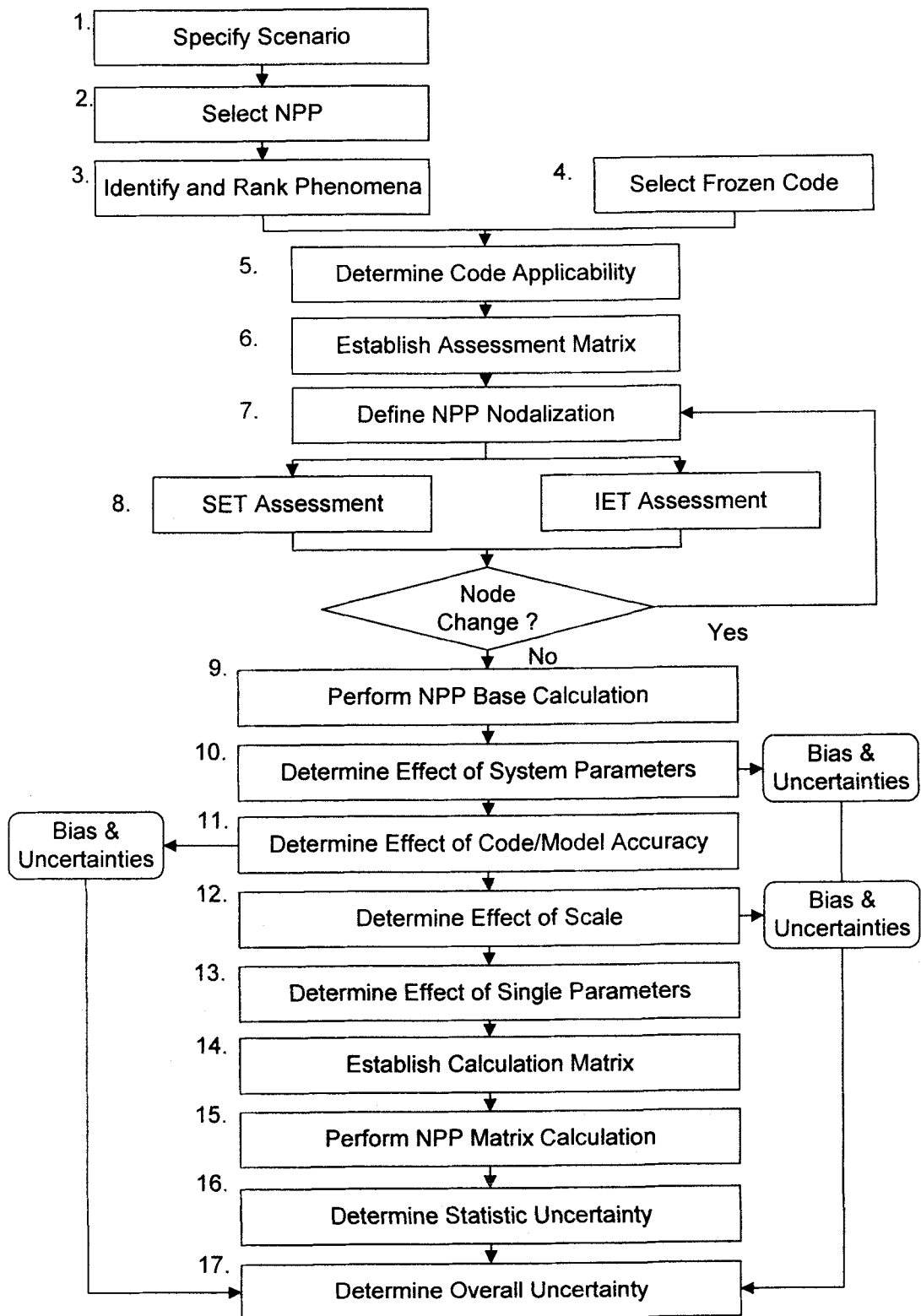


그림 2-3-1-1 1991년 KINS 최적평가방법론

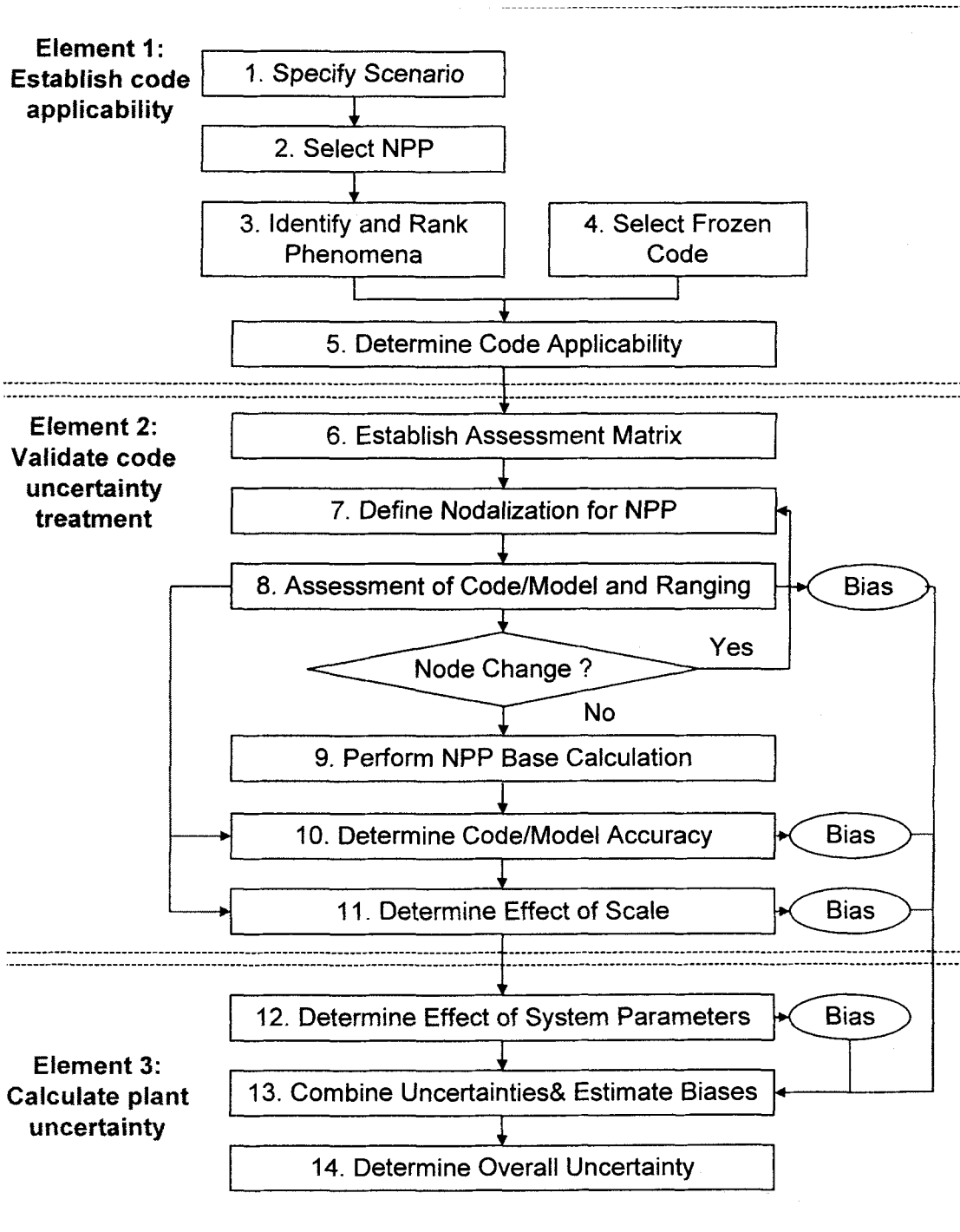


그림 2-3-1-2 개선된 KINS 최적평가방법론

표 2-3-1-1 KINS 최적평가방법론의 개선 비교

1991년 KINS 최적평가방법론의 단계		개선사항	개선된 KINS 최적평가방법론의 단계	
1	사고시나리오 결정		1	사고시나리오 결정
2	대상 원자력발전소 선정		2	대상 원자력발전소 선정
3	주요 현상의 선정 및 순위화		3	주요 현상의 선정 및 순위화
4	해석코드의 선정	RELAP5/MOD3.2 코드를 RELAP5/MOD3.3 코드로 대체	4	해석코드의 선정
5	코드 적용성 평가		5	코드 적용성 평가
6	코드평가매트릭스 구성	데이터베이스의 확장	6	코드평가매트릭스 구성
7	원자력발전소 계산모델 결정		7	원자력발전소 계산모델 결정
8	코드 평가		8	코드/모델 평가 및 변위 결정
9	원자력발전소 기본계산		9	원자력발전소 기본계산
10	원자로계통변수 영향 평가	제12단계에 포함		
11	코드/모델 정확성 영향 평가		10	코드/모델 정확성 영향 평가
12	축척 효과 평가		11	축척 효과 평가
13	단일 변수의 영향 평가		12	원자로계통 변수 영향 평가
14	계산 매트릭스 구성	제14단계 ~ 제 16단계를 통합하고, Wilk's Formular를 이용한 비모수통계기법을 사용	13	불확실도 결합 및 바이어스 평가
15	원자력발전소 매트릭스 계산			
16	통계적 불확실도 결정			
17	최종 불확실도 결정		14	최종 불확실도 결정

이 되도록 KINS 최적평가방법론에 개선이 이루어졌다. 이에 대한 전반적인 내용은 참고문헌 2-3-1-5에 상세하게 기술되어 있다. 본 절에서는 KINS 최적평가방법론 중에서 본 보고서의 기술에 필요한 내용들만을 간추려 요약하였다.

이전 방법론과 개선된 KINS 방법론간의 차이점과 KINS 방법론의 구조는 표 2-3-1-1과 그림 2-3-1-2에 각각 나타내었다. 이전 방법론에 비해서 구성상의 차이는 서로 관계를 가지는 구성요소(Element)로 구분하였고, 전체 단계를 17단계에서 14단계로 간략화한 것이다. 내용상의 가장 큰 차이는 최적 해석코드가 RELAP5/MOD2에서 RELAP5/MOD3.3으로 대체되었고, 개별 불확실도를 통계적으로 처리하는 방법이 몬테카를로 시뮬레이션에서 비모수통계기법을 사용하는 것으로 대체된 것이다. 그리고 이 두 가지 개선사항에 따라 영향을 받는 방법론의 각 부분들이 보다 논리적이고 최적평가 개념에 적합하도록 개선되었다.

## 2. KINS 방법론의 검증

전 장에서 설명한 개선된 KINS 최적평가방법론의 적용성 및 적절성의 확인을 위하여 미국의 아이다호국립연구소(Idaho National Engineering Laboratory)에 설치되었던 LOFT(Loss of Fluid Test) 실험장치에서 수행된 대형냉각재상실사고 모사 실험 L2-5에 대한 RELAP5 평가 계산을 수행하였다. 본 실험은 서론에서 언급한 바와 같이 OECD/NEA의 BEMUSE 국제공동연구 프로그램으로 수행되어 참가국들의 방법론 및 계산 결과가 비교된다. 따라서 비교 분석을 통해 최적계산 및 불확실성 분석에서 공통적으로 고려해야 하는 최소한의 세트를 결정할 수 있을 뿐만 아니라, 부족한 부분에 대해서는 향후의 개선 방향을 찾을 수 있었다.

OECD/IAEA의 BEMUSE 국제공동연구 프로그램에서 수행된 KINS 방법론의 검증은 본 연구의 일환으로 발간된 주제기술보고서 KINS/RR-279[2-3-1-5]에 상세하게 기술되어 있다.

### 가. 제 1 단계 (사고 시나리오 선정)

LOFT 실험장치에서 수행된 대형냉각재상실사고 모사실험 L2-5의 실험 시퀀스를 해석하고자 한다. 실험의 시퀀스는 표 2-3-2-1과 같다[2-3-17]. 본 실험은 정상출력 운전중의 양단파단 대형냉각재상실사고를 모사하고 있다. 실험 개시에 의해 파단이 일어나면 극히 짧은 시간 동안 아냉각(Subcooled) 고압수가 방출되다가 물-증기 이상 혼합물이 방출이 시작되고 곧이어 원자로가 정지된다. 원자로 정지와 거의

표 2-3-2-1 LOFT L2-5 실험 시퀀스

Event	Time after Experiment Initiation, (s)
Experiment L2-5 initiated	0.0
Subcooled blowdown ended	0.043 ± 0.01
Reactor scrammed	0.24 ± 0.01
Cladding temperatures initially deviated from saturation (DNB in core)	0.91 ± 0.2
Primary coolant pumps tripped	0.94 ± 0.01
Subcooled break flow ended in cold leg	3.4 ± 0.5
Partial top-down rewet initiated	12.1 ± 1.0
Pressurizer emptied	15.4 ± 1.0
Accumulator A injection initiated	16.8 ± 0.1
Partial top-down rewet ended	22.7 ± 1.0
HPIS injection initiated	23.90 ± 0.02
Maximum cladding temperature reached	28.47 ± 0.02
LPIS injection initiated	37.32 ± 0.02
Accumulator emptied	49.6 ± 0.1
Core cladding fully quenched	65 ± 2.0
Blowdown Suppression Tank maximum pressure reached	72.5 ± 1.0
LPIS injection terminated	107.1 ± 0.4

동시에 원자로 노심에 포화상태가 나타나서 핵비등이탈(Departure from Nucleate Boiling, DNB)이 일어나고 핵연료 피복재 온도가 상승하기 시작한다. 원자로냉각재 펌프는 소외전원상실에 따라 곧 이어 정지한다. 파단 저온관에서도 증기화가 나타나면서 파단 유동은 이상유동으로 천이된다. 핵연료 상부는 상부 플레넘에 남아있던 물의 흘러내림으로 인해 부분적으로 냉각된다 (Partial Top-down Quench). 가압기는 수 초 후에 고갈되고 약 17초 근방에서 축압기(Accumulator)에 의한 안전주입이 개시된다. 노심에 유입된 물의 증기화 및 증기 유동으로 인해 노심 상부의 냉각되었던 핵연료들은 다시 가열하기 시작한다. 약 24초에는 고압안전주입펌프가 기동하여 노심에 냉각수를 주입한다. 최대 피복재 온도는 약 28초에 노심 중앙부에서 발생한다. 이후 핵연료 피복재 온도는 감소하기 시작하는데 약 37초에 저압안전주입펌프에 의한 냉각수 다량 주입이 개시된다. 축압기는 약 50초에 고갈되고 핵연료는 저압 안전주입에 의해 약 65초에 완전히 포화온도로 급냉 된다(Core-wide Quenching). 실

험은 약 107초에 저압안전주입을 종료되면서 종료된다. 실험에서 방출(Blowdown), 재충수(Refill) 및 재관수(Reflood) 단계들이 관찰되었으며, 특히 안전계통의 단일고장 및 소외전원 상실의 영향 등이 모사되어 있다.

나. 제 2 단계 (원자력 발전소 선정)

본 연구에서는 해석하는 LOFT 실험장치는 그림 2-3-2-1에 제시되어 있다. LOFT 실험 장치는 냉각재상실사고시의 상업용 가압경수로의 주요 계통 및 부품의 거동을 모사하기 위해 설계된 실험 원자로로서 5가지 주요 계통으로 구성된다.

LOFT 원자로 용기는 환형 강수관, 하부 플레넘, 하부 노심 지지판, 핵연료 노심 및 상부 플레넘으로 구성되어 있으며 강수관은 정상 및 파단 저온관에 연결되며 두 개의 계측 장치가 설치되어 있다 상부플레넘은 정상 및 파단 고온관에 연결된다. 노심은 5개의 정사각형 (1515 집합체) 및 4개의 삼각형 (구석) 핵연료 모듈 내에 1300

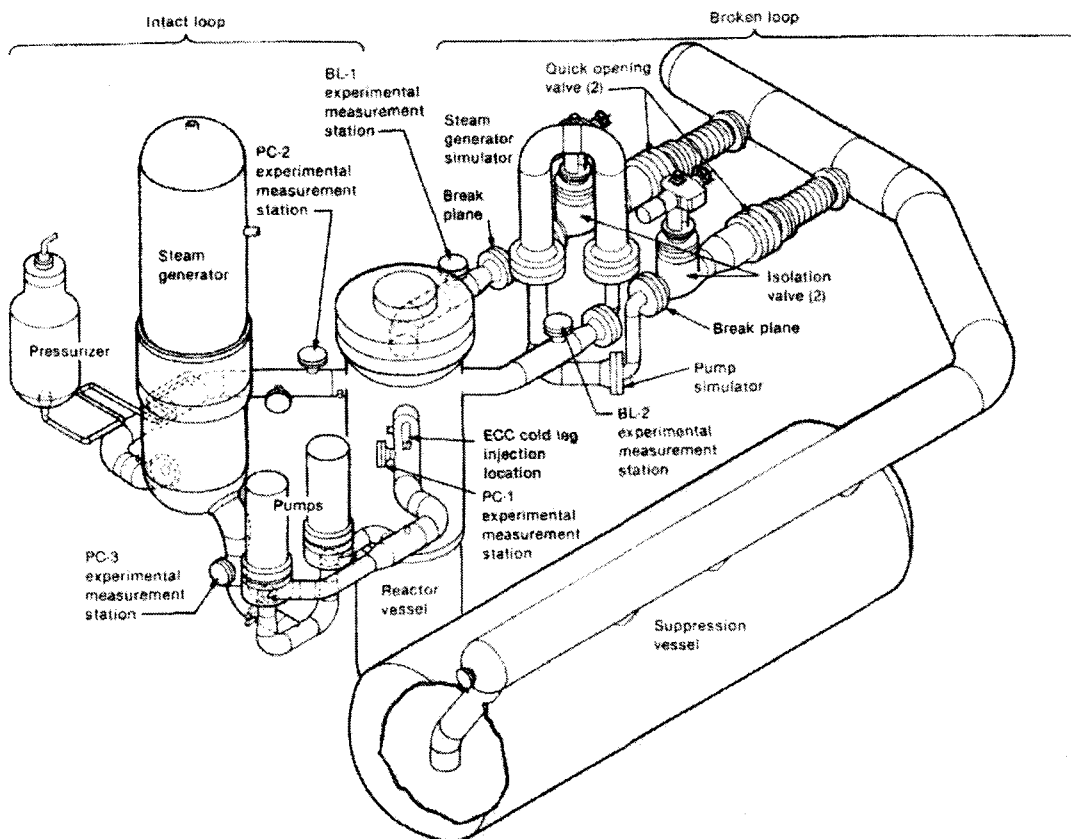


그림 2-3-2-1 LOFT 실험장치 형상

개의 원자로 핵연료봉을 포함한다. 중앙의 집합체에는 많은 계측장치가 설치되어 있으며, 핵연료 실제 길이는 1.676 m 이고 외경은 10.7 mm이다. 핵연료는  $UO_2$  펠렛으로 구성되며 펠렛의 직경 및 길이는 9.29, 15.2 mm이다. 피복재 재질은 지르칼로이-4이며 피복재 내경은 9.46 mm이다.

정상루프는 4-루프형 가압경수로의 3개 루프를 모사하고 있으며, 증기발생기, 병렬 설치된 2개의 일차냉각재펌프, 가압기, 벤튜리유량계, 연결 배관으로 구성된다.

파단 루프는 원자로 용기로 연결된 하나의 고온관 및 저온관과 방출억제탱크(Blowdown Suppression Tank, BST)헤더로 구성된다. 고온관 및 저온관에는 각각 파단판 오리피스, 급속개방 방출밸브(Quick Opening Blowdown Valve), 재순환 배관, 격리밸브 및 연결배관을 포함한다. 재순환 배관은 파단루프에서 정상루프로 작은 유량을 형성시켜 파단루프의 가열을 보조하며 과도 시에는 사용되지 않는다. 파단루프 고온관에는 증기발생기 및 펌프를 모의한 시뮬레이터가 설치되어 있다. 이 시뮬레이터는 실제 증기발생기 및 펌프와 유사한 유동 저항을 일으키는 오리피스 판을 가지고 있다.

방출억제계통(Blowdown Suppression System)은 BST헤더, 질소 가압기 및 BST살수계통을 가지고 있다. BST헤더는 탱크의 수면 이하로 뺀 강수관으로 연결되며 탱크의 기체 공간으로도 직접 연결되어 탱크 내 압력 평형을 맞출 수 있다. BST 살수계통은 가열용 열교환기를 통해 물을 송출하는 하나의 원심펌프 및 세 개의 살수헤더, 열교환기를 냉각시키는 펌프 재순환 배관으로 구성된다.

LOFT 비상노심냉각계통은 상업용 가압경수로의 ECCS를 모의하고 있다. 2개의 축압기(Accumulator), 하나의 고압안전주입(High Pressure Injection System, HPIS) 및 저압안전주입(Low Pressure Injection System, LPIS)으로 구성된다. 각 계통은 축적된 주입유량을 일차냉각재계통에 공급한다. 모든 ECCS 유량은 L2-5실험에서는 정상루프 저온관으로 주입된다.

#### 다. 제 3 단계 (주요 현상 선정 및 순위화)

본 단계에서 선정한 LBLOCA시의 주요 현상은 표 2-3-2-2에 제시되어 있다. 이 현상들은 CSAU 및 기존 KINS방법론에서 고려하였던 것과 전반적으로 유사하나, L2-5실험 평가에 적용함에 있어 다음과 같은 몇 가지 사항을 변경하였다.

- 1) 당초의 KINS방법론의 PIRT에서는 저온관, 고온관, 루프 간의 구별을 명확히 하지 않았으나 L2-5 평가계산 적용에서는 이들을 구별하기로 한다.
- 2) 핵연료봉에서의 주요 현상으로서 피복재 산화를 추가하였다. 실제 L2-5실험

표 2-3-2-2 주요 현상 목록

Component	Phenomena
Fuel rod	Stored Energy (including Gap Conductance) Clad Oxidation Decay Heat
Break	Critical Flow (1- $\phi$ and 2- $\phi$ )
Reactor Coolant Pump	Two-phase Performance Degradation
Cold Leg	Condensation Effect of noncondensable gas
Reactor Vessel Downcomer	Condensation Entrainment Counter-current flow Hot wall effect Sweep-out Multi-dimensional flow
Reactor Core	Core heat transfer Critical Heat Flux, Rewet Film Boiling Heat Transfer Nucleate Boiling Heat Transfer Transition Boiling Heat Transfer Reflood Heat Transfer Void distribution/generation Multi-dimensional flow
Lower Plenum	Sweep-out
Upper Plenum	Entrainment/De-entrainment
Hot Leg	Entrainment/ De-entrainment
Loop	Two-phase Frictional Pressure Drop
Accumulator	Effect of Noncondensable Gas
Steam Generator	Steam Binding
Containment	Containment Pressure

에서는 피복재산화가 나타나지 않았지만 향후 발전소 응용에서는 고려할 필요가 있다.

- 3) 기존 방법에서는 Gap Conductance를 Fuel Stored Energy와 별도로 취급하였으나 개선 방법에서는 이를 Fuel Stored Energy의 일부로 취급한다.



- 4) 노심에서의 현상에 대해서는 DNB (Departure from Nucleate Boiling)이라는 용어 대신 CHF (Critical Heat Flux) 및 Nucleate Boiling Heat Transfer를 사용하였으며, Post-CHF 대신 Film Boiling Heat Transfer를 사용하였다.
- 5) 루프(loop)에서의 주요 현상으로 다루어졌던 이상유동 마찰압력강하와 유동 진동은 그 효과가 크지 않을 것으로 보여 삭제하였다. 그러나 실제 발전소 적용에서는 신중하게 고려되어야 한다.
- 6) 펌프 및 증기발생기에서의 압력강하 및 형상손실(Form Loss)는 그 효과가 크지 않을 것으로 판단되어 삭제하였다.
- 7) 강수관 및 하부 플레넘에서의 중요 현상으로서 휩쓸림(Sweep-out)이라는 현상을 추가하였다. 이는 재관수 시기에 노심에서 기화된 증기가 정상루프 증기발생기를 거치면서 과열되고 정상루프 저온관을 통해 강수관으로 유입되어 강수관의 물을 휩쓸어 파단부쪽으로 보내는 현상으로서 PCT에 영향을 줄 것으로 기대된다.
- 8) 기존 방법론에서도 고려되었지만 PIRT에는 명시적으로 표현되지 않았던 강수관에서의 이상 역류 유동 (Counter Current Flow)를 주요 현상으로 포함시켰다.
- 9) 축압기, 저온관에서의 불응축성 가스(Noncondensable Gas)의 영향을 중요한 현상으로서 추가하였다.

이상의 변경 사항을 통해 표 2-3-2-2와 같이 13개 컴포넌트에 18개 주요 열수력 현상이 선정되었다.

#### 라. 제 4 단계 (해석 코드의 선정)

전 절에서 언급한 바와 같이 본 방법론 개선의 핵심은 사용하는 열수력 코드를 보다 신뢰성이 개선된 RELAP5/MOD3.3으로 변경하는 데 있다. RELAP5/MOD3.3 코드는 2001년도 말에 배포되어 현재 매우 다양한 분야에서 광범위하게 사용되고 있다. RELAP5/MOD3.3에 관련 서류들은 다음과 같다.

RELAP5/MOD3.3 Code Manuals, Information System Laboratory, NUREG/CR-5535/Rev.1 Dec, 2001 [2-3-13]

- Volume I : Code Structure, System Models, and Solution Methods,
- Volume II : User's Guide and Input Requirements
- Volume III : Developmental Assessment Problems

- Volume IV : Models And Correlations
- Volume V : User's Guidelines
- Volume VI : Validation of Numerical Techniques in RELAP5/MOD3.0 (Since '94)
- Volume VII : Summaries and Reviews of Independent Code Assessment Reports
- Volume VIII : Programmers Manual

본 코드가 기존 방법론에 사용된 RELAP5/MOD2코드에 비해 개선된 사항은 매우 다양하지만 특히 LBLOCA와 관련하여 영향을 줄 수 있는 부분을 요약하면 다음과 같다.

- 1) Bankoff Counter Current Flow Limitation (CCFL)모델 신설
- 2) ECCMIX 콤포넌트 신설 (Mixing 및 응축)
- 3) Cathcart 금속-물 반응 모델 추가
- 4) 계면항력 모델 (EPRI Drift Flux모델) 및 항력계수 모델 개선
- 5) 수평 성층화 유동 전인 모델 개선
- 6) Groeneveld의 봉다발 임계열속 모델 신설
- 7) 수직성층화 모델의 개선
- 8) 단순 핵연료 소성 변형 모델 (FRAP-T6) 추가
- 9) Junction 유동 형상도 신설
- 10) 계면 열전달 모델 개선
- 11) 응축 열전달 모델 개선
- 12) 불응축성 가스 거동 개선
- 13) 봉산 전달 모델 신설
- 14) 교차류 Junction 운동량 방정식 개선
- 15) Henry-Fauske 초우킹 모델 신설
- 16) Reynolds 수에 종속적인 형상 손실 계수 신설
- 17) 열성층화 기준 신설
- 18) 수직 봉다발 강제 대류 열전달 개선
- 19) PSI 재관수 모델 추가
- 20) PG 임계열속 모델 추가

- 21) 교차류 존재시 유동 비정상성 수정
- 22) 벽면 마찰 계수 모델 개선
- 23) 기타 질량 오차 및 오류 수정 등

이러한 개선 사항들에 의해 LBLOCA 해석시 계산의 정확성 및 신뢰성이 향상될 수 있을 것으로 기대된다. 이들에 대한 상세 사항은 위에 제시한 코드 관련 서류에서 참조할 수 있다.

마. 제 5 단계 (코드 적용성의 평가)

전 절에서 언급한 바와 같이 사용하는 열수력 코드가 기존의 RELAP5/MOD2에서 RELAP5/MOD3.3으로 변경되었으므로 주요 현상에 대한 코드의 적용성이 재평가되어야 한다. 적용성의 평가 과정은 코드의 장방정식, 구성방정식, 컴포넌트 및 공정 모델 등이 앞서 결정된 주요 현상을 전체적으로 묘사할 수 있는가를 결정하는 전체적 과정 (Global Process)과 코드의 어떤 모델/변수가 각 현상 묘사에 적절한지 평가하는 상세 과정 (Local Process)로 나누어서 생각할 수 있다. 더 나아가서 본 단계에서는 그러한 후보 변수(Candidate Parameter)에서 불확실성 정량화에 적합한 적합 변수(Relevant Parameter)를 도출하고, 가능한 데이터베이스를 통해서 변수들의 불확실

표 2-3-2-3 코드 적용성 평가 (Global Process)

Scenario & PIRT Requirements [2-3-6]	RELAP5/MOD3 Model Existence	Field Equations/Model
Non-equilibrium two-phase flow	Yes	6-Equation, Unequal velocity and temperature
Noncondensable gas flow	Yes	Gas mass balance in vapor flow field
Disolved Nitrogen	No	None
Solute tracking for boron	Yes	Solute mass balance in liquid flow field
Multidimensional flow capability	Partially Yes	Cross-flow approximation
Separation due to Gravity	Yes	Gravity pressure difference in flow field
Interphase exchange term	Yes	Mass & energy transfer between phases

도를 정량화하는 방안까지 탐색한다.

표 2-3-2-3에는 RELAP5 코드의 LBLOCA 현상에 대한 적용성 평가의 Global Process를 제시하고 있다. 이 평가에 따르면 RELAP5 코드는 대부분의 PIRT 요구조건[2-3-6]에 적용가능하지만 냉각재에 용해된 질소가스에 대한 모델링 능력은 없는 것으로 평가되었다. 따라서 이 현상이 중요한 영향을 미친다면 모델 부재를 보완하기 위해 코드를 개선하거나 다른 방법으로 그 영향을 고려해야 할 것이다.

표 2-3-2-4에는 코드 적용성 평가의 Local Process가 제시되어 있다. 이 표에는 주요 현상과 그에 관련되는 RELAP5 코드 모델/변수 혹은 고려 방법이 제시되어 있다. 이 결과 RELAP5/MOD3.3 코드에는 용해된 불응축성 가스 영향을 제외한 대부분의 주요 현상을 예측할 수 있는 모델/변수를 가지고 있는 것으로 평가된다. 주요 현상에 대한 코드 모델/변수 및 불확실성을 고려할 수 있는 방법은 다음과 같다.

- 1) 핵연료 축적에너지를 나타내는 코드 모델/변수로서 간극전도능(Gap Conductance), 출력 첨두계수 (Peaking Factor), 핵연료 피복재-냉각재(물 및 증기) 단상 열전달계수(Dittus-Boelter 상관식), 핵연료 피복재 열전도도, 노심출력, 간극 전도능에 관여하는 피복재 파단 압력 및 온도 등으로 결정되었다. 이들 모델/변수는 대체로 코드 입력자료를 통해서 고려하므로 이들의 불확실도 또한 입력자료의 변화를 통해서 고려 가능하다. Dittus Boelter 상관식에 대해서는 코드 모델의 변화를 주어야 한다. 피복재 파단 압력 및 온도는 LOFT L2-5에서는 나타나지 않았으므로 이는 고려하지 않는다.
- 2) 피복재 산화도는 주요 현상으로서 LOCA시의 열원으로 작용한다. 이에 대해서는 RELAP5 코드에 코딩되어 있는 Cathcart Powell 금속-물 반응 상관식으로 결정하였다. 이의 불확실성을 고려하기 위해서는 코드 모델의 변화를 주어야 한다. 그러나 L2-5 실험에서는 피복재 산화가 없었으므로 이를 고려하지 않는다.
- 3) 노심 붕괴열에 대해서는 역시 RELAP5에 있는 붕괴열 모델이 해당되며 입력 자료를 통해 불확실성을 고려할 수 있다.
- 4) 파단 유동에 대해서는 Henry-Fauske 임계유량 모델 혹은 파단부 방출계수가 주요한 모델/변수가 해당되며 입력 자료를 통해 고려 가능하다.
- 5) 이상유동 펌프 성능 저하에 대해서는 RELAP5의 입력 자료인 수두 및 토오크 저하 배수(Multiplier)가 해당되며 입력 자료를 통해 고려 가능하다.
- 6) 강수관에서 발생하는 현상에 대한 평가 결과는 다음과 같다
  - 가) 응축 현상은 저온관 및 원자로 용기 강수관에서 발생한다. 여기에 관계

표 2-3-2-4 주요 현상에 대한 코드 적용성 평가 (Local Process)

Component	Phenomena	RELAP5/MOD3.3 Model
Fuel rod	Stored energy (including Gap conductance) Clad oxidation Decay heat	Fuel rod conduction model with gas conductivity Cathcart model Point kinetics model FRAP-T6 dynamic gap width
Break	Critical flow	Henry Fauske model
Reactor Coolant Pump	Two-phase pump performance degradation	Full homologous curve and two-phase head multiplier
Cold Leg	Condensation Effect of noncondensable gas	Closure equation Using vapor transport model
Reactor Vessel Downcomer	Condensation Entrainment/de-entrainment Counter-current flow Hot wall effect Sweep-out Multi-dimensional flow	Closure equation Ishii Mishima model Walls-Kutateladze CCFL model Vessel heat structure and HTC Interfacial drag model Multi-channel with crossflow
Reactor Core	Core heat transfer Critical heat flux Rewet Film boiling heat transfer Nucleate boiling heat transfer Transition boiling heat transfer Reflow heat transfer Void distribution/generation Multi-dimensional flow	Groeneveld look-up table Chen-Zuber Bromley correlation Chen correlation Bromley correlation Dittus-Boelter, Bromley, Zuber Two-fluid equation with boiling Multi-channel with crossflow
Lower Plenum	Sweep-out	Interfacial drag model
Upper Plenum	Entrainment/de-entrainment	Ishii Mishima model
Hot Leg	Entrainment/ de-entrainment	Ishii Mishima model
Loop	2-f Frictional pressure drop	2-f Frictional multiplier with HTFS-modified Baroczy model
Accumulator	Effect of noncondensable gas	Vapor transport, none for dissolved
Steam Generator	Steam binding	Vapor HTC, Liquid entrainment, Vaporization, etc
Containment	Containment pressure	User specified boundary condition

하는 열수력 모델은 계면 응축열전달 모델이다. 이 현상은 코드 모델의 변화를 통해서 불확실성을 고려할 수 있다.

나) 강수관과 상부플레넘에서 발생하는 견인(Entrianment) 현상에 관계되는 코드/모델은 Ishii & Mishima 견인 상관식이다. RELAP5 견인 모델에서는 액적의 Weber 수가 중요한 역할을 하는 것으로 보고되어 있다. 이 현상은 코드 모델의 변화를 통해서 불확실성을 고려할 수 있다.

다) 강수관 역류 유동 (Counter Current Flow) 현상에 관계되는 코드/모델은 Walls- Kutateladze 역류유동한계 (CCFL, Counter Current Flow Limitation) 상관식이며 입력자료를 통해 고려할 수 있다.

라) 강수관 고온벽효과 (Hot Wall Effect)는 코드의 벽면 열전달 모델이 관계될 것으로 보인다.

마) 강수관 휩쓸림(Sweep-out)현상은 계면항력 모델에 관련될 것으로 보인다.

바) 강수관 다차원 유동은 강수관을 원주방향으로 2개로 분리시키고 이를 연결하는 교차류 Junction에서의 손실계수를 통해 간접적으로 고려될 수 있을 것으로 보인다.

7) 노심내의 다차원 유동도 노심 유로를 평균 유로 및 고온 유로로 분리시키고 이들을 연결하는 교차류 Junction에서의 손실계수(K-factor)를 통해 간접적으로 고려될 수 있을 것으로 보인다. 그러나 손실계수의 불확실성을 고려하는 것은 매우 어려울 것으로 보인다.

8) 노심 열전달 현상 중에서 단상 액체 열전달, 단상 기체 열전달은 Dittus-Boelter 상관식으로 고려된다. 임계열속 현상에 대해서는 RELAP5/MOD3.3에 내장된 Groeneveld Lookup Table이 관련되며 모델의 변화를 통해 불확실도를 고려할 수 있다. 재적심(Rewet) 현상에 대해서는 코드내의 핵비등 귀환 기준이 관련되며 코드 모델에 불확실성을 반영할 수 있다. 핵비등 열전달에 대해서는 Chen 상관식, 막비등 열전달에 대해서는 Bromley 상관식이 각각 대응되며 역시 코드 모델의 변화를 통해 불확실성을 반영할 수 있다. 재관수 열전달들은 이들 핵비등, 막비등, 천이비등 열전달 모델을 이용하고 있으므로 별도로 고려할 필요는 없다.

9) 노심 기포 생성 및 분포는 RELAP5 코드 내의 이상 유동 방정식 및 열전달, 비등 곡선 등에 의해 결정된다. 이에 대한 불확실성을 별도로 고려할 필요는 없는 것으로 보인다.

10) 비응축성 가스는 물에 용해되지 않은 상태로 증기 압력을 증가시켜 노심에

물의 유입을 상승시키지만 일단 노심 내에 유입된 가스는 물의 노심 재관수를 방해하는 효과를 준다. 이에 대해서는 유입되는 가스의 양을 결정하는 초기 압력 및 초기 온도, 불응축성 가스의 주입시간 등이 관련되는 변수가 될 것으로 보인다.

- 11) 스팀바인딩(Steam Binding) 현상은 노심 및 상부 플레넘에서 증기화 및 견인되는 물의 양과 직접 관계된다. 따라서 증기 열전달, 증기화의 양, 견인과 관련된 액적 Weber 수 등이 관련 모델로 볼 수 있다. 이에 대해서는 개별 변수로서 표현하는 것보다 스팀바인딩 통합 모델로 보아 바이어스로 처리하는 것을 고려할 수 있다.
- 12) 격납건물 압력은 재관수율에 중요한 역할을 하는데 이는 보수적인 입력자료로서 고려할 수 있다.

#### 바. 제 6 단계 (평가 매트릭스의 구성)

제 5 단계에서 결정된 불확실성 모델/변수들에 대해서 개별 모델의 정확성을 평가하고 불확실성의 범위 및 분포를 결정할 수 있도록 평가 매트릭스를 결정한다. 이 평가 매트릭스는 궁극적으로 발전소 적용을 위해 충분히 넓은 범위의 실험 조건 및 기하학적 스케일을 포괄해야 한다. 또한 RELAP5 코드의 전체적인 예측성 및 정확도를 평가할 수 있도록 다양한 스케일의 종합효과실험을 포함해야 한다.

##### 1) 개별효과실험 매트릭스

제5단계에서 최종적으로 결정된 불확실성 적합 모델/변수에 대해 기존 방법론[2-3-5]에서 사용된 실험들은 다음 표 2-3-2-5와 같이 요약될 수 있다. 이 표에 저자 이름으로 인용된 실험들의 내용은 문헌[2-3-2-1]에서 참조할 수 있다. 상당수의 실험은 RELAP5코드 설명서에 기술된 사항이나 기존 방법론에서 고유하게 조사된 사항들도 있다. 표에는 또한 기존 방법론에서 참조한 SET들이 개선 방법론에도 적용될 수 있는지 평가한 결과를 기술하였다. 표에서 보는 바와 같이 코드간 모델의 변화가 크지 않은 부분에 대해서는 상당수의 기존 실험들을 적용 가능하다. 그러나 기존의 방법론에서 논의되지 않았던 임계유량 모델에 대해서는 Marviken 실험[2-3-2-2]이 확보되어야 한다. ECC Bypass현상을 평가하기 위해서는 현재까지 미확보된 BCL, UPTF, CREARE 등의 실험이, 스팀 바인딩 현상에 대해서는 UPTF 실험이 각각 확보되어야 한다.

##### 2) 종합효과실험

언급한 바와 같이 종합효과실험은 본 연구에서는 평가하지 않았으나, 향후 실제발전소 평가를 위해서 표 2-3-2-6에 기존의 연구와 동일하게 제시하였다. 여기에는 실험 자체는 개별효과실험이지만 여러가지 코드 모델을 동시에 평가할 수 있는 종합묘사실험들도 포함되어 있다.

#### 사. 제 7 단계 (실험 Noding 결정 및 개별/종합효과실험 평가)

본 단계에서는 제 5 단계에서 결정된 주요 현상 및 관련 적합 모델/변수에 대하여 제 6 단계에서 형성된 코드 평가 매트릭스의 실험데이터를 사용하여 코드 및 모델에 대한 평가계산을 수행한다. 평가계산을 수행하기 위하여 대상 실험 장치를 묘사하는 RELAP5 Noding을 결정한다. 그러나 앞서 언급한 바와 같이 Noding에 따라 결과가 달라지지 않는 모델/변수들에 대해서는 코드 계산을 수행할 필요없이 모델과 해당 실험치를 직접 비교함으로써 평가할 수 있다. 실험치와 RELAP5 계산치를 비교하여 최상의 정확도를 얻을 수 있도록 Noding을 반복 개선한다. 개별 및 종합효과실험 평가계산의 목적은 현재의 코드 및 모델이 해당 실험데이터들을 타당하게 예측하는지, 최적성을 가지는지 (실험데이터의 평균을 예측하는지), 정확성은 어느 정도인지 (예측치 대 실험치의 범위), 사용된 Nodalization은 개별 현상을 묘사하는데 적합한지 등을 평가하는 데 있다. 또한 정확성 평가의 결과로부터 다음 제 8단계에서 개별 불확실성 변수의 불확실성 범위를 결정한다. 또한 코드-실험의 비교 결과로부터 제 10 단계에서 코드/모델 정확성의 영향 평가에 이용된다.

개별 모델들의 결합 효과 및 전체적인 예측능력을 조사하고 발전소 Nodalization의 타당성을 확인하기 위하여 종합효과실험에 대해서도 코드 평가를 수행해야 한다. 그러나 L2-5 종합효과실험에 대한 평가 계산을 수행하는 본 연구의 경우에는 추가적으로 다른 종합효과실험에 대한 평가계산을 수행할 필요가 없다.

본 연구에서는 기본적으로는 기존의 방법론[2-3-5]의 예시계산에서 수행되었던 내용들을 최대한 활용한다. 그러나 기존 방법론으로부터 열수력 코드가 변경되었으므로, 기존의 개별효과실험 평가 결과가 계속 사용 가능한지 확인해야 한다. 본 단계에서는 코드 모델에 대한 평가로서 간극 전도능 모델, 핵연료 열전도도, 노심 붕괴열, Dittus-Boelter 강제 대류 열전달 상관식, Chen 천이비등 열속 모델, Bromley 막비등 열전달 모델, Chen 핵비등 열전달 모델, Groeneveld 임계열속 모델, 펌프 이상 유동 수두 저하배수 등에 대한 평가를 수행하였다. 임계유량 모델에 대해서는 Marviken 임계 유동 실험에 대해서 RELAP5 코드 계산을 수행하여 모델의 정확도를 조사하였다. 이들에 대한 평가 과정 및 불확실성 범위를 결정하는 과정은 본 연구의 일환으로 발간된 주제기술보고서에 상세히 기술되어 있다.



표 2-3-2-5 개별효과실험 코드 평가 매트릭스

Relevant Model/Parameter	Available Experiments [23]	Applicability to R5/M3.3 Additional Experiments
Gap conductance	HPR-80, HPR-107, HPR-129, AE-318, CNEA, Testa et al., CEA-R-3358, Lepski et al.	OK
Dittus-Boelter Liquid/Vapor HTC	RELAP5 Document (McAdams-Frost, Kreith, Heineman Morris-Whitman, Sleicher and Rouse, Larsen and Ford.)	OK
Fuel Cladding Thermal Conductivity	Kingery, Hedge, Godfrey, Bush Howard, Reiswig, Nishijima	OK
Core Power	Not needed	Not needed
Core Decay Heat Model	RELAP5 Document	OK
Break Discharge Coefficient	Not considered	Marviken CFT
2-f Pump Head Multiplier	Semiscale, CE Pump Test, LOFT Pump Test	OK LOFT L3-5 Test
2-f Pump Torque Multiplier	Not available	Not available
Combined ECC Bypass Model	Not considered	BCL, UPTF, CREARE (Not Available)
Groeneveld CHF Lookup Table	Lowdermilk, Tong, Thompson, Era, Becker, Bailey, Mishima	AECL Tests (Partially Available)
Chen Transition Boiling Heat Flux	Not considered	RELAP5 Document (B&W, Bennet, Beroletti, Era, Jansen, Herkenrath)
Chen Nucleate Boiling HTC	Not considered Biasi, Zuber HTC	RELAP5 Document (Dangler-Addoms, Schrock-Grossman, Sani, Bennett et al, Wright)
Bromley Film Boiling HTC	Bailey, Becker, Bennet, Beroletti, Bishop, CISE, Fung, Gottula, Schmid,	OK RELAP5 Document
Reflood Heat Transfer	Not considered	FLECHT-SEASET, etc.
Noncondensable Gas Temp.	Not considered	
Noncondensable Gas Pressure	Not considered	
Combined Steam Binding	Not considered	UPTF Tests
Containment Pressure	Not considered	

표 2-3-2-6 종합효과실험 코드 평가 매트릭스

Phase of Interest	Experiment	Phase of Interest	Availability	Remarks
LOFT (1/60)	L2-2	Full Transient	☺	
	L2-3	Full Transient	☺	
	L2-5	Full Transient	☺	
	LP-02-6	Full Transient	☺	
Semiscale (1/1600)	S-04-5	Full Transient	☺	
	S-06-3	Full Transient	☺	
	S-02-8	Full Transient	☺	
	S-07-4	Full Transient	☺	
PKL (1/145)	K9	Refill/Feflood	☹	
LOBI (1/700)	A1-4R	Blowdown/Refill	☹	
SCTF (1/21)	S1-13	Reflood	☹	SET with Integral Simulation
	S2-08	Reflood	☹	
	S3-10	Reflood	☹	
CCTF (1/21)	C1-06	Reflood	☹	SET with Integral Simulation
	C1-16	Reflood	☹	
	C2-06	Reflood	☹	
	C2-15	Reflood	☹	
THTF (1/500)	154R	Blowdown	☺	
	153	Blowdown	☺	
FLECHT-SEASET (1/1, Core only)	31504	Reflood	☺	SET
	30518	Reflood	☺	
UPTF (1/1, Rx Vessel)	Test 2	Refill/Reflood	☹	
	Test 17	Reflood	☹	
	Test 10	Refill/Steam Binding	☹	
	Test 27	Refill/Reflood	☹	
	Test 21A	Refill /ECC Delivery	☺	Direct Vessel Injection
	Test 21D	Reflood/	☺	

표 2-3-2-7 주요 코드 모델/변수의 불확실성 범위 및 분포

Models/parameters	Range	Distribution
Gap conductance	0.67 ~ 1.5	Normal distribution
Fuel thermal conductivity	0.845 ~ 1.15	Uniform distribution
Decay heat	0.97 ~ 1.03	Normal distribution
Core power	0.96 ~ 1.04	Normal distribution
Peaking factor	—	Not considered
Groeneveld-CHF	0.17 ~ 1.8	Normal distribution
Chen-nucleate boiling HT	0.53 ~ 1.46	Normal distribution
Zuber-CHF	0.38 ~ 1.62	Normal distribution (not applied)
Transition Boiling Criteria	0.54 ~ 1.46	Normal distribution
Dittus-Boelter (liquid)	0.606 ~ 1.39	Normal distribution
Dittus-Boelter (vapor)	0.606 ~ 1.39	Normal distribution
Bromley film boiling	0.428 ~ 1.58	Normal distribution
Break $C_D$	0.729 ~ 1.165	Normal distribution
Pump 2- $\phi$ head multiplier	Mean $\pm$ 2 $\sigma$ of data	Uniform distribution
Pump 2- $\phi$ torque multiplier	Mean $\pm$ 2 $\sigma$ of data	Uniform distribution
Weber number	2.7 ~ 14	Uniform distribution (not applied)
Accumulator temp.	296 ~ 308 K	Uniform distribution (not applied)
HPSI water temp.	298 ~ 312 K	Uniform distribution (not applied)
ECC Bypass	—	to be determined
Burst temperature	—	Neglected
Burst strain	—	Neglected
Containment pressure	—	Boundary condition
Cathcart-Powell	—	Neglected
23 models/parameters		13 model/parameters considered, 4 model/parameters to be considered, 3 neglected

아. 제 8 단계 (변수 범위의 결정)

전 단계까지에서 개별효과실험에 대한 RELAP5 코드 모델 평가 계산 결과 구해진 주요 변수의 불확실성 범위 및 분포는 표 2-3-2-7에 제시하였다.

자. 제 9 단계 (발전소 Nodalization의 결정 및 발전소 기본계산 수행)

L2-5실험 평가계산을 수행하기 위한 RELAP5 Nodalization을 정의하여 입력자료를 개발하고, 이를 이용한 RELAP5 기본 계산을 수행하였다. 발전소 Noding을 결정하는 과정에서는 기존의 경험과 가용한 입력을 바탕으로 하여 앞 단계에서 수행된 개별효과실험 및 종합효과실험 평가계산에서 최적의 결과가 얻어지는 Noding 기법과 일관성을 갖도록 한다.

LOFT 실험장치에 대한 기본적인 Nodalization은 그림 2-3-2-2에 제시되어 있다. 이것은 KREM 연구 결과[2-3-10]에서 출발하여 몇 가지 민감도 계산을 거쳐 수정되어 왔다. 최종 확정된 Nodalization은 142개의 체적부품, 163개의 연결선, 195개의 열구조물로 구성된다.

최종 확정된 LOFT Nodalization에 따른 입력 자료를 이용하여 LOFT L2-5 실험

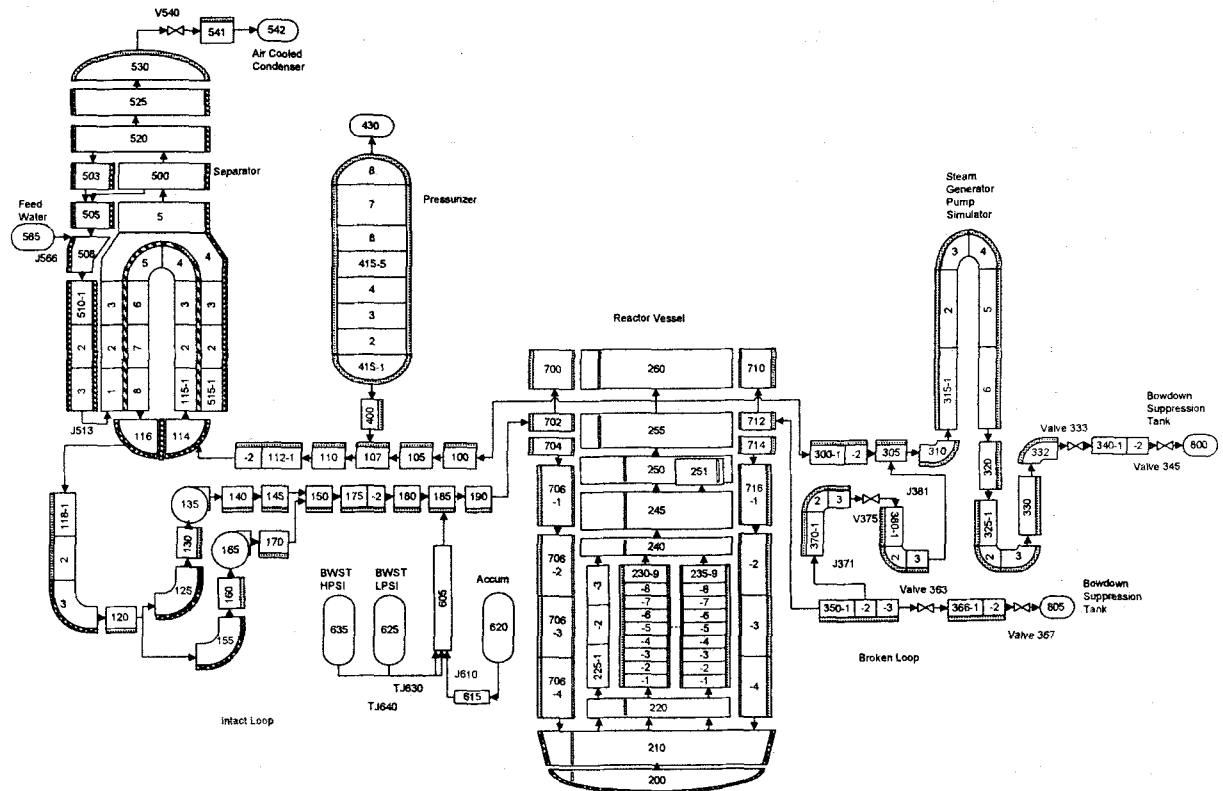


그림 2-3-2-2 LOFT L2-5 실험 평가계산을 위한 RELAP5 Nodalization

표 2-3-2-8 LOFT L2-5 정상상태 계산 결과

Parameters	Measured	Calculated
Primary Coolant System		
Mass flow rate, kg/sec	192.4±7.8	192.67
Hot Leg Temperature, K	589.7 ±1.6	594.04
Cold Leg Temperature, K	556.6 ±4.0	559.05
Reactor Vessel		
Power Level, MW	36.0±1.2	36.0
Max. Linear Heat Generation rate (kW/m)	40.1 ±3.0	40.1
Pressurizer		
Liquid Temperature, K	615±0.3	615.3
Pressure, MPa	14.94±0.06	14.92
Liquid Level, m	1.14±0.03	1.1077
Steam Generator Secondary Side		
Saturation Temperature, K	547.1±0.6	548.1
Pressure, MPa	5.85±0.06	5.937
Steam Mass Flow Rate, kg/sec	19.1±0.4	19.1
Liquid Level, m	3.1293±0.05	3.419

평가 기본 계산을 수행하였다. 정상상태 계산은 20초 이내에 수렴하여 과도상태의 초기조건으로 사용되었다. 표 2-3-2-8은 정상상태 계산 결과를 실험치와 비교하여 보여 주고 있다. 정상상태 계산 결과는 실험의 초기조건과 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

과도상태의 계산은 정상상태 계산으로부터 만들어진 RSTPLT 파일을 이용하여 개시되었다. 과도 상태의 입력자료에는 LOFT L2-5의 사고 시퀀스 및 경계조건을 반영하였다. 또한 정상상태 계산 동안 동작하던 정상상태 제어기들을 제거하였다. 과도상태에서 증기발생기 급수는 최초 19.1 kg/sec의 정상 유량으로부터 과도 개시 후 2.5초안에 급수 펌프가 완전 정지하여 0 kg/sec으로 되도록 모델 하였다. 원자로 출력은 BEMUSE 프로그램 지침에 따라 원자로 트립 시점 이후 시간의 함수로서 제시된 그래프를 이용하였다. 고압주입 및 저압주입계통의 안전주입유량도 BEMUSE 프로그램 지침에 제시된 계통 압력 대 유량의 Table로 입력자료화 하였다. 파단 하류의 BST 탱크 압력은 경계조건으로서 BEMUSE 프로그램 지침에 제시되어 있는 실험 데이터를 이용하였다.

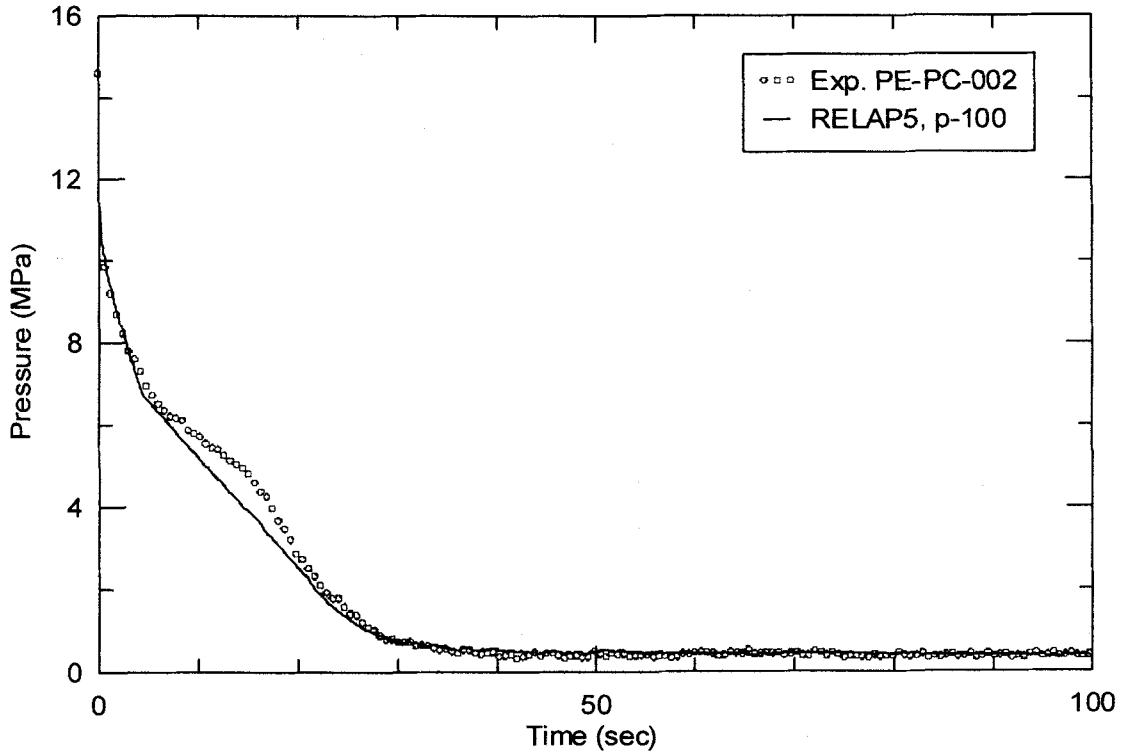


그림 2-3-2-3 기본 계산 결과 (일차계통 압력)

과도 상태 계산 결과는 그림 2-3-2-3에서 2-3-2-11에 제시되어 있다. 그림 2-3-2-3은 일차계통 압력에 대한 계산치 실험치간의 비교를 보여 준다. 실험과 계산에서 모두 급격한 아냉각 방출에 의한 급속 감압, 이상 유동 방출에 의한 감압을 저하 등을 포함한 주요 현상이 관찰된다. RELAP5/MOD3.3 계산 결과는 전반적으로 실험치에 잘 일치하고 있다. 10초에서 20초간에 보이는 차이는 파단 방출 유량의 차이에 의해 나타나는 것으로 보인다.

그림 2-3-2-4 및 2-3-2-5는 파단 루프 저온관 및 고온관 파단 유량에 대한 실험-계산치의 비교를 각각 보여 준다. 특히 이들 그래프에는 기존 연구[2-3-10]에서 제시된 손실계수 분포를 사용한 경우의 결과도 같이 비교되어 있다. 저온관 파단 유동이 아냉각 상태에서 이상 유동 상태로 전이하면서, 파단 유량의 감소를 관찰할 수 있다. 그림 2-3-2-5의 고온관 파단 유량에서 10초 전후에 보이는 일시적 유량 증가는 LOFT 증기발생기-펌프 묘사장치의 복잡한 구조 때문에 생기는 국부적인 밀도 증가에 의한 것으로 보인다. RELAP5/MOD3.3 코드 계산 결과는 전반적으로 이러한 현상들을 적절히 예측하고 있다. 이 그림에서 저온관 및 고온관 모두 손실계수의 증가시킨 결과 아냉각 파단 유량이 실험치에 더욱 근접한 것을 알 수

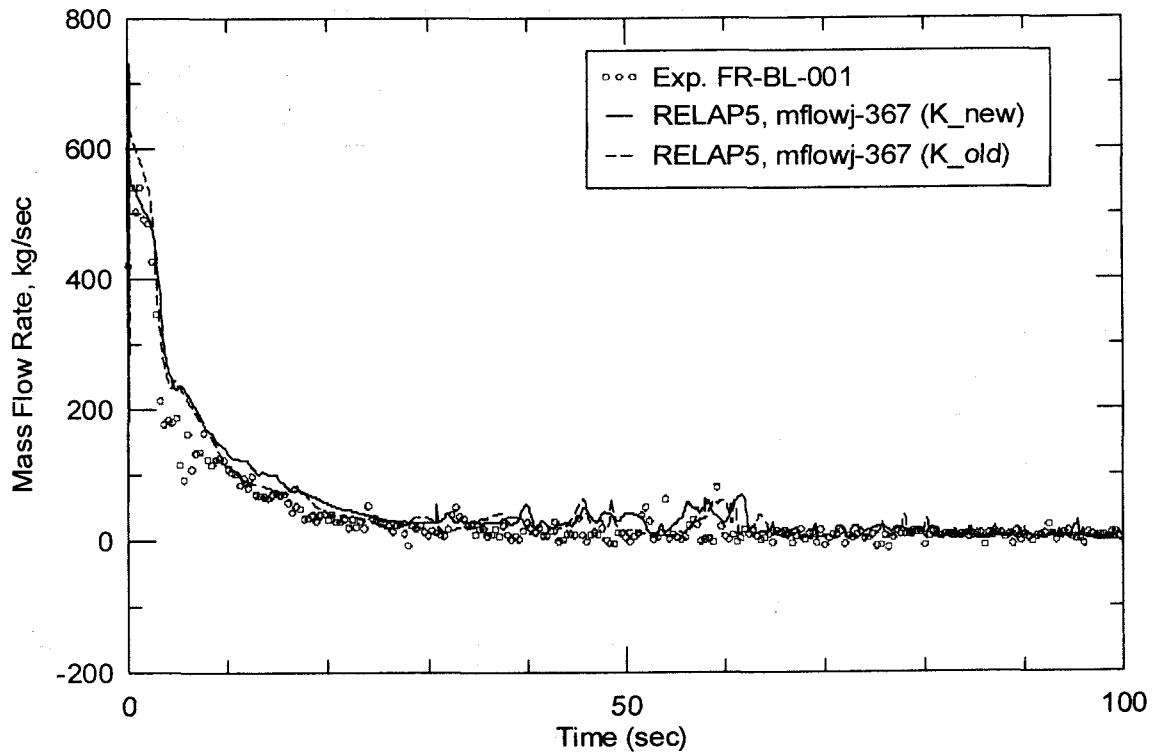


그림 2-3-2-4 기본 계산 결과 (파단 루프 저온관 파단 유량)

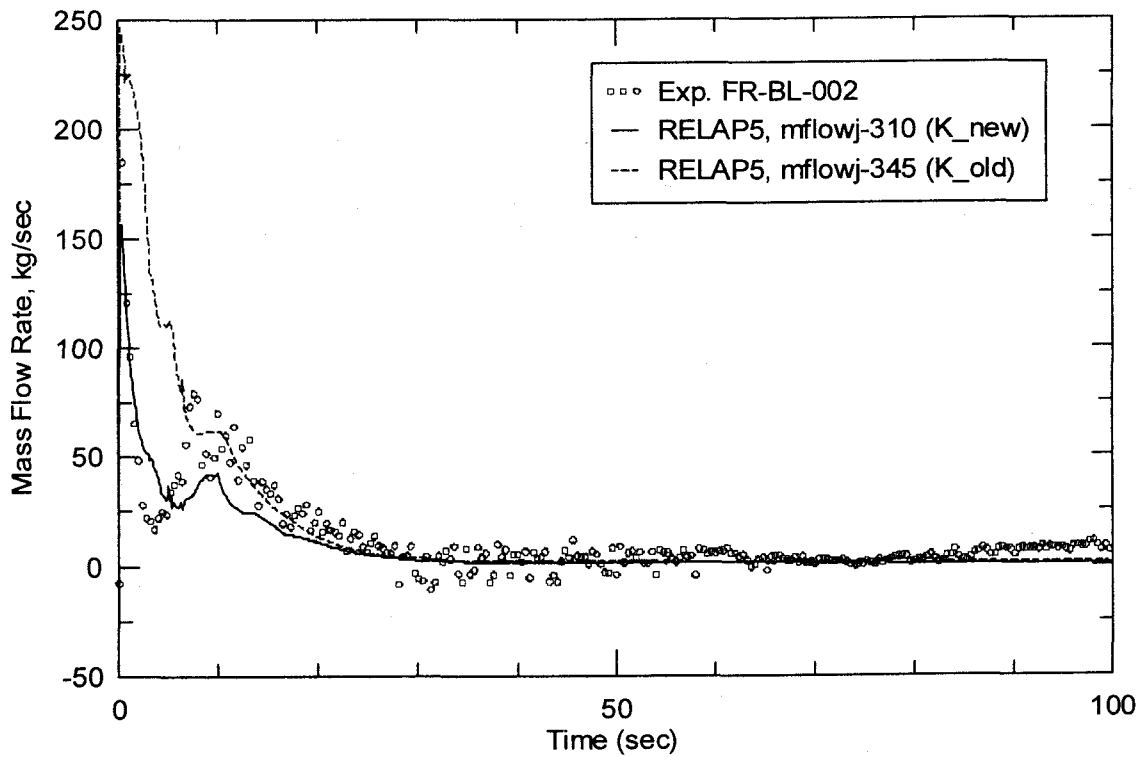


그림 2-3-2-5 기본 계산 결과 (파단 루프 고온관 파단 유량)

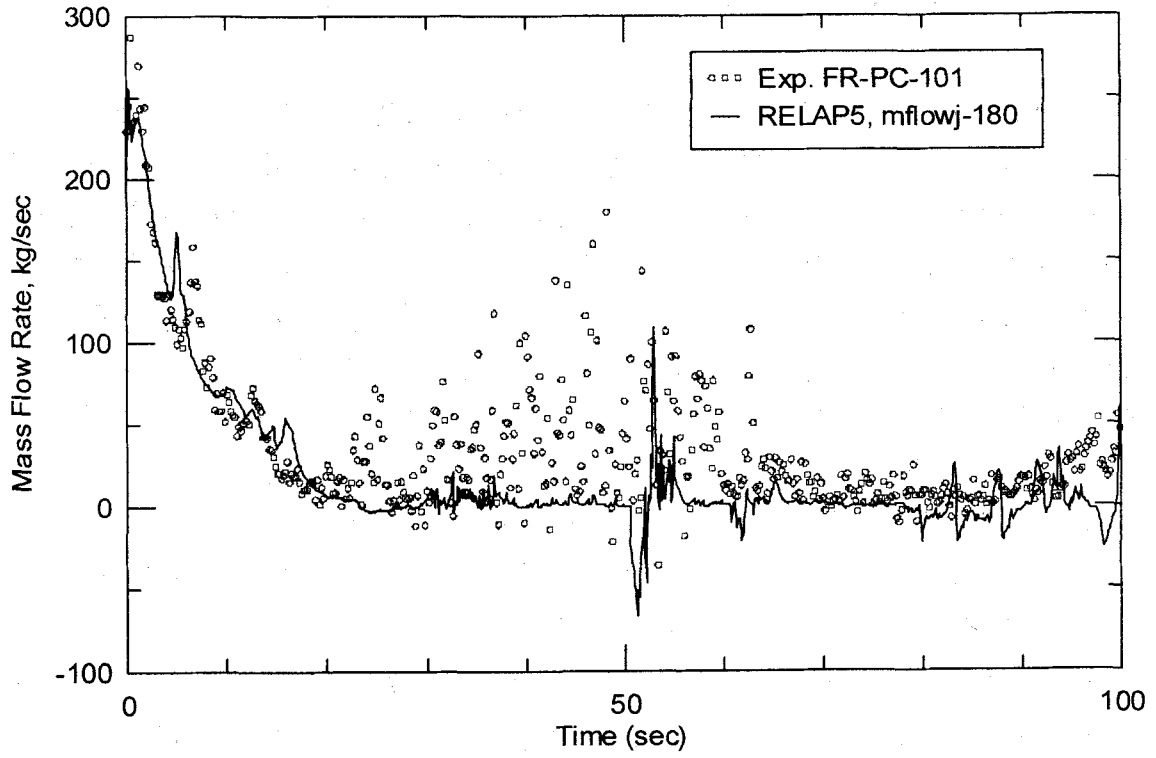


그림 2-3-2-6 기본 계산 결과 (정상 루프 저온관 유량)

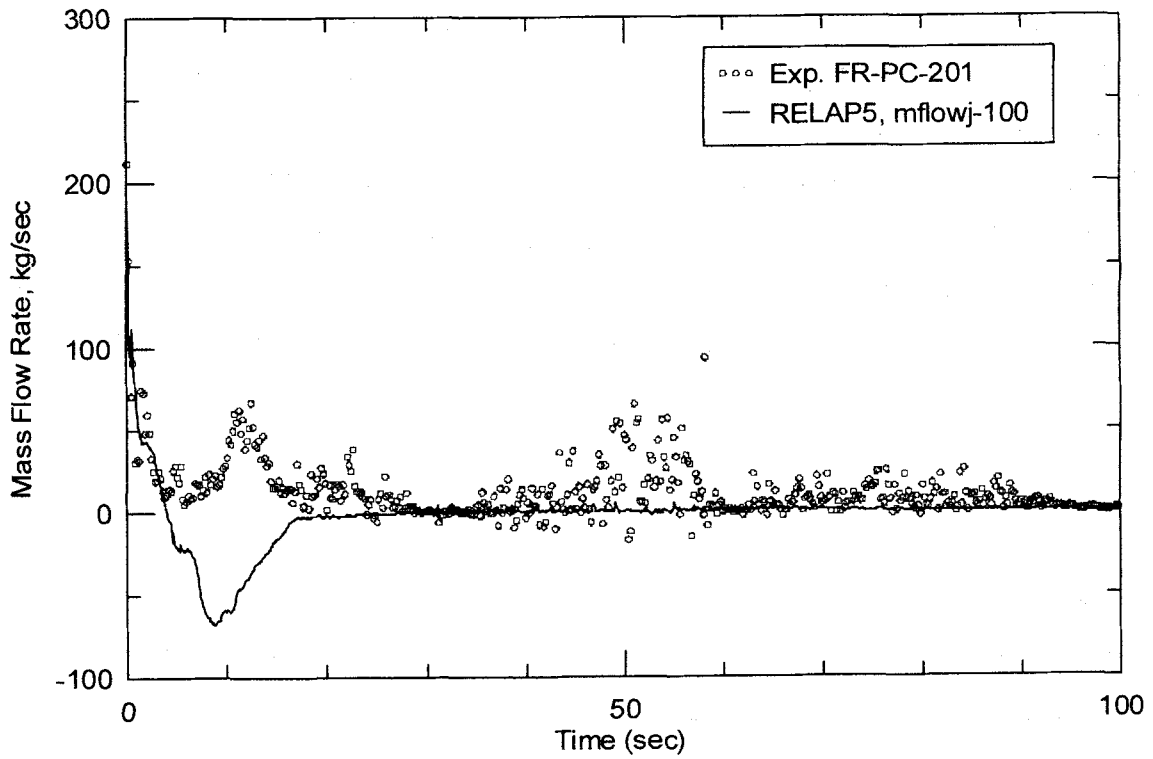


그림 2-3-2-7 기본 계산 결과 (정상 루프 고온관 유량)



있다. 특히 고온관 파단 유동의 경우는 그 효과가 10초 정도까지 뚜렷하게 관찰된다.

그림 2-3-2-6 및 2-3-2-7은 정상 루프 저온관 및 고온관 유량에 대한 실험-계산치의 비교를 각각 보여 준다. 저온관 유동은 축압기가 주입을 개시하는 20초 근방을 제외하고 전반적으로 실험치에 일치하고 있다. 축압기 주입 기간에 실험치상으로는 유량의 급격한 진동이 관찰되지만 계산상으로 뚜렷하지 않다. 이것은 계산에서 ECCMIX component를 사용하여 증기-물 혼합 및 응축 현상에 고유한 유동 형상도 및 고유한 계면 항력 모델을 사용함으로써 생기는 문제로 사료된다. 그림 2-3-2-7의 고온관 유동의 경우에 계산 상으로는 10초 근방에 역류가 발생되는데 비해 실험에서는 정방향 유동을 하는 것으로 나타났다. 이것은 실험치가 직접 측정된 것이 아니고 측정된 밀도 및 운동량속으로부터 계산된 값이어서 역방향 유동을 감지 못하는 것에 기인한 문제로 인식되고 있다. 이러한 점들을 감안한다면 RELAP5/MOD3.3 코드는 루프 유량 거동을 비교적 정확하게 예측한다고 볼 수 있다.

그림 2-3-2-8 및 2-3-2-9은 정상 루프 저온관 및 고온관의 온도에 대한 실험-계산치의 비교를 각각 보여 준다. 계산치에는 액체온도 및 기체온도를 같이 비교하였다. LOFT 실험에서 온도를 측정하는 열전대(Thermo-couple)는 배관 중앙에 설치되어 있기 때문에 액체가 통과할 때에는 액체 온도를, 증기 환경에서는 증기 온도를 각각 나타내게 된다. 그림 2-3-2-8에서 유체는 초기 포화상태로 유지되다가 (액체온도=기체온도) 축압기 물의 저온관 주입 기간중, 액체 온도 계산치는 전반적으로 실험치와 잘 일치하고 있지만, 기체 온도는 상당한 과열 상태를 보인다. 70초 이후에 코드는 상당히 낮은 액체 온도를 예측하고 있는 데 이는 주입된 ECCS물이 저온관에 아직 잔류하고 있음을 의미한다. 반면 실험에서는 포화온도로 일정하게 유지된다. 그림 2-3-2-9의 고온관 온도의 경우에도 유사한 경향을 보이는데, 재관수가 진행되는 시점에서 약간 과열되었다가 재관수 종료 시점에서 포화 상태로 복귀한다. 이러한 현상은 코드에 있어서도 비록 시점은 약간 차이가 있지만 적절하게 예측됨을 알 수 있다.

그림 2-3-2-10은 노심 최고온 위치 (21인치)에서 예측된 핵연료 피복재 온도와 해당 실험데이터 간의 비교를 보여 준다. 계산된 핵연료 피복재 온도 거동은 실험치와 잘 일치하고 있다. 급냉 (Quenching) 시점의 차이는 현재의 코드의 재관수 모델의 급냉 예측 기준의 문제로 보여진다. 이 그림에는 기존 연구[2-3-10]에서 제시한 입력 자료를 사용한 결과도 같이 비교되어 있다. 앞서 언급한 바 같이 파단 루프 손실계수의 개선을 통해 피복재 거동 예측이 상당히 개선될 수 있을 있었다.

그림 2-3-2-11은 계산된 노심 수위 및 강수관 누적 수위를 비교해서 보여 준다.

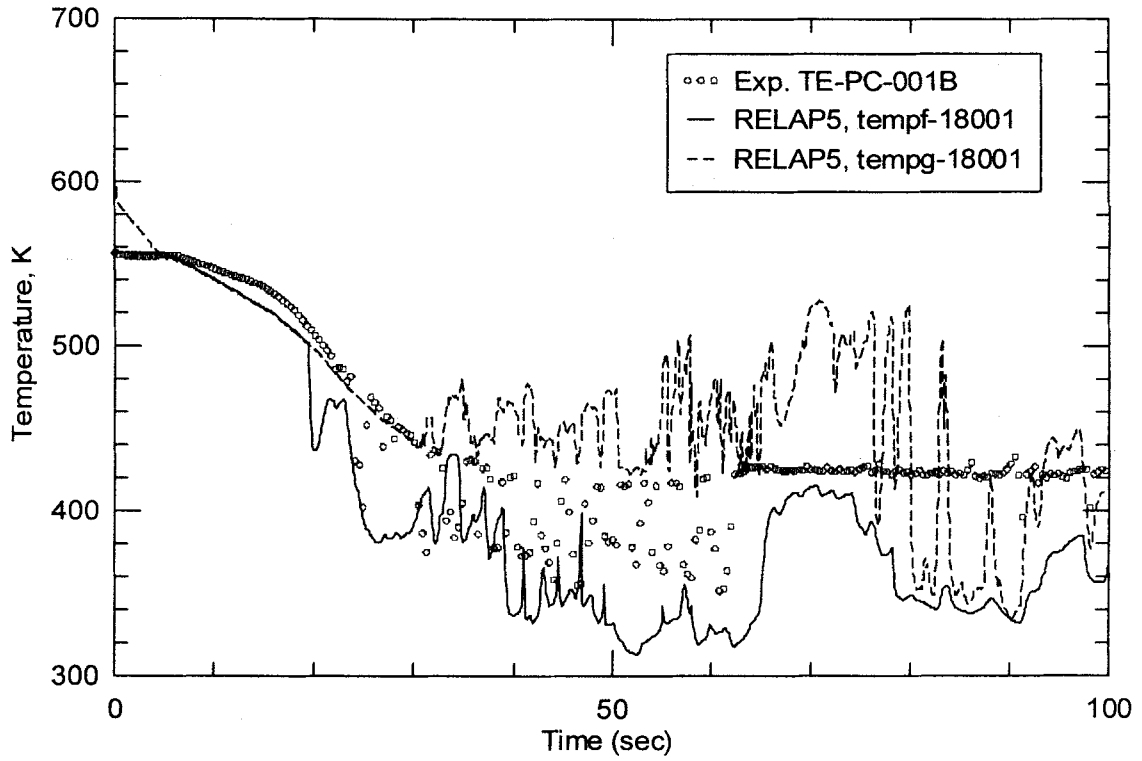


그림 2-3-2-8 기본 계산 결과 (정상 루프 저온관 온도)

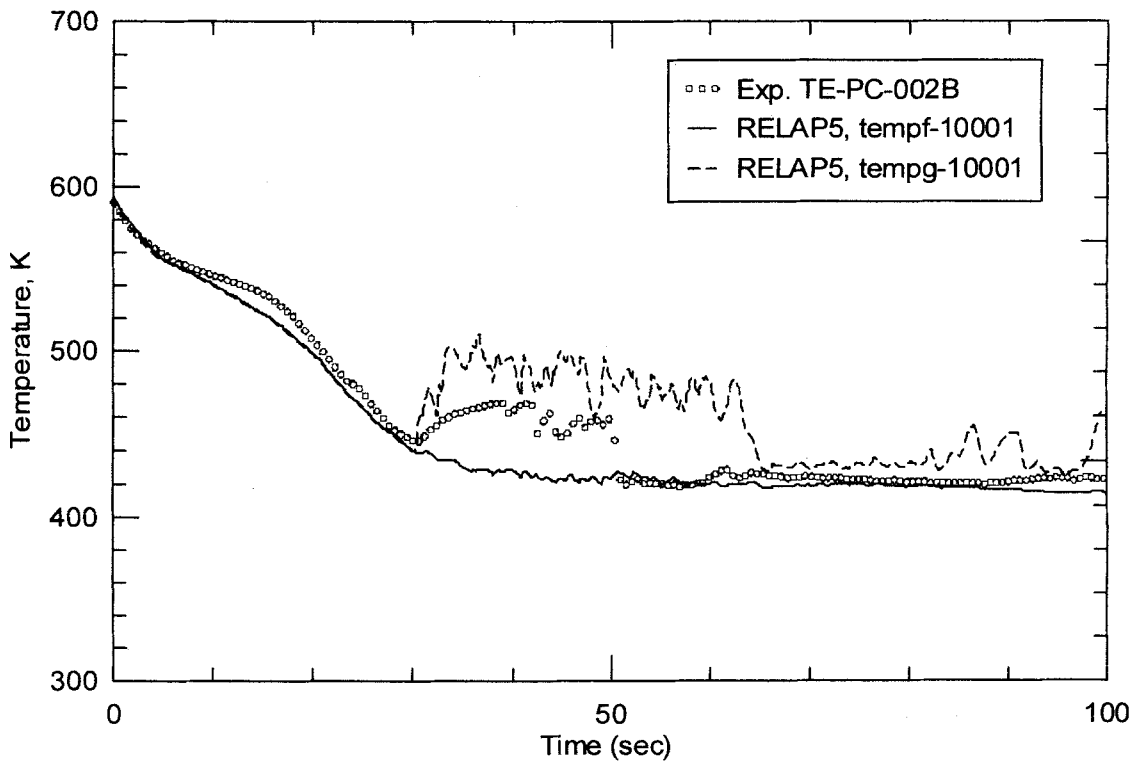


그림 2-3-2-9 기본 계산 결과 (정상 루프 고온관 온도)

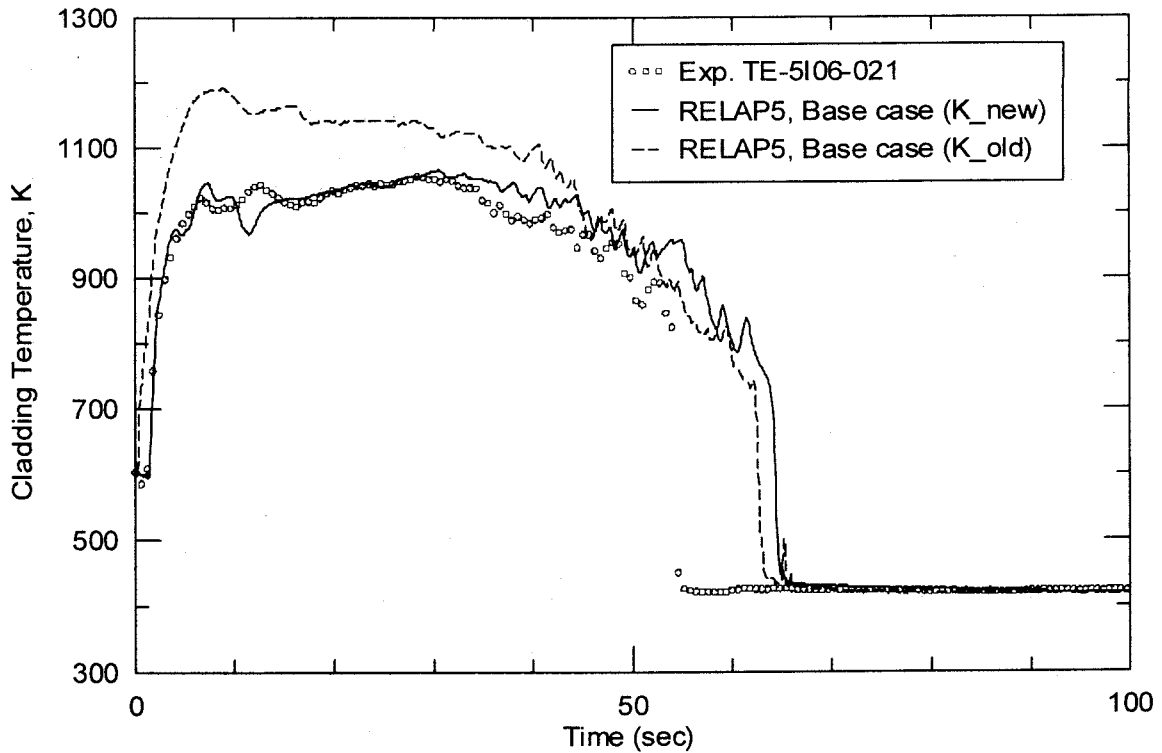


그림 2-3-2-10 기본 계산 결과 (핵연료 피복재 온도)

이 그림에서 20초 이후에 정상루프 쪽의 강수관 수위와 파단루프 쪽의 강수관 수위가 크게 차이나지 않는 것을 알 수 있으며, 이로부터 현재의 RELAP5 코드 및 모델링에 의해 비상노심냉각수의 우회 현상이 비교적 보수적으로 예측되었음을 알 수 있다. 즉 현재의 강수관 모델링에서 두개의 유로간의 교차류의 손실계수가 작게 설정되어 정상루프 강수관과 파단루프 강수관 사이의 유동에 제한을 덜 주고 그 결과 양 채널에서의 수위 차이가 크지 않게 되었다는 것이다. 만일 손실 계수를 더 크게 준다면 채널간 교차유동이 제한되어 보다 많은 물이 정상루프 강수관 채널에 축적되고 노심으로 더 많이 유입되어 결과적으로 피복재 온도를 낮추게 될 것이다.

따라서 강수관 채널간의 교차류 손실계수가 ECC Bypass를 묘사하는 데 적절한 변수이다. 이를 고려하기 위해서는 손실계수의 불확실도를 정량화 할 수 있는 실험 데이터가 필요하며, 만일 이 실험 데이터가 가용하다면 불확실성 변수로 취급하여 통계적으로 최종 불확실도에 고려될 수 있다. 혹은 ECC Bypass의 적절한 수준을 예측하는 손실계수를 찾아서 현재의 설정치와의 차이가 주는 영향을 계산하여 바이어스로서 최종 결과에 고려해 줄 수도 있다. 이에 대해서는 추후 연구가 필요하다.

LOFT L2-5 실험 데이터 및 실험 관련 서류에서 스팀바인딩에 대한 기술은 없다. 따라서 본 실험에서는 노심 및 상부플레넘에서의 증기화 및 물의 견인, 그리고 결과

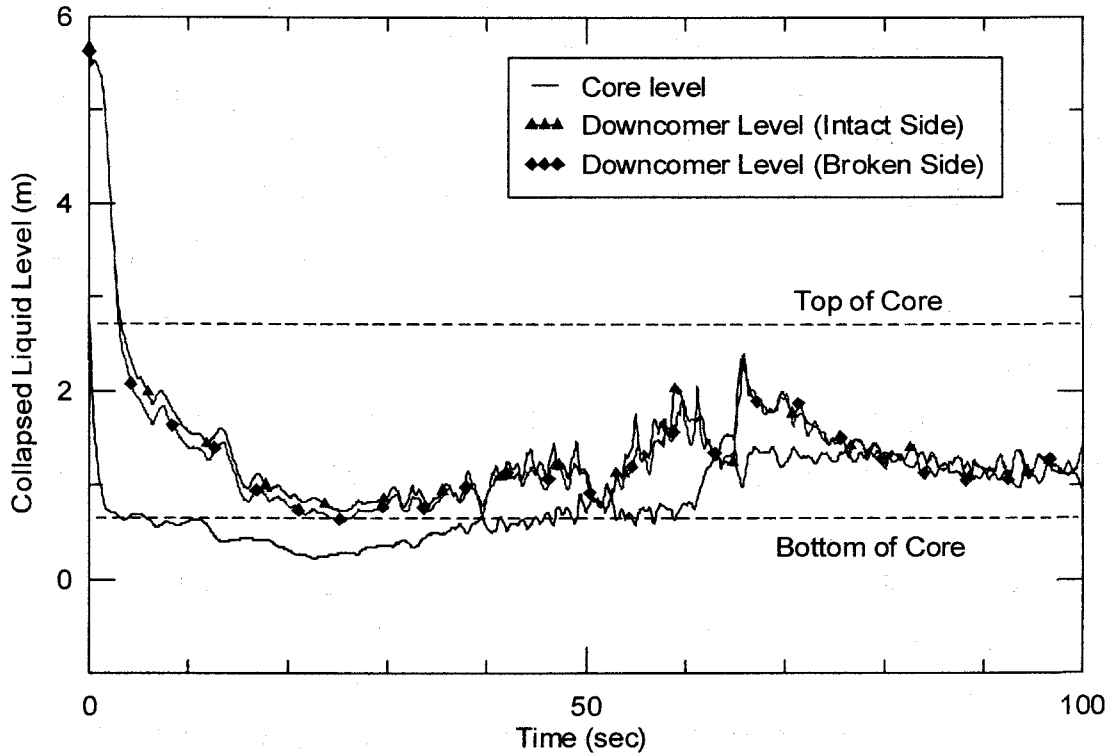


그림 2-3-2-11 기본 계산 결과 (원자로용기 노심 및 강수관 수위)

적인 노심 수위 증가 억제 현상이 두드러지게 관찰되지 않았음을 알 수 있다. 또한 코드 계산에서도 스팀바인딩이 어느 정도 예측되었는지 확인하지 못했다. 따라서 본 LOFT L2-5 실험 평가 계산에서는 스팀바인딩에 대한 바이어스를 고려하지 않는다. 그러나 실제 발전소 적용을 위해서는 이에 대한 추후 연구가 필요하다.

차. 제 10 단계 (코드/모델의 정확성의 영향 평가)

본 단계는 SET 및 IET 평가 결과로부터 결정된 코드 정확도 (평균값의 차이)가 발전소 PCT에 미치는 영향을 평가하는 데 목적이 있다. 만일 Default 모델이 정확한 것이 아니라면, 즉 실험데이터의 평균을 예측하는 것이 아니라면, 그 결과 또한 평균으로부터 벗어난 정도에 상당하는 계산 결과를 제공하게 된다. 따라서 개별 모델의 정확도에 의한 영향을 평가해야 하고 최종 결과에 고려해 주어야 한다. 이 사항은 전장의 (2-3-1-1)식의  $B_{SET}$ 에 해당한다.

앞 단계의 평가에 의하면, (1) 간극 전도능의 평균은 실험데이터 보다 1.085 배 편향되어 있다. 이 0.085의 바이어스는 PCT를 낮게 예측하므로 비보수적이다. 따라서 이 영향이 고려되어야 하며, (2) 파단 방출계수의 평균은 실험데이터보다 0.947배 편향되어 있는데 이 영향을 크지는 않으나 PCT를 낮게 예측할 수 있으므로 그 영향을 고려해야 한다. 그리고 (3) 나머지 불확실성 변수들은 실험데이터의 평균에 거의 일치하고 있으므로 별도의 바이어스는 고려하지 않아도 될 것으로 판단된다.

본 방법론에서는 다음 단계에서 설명되겠지만 불확실성을 결합하는 과정에서, 계산-실험데이터 비교의 표준편차에 해당되는 불확실도(정규분포의 경우 2-sigma)만을 고려하는 것이 아니고 변수 Range 전체를 고려하기 때문에 평균값의 바이어스도 동시에 고려된다. 따라서 평균값의 바이어스에 의한 영향은 별도로 고려할 필요는 없다.

그러나 특정 모델이 결정적으로 데이터를 비보수적으로 예측하는 경우에는 이를 불확실성 인자에 포함시키지 않고 별도의 바이어스로 처리한다. 또한 최초 PIRT 과정에서 중요한 현상으로 선정되었으나 이에 대한 코드 모델이 부재하거나 모델링 방법에 결정적인 문제가 있는 경우에는 이 영향을 바이어스로 고려해 주어야 한다.

앞 단계의 평가에서 축압기에서 주입되고 냉각재에 용해된 불용축성가스의 영향에 대해서는 코드에 적합 모델/변수가 없어 이에 대한 별도의 고려가 필요한 것으로 나타났다. 본 연구에서는 이를 위하여, 1) 불용축성 가스가 초기에 원자로계통 내에 미량 존재하지 않는 경우, 2) 축압기 주입을 수위에 의해 차단하지 않은 경우에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 한편 기본 계산에서는 불용축성 가스가 초기에 원자로계통 내에 미량 존재하는 것으로 모델한 경우이다. 그림 2-3-2-12는 이들 경우를 기본계산 및 실험치와 비교하여 제시하였다. 그림에서 보는 바와 같이 축압기로부터 차단없이 질소가스가 계속 주입되는 경우에는 결과적으로 냉각재의 노심 유입을 촉진하여 PCT를 낮추는 결과를 얻을 수 있다. 불용축성 가스가 존재하지 않는 경우에는 이 영향으로 급냉시점이 좀더 지연된다는 것을 알 수 있다. 그러나 조사된 어느 경우에도 기본 계산보다 높은 PCT를 보이지 않았으므로 별도의 바이어스를 고려할 필요가 없음을 알 수 있다.

본 연구에서는 수행하지 않았지만, 추가적인 IET 평가 계산을 수행한다면, 코드 계산 결과와 실험데이터 간의 차이에는 개별 모델들의 상호 작용, 결합 및 상쇄 효과들이 반영되어 있을 것이고 또한 Nodalization을 포함한 사용자 모델링의 효과가 반영되어 있을 것이다. 이러한 영향( $B_{IET}$ )을 최종 결과에 반영해 주어야 한다. 물론 개별 모델들의 정확성의 영향과 모델간 결합에 의한 영향에는 공통되는 부분이 있으므로 중복 고려되는 부분이 있겠지만 현재 기술 수준에서 이들을 엄격하게 구별

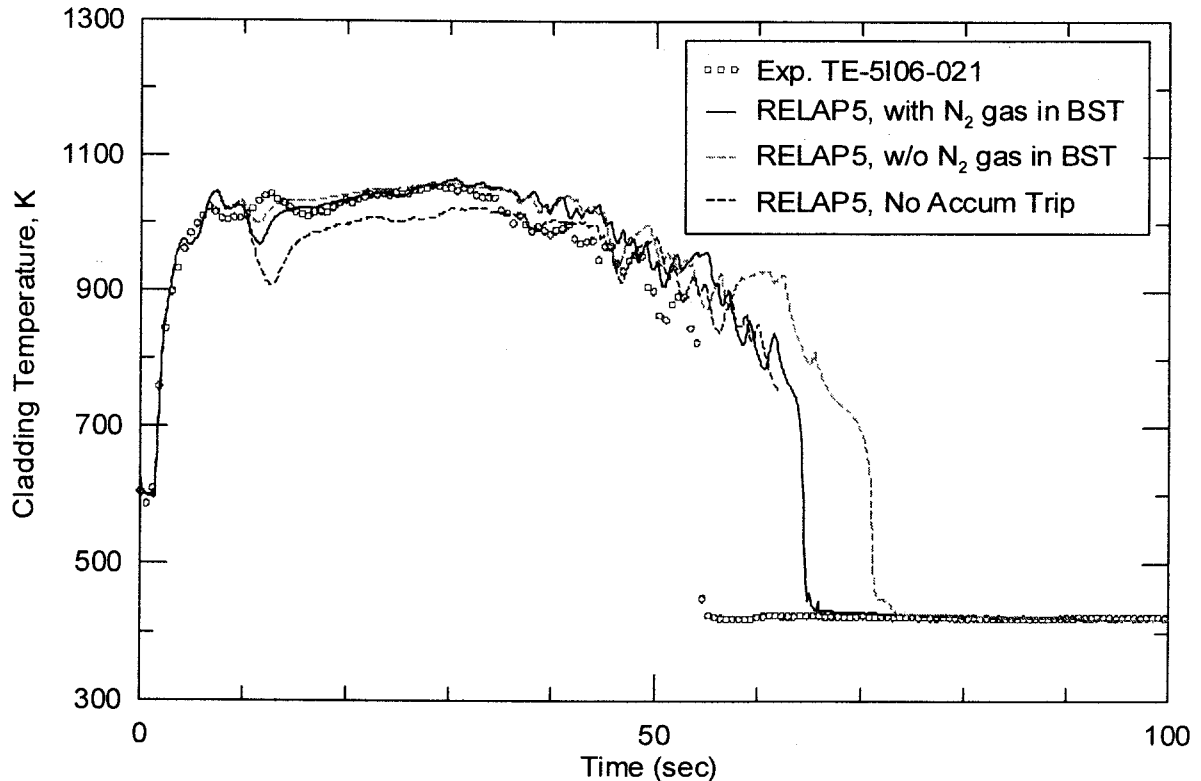


그림 2-3-2-12 축압기 주입 비응축성 기체 거동에 대한 민감도 분석

할 수 없는 만큼 보수적으로 고려해 주는 것이 타당하다. 만일 이러한 바이어스에 의한 PCT 영향이 음의 값을 갖는다면 보수적으로 무시할 수 있다. 따라서 플랜트 계산 이전에 코드가 가지고 있는 정확성의 영향을 개별 모델 및 모델 결합 그리고 사용자 효과 등에 따른 PCT 영향을 결정하고 최종 결과에 반영해야 한다.

#### 카. 제 11 단계 (스케일의 영향 평가)

본 단계에서는 주요 현상을 나타내는 코드 불확실성을 구성하는 인자들 (불확실성 변수)의 바이어스 및 불확실도를 결정하는 데 스케일의 효과가 개입되어 있는가 평가하고 이 영향이 있다면 이를 평가하여 고려한다. 본 연구에서는 이에 대해 특별히 평가를 수행하지 않았으나 기존 결과[2-3-5]와 비교해 볼 때 현재의 RELAP5/MOD3.3 코드가 기존 코드보다 모델 개선 및 평가를 수행하면서 보다 우수한 스케일 능력을 가지고 있을 것으로 판단된다.

그러나 ECCS Bypass, 스팀바인딩과 같은 현상은 여러가지 열수력 모델들이 복잡하게 결합되어 예측되며, 이들은 스케일에 따라 다른 결과를 줄 수 있다. 또한 실험 결과에 의하면 이들 현상은 스케일에 따라 다르게 발생할 수 있으므로 이들에

대해서는 스케일 효과를 고려해 주거나 불확실성 평가시에 실험 규모 실험데이터를 사용하거나 해야 한다. 이에 대해서는 향후 상세한 스케일링 문제가 어느 정도인지 실험 및 해석에 의해 평가할 필요가 있다.

#### 타. 제 12 단계 (원자로계통 변수의 영향 평가)

전 단계에서 결정된 개별 불확실성 변수들은 주로 코드 모델에 관련된 것이었다. 출력 침투계수, 핵연료 열전도도 등 일부 변수들은 발전소 핵연료 설계에 관련된 것들이 있었으나 본 방법론에서는 이를 코드 모델에 관련된 것으로 취급하였다. 축압기 불응축성 가스 온도 및 압력은 또한 발전소 운전 데이터로부터 불확실성 범위를 결정할 수 있으나 코드 모델에 관련된 것으로 취급하였다. 따라서 본 단계에서는 전 단계까지 고려되지 않은 발전소 변수들 중 불확실성 분석에 추가로 고려되어야 하는 것들이 있는지 조사하여 평가한다. 이 단계는 실제 발전소 운전에서는 매우 중요한 부분이다. 운전 온도, 노심출력분포, 핵연료 에너지 재분포 계수 (Relocation Factor), 격납건물 설계 변수 등 많은 기술지침서 제한치들의 완화를 위하여 본 단계가 활용될 수 있다. 본 연구는 추가적인 원자로 계통 불확실성 변수는 고려하지 않는다.

#### 파. 제 13 단계 (불확실도의 결합 및 바이어스 평가)

본 단계에서는 전 단계까지 결정된 코드 모델 및 변수의 불확실성 범위 및 플랜트와 관련한 개별 변수 불확실성을 통계적으로 결합한다. 현재 불확실성 변수로 정의된 변수들은 다음과 같다.

X(1) = Single phase discharge coefficient

X(2) = Gap conductance

X(3) = Fuel thermal conductivity

X(4) = Decay heat

X(5) = Core power

X(6) = Pump 2-phase head degradation multiplier

X(7) = Pump 2-phase torque degradation multiplier

X(8) = Groeneveld CHF Lookup table

X(9) = Chen nucleate boiling HTC

X(10) = Transition boiling heat flux

X(11) = Dittus-Boelter convective heat transfer coefficient (liquid)

X(12) = Dittus-Boelter convective heat transfer coefficient (vapor)

X(13) = Bromley film boiling heat transfer coefficient

이들 변수의 범위와 분포 형태는 표 2-3-2-7에 제시된 바와 같다. 이들의 불확실성을 통계적으로 결합하는 과정은 다음과 같다.

- 1) 이들 13개의 불확실성 변수 조합의 범위와 분포에서 59개 세트의 단순 임의 추출 (Simple Random Sampling, SRS)을 수행한다. 이 때 임의 추출을 위해서 참고문헌[2-3-2-3]의 컴퓨터 프로그램을 사용한다.
- 2) 13개의 변수중 코드 모델에 배수를 곱해 주는 형태로 반영되어야 하는 X(8)~X(13)에 대해서는 해당 코드 모델을 Dialng을 할 수 있도록 코드를 수정하였다. 코드 수정에 대한 사항은 부록 3에 제시하였다. 배수의 크기를 나타내는 Dialng 입력자료는 기존의 과도 상태 입력자료 제일 뒤쪽에 추가하도록 한다. 이 결과, 59개의 과도상태 입력자료가 생산되도록 한다.
- 3) 정상상태 입력자료에 불확실성을 반영하는 변수 X(1)~X(7)에 대해서는 SRS 결과를 읽어 들여 해당 부분을 수정하여 59개의 입력자료를 생산한다.
- 4) 59개의 정상상태 입력자료를 이용하여 RELAP5 계산을 수행한다.
- 5) 59개의 정상상태 계산 출력 파일에서 Restart number를 검색하고 이를 59개의 과도상태 입력자료 해당 위치에 반영시킨다.
- 6) 59개의 정상상태 Rstplt 화일 및 59개의 과도상태 입력자료를 이용하여 과도상태 계산을 수행한다.
- 7) 59개 과도상태 계산 결과로부터 PCT를 검색하고 PCT95/95를 결정한다.

이러한 59개 계산 결과 얻어진 피복재 온도 거동은 그림 2-3-2-13에 제시하였다. 59회 계산 결과 중에는 앞서 언급한 바와 같이 비응축성 가스의 거동에 의해 계산 중단된 경우도 있었으나 대부분 PCT 발생시점 이후의 축압기 주입 종료 및 고갈 시점에서 발생한 것이어서, PCT의 불확실성을 평가하는 최종 목적에는 영향을 주지 않는다. 이 그림에서 대부분의 계산 결과는 기본계산 주위에 모여 있으나 일부 노심 가열이 지연되고 온도 상승이 작은 경우 그리고 극단적으로 초기에 급격한 피복재 온도 상승을 가진 경우도 발견된다. 각 경우에서 PCT를 검색하고 그중에서 최대 값은 PCT95/95에 해당된다. 따라서,



$$PCT_{95/95} = 1279.84K \dots\dots\dots(2-3-2-1)$$

로 평가되었다.

그림 2-3-2-14에는 각 계산에서 얻어진 PCT의 분포를 보여주는 히스토그램과 이들의 누적 확률을 제시하였다. 이 그림에서 보듯이 현재의 59회 샘플링 계산 결과는 완전한 정규 분포를 구현하지 못한다. 59회 계산에서 평균값 및 표준 편차는 각각 다음과 같다.

$$PCT_{mean} = 992.73K$$

$$Standard\ Deviation,\ \sigma = 157.65K \dots\dots\dots(2-3-2-2)$$

한편 이전 단계에서 언급한 바와 같이 LOFT L2-5실험을 평가 계산하는데 있어 추가적으로 해야 할 바이어스는 없는 것으로 평가된 바 있다. 이들을 정리하면 다음과 같다.

- 1) SET 평가 결과는 불확실성 결합에서 고려하였으므로 별도 바이어스는 없다. ( $B_{SET} = 0$ )
- 2) IET 평가를 수행하지 않았으므로 IET 비교에 의한 바이어스는 없다. ( $B_{IET} = 0$ )
- 3) ECC Bypass 현상 예측에 따른 바이어스를 별도로 평가하지 않았지만 기존 방법론 예시계산에서도 보인 바 있듯이, 결과적으로 스케일이 커질수록 부의 바이어스를 제공하므로 이를 무시한다 ( $B_{EB} = 0$ )
- 4) 스팀바인딩에 대해서도 별도의 평가를 수행하지 않았다. ( $B_{SB} = 0$ )
- 5) RELAP5 코드가 가지고 있지 않은 냉각재에 용해된 불용축성 가스의 거동에 따른 효과는 본 연구에서 조사한 범위안에서는 PCT 상에 큰 변화를 주지 않았다. ( $B_{N2} = 0$ )
- 6) 특별히 발전소 계통 변수에 대한 바이어스는 고려하지 않았다. ( $B_{PLANT} = 0$ )

하. 제 14단계 (최종불확실도의 결정)

본 단계에서는 전 단계에서 결정된  $PCT_{95/95}$ 과 바이어스 들을 결합하여 최종 PCT를 결정한다. 앞서 설명한 바와 같이 추가적으로 고려할 바이어스는 없으므로,

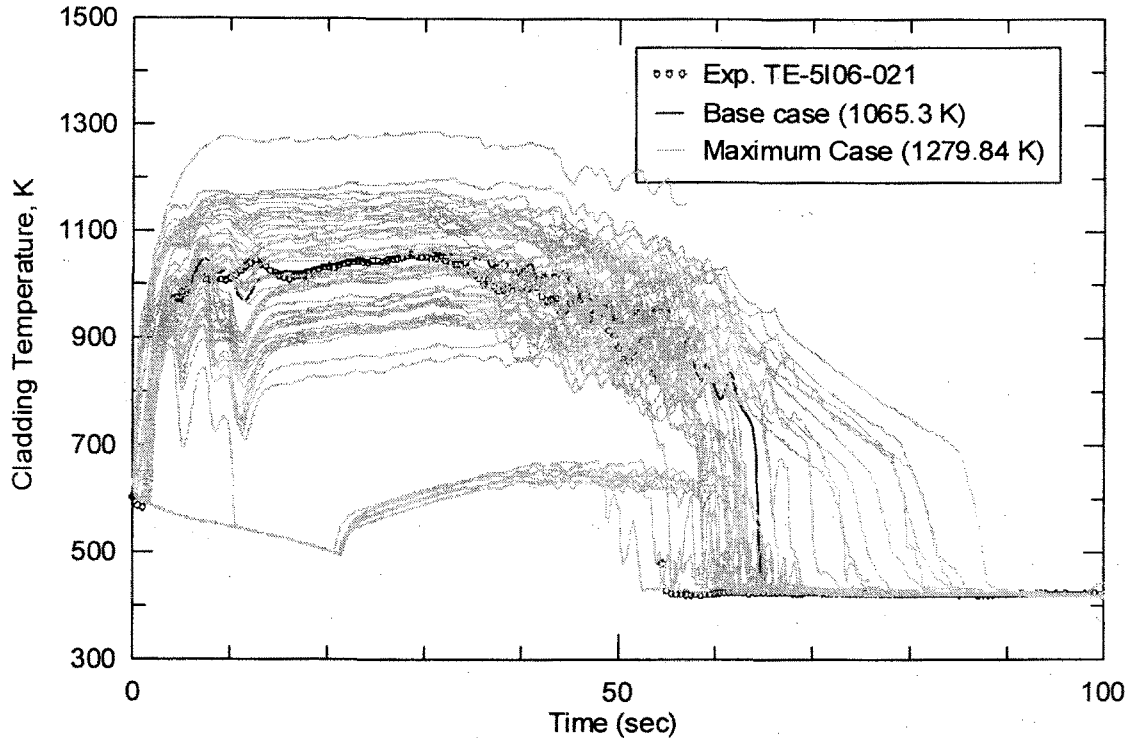


그림 2-3-2-13 59회 불확실성 계산 결과 (피복재 온도)

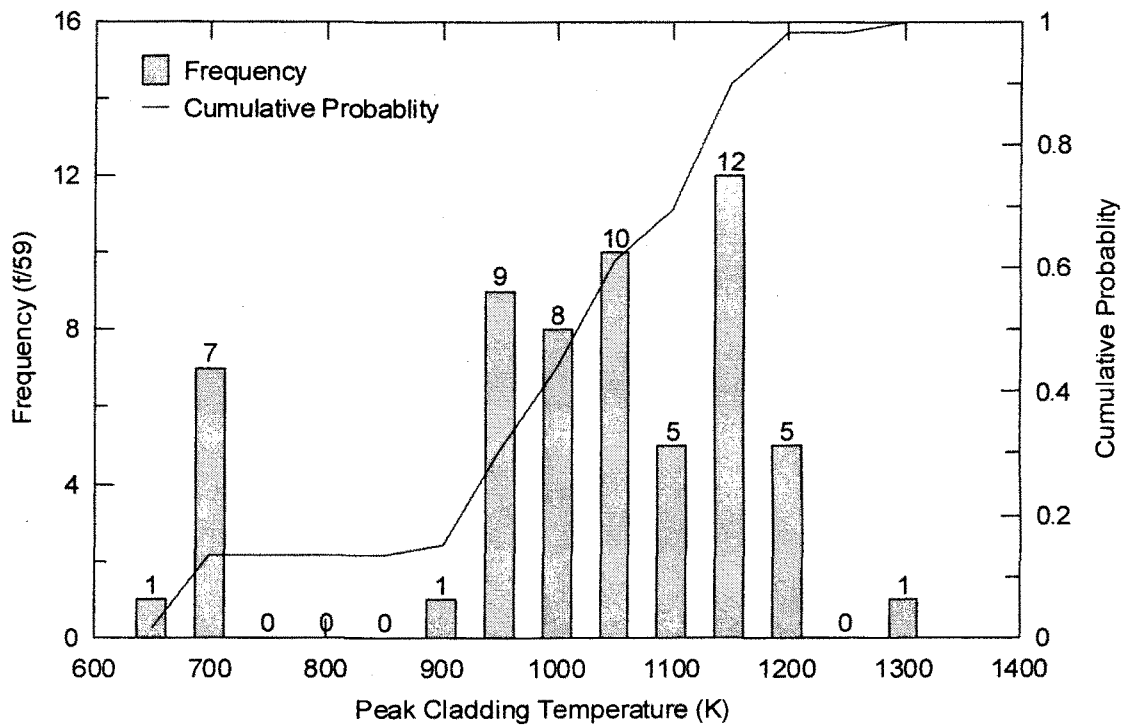


그림 2-3-2-14 59회 불확실성 계산 결과 PCT 분포 및 누적확률

$$\begin{aligned}
 PCT_{final} &= PCT_{95/95} + B_{SCALE} + B_{SET} + B_{IET} + B_{PLANT} \\
 &= 1279.84 + 0 + 0 + 0 + 0 = 1279.84 \quad \dots\dots\dots(2-3-2-3)
 \end{aligned}$$

를 얻을 수 있다. 전체 계산 불확실도는 앞서 59회 계산의 평균으로부터 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\delta PCT_{final} = PCT_{final} - PCT_{mean} = 1279.84 - 992.73 = 227.11 K \quad \dots\dots\dots(2-3-2-4)$$

앞에서도 언급했지만 전체 계산 불확실도가 이와 같이 크게 평가된 이유는 개별 모델의 불확실성 범위가 전반적으로 과대 설정된 데 연유한다. 예를 들면 59회 계산 중 최대 PCT를 보인 22번 계산에서 Bromley 막비등 열전달계수를 0.58 대신 1.0을 대입하여 재계산한 결과 불확실도를 대략 100 K 정도 낮출 수 있는 것으로 확인되었다. 다른 변수들도 정도의 차이는 있으나 복합적으로 영향을 주었을 것으로 예상되는 바 Bromley 막비등 열전달모델 등을 포함하여 일부 변수들에 대한 정밀한 조정이 필요한 것을 알 수 있다.

이상과 같이 비모수 통계학의 Wilk's 공식에 기초하여 제시된 59회 계산에 의한 불확실도 결정 방법은 불확실성 평가의 타당성 및 처리 방법의 경제성을 향상시킬 수 있었다. 이는 기존 방법에 비해 더 많은 13개의 불확실성 변수를 반영한 예시계산을 통해서 입증되었다.

전체 불확실성 평가 결과는 노심 열전달 모델과 같은 불확실성 변수의 범위에 민감하게 영향을 받으므로 실제 발전소 적용에 앞서 신중하게 결정되어야 한다. 또한 비상노심냉각수 우회, 스팀마인딩 등과 같은 현상에 대한 불확실성 혹은 바이어스를 결정하기 위한 데이터 확보 및 코드 평가가 요구된다.

## 제 4 절 3차원 노심동특성 방법론 규제검증기술 개발

### 1. 3차원 노심동특성/계통 열수력 연계 검증기술 개발

사고해석을 수행하는데 있어서 노심출력 변화는 사고결과에 중대한 영향을 미치는 것으로 알려져 있으며, 특히 제어봉방출사고, 주증기관파단사고 등과 같은 노심출력 변동이 큰 사고의 안전성 분석에 있어서 출력 거동 예측이 무엇보다 중요하다. 과거에 개발된 대부분의 노심출력 거동 예측 모델은 단순한 점동특성(Point-Kinetics) 또는 1차원적(1-Dimensional) 노심동특성 방법에 근거하여 개발되었으며, 이 방법은 주요 원자로변수를 바운딩되게(Bounding) 선정할 수 있는 보수적인 방법으로 단순하고 반복 계산이 용이하여 원자력시스템의 노심 설계에 기본적으로 사용되고 있다.

최근에 핵설계 기술이 지속적으로 개선/개발되고 컴퓨터 성능이 획기적으로 개선됨에 따라 복잡한 노심계통을 다차원으로 모델하여 과도상태시 노심출력 변화를 3차원으로 계산할 수 있는 기술적 수준에 이르렀으며, 설계자는 이와 같이 3차원 노심동특성 방법론을 사고해석에 실제로 적용함으로써 운전 여유도를 개선하여 경제성 향상을 도모하고 있다. 점동특성 또는 1차원적 노심동특성 모델에서 사용되는 변수는 상대적으로 적으며, 그 추이가 단순하고 적용이 용이하여, 그의 타당성을 규제 검토하는데 쉬운 반면에 다차원 노심동특성 모델에서는 고려해야 할 변수가 비교적 많을 뿐만 아니라 그 추이가 단순하지 않기 때문에 그의 적용 타당성을 규제 검토하는데 많은 노력이 수반될 것으로 예상된다.

아울러 핵연료 건전성과 관련된 핵연료 손상 제한치의 일부가 고연소도핵연료에 대해 현재의 허용기준보다 상당히 낮아질 수 있다는 연구결과가 현재 주요 안전 현안으로 연구되고 있다. 결국 핵연료의 연소도를 높여가는 어느 시점에서는 보수적인 방법인 점동특성 및 1차원적 노심동특성 모델로 계산된 일부 사고해석 결과는 사고해석 허용기준을 만족시키는데 상당한 운전여유도 손실을 감수해야 하는 상황에 놓일 수 있다. 따라서 이것은 3차원 노심동특성 방법론의 사고해석 적용성 연구를 수행하는 하나의 요인이 되고 있다.

이에 따라 세계 원전 선진국에서는 다양한 3차원 노심동특성 방법론이 개발되고 있으며, 실제 사고해석에 적용할 수 있는 단계에 와 있다. 미국 NRC에서도 3차원 노심동특성 코드인 PARCS를 개발하여 규제검증 체계를 구축 중에 있다. PARCS 코드는 RELAP5, TRACE 코드 등과 함께 CAMP(Code Application and Maintenance

Program) 국제공동연구 프로그램을 통해 각 회원국에게 보급되고 있다. PARCS 코드는 미국 NRC의 3차원 노심동특성 규제검증 코드로서 현재에도 지속적으로 개발 및 개선되고 있으며, 가장 최신 버전인 PARCS 2.3Beta가 NRC를 통해 CAMP 회원국에게 배포되었다.

최근에는 PARCS와 RELAP5 또는 PARCS와 TRACE를 연계하여 사고해석을 수행할 수 있는 3차원 노심동특성 및 계통 연계 통합 코드가 개발되었다. 본 중장기 연구에서는 PARCS 코드 또는 PARCS/RELAP5 연계코드를 사용하여 3차원 노심동특성 방법을 사용하여 규제검증 계산을 수행할 수 있는 체계를 구축하였다.

#### 가. CASMO-3/PARCS 코드 체계

3차원 노심동특성 방법을 사용하는 PARCS 코드는 2 그룹의 에너지 균정수 (Cross Section)의 데이터를 필요로 한다. 2군 에너지 균정수는 핵설계 격자코드로서 계산이 가능하며, 한국원자력안전기술원에서 사용 가능한 격자코드로는 CASMO-3, HELIOS 등이 있다. 본 중장기 연구에서는 CASMO-3를 사용하여 균정수 데이터를 계산하고, 이 값을 PARCS 코드의 입력자료에 사용할 수 있는 체계를 구축하였으며, CASMO 출력을 PARCS에 입력으로 자동적으로 변환하여 사용하기 위한 Post-Processor가 개발되었다. 그림 2-4-1-1은 CASMO-PARCS 연계 체계도를 보여주고 있다.

#### 나. PARCS/RELAP5 코드 체계

미국 NRC는 3차원 노심동특성 방법론을 계통 열수력 코드에 도입하기 위해서 PARCS 코드와 RELAP5 코드를 연계하여 계산할 수 있는 체계를 완성하였다. 본 중장기 연구에서 PARCS/RELAP5 코드 수행 체계를 수립하였다. 한국원자력안전기술원은 다년간의 선행 연구를 통해 RELAP5 코드 Stand Alone 계산 수행 체계는 거의 완성되었다고 볼 수 있다. 따라서 PARCS/RELAP5 코드 체계 수립을 위해서는

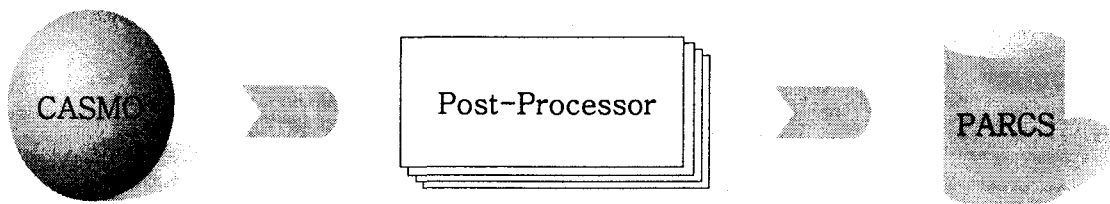


그림 2-4-1-1 CASMO-PARCS 코드 입력 체계

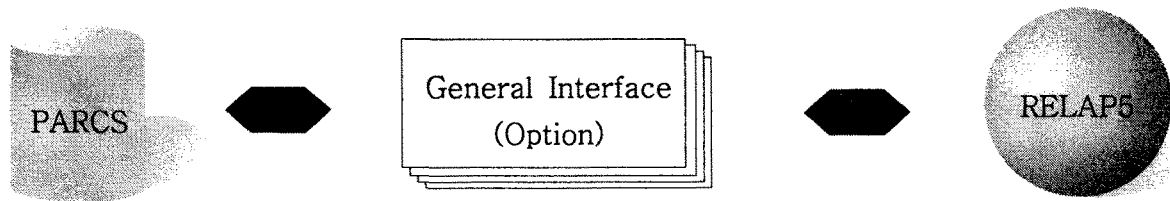


그림 2-4-1-2 PARCS-RELAP5 코드 체계

PARCS 계산 체계 구축이 무엇보다 시급하다. PARCS 계산 체계는 앞에서 설명한 CASMO-3/PARCS로부터 PARCS 코드의 입력자료(Input Deck)가 완성된다.

PARCS/RELAP5 코드 체계는 PARCS 수행과 RELAP5 수행이 독립적으로 수행된다는 것이며, 단지 이 두 체계를 연계하는 GI(General Interface)를 작성하여 상호 데이터의 교환이 이루어진다. GI 입력자료는 PARCS의 원자로심 모델링과 RELAP5의 원자로심 모델링이 상호 대응되도록 노드들을 연결하여 구성된다. PARCS 계산을 통해 3차원 원자로 출력이 계산되고 이 값들은 GI를 통해 RELAP5에 전달된다. 그리고 RELAP5는 PARCS의 원자로심 출력을 바탕으로 전체 노드에서의 온도를 계산하고, 이 온도값들은 GI를 통해 PARCS에 전달된다. 이와 같은 프로세스가 정해진 매 시간간격별로 반복적으로 수행된다.

최신 버전에서는 GI 프로세스를 선택사항으로 처리할 수 있게 구성하였으며, 특별한 경우를 제외하고는 일반적으로 연계 프로그램 내부에서 자동적으로 노드들을 연결되도록 하고 있어 GI 프로세스를 필요로 하지 않는다. 그림 2-4-1-2는 PARCS-RELAP5 코드 입력 체계를 보여주고 있다.

## 2. 3차원 노심동특성 모델을 사용한 제어봉 방출사고 분석

선행 연구에서 PARCS/RELAP5 연계 코드를 사용하여 현재 운전중에 있는 상업용 원자력시스템에 대한 주증기관 파단사고를 수행하였다 [2-4-2-1]. 이 연구에서는 PARCS 버전 1.1을 사용하였으며, 이것을 주증기관 파단사고를 수행하기에는 PARCS에 사용되고 있는 선형 균정수 모델이 적절하지 않은 것으로 나타났다. 즉 냉각재온도가 크게 변하는 주증기관 파단사고시에 PARCS 버전 1.1의 균정수 모델은 계환 반응도를 적절히 묘사하지 못 하고 있음을 보여주었다.

제어봉방출사고는 노심에 순간적으로 반응도가 삽입되는 사고로써 노심출력 및 핵연료온도 변화가 급격히 변화는 사고이며, 냉각재온도에는 비교적 적은 영향을 미친다. 따라서 제어봉방출사고는 냉각재입구 온도를 경계조건을 PARCS Stand Alone 계산만으로도 충분히 묘사가 가능한 것으로 알려져 있다. 본 연구에서 PARCS 코드를 사용하여 제어봉방출사고를 분석함으로써 3차원 노심동특성 방법론에 대한 규제검증 기술 확립 및 특성 평가를 수행하고자 한다. 특히 3차원 노심동특성 방법론에 있어서 중요한 민감도변수를 도출하고 그 영향을 평가하여 불확실도를 정량화한다. 불확실도 정량화는 우선 원자로심의 기본모델로써 제어봉방출사고를 분석하고, 특정 민감도변수 값을 변화시켜 그 영향을 평가함으로써 수행된다.

### 가. 원자로심의 PARCS 기본모델

제어봉방출사고 해석을 위해 고리 1호기 19주기 BOC 노심을 선정하였다. 고리 1호기 원자로심에 대한 PARCS 모델링은 과거 PARCS/RELAP5를 사용한 주증기관 파단사고를 분석한 X-Y-Z Nodalization을 그대로 사용하였으며, 본 Nodalization은 참고문헌 [2-4-2-1]에 상세히 기술되어 있다. 단지 주증기관 파단사고에서는 주기말(EOC) 노심을 사용하였으나, 본 연구의 모델에서는 주기초(BOC) 노심을 사용한다는 면에서 차이가 있다. 제어봉방출사고를 위해 사용된 고리 1호기 19주기 BOC의 원자로 초기변수는 표 2-4-2-1과 같다. 이에 대한 상세 내용은 참고문헌 [2-4-2-2]에 제시되어 있다.

제어봉방출사고는 영출력 상태가 보수적인 것으로 알려져 있다. 본 연구의 기본 모델은 영출력 (1.0x10<sup>-4</sup>%FP)의 초기조건을 사용한다. 그리고 방출제어봉은 노심 중앙에 있는 핵연료집합체에 위치하고 있는 완전 삽입된 하나의 제어봉집합체 (제어봉 그룹 C에 포함)가 방출된다고 가정한다. 제어봉/정지봉 위치에 대한 초기조건은 방출제어봉가 (Ejected Rod Worth)와 직접적으로 관련이 있기 때문에 사고에 상당한

표 2-4-2-1 제어봉방출사고 해석을 위한 PARCS의 기본모델

기본 모델 및 운전변수	값
Fuel Cycle	BOC
연소도	0 MWD/MTU
노심출력	1.0×10 <sup>-4</sup> %FP
반경방향 핵설계 노드 수 (핵연료집합체당 노드 수) - 핵연료집합체 (반사체)	177 개 (1×1) - 121 개 (56 개)
반경방향 열수력 노드 수	177 개
축방향 핵설계 노드 수	18 개
축방향 열수력 노드 수	18 개
제어봉 그룹 위치 (A, B, C, D)	완전 삽입
정지봉 그룹 위치 (SA, SB)	완전 인출
방출 제어봉집합체	노심 중앙핵연료집합체

영향을 미친다. 본 연구에서는 정지봉은 모두 완전 인출되어 있고, 제어봉집합체 그룹 A, B, C, D가 모두 완전 삽입되어 있는 제어봉 초기위치를 설정하였다.

3차원 노심동특성 방법론 사용에 있어서 CASMO-3 코드로 계산되는 균정수 생산 기준 설정이 무엇보다 중요하다. PARCS 균정수는 거시단면적 (Macroscopic Cross Section)을 사용하며, 붕소농도 (B), 핵연료온도 (Tf), 감속재온도 (Tm) 및 밀도 (D), 기공율 (Void Fraction,  $\alpha$ ) 그리고 Effective Rodded Fraction ( $\xi$ )을 1차 혹은 2차로 비례 함수화하여 이 변수들에 대하여 내삽 또는 외삽으로 거시단면적이 고려된다 [2-4-2-3].

본 PARCS 기본모델에서는 균정수의 선형계수를 계산하기 위해 각각의 변수에 대해 다음과 같은 두 조건의 값이 선정되었다.

	기준값 (B1)	최종값 (B2)
- 붕소농도 (ppm)	1000	2000
- 핵연료온도 (K)	870	1070
- 냉각재온도 (K)	575	597
- 냉각재밀도(g/cm <sup>3</sup> )	0.7225	0.7703



본 고리 1호기 19주기 BOC 운전노심에 대한 핵연료의 농축도와 연소도 분포는 그림 2-4-2-1에 제시되어 있다[2-4-2-4]. 원자로심에 대한 PARCS 입력자료의 핵연료 분류는 그림 2-4-2-2에 제시되어 있다. 핵연료 22개와 반사체 4개를 포함하여 핵연료 형태는 모두 26가지로 구성되어 있다. 본 기본모델에서는 축방향 연소도 효과가 고려되지 않았으며, 핵연료집합체의 평균 연소도를 가정하여 핵연료 형태를 분류하였다.

#### 나. 기본모델에 대한 제어봉방출사고 해석

기본모델에서는 노심 중앙의 핵연료집합체 내에 위치하고 있는 제어봉뱅크 C 군에 속해 있는 하나의 제어봉집합체가 방출되는 것으로 모델하였다. 이 제어봉집합체가 100ms 동안 완전히 방출된다고 가정하였다. 방출 제어봉집합체 이외의 초기 노심 구성은 모든 정지봉뱅크와 제어봉뱅크 A, B, D가 완전 인출되어 있고, 제어봉뱅크 C가 완전 삽입되어 있다. 이 조건에서 방출되는 중앙 제어봉집합체의 반응도가는 347pcm으로 계산되었으며, 이 반응도가는 주기초에 대해 약 \$0.56에 해당되는 것으로 이 정도의 반응도가 투입으로는 노심출력 증가와 핵연료의 최대 엔탈피 증가량은 미미해 사고해석 허용기준 관점에서 별 관심의 대상이 되지 않는다. 일반적으로 최소 즉발임계 이상 ( $\rho_{rod} > \beta$ )이 되는 반응도 투입에 대해서 핵연료가 영향을 받는 것으로 알려져 있다.

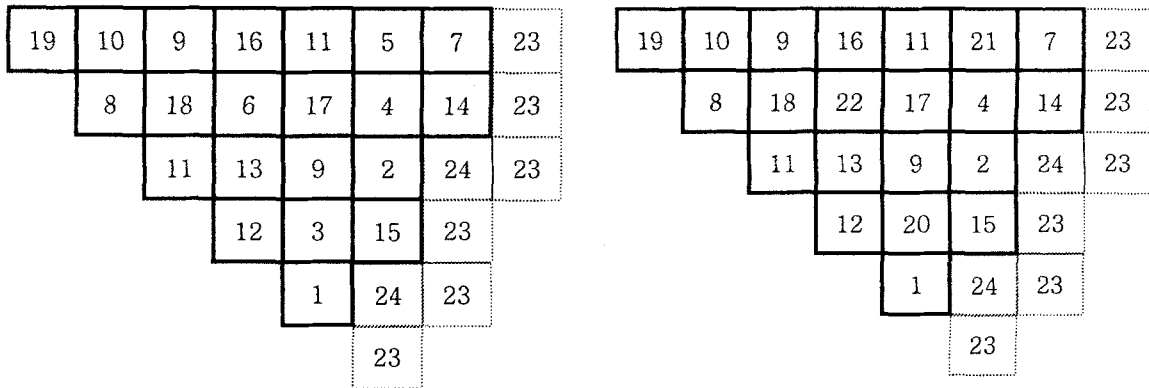
제어봉방출사고 해석을 위해서는 가장 큰 방출제어봉가를 기초로 분석하는 것이 중요하다. 실제로 노심의 제어봉과 정지봉 위치, 출력 준위, 노심 상태 등 여러 운전 조건에 따라 특정 제어봉의 반응도가는 상당히 큰 차이를 보여 주고 있는 것으로 알려져 있다. 따라서 여러 조건에서 최대의 방출제어봉가를 나타내는 노심조건을 찾아 사고해석을 수행해야 하지만, 이것은 상당히 많은 노력과 시간이 투입되며, 그 조건에서의 반응도가가 최대인지를 평가하는 것 또한 쉬운 일이 아니다. 이에 대한 하나의 해결 방안이 노심 운전조건과는 상관없이 주어진 노심에서 원하는 대로 방출제어봉가를 임의로 조절하는 것이다.

본 연구에서는 방출제어봉가의 임의 변경을 위해서 PARCS 균정수 입력변수로 고려되는 제어봉의 흡수 단면적을 일정량으로 변화시키면서 원하는 제어봉가를 양산하였다. 특히 기본계산을 위하여 노심 중앙 제어봉집합체의 흡수단면적을 정상값의 3배를 증가시켜 방출제어봉가를 \$1.18 (정상 흡수단면적에서 방출제어봉가는 \$0.56)가 되게 하였다.

0.808 39511	1.128 16316	1.157 13730	0.984 28424	1.144 16181	1.145 0	0.535 16247
1.128 16316	1.185 11746	0.940 32609	1.255 0	0.996 30284	1.220 0	0.373 33742
1.157 13730	0.936 32588	1.173 16234	1.215 18225	1.211 13375	0.997 0	
0.984 28424	1.250 0	1.214 18160	1.250 16155	1.149 0	0.417 34449	
1.144 16181	0.982 31464	1.207 13362	1.150 0	0.827 0		
1.145 0	1.216 0	0.993 0	0.416 34437			
0.535 16247	0.381 32190					

A	핵연료집합체 출력
B	핵연료집합체 연소도

그림 2-4-2-1 코리1호기 19주기 0 MWD/MTU에서 핵연료집합체 출력 및 연소도



(a) WABA가 없는 핵연료집합체

(b) WABA가 있는 핵연료집합체

그림 2-4-2-2 코리 1호기 19주기 0 MWD/MTU 노심의 PARCS 입력모델 (1/8 대칭 노심)

그림 2-4-2-3은 \$1.18의 방출제어봉가에 대한 노심 전체 출력 변화를 보여주고 있다. 또한 그림 2-4-2-4는 노심출력 변화를 예측할 수 있는 반응도 변화를 보여 주고 있다. 제어봉집합체가 방출된 후 노심출력은 급격히 증가하게 되지만 핵연료 온도 증가에 따른 Doppler 효과에 의해 음의 반응도가 투입되어 노심출력은 다시 급격히 감소하여, 노심출력 Pulse를 형성한다. 이 후 원자로는 정지신호에 의해 모든 정지봉과 제어봉이 삽입되어 점점 안정 상태로 유지한다. 이와 같이 형성된 노심출력 Pulse의 형태에 따라 핵연료의 건전성에 미치는 영향은 차이가 난다. 노심출력 Pulse를 대표하기 위해 정의된 상수로써 FWHM (Full Width at Half Maximum)이 있으며, FWHM은 최대 출력의 0.5배가 되는 두 시점간의 시간 간격으로 정의된다. 일반적으로 방출제어봉가가 크면, 최대 노심출력은 증가하지만 FWHM은 짧은 것으로 나타난다.

그림 2-4-2-5는 제어봉방출사고시 허용기준 중의 하나인 핵연료의 최대 엔탈피 증가량 (Maximum Enthalpy Rise)을 보여주고 있으며, 그림 2-4-2-6은 핵연료온도 변화를 나타내고 있다. 핵연료의 엔탈피는 핵연료온도 변화와 밀접한 관련이 있는 인자로서 서로 같은 경향을 보여주고 있다. 본 연구에서 계산된 핵연료의 엔탈피 증가량은 Nodal Method에서 계산된 핵연료집합체의 평균값이며, 핵연료의 Pin-by-Pin 값을 계산하는 Reconstruction 과정을 거치지 않았다. 본 연구의 목적은 특정 핵연료봉의 엔탈피 증가값의 타당성을 평가하는 것이 아니라, 제어봉방출사고시 엔탈피 거동의 전체적인 경향과 주요 노심변수에 대한 민감도 분석에 있기 때문에, 핵연료집합체의 평균 엔탈피 변화량만으로 충분하다.

결과적으로 기본모델에서 계산된 최대 엔탈피증가량은 13.905cal/g으로 나타났으며, 사고후 1.28초 후에 나타났다. 이 값은 핵연료집합체 노드 평균값으로써 핵연료봉의 최대값은 아니기 때문에 허용기준과의 비교함으로써 적절성을 평가할 수는 없다.

본 연구에서 계산된 핵연료 엔탈피 증가량 (Enthalpy Rise;  $\Delta H$ )은 핵연료 엔탈피 값 (Enthalpy;  $H$ )과 다르게 표현된다. 엔탈피 증가량은 사고 이전 핵연료의 초기 엔탈피 준위 ( $H_{pre}$ )를 기준으로 반응도 삽입으로 인해 엔탈피가  $H(t)$ 로 증가되었을 때, 변화량 즉  $\Delta H(t)=H(t)-H_{pre}$ 를 의미한다. 반면, 엔탈피 값 ( $H$ )은 절대적인 값인  $H(t)$ 로 표현된다. 제어봉방출사고에 의한 핵연료 손상을 발생시키는 핵연료의 에너지 축적량은 절대적인 엔탈피 값인  $H(t)$ 보다 상대적인 엔탈피 증가량인  $\Delta H(t)$ 가 더 중요하다는 최근의 연구결과에 따라, 본 연구에서는 최대 엔탈피 증가량인  $\Delta H_{max} = H_{max} - H_{pre}$ 를 계산하였다.

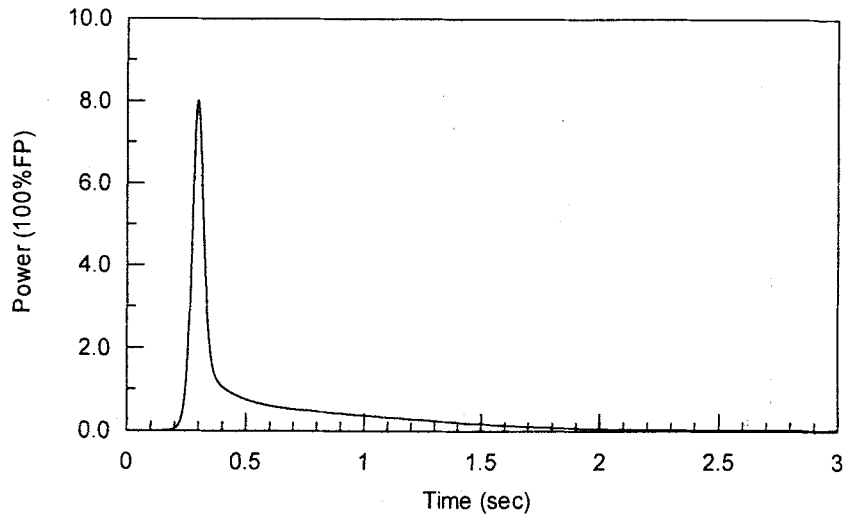


그림 2-4-2-3 노심 전체 출력 변화

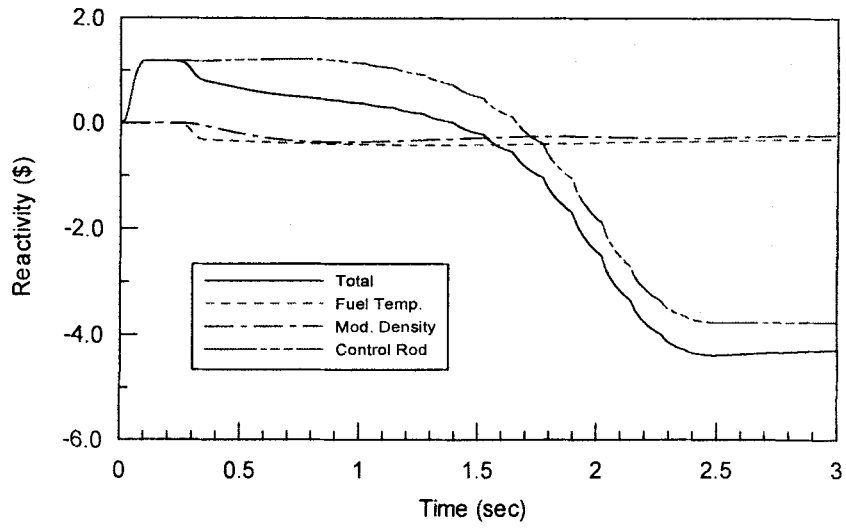


그림 2-4-2-4 노심 반응도 변화

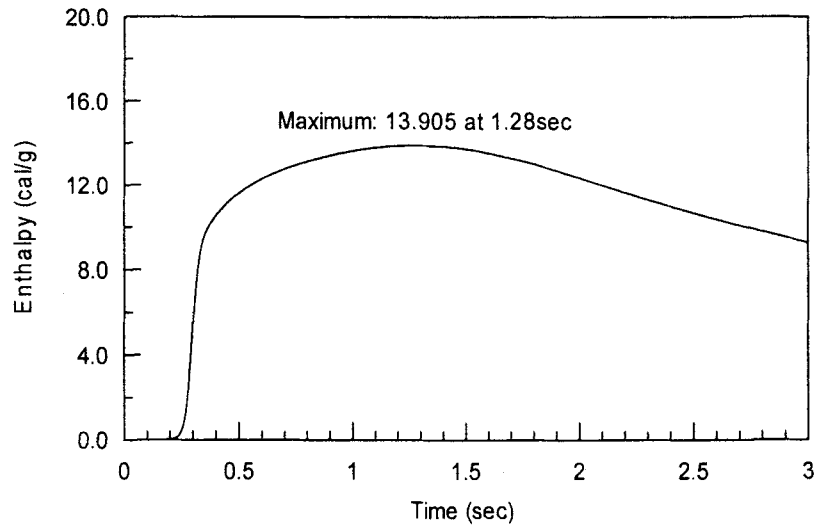


그림 2-4-2-5 핵연료 최대 엔탈피 증가량 변화

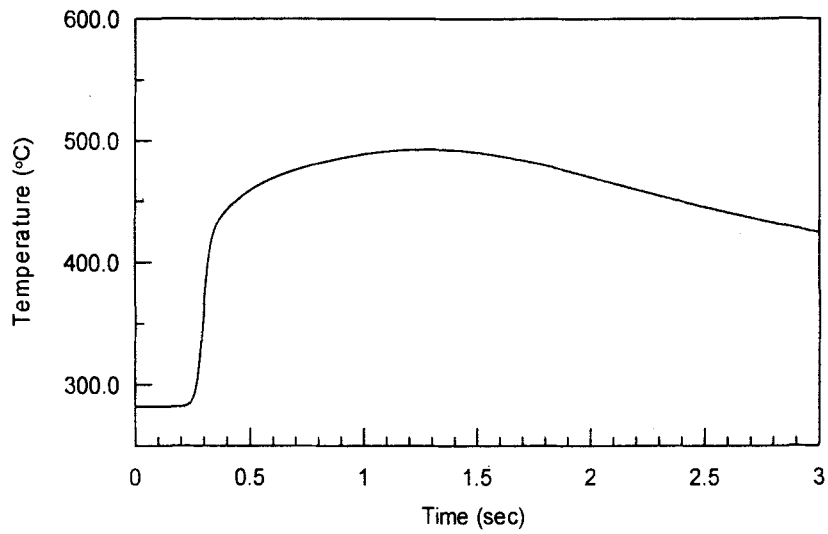


그림 2-4-2-6 핵연료 최대 온도 변화

제어봉방출사고에 있어서 가장 중요한 변수가 지발중성자분율과 방출제어봉가라고 할 수 있다. 지발중성자분율은 운전연소도와 핵연료에 따라 다양한 분포를 하고 있으며, 방출제어봉가는 원자로심 운전조건과 밀접한 관련이 있다. 일반적으로 제어봉방출사고 해석시 지발중성자분율과 방출제어봉가를 하나의 변수로 하여 그 영향을 평가한다. 지발중성자분율과 방출제어봉가의 다양한 값에 대한 계산결과가 그림 2-4-2-7와 2-4-2-8에 제시되어 있다. 지발중성자분율이 증가할수록 최대 엔탈피증가량은 감소하고, 방출제어봉가는 증가할수록 최대 엔탈피증가량은 증가한다.

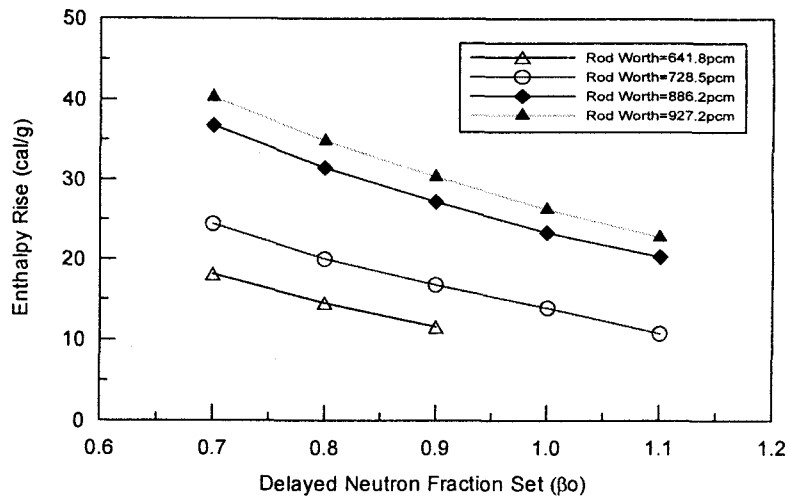


그림 2-4-2-7 지발중성자분율에 대한 엔탈피 증가

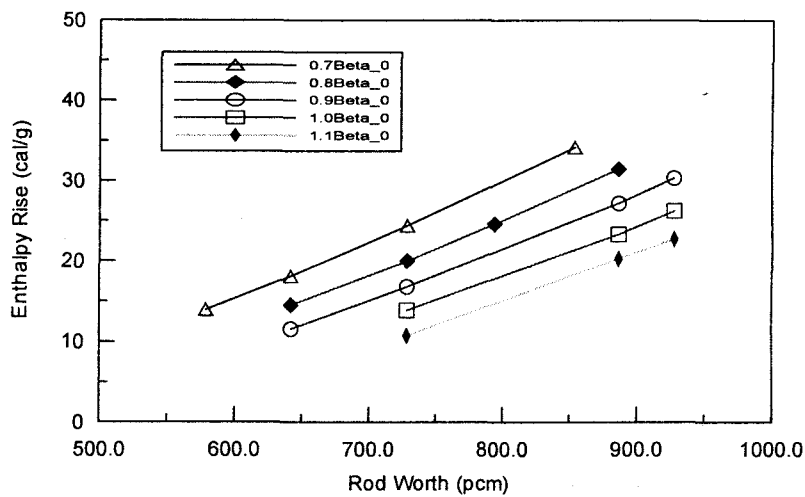


그림 2-4-2-8 방출제어봉가에 대한 최대 엔탈피 증가

## 다. 민감도 분석

원자로심 3차원 제어봉방출사고 해석에 있어서 사고결과에 영향을 미치는 민감도변수는 전문가 검토결과 다음으로 나타났다.

- 축방향 노드
- 반경방향 노드
- 방출 제어봉
- 초기 노심출력
- 초기 주위 제어봉 위치
- 운전 연소도
- 핵연료 열용량
- 간극 열전도능
- 균정수 생산 모델 등

본 분석에서는 위의 노심변수에 대하여 민감도 분석이 수행된다. 앞서 계산된 기본모델의 계산결과와 본 분석결과를 비교/분석함으로써 민감도 또는 불확실도 영향을 평가한다. 민감도 분석은 지발중성자분율과 방출제어봉가를 독립변수로 하여 수행된다.

### (1) 축방향 노드

기본모델의 축방향 노드는 WABA, 정지봉 완전 삽입/인출 위치, Active Core Length를 고려하여 18개로 모델하였다. 본 민감도 분석에서는 축방향 노드 수를 28개로 증가하여 그 영향을 파악하였다.

기본모델의 각 핵연료집합체는 축방향 연소도가 고려되지 않고, 평균 연소도가 축방향으로 동일하게 모델되었다. 따라서 동일한 연소도를 가진 핵연료집합체 내에서 노드 수를 증가 혹은 감소하는 것은 사고해석 결과에 별 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 결과적으로 축방향 연소도 분포 모델에 대한 영향을 보기 위해서는 축방향 연소도를 적절히 고려한 기본모델을 기초로 축방향으로 더 미세하게 또는 단순하게 분할하는 것이 바람직하다.

### (2) 반경방향 노드

기본모델에서는 핵설계 노드와 열수력 노드를 각각 1×1로 모델하였으며, 민감도 분석에서는 각 핵연료집합체의 핵설계 노드를 4×4로 나누어 사고해석 영향을 파악하였다. 민감도 분석결과가 표 2-4-2-2에 제시되어 있다.

표 2-4-2-2 반경방향 핵설계 노드 수에 대한 민감도

Cases	핵설계노드	기본모델 (1×1)	4×4	차이 (%)
	Case 1 ( $\beta=\beta_0$ )	$\rho_{\text{rod}}$ (pcm)	728.5	743.3
$\rho_{\text{rod}} - \beta$ (pcm)		113.2	128.0	-
$\Delta H$ (cal/g)		13.905	14.901	+6.9
Case 2 ( $\beta=\beta_0$ )	$\rho_{\text{rod}}$ (pcm)	886.2	904.9	+2.1
	$\rho_{\text{rod}} - \beta$ (pcm)	270.9	289.6	-
	$\Delta H$ (cal/g)	23.319	24.846	+6.3
Case 3 ( $\beta=0.7\beta_0$ )	$\rho_{\text{rod}}$ (pcm)	886.2	904.9	+2.1
	$\rho_{\text{rod}} - \beta$ (pcm)	461.1	479.8	-
	$\Delta H$ (cal/g)	36.750	38.602	+4.9

( $\rho_{\text{rod}}$  : 방출제어봉가,  $\beta$  : 전체 지발중성자분율,  $\Delta H$  : 최대 엔탈피 증가)

Case 1은 방출제어봉가가 적은 경우로써 1×1 노드의 기본모델에서는 728.5pcm의 방출제어봉가에 해당되는 경우이고, Case 2는 방출제어봉가가 큰 경우로써 1×1 노드의 기본모델에서는 886.2pcm의 방출제어봉가에 해당되며, 이 때 두 경우에 대한 지발중성자분율은 동일하게 0.006153( $=\beta_0$ )을 사용하였다. 그리고 Case 3은 Case 2와 같은 방출제어봉가의 조건을 사용하였으나, 지발중성자분율로써 0.0042514( $=0.7\beta_0$ )를 사용하였으며, 이것은 상대적으로 큰 반응도가 삽입을 의미한다. 표 2-4-2-2는 세 경우에 대한 방출제어봉가 및 최대 엔탈피 증가 계산결과를 보여주고 있다. 세 경우에 대한 방출제어봉가는 약 2% 차이를 보여주고 있으며, 최대 엔탈피 증가값은 약 5~7% 차이를 보여주고 있다.

### (3) 방출 제어봉

제어봉방출사고에서 방출제어봉 선정은 상당히 중요하다. 특히 방출제어봉가가 제일 큰 제어봉을 선정해야 하며, 또한 노심에 가장 큰 영향을 끼치는 제어봉을 선정하는 것이 중요하다. 본 연구의 기본모델에서는 노심 중앙에 위치하고 있는 핵연료집합체 내의 제어봉집합체의 방출을 고려하였다. 본 민감도 분석에서는 여러 제어봉집합체를 포함하고 있는 제어봉뱅크 C의 방출과 노심의 하단 오른쪽에 위치하고 있는 핵연료집합체 분류 2번 (참고문헌 2-4-2-2의 그림 3-1-3 참조)의 제어봉집합체 방출을 분석하였다. 이에 대한 각각의 계산결과가 그림 2-4-2-9와 2-4-2-10에 제



시되어 있다.

그림 2-4-2-9와 2-4-2-10에 제시된 직선은 관련 데이터가 모두 포함되는 선형 함수로써 계산된 사고결과를 대표할 수 있다. 기본모델의 선형함수와 위의 두 경우의 제어봉 방출 선형함수와의 약간의 차이를 보여주고 있으며, 최대 약 10%의 차이를 보여주고 있다.

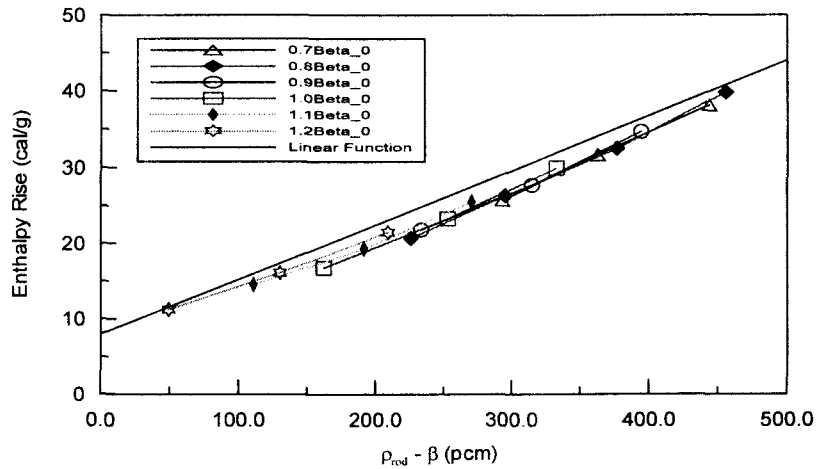


그림 2-4-2-9 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 대한 최대 엔탈피 증가 (제어봉뱅크 C 방출)

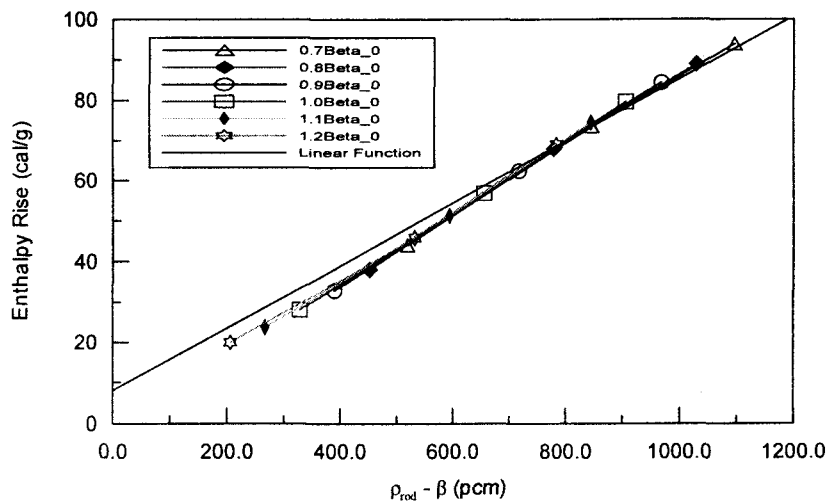


그림 2-4-2-10 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 대한 최대 엔탈피 증가  
(핵연료집합체 분류 2번에 위치하고 있는 제어봉집합체 방출)

#### (4) 초기 노심출력

기본모델에서는 0 출력 ( $1.0 \times 10^{-4}$  %FP)에서 제어봉 방출을 고려하였다. 초기 노심출력에 대한 민감도 분석을 위하여 초기 노심출력으로 20% FP, 40% FP 그리고 80% FP에 대한 제어봉방출사고를 분석하였다. 각각의 초기 노심출력에 대하여 제어봉 및 정지봉 위치 등 모든 노심 구성은 동일하며, 초기 노심출력이 증가할수록 임계를 위한 초기 봉산농도는 감소한다. 따라서 초기 노심출력 증가에 의한 사고 영향은 초기 봉산농도 감소에 의한 영향과 같은 개념으로 생각할 수 있다.

선형함수로 나타난 사고해석 결과가 그림 2-4-2-11에 제시되어 있다. ( $\rho_{rod} - \beta$ ) 값이 350 ~ 550pcm보다 적은 영역에서는 초기 노심출력이 증가할수록 엔탈피 증가가 크고, ( $\rho_{rod} - \beta$ ) 값이 350 ~ 550pcm보다 큰 영역에서는 초기 노심출력이 감소할수록 엔탈피 증가가 크게 나타나고 있다. 선형함수 기울기는 기본모델인 영출력의 경우가 가장 크며, 60% FP 초기 노심출력의 경우가 가장 작으나, 초기 노심출력이 증가함에 따라 선형함수는 점점 하나의 직선에 수렴하고 있음을 알 수 있다.

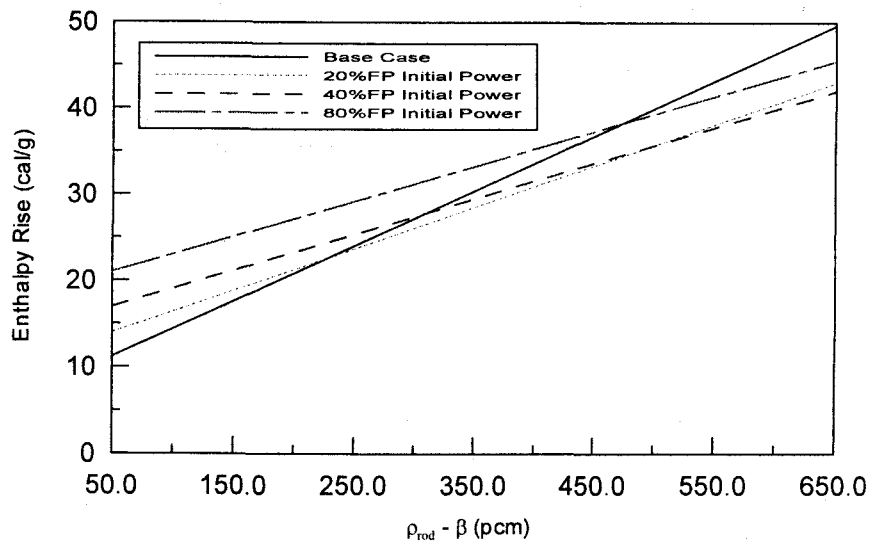


그림 2-4-2-11 초기 출력에 따른 최대 엔탈피 증가 선형함수

(5) 초기 주위 제어봉 위치

방출제어봉을 제외한 제어봉과 정지봉의 초기 위치는 제어봉방출 사고해석에 영향을 미치는 것으로 알려져 있다. 기본모델에서는 모든 정지봉이 완전 인출되어 있고, 모든 제어봉뱅크는 완전 삽입되어 있는 초기조건을 선정하였다. 본 민감도 분석에서는 제어봉뱅크 B가 완전 인출된 경우와 제어봉뱅크 D가 완전 인출된 두 경우 (다른 정지봉/제어봉 뱅크 위치는 기본모델과 같음)를 고려하였다. 표 2-4-2-3은 여러 제어봉 초기 위치에 대하여 기본모델에 대한 방출제어봉가의 상대적 차이를 보여주고 있다.

세 경우에 대한 선형함수가 그림 2-4-2-12에 제시되어 있다. 그림 2-4-2-12에서는 초기 제어봉뱅크 B의 위치에 가장 민감한 영향을 미치고 있음을 보여주고 있다. 결과적으로 초기 방출제어봉 이외의 주위 제어봉의 위치가 사고해석에 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

표 2-4-2-3 기본모델에 대한 방출제어봉가 차이

	기본모델 (All CR In)	제어뱅크 B 완전인출		제어뱅크 D 완전인출	
	$\rho(\text{pcm})$	$\rho(\text{pcm})$	Diff (%)	$\rho(\text{pcm})$	Diff (%)
Case 1	728.5	1344.0	+84.5	581.1	-20.2
Case 2	641.8	1150.6	+79.3	507.8	-20.9

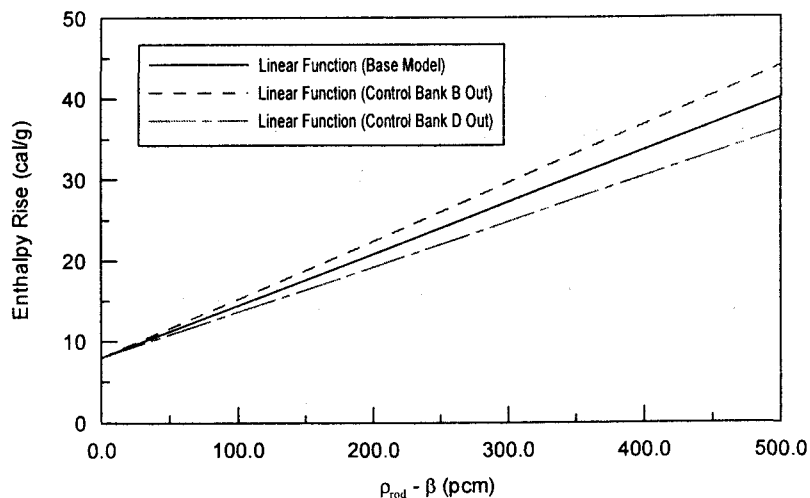


그림 2-4-2-12 초기 주위 제어봉 위치에 따른 선형함수

(6) 운전 연소도

제어봉방출사고시 엔탈피 증가량은 주기말 (EOC)에 비해서 주기초 (BOC)가 더 보수적인 것으로 알려져 있다. 기본모델에서는 연소도 초기조건으로 0 MWD/MTU의 BOC 조건을 선정하였다. 연소도 민감도 분석에서는 EOC 12,000 MWD/MTU에서 제어봉방출사고를 분석한다. EOC 노심 모델을 위해서는 BOC와 다른 핵연료 연소도 분포로 인해 핵연료 형태 재분류 및 균정수 재계산이 요구된다.

EOC 12,000 MWD/MTU 노심은 임계붕소농도가 200 ppm 이하로써 방출제어봉가에 대한 민감도 분석에 있어서 방출제어봉가를 크게 한 상태에서는 초기 임계붕소농도 설정이 불가능하다. 따라서 초기 제어봉뱅크 B가 완전 인출되었다고 가정하고 민감도 분석을 수행하였다. 제어봉뱅크 B가 완전 인출된 초기 제어봉 위치에서의 민감도 분석은 앞의 (5) 절에서 수행된 바 있다. 따라서 본 민감도 분석의 비교에서는 기본모델과 비교하지 않고, (5) 절의 초기 주위 제어봉 위치로써 제어봉뱅크 B의 완전인출 조건의 계산결과와 비교 분석된다. 표 2-4-2-4는 주위 제어봉 초기 위치로써 제어봉뱅크 B가 완전 인출된 상태에서의 BOC와 EOC의 방출제어봉가에 대한 상대적 차이를 보여주고 있다. EOC 조건에서 방출제어봉가가 더 적음을 알 수 있다.

선형함수로 나타낸 계산결과가 그림 2-4-2-13에 제시되어 있다.  $(\rho_{rod} - \beta)$  값에 대한 최대 엔탈피 증가에 대한 선형성이 더욱 분명하게 나타나고 있다. EOC에 비해 BOC에서의 기울기가 더 큼을 보여주고 있다.

표 2-4-2-4 BOC 조건에 대한 EOC 방출제어봉가의 차이

	BOC (pcm)	EOC (pcm)	Diff (%)
Case 1	1752.5	1273.6	-27.3
Case 2	1558.1	1148.3	-26.3
Case 3	1344.0	1000.4	-25.6
Case 4	1150.6	869.4	-24.4

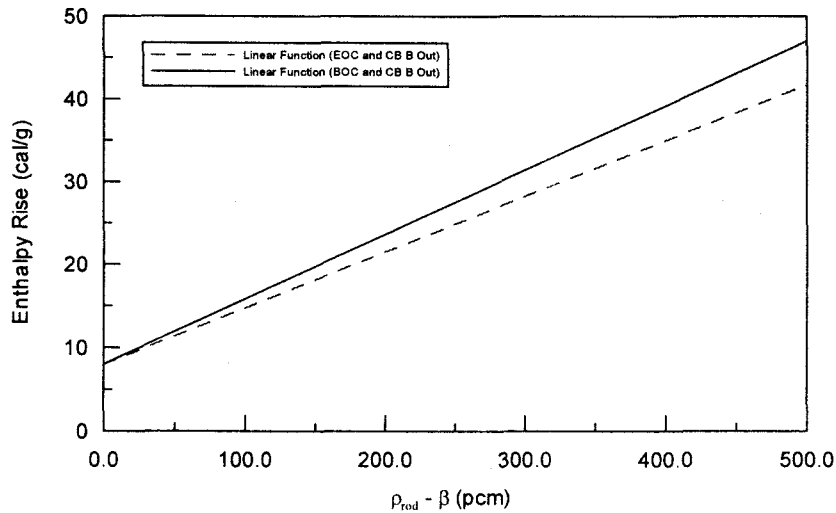


그림 2-4-2-13 운전 연소도에 따른 선형함수

(7) 핵연료 열용량

제어봉방출사고시 핵연료 펠렛의 열용량(Heat Capacity)은 엔탈피 증가에 직접적으로 영향을 미치는 변수이다. 민감도 분석결과에 따르면 최대 엔탈피 증가는 Fuel Heat Capacity에 선형적으로 비례하는 것으로 평가되었다. 예를 들면, Fuel Heat Capacity의 20% 증가는 20%의 최대 엔탈피 증가를 가져오는 것으로 계산되었다. 따라서 Fuel Heat Capacity의 불확실도를 평가할 수 있다면 최대 엔탈피 증가에 적절히 고려될 수 있다.

(8) 간극 열전도능

핵연료봉의 열전달과 관련된 변수로 핵연료 펠렛과 피복재 사이의 간극 열전도능(Gap Conductance)이 있다. 본 민감도 분석에서는 간극 열전도능에 대한 영향을 분석한다. 간극 열전도능의 기본값에서 20% 증가한 상태와 20% 감소한 상태에서 최대 엔탈피 증가량을 계산하였다. 계산결과, 최대 엔탈피 증가 영향이 거의 나타나고 있지 않으며, Gap Conductance의 20% 증가 (혹은 감소)에 대해 약 0.25 cal/g (약 1%)의 최대 엔탈피 감소 (혹은 증가) 변화를 보이고 있다.

(9) 균정수 생산 모델

PARCS 코드는 선형이론에 기본을 둔 균정수 고려 방법론을 사용하고 있으며, 기본변수로서 붕소농도, 핵연료온도, 냉각재온도 및 냉각재밀도 등이 사용된다. PARCS의 균정수 선형 가정식은 다음과 같다.

$$\Sigma(B, T_f, T_m, D_m, \alpha, \xi) = \Sigma_0 + a_1(B - B_0) + a_2(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) + a_3(T_m - T_{m0}) \quad (2-4-2-1) \\ + a_4(D_m - D_{m0}) + a_5(D_m - D_{m0})^2 + a_6\alpha + a_7\alpha^2 + \xi\Delta\Sigma_{CR}$$

여기서 선형계수  $a_1 \sim a_7$ 는 두 값의 변화량에 대한 균정수 변화량의 비로 계산된다. 우선 붕소농도, 핵연료온도, 냉각재온도 냉각재밀도에 대해 기본값 세트( $B_0, T_{f0}, T_{m0}, D_{m0}$ )를 선정하고, 이 세트에 대해 핵설계격자코드인 CASMO-3를 사용하여 균정수( $\Sigma_0$ )를 계산한다. 다음으로 붕소농도 선형계수  $a_1$ 을 구하기 위해 기본값과는 다른 변화값( $B_1$ )을 선정하여 ( $B_1, T_{f0}, T_{m0}, D_{m0}$ ) 조건에서 균정수( $\Sigma_1$ )를 계산한다. 최종적으로  $a_1$ 은 다음 식으로 계산된다.

$$a_1 = \frac{(\Sigma_1 - \Sigma_0)}{(B_1 - B_0)} \dots\dots\dots(2-4-2-2)$$

그리고  $a_2$ 는  $\sqrt{T_f}$ 에 대한 변화량으로 계산되고,  $a_3$ 와  $a_4$ 는  $a_1$ 과 같은 방법으로 얻어진다.

식 (2-4-2-1)과 식(2-4-2-2)에서 선형계수  $a_1 \sim a_7$ 는 변수들에 대해 선형적으로 변한다는 가정 하에서 얻어지며, 선형계수 도입 타당성은 변수들에 대해 어느 정도 선형적이냐에 달려 있다. 그러나 붕소농도, 핵연료온도, 냉각재온도 혹은 밀도의 특정 영역에서는 선형성이 불분명할 수 있으며, 이로 인해 기본값 세트 ( $B_0, T_{f0}, T_{m0}, D_{m0}$ )와 변화량 세트 ( $B_1, T_{f1}, T_{m1}, D_{m1}$ ) 값의 선정에 따라 다르게 선형계수가 계산될 수 있다. 본 민감도 분석은 기본값 세트와 변화량 세트의 선정에 따른 영향을 평가한다.

(10) 붕소농도

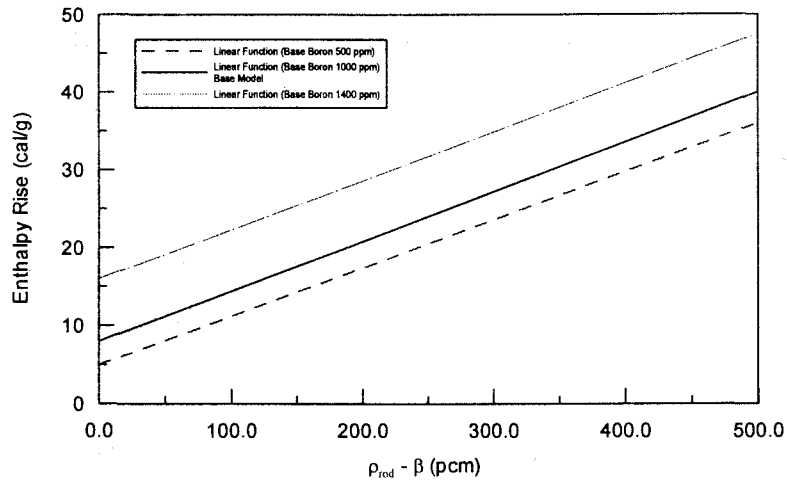


그림 2-4-2-14 균정수 생산 모델의 기본 붕소농도 변화에 따른 선형함수

붕소농도에 대한 균정수 생산 모델의 민감도 분석을 위해 붕소농도 기본과 변화값에 있어서 다음 두 가지를 선택하였다.

- Case 1 : <500ppm, 1000ppm>, 기본값: 500ppm
- Case 2 : <1400ppm, 2000ppm>, 기본값: 1400ppm

기본모델과 위의 두 경우에 대한 민감도 분석결과가 그림 2-4-2-14에 제시되어 있다. 세 경우에 대한 결과는 상호 상당히 큰 차이를 보이고 있다. 이것은 붕소농도에 대한 균정수의 선형성이 적절하지 않음을 의미한다.

(11) 핵연료온도

기본모델에서는 핵연료온도에 대한 균정수 모델의 선형계수는 <870K, 1070K>를 기초로 구하였다. 본 민감도 분석을 위해 핵연료온도를 다음과 같이 선정하여 핵연료온도 선형계수를 계산하였다.

- <570K, 1270K>, 기본값: 570K

계산결과가 그림 2-4-2-15에 제시되어 있다. 그림 2-4-2-15는 두 경우에 대해서 그 영향이 미미함으로 보여주고 있다. 이것은 핵연료온도에 대한 균정수의 선형성은 적절함을 의미한다.

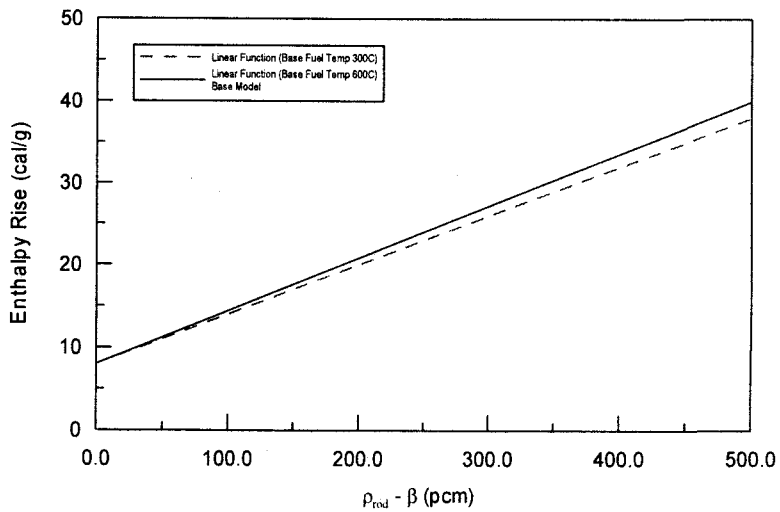


그림 2-4-2-15 균정수 생산 모델의 기본 핵연료 온도 변화에 따른 선형함수

#### 라. 결론

3차원 노심동특성 방법론을 사용한 사고해석에 있어서 주요한 노심변수에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 제어봉방출사고에 대한 민감도 분석결과, 방출 제어봉의 선정, 초기 노심출력, 초기 방출제어봉 이외의 제어봉 위치 배열 등이 중요한 영향을 미치는 것으로 나타났다. 또한 3차원 노심동특성 방법론에서 일반적으로 사용하는 균정수 가정식이 사고해석 결과에 크게 영향을 미칠 수 있음을 밝혔다. 균정수 가정식에 대한 상세 평가는 다음 절에 기술되어 있다. 본 연구결과는 참고문헌 [2-4-2-2]에 자세히 제시되어 있다.



### 3. 균정수 선형가정식의 타당성 평가

#### 가. 배경

참고문헌 [2-4-2-1]과 [2-4-2-2]은 3차원 노심동특성 방법에서 사용되는 균정수 가정식의 선형계수는 변수들의 선정값에 따라 다를 수 있으며, 이로 인해 제어봉방출 사고의 최대 엔탈피 증가값이 달라질 수 있음을 보여주고 있다. 본 절에서는 3차원 노심동특성 방법론에서 일반적으로 사용하는 균정수 가정식에 대한 오차 해석을 수행한다.

3차원 노심동특성 방법론에서는 일반적으로 노달방법 (Nodal Method)을 사용한다. 따라서 핵연료 형태에 따라 중성자 에너지 그룹별 균정수 데이터가 필요하며, 균정수가 원자로심 출력 계산을 결정하는데 중요한 역할을 한다. 일반적으로 균정수는 원자로 운전조건 즉 붕소농도, 핵연료온도, 냉각재/감속재 온도 및 밀도 등에 의존도가 높고, 핵연료 종류에 따라 각각 다른 값을 가지기 때문에 과도상태 계산시 균정수를 정확하게 고려하는 것이 무엇보다 중요하다.

연소도와 U-235 농축도에 따라 분류되는 핵연료 형태별 균정수는 단순 반복 과정으로 데이터를 양산할 수 있어, 핵연료 형태에 따른 균정수는 별 문제 없이 고려되어 사고해석을 수행할 수 있다. 일반적으로 균정수는 핵설계격자코드으로써 계산된다.

그러나 균정수의 핵연료온도, 냉각재 온도 및 밀도 등의 의존도를 사고해석에 고려하는 것은 더욱 복잡하다. 즉 사고가 진행되면서 핵연료온도, 냉각재/감속재 온도, 밀도 등은 끊임없이 변하게 되고, 그 때 그 때 조건에 따라 대응되는 균정수를 양산하는 것은 쉬운 일이 아니다. 이상적으로 계산하기 위해서는 사고가 진행되는 조건에 따라 매 시간간격별로 핵설계격자코드를 실행하여 대응되는 균정수를 찾는 것이 이상적이지만, 이것은 실제로 불가능한 일이다. 이 문제를 해결하기 위한 하나의 방법이 붕소농도, 핵연료온도, 냉각재온도 및 밀도에 대한 균정수 변화를 선형적으로 가정한 근사식을 사용하는 것이다. 일반적으로 앞 2절의 식 (2-4-2-1)을 사용하여 궤환변수들의 변화에 대해 균정수를 보정한다.

식 (2-4-2-1)의 선형 가정식은 균정수가 변수들에 대해서 정확하게 선형적으로 변하고, 변수들(붕소농도, 핵연료온도, 냉각재온도 및 밀도) 간에 상호 의존성이 없다면, 기본조건에서의 값( $B_0, T_{p0}, T_{m0}, \dots$ )으로 어떤 값을 선정하더라도 문제가 없을 것이며, 또한 선형계수  $a_1 \sim a_7$ 은 어떻게 계산하더라도 문제는 없을 것이다. 즉 식 (2-4-2-1)은 균정수가 각 변수에 대해 1차 혹은/그리고 2차 함수에 얼마나 선형성을

뚜렷하게 나타내느냐에 그 타당성이 달려 있다고 할 수 있다.

그러나 어떤 조건에서 비록 완벽하게 선형성을 보여주고 있더라도, 원자로심은 복잡한 노심 구조를 가지고 있으며 다양한 연소도를 가진 핵연료가 존재하고 변수들간에 의존적으로 상호 작용할 수 있기 때문에 어떤 조건 하에서도 선형성이 그대로 유지된다고는 장담할 수 없다. 본 연구에서는 이를 확인하는 연구이며, 비교적 선형성이 뚜렷하다고 알려진 붕소농도에 대한 선형 가정식의 타당성을 대표적으로 평가함으로써 식 (2-4-2-1)의 타당성을 평가한다. 또한 이의 타당성을 원자력발전소의 실제 핵연료 원자로심에서 과도상태를 계산함으로써 확인한다. 본 연구에서 분석된 과도상태는 노심출력 변화를 크게 가져오는 대표적인 사고인 제어봉방출사고이다.

본 연구에서는 균정수 계산을 위한 핵설계격자코드로서 CASMO-3을 사용하였으며, 제어봉방출사고는 PARCS 코드 [2-4-2-3]를 사용하였다.

#### 나. 균정수 오차 계산 조건 선정

##### (1) 붕소농도 선형계수 영향 평가

본 연구에서는 식 (2-4-2-1)에서 붕소농도 선정에 따른 균정수 영향만을 평가한다. 즉 붕소농도 기준값( $B_0$ )과 변화량( $B_1$ )을 다르게 설정함에 따라 선형계수( $a_1$ )가 다르게 계산되고, 이로 인한 균정수가 어떤 경향을 보이는지 평가한다. 따라서  $a_2 \sim a_7$ 은 이전 연구에서 사용된 고정된 값을 사용한다 [2-4-2-2].

이를 위해 붕소농도 기준값과 변화값으로 다음 세 가지를 선정하였다. Case 1은 주기초의 기준이 되는 조건으로 고려하고, 나머지 두 Case에 대해 그 오차를 평가한다.

- Base Case : 붕소농도 <1000ppm, 2000ppm>, 기준값 1000ppm
- Case 1 : 붕소농도 <500ppm, 1000ppm>, 기준값 500ppm
- Case 2 : 붕소농도 <1400ppm, 2000ppm>, 기준값 1400ppm

따라서 균정수 오차는 다음의 식 (2-4-2-3)으로 계산된다.

$$Error = \frac{[Case\ 1\ (혹은\ 2)\ \text{균정수} - Base\ Case\ \text{의}\ \text{균정수}]}{Base\ Case\ \text{의}\ \text{균정수}} \dots(2-4-2-3)$$

(2) 핵연료 형태 3가지 선정

주기초(BOC) 장전모형에서 연소도와 농축도에 따라 핵연료를 22개로 분류하였다 [2-4-2-2]. 22개 핵연료 중에 저연소도, 중간 연소도, 고 연소도를 대표하는 다음 세 가지 핵연료를 선정하였다.

- 핵연료 형태 1 : 연소도 0MWD/MTU인 신연료, U-235 농축도 3.798w/o
- 핵연료 형태 13 : 연소도 18,200MWD/MTU, U-235 농축도 3.798w/o
- 핵연료 형태 19 : 연소도 39,500MWD/MTU, U-235 농축도 3.798w/o

(3) 2군 에너지 군정수 9개

2군 중성자 에너지 그룹에서 고려되는 군정수는 Down scattering cross section 과 각 그룹에 대한 Transport cross section, Absorption cross section, Fission cross section 등이 있으며, 총 9개 군정수로 구성된다. 따라서 이들 군정수에 대한 영향을 평가하고자 한다.

- Group 1 :  $\Sigma_{tr}^1, \Sigma_a^1, \nu\Sigma_f^1, \kappa\Sigma_f^1, \Sigma_{l21}$ .....(2-4-2-4)
- Group 2 :  $\Sigma_{tr}^2, \Sigma_a^2, \nu\Sigma_f^2, \kappa\Sigma_f^2$ .....(2-4-2-5)

(4) 핵연료온도만의 함수

군정수 가정식 (2-4-2-1)은 핵연료온도, 냉각재온도, 냉각재밀도, 붕소농도, 보이드 등의 함수이기 때문에 상당히 많은 변환변수에 의존하는 복잡한 함수로 표현된다. 이를 단순화시키기 위하여 핵연료온도( $T_f$ ) 이외의 변환변수는 기본값을 사용하여 그들의 의존도를 없앴으며, 오차식 (2-4-2-3)은 단지 핵연료온도만의 함수로 변환된다. 이 때 핵연료온도 이외의 다음 변수들은 선행연구에서 사용된 기본값으로 고정시킨다.

- $B=1000$  ppm.....(2-4-2-6)
- $T_m=T_{mo}=301.85$  °C.....(2-4-2-7)
- $D=D_{mo}=0.7225$ g/cm<sup>3</sup>.....(2-4-2-8)

라. 계산 결과

(1) 중성자 에너지 그룹 1의 Transport Cross Section ( $\Sigma_{tr}^1$ )

가) 핵연료형태 1

핵연료형태 1에 대한 붕소농도 값 선정에 따른 중성자 에너지 그룹 1의 Transport Cross Section은 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230543 + 0.767931 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.377326 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) + 0.157877(D_m - D_{mo}) - 0.822296 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-9)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230112 + 0.856211 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.375938 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) + 0.1575296(D_m - D_{mo}) - 0.814324 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-10)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230863 + 0.783950 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.378130 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) + 0.158214(D_m - D_{mo}) - 0.819608 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-11)$$

B=1000ppm, Tm=T<sub>mo</sub>, D=D<sub>mo</sub>에서 그룹 1의 Transport Cross Section의 핵연료온도 의존도는 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230543 - 0.822296 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-12)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230540 - 0.814324 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-13)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(1) = 0.230549 - 0.819608 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-14)$$

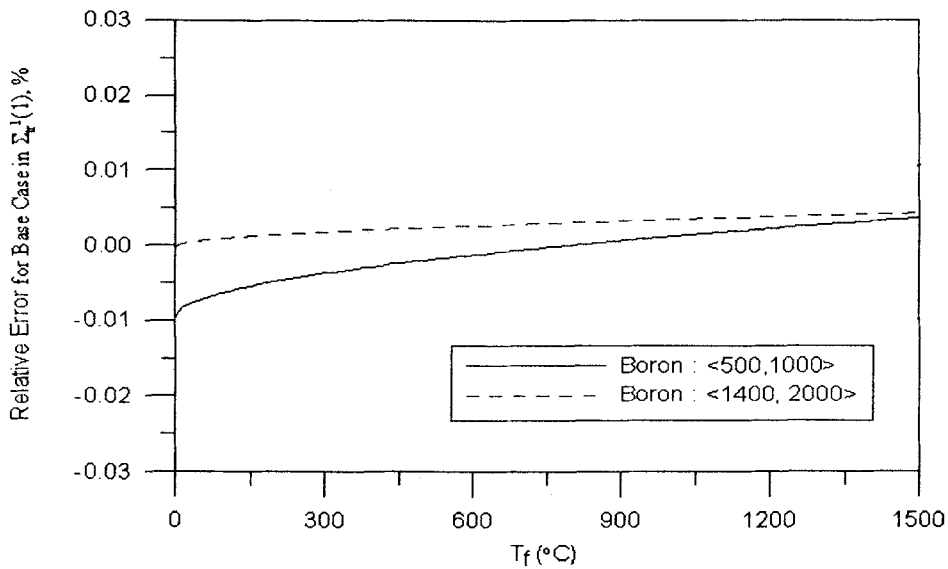


그림 2-4-3-1 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 1에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section)

Base Case를 기준으로 Case 1과 Case 2의 오차는 그림 2-4-3-1에 도시되어 있으며, 세 경우에 대한 오차는 0.01% 이내로 보여주고 있다.

나) 핵연료형태 13

핵연료형태 13에 대한 붕소농도 값 선정에 따른 중성자 에너지 그룹 1의 Transport Cross Section은 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.230211 + 0.673220 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.374578 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) + 0.156727(D_m - D_{mo}) - 0.829851 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-15)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.229877 + 0.764102 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.373257 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) + 0.156174(D_m - D_{mo}) - 0.823501 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots (2-4-2-16)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.230452 + 0.678897 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.375303 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo})$$

$$+0.157030(D_m - D_{m0}) - 0.831565 \times 10^{-4} (\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) \dots (2-4-2-17)$$

B=1000ppm, T<sub>m</sub>=T<sub>m0</sub>, D=D<sub>m0</sub>에서 그룹 1의 Transport Cross Section의 핵연료온도 의존도는 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.230211 - 0.829851 \times 10^{-4} (\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) \dots (2-4-2-18)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.230259 - 0.823501 \times 10^{-4} (\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) \dots (2-4-2-19)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(13) = 0.230180 - 0.831565 \times 10^{-4} (\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) \dots (2-4-2-20)$$

Base Case를 기준으로 Case 1과 Case 2의 오차는 그림 2-4-3-2에 도시되어 있다. 각각에 대해 오차는 약 0.02% 이내로 보여주고 있다.

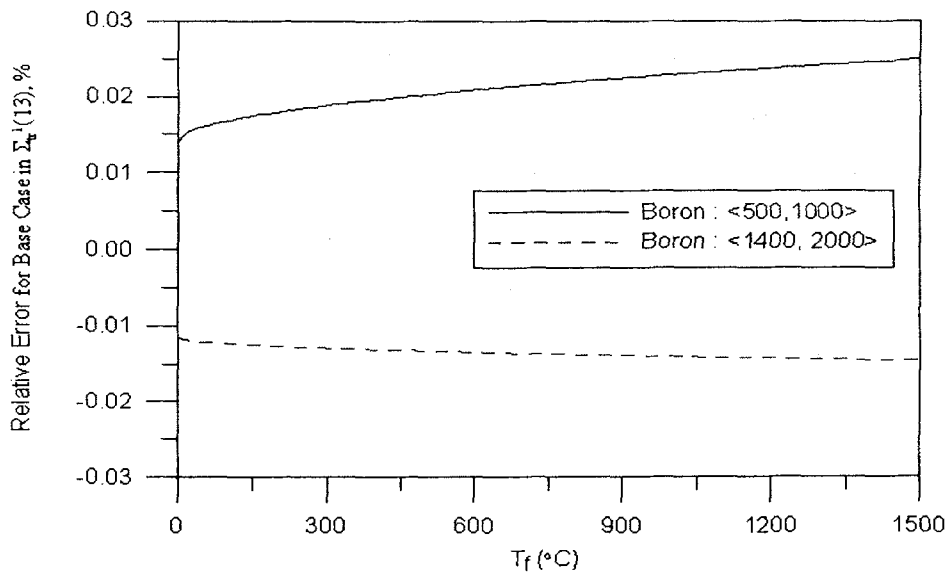


그림 2-4-3-2 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 13에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section)

다) 핵연료형태 19

핵연료형태 19에 대한 붕소농도 값 선정에 따른 중성자 에너지 그룹 1의 Transport Cross Section은 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229754 + 0.628352 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.372411 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) \\ + 0.155820(D_m - D_{mo}) - 0.844728 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-21)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229502 + 0.740975 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.371120 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) \\ + 0.155280(D_m - D_{mo}) - 0.848343 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-22)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229925 + 0.621974 \times 10^{-6}(B - B_o) - 0.372815 \times 10^{-3}(T_m - T_{mo}) \\ + 0.155990(D_m - D_{mo}) - 0.855805 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-23)$$

B=1000ppm, T<sub>m</sub>=T<sub>mo</sub>, D=D<sub>mo</sub>에서 그룹 1의 Transport Cross Section의 핵연료온도 의존도는 다음과 같다.

- Base Case

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229754 - 0.844728 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-24)$$

- Case 1

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229872 - 0.848343 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-25)$$

- Case 2

$$\Sigma_{tr1}(19) = 0.229676 - 0.855805 \times 10^{-4}(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{fo}}) \dots \dots (2-4-2-26)$$

Base Case를 기준으로 Case 1과 Case 2의 오차는 그림 2-4-3-3에 도시되어 있으며, 세 경우에 대한 오차는 약 0.05% 이내로 보여주고 있다.

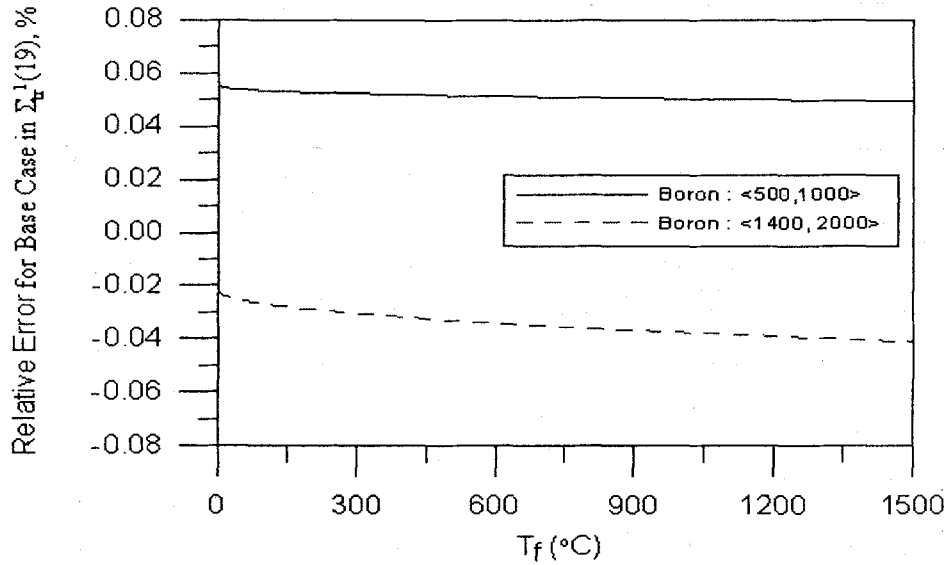


그림 2-4-3-3 기본 붕소농도 변화에 따른 균정수 생산시 핵연료온도의 영향 (핵연료형태 19에 대한 그룹 1의 Transport Cross Section)

(2) 나머지 8개 균정수

같은 방법으로 중성자 에너지 그룹 1의 Transport Cross Section을 제외한 나머지 8개 균정수에 대해 세 종류의 핵연료형태에 따라 핵연료온도 함수로 표현된 오차식을 계산할 수 있다. 핵연료온도 0 °C와 1500 °C의 두 조건에서 9가지 균정수에 대한 오차값이 표 2-4-3-1에 제시되어 있다. 각각에 대한 오차식 및 해석결과는 참고문헌 [2-4-3-2]에 자세히 기술되어 있다.

표 2-4-3-1은 고연소도핵연료에서의 오차가 저연소도핵연료보다 더 크게 나타나고 있음을 보여주고 있다. 또한 열중성자의 Absorption Cross Section과 Fission Cross Section에서 오차가 상대적으로 크게 나타나고 있음을 보여주고 있으며, 최대 약 3%의 오차를 나타내고 있다.

3차원 노심동특성 모델을 사용하여 사고해석을 수행할 경우에 균정수 모델이 사고해석 결과에 큰 영향을 미치고, 균정수 모델의 계수 설정 방법에 따라 사고해석 결과에 역시 큰 영향을 미칠 수 있다는 결론을 도출하였다. 따라서 향후 예상되는 3차원 노심동특성 방법론 인-허가 규제검토시 균정수를 고려하는 모델에 대한 타당성 평가와 불확실도 평가를 수행하여 사고해석 영향을 평가할 필요가 있다.



표 2-4-3-1 핵연료온도 0 °C와 1500 °C에서 균정수의 상대 오차

(단위 : %)

Tf(°C)		핵연료형태 1		핵연료형태 13		핵연료형태 19	
		0	1500	0	1500	0	1500
$\Sigma_{tr}^1$	Case 1	-0.009	0.003	0.014	0.024	0.055	0.049
	Case 2	0.000	0.004	-0.011	-0.015	-0.022	-0.041
$\Sigma_a^1$	Case 1	0.027	-0.021	-0.220	-0.220	-0.290	-0.250
	Case 2	-0.017	0.018	0.190	0.180	0.270	0.200
$v\Sigma_f^1$	Case 1	-0.006	-0.001	-0.680	-0.660	-1.570	-1.560
	Case 2	0.007	0.007	0.540	0.540	1.490	1.480
$v\Sigma_f^1$	Case 1	-0.006	-0.001	-0.670	-0.650	-0.190	-0.185
	Case 2	0.023	0.019	0.530	0.510	1.500	1.450
$\Sigma_{12}^1$	Case 1	-0.025	0.005	0.151	0.201	0.400	0.430
	Case 2	0.040	0.015	-0.057	-0.130	-0.252	-0.301
$\Sigma_{tr}^2$	Case 1	0.028	-0.007	-0.072	-0.100	-0.114	-0.158
	Case 2	-0.037	-0.019	0.048	0.077	0.080	0.119
$\Sigma_a^2$	Case 1	-0.168	-0.117	-1.120	-1.080	-2.300	-2.300
	Case 2	0.208	0.170	0.880	0.890	1.800	1.800
$v\Sigma_f^2$	Case 1	-0.030	-0.024	-1.330	-1.400	-3.400	-3.400
	Case 2	0.178	0.160	1.050	1.100	2.600	2.600
$\kappa\Sigma_f^2$	Case 1	-0.030	-0.020	-1.225	-1.300	-3.300	-3.300
	Case 2	0.175	0.165	0.420	0.440	2.490	2.510

## 제 5 절 미래형원자로 사고해석 기술수요 조사

### 1. GEN-IV 원자로 개발 현황 및 안전요건 체계

#### 가. GEN IV 원자로 개발 배경

원자력에너지 개발은 1950년대부터 시작하여 오늘날까지 거듭 발전해 왔으며, 안전성과 경제성 등이 단계적으로 향상됨에 따라 원자로를 다음과 같이 나누고 있다.

- GEN I : 1950년대와 1960년대의 원형 원자로
- GEN II : 오늘날 운전되고 있는 1970년대 개발된 상업용 원자로
- GEN III : 1990년대 개발이 시작되어, 경제성과 안전성이 진보된 원자로
- GEN III+: GEN III보다 더욱더 경제성이 높아진 Evolutionary Design의 원자로
- GEN IV : 경제성이 높고, 안전성이 향상되며, 핵연료폐기물이 최소한으로 양산되며, 핵확산 저항성이 큰 원자로

GEN IV 원자력에너지 시스템은 약 2030년에 상업 운전을 목표로 설계를 추진하고 있다. 원자력 안전성, 폐기물, 핵확산 그리고 대중적 인식도에 역점을 두고, 가격 경쟁력이 우수하고 신뢰할 수 있는 에너지 생산이 가능하도록 인·허가와 건설 및 운영될 수 있어야 한다. 현재 미국, 일본, 중국 그리고 유럽에서는 GEN IV의 원형 실험로 개발에 힘쓰고 있다.

Generation IV Roadmap 프로젝트(U.S. DOE)에서는 GEN IV 원자로로써 다음 6개의 유형이 제안되고 있다.

- (1) 가스냉각 고속로 (Gas-Cooled Fast Reactor; GFR)
- (2) 납 냉각 고속로 (Lead-Cooled Fast Reactor; LFR)
- (3) Salt 용해 원자로 (Molten Salt Reactor; MSR)
- (4) 소듐 냉각 고속로 (Sodium-Cooled Fast Reactor; SFR)
- (5) 초임계수 냉각 원자로 (Supercritical-Water-Cooled Reactor; SCWR)
- (6) 고온 가스 냉각로 (Very-High Temperature Reactor; VHTR)

## 나. GEN IV 원자로의 특징

### 1) 가스냉각 고속로 (Gas-Cooled Fast Reactor; GFR)

Helium을 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클(Closed Fuel Cycle)을 가지고 있다. 핵분열을 위한 에너지 생성은 핵분열성 물질 (Fissile)과 핵분열 변환 가능 물질 (Fertile) 모두에 의해 가능하다. 높은 에너지 변환 효율로써 수소 생성 또는 전기 생성을 제공할 수 있다. 이 경우 일차측 Helium 냉각재가 직접 전기 생성 터빈 또는 수소생성에 직접 사용된다.

### 2) 납 냉각 고속로 (Lead-Cooled Fast Reactor; LFR)

납 또는 납-비스무스를 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클(Closed Fuel Cycle)을 가지고 있다. 저출력 원자로에 대해 자연순환(고출력 원자로는 강제순환)으로 노심 냉각이 가능하며, 증기발생기가 노심 내부에 있다. 냉각재의 압력은 대기압 하에서 운전된다. 냉각재의 온도가 높아 Superheated Rankine 증기 사이클 영역을 사용할 수 있어 수소생성과 해수담수화가 가능하다.

### 3) Salt 용해 원자로 (Molten Salt Reactor; MSR)

핵연료가 용해된 Salt에 혼합되어 핵분열을 발생시키는 원자로이다. 용해된 Na와 Zr 플루오르화물(NaF/ZrF<sub>4</sub>)에 우라늄 또는 플루토늄 핵연료가 플루오르화물로 혼합되어 있다. 용해된 Salt에 U-238 또는 Th-232의 Fertile 물질을 플루오르화물로 혼합 사용할 수 있다. 이 원자로의 장점으로 생각되는 점은 Actinide 물질을 연소시킬 수 있는 등 다양한 용도로 사용될 수 있고, 높은 운전온도는 수소 생성을 가능하게 하며, 용해 Salt는 낮은 압력에서 운전 가능하여 원자로 및 여러 배관의 하중을 줄일 수 있다는 점이다.

### 4) 소듐 냉각 고속로 (Sodium-Cooled Fast Reactor; SFR)

Sodium을 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클(Closed Fuel Cycle)을 가지고 있다. 고방사능 폐기물, 특히 플루토늄과 Actinides 물질의 처리가 가능하다. 1차측 냉각재계통의 압력이 거의 대기압 조건에서 운전된다. GEN IV 대상 원자로 중에 설계기술이 가장 발달되어 있는 원자로이나, 현재 실용화에 있어서 경제성은 없는 것으로 평가되고 있다. Sodium은 물 또는 공기와 화학적으로 반응을 할 수 있어, 1차측 루프와 전기발생 루프 사이에 중간 루프를 만들어 이를 방지하고 있다. 핵연료로서는 MOX 또는 U-Pu-Zr 금속핵연료가 제안되고 있다.

### 5) 초임계수 냉각 원자로 (Supercritical-Water-Cooled Reactor; SCWR)

고압, 고온의 냉각수를 사용하며, 설계에 따라 열중성자 또는 고속중성자를 이용한다. 일반적으로 25MPa의 압력 그리고 냉각수는 임계점(Critical Point)을 넘어

운전하는 고온/고압의 수냉각 원자로이다. 이 원자로의 장점으로 열효율이 약 44%로 크고(LWR은 33~35% 정도임), 단위 열출력당 유량이 적어, 냉각재펌프와 배관 및 관련 장치 등의 용량을 줄일 수 있으며, 원자로용기에서 Once-through 냉각경로와 냉각수밀도는 격납용기의 크기를 작게 할 수 있다는 점이다. 또한 DNBR 또는 Dry-out과 같은 비등이 발생되지 않아, 불연속 열전달 지역이 발생되지 않는다는 점도 장점이다.

#### 6) 고온 가스 냉각로 (Very-High Temperature Reactor; VHTR)

고온 가스 냉각로에서 발전된 원자로이며, 노심출구 냉각재온도가 1000 °C 이상 아주 높은 온도를 유지하는 원자로이다. 흑연을 감속재로 사용하는 열중성자 원자로이며, 헬륨을 냉각재로 사용한다. 고온가스 냉각로에서 발생하는 원자력에너지를 이용하여 전기 생성과 수소 생성이 가능하다. 이런 목적으로 사용할 경우 1차 축 헬륨 냉각재가 터빈 작동에 직접 사용되기도 하며(Direct Cycle), 중간 열교환기를 사용하여 간접적으로 터빈을 작동할 수도 있다(Indirect Cycle). 장점으로는 냉각재온도가 높아 에너지 효율이 높다는 것이다.

GEN-IV 원자로의 특징은 참고문헌[2-5-1-1]에 상세히 제시되어 있다. 표 2-5-1-1에는 GEN-IV 원자로의 특징 및 연구개발 항목이 각 유형별 원자로에 대해 요약하여 정리되어 있다.

#### 다. GEN IV 안전요건 체계

우선 GEN IV의 안전목적(Safety Objectives)이 설정되고, 이를 이행하기 위한 기본 안전기능들(Fundamental Safety Functions)이 설정된다. 기본 안전기능들을 만족하기 위해 다중방호(Defence in Depth)를 적용하고, 이런 과정에서 안전요건들이 설정된다.

안전목적은 일반 원자력 안전목적, 방사선 방호 목적, 그리고 기술적 안전목적으로 구분될 수 있다. 일반 원자력 안전목적은 방사선 위험으로부터 효과적인 방호수단으로 개인과 사회 및 환경을 보호하는 것이다. 방사선 방호 목적은 모든 운전 모드에서 원자력시설 내부 또는 계획된 방사능 외부 누출이 제한 이내를 유지하며 ALARA를 만족시키며, 어떤 사고 조건의 방사능 누출을 완화시킬 수 있어야 한다는 것이다. 기술적 안전목적은 원자력 시설에서 사고를 막을 수 있는 합리적인 조치를 취하고, 사고가 발생하더라도 그 결과를 완화시킬 있어야 하며, 발생 가능성이 낮은 사고를 포함하여 원자력 시설의 설계에서 고려할 수 있는 모든 가능한 사고에 대해 그 결과가 제한치를 만족하다는 것을 높은 신뢰도를 가지고 보여야 하고, 중대한 방

사능 결과를 가져오는 사고 발생 가능성이 극히 희박하다는 것을 보이는 것이다.

기본 안전기능으로 요구되는 것은 정상운전조건은 물론 설계기준사고 조건과 중대사고 조건에서 다음 기본 안전기능을 수행할 수 있는 수단을 제공해야 한다는 것이다.

- 1) 방사성물질 제한(Confinement of Radioactive Material)
- 2) 노심 반응도 제어(Control of Reactivity)
- 3) 노심 열 제거(Removal of the Heat from the Core)

이러한 기본 안전기능을 만족할 수 있는 수단을 제공함으로써 안전목적을 달성할 수 있다.

GEN IV의 안전요건들은 정상운전조건과 사고조건에 대하여 심층방어 개념을 적용함으로써 해당 레벨의 심층방어에 대한 허용기준을 만족하도록 설계되어야 한다는 기본 개념으로부터 설정된다. 심층방어란 기기가 고장이 났을 때 개인이나 대중에게 큰 해가 없도록 바로잡을 수 있는 중복 조치(Overlapping Provisions)를 제공하는 조직적, 행위적 혹은 기계적 모든 안전 행위를 말한다.

각각의 정상운전조건과 사고조건에 대하여 확률론적 방법과 결정론적 방법을 적용하여 심층방어 체계를 구축한다. 심층방어를 구성하는 5가지 단계 중에서 해당 단계의 허용기준 만족 여부를 평가하여 ‘기본 안전기능’을 만족할 수 있는 수단이 제공되고 있는지 평가해야 한다.

표 2-5-1-1 GEN-IV 원자로의 특징 및 연구개발 항목 (1/2)

원자로	특징	운전현황	연구개발 항목
<b>GFR</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Helium을 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클을 가지고 있음.</li> <li>- 핵분열을 위한 에너지 생성은 핵분열성 물질 (Fissile)과 핵분열 변환 가능 물질 (Fertile) 모두에 의해 가능함.</li> <li>- 높은 에너지 변환 효율로써 수소 생성 또는 전기 생성을 제공함.</li> <li>- 일차측 Helium 냉각재가 직접 전기생성 터빈 또는 수소생성에 직접 사용됨</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- HTTR-30MWt (일본)</li> <li>- HTR-10(중국)</li> <li>- PBMR (남아프리카)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 고속중성자의 핵분열 발생에 효율적인 핵연료 형태와 높은 온도 조건에서 고속중성자 조사에 강한 저항력을 가진 핵연료 개발</li> <li>- 고출력 밀도 특성으로 나타나는 붕괴열 제거 시스템 등의 안전성 확보 기술</li> <li>- 핵연료 사이클 기술 개발</li> <li>- GFR 발생 고온열과 수소 생성열 사이의 효율적인 열전달 연계 기술 개발</li> <li>- GFR 계통을 분석할 수 있는 안전해석 기술 개발 등</li> </ul>
<b>LFR</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 납 또는 납-비스무스를 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클을 가지고 있음.</li> <li>- 냉각재의 온도가 높아 Superheated Rankine 증기 사이클 영역을 사용할 수 있어 수소생성과 해수담수화가 가능함 (대형 고출력 LFR).</li> </ul>	없음	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 핵연료/피복재 친화성 및 성능 개발</li> <li>- 고온도 내성 구조물 개발</li> <li>- 납의 환경적 문제</li> <li>- 핵설계 데이터 및 해석 기법 개발</li> <li>- 자연대류와 Lift Pump 및 원자로용기 내부 증기발생기 등과 같은 열전달 해석 기술 개발</li> <li>- 노심 내부 지지물 및 재장전 기기 개발 등</li> </ul>
<b>MSR</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 핵연료가 용해된 Salt에 혼합되어 핵분열을 발생시키는 원자로임</li> <li>- 높은 운전온도는 수소 생성을 가능하게 함.</li> <li>- Inherent Safety: Fail-Safety Drainage, Passive Cooling, 휘발성 핵분열생성 물질이 적음 등</li> <li>- Refueling, Processing, 핵분열 생성물질 제거 등이 가능함</li> </ul>	없음	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 용해 Salt 핵연료에 Actinide와 Lanthanide 계열 물질의 용해도 향상을 위한 연구</li> <li>- 정상운전시 용해 Salt 핵연료의 가동 연구 및 사고시 처리 기술</li> <li>- 신(新) 용해 Salt 핵연료과 방사화된 용해 Salt 핵연료간의 화학성</li> <li>- 후연 밀봉 기술 개발 및 후연의 안전성 향상/시험 등</li> </ul>

표 2-5-1-1 GEN-IV 원자로의 특징 및 연구개발 항목 (2/2)

원자로	특징	운전현황	연구개발 항목
SFR	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Sodium을 냉각재로 사용하는 고속로이며, 순환 핵연료사이클을 가지고 있음.</li> <li>- Sodium은 물 또는 공기와 화학적으로 반응을 할 수 있어, 1차측 루프와 전기발생 루프 사이에 중간 루프를 만들어 이를 방지하고 있음.</li> <li>- 핵연료로서 MOX 또는 U-Pu-Zr 금속핵연료가 제안되고 있음.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- EBR-I, II(미국)</li> <li>- SuperPhenix-1200MWe(프랑스)</li> <li>- RAPSODIE(프랑스)</li> <li>- 기타 러시아, 일본, 독일, 영국 등</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 설계 제한사고에 대한 원자로 안전성 입증 실험</li> <li>- 경제성 확보 기술</li> <li>- High Minor Actinide Recovery의 실증을 위한 열처리 기술공정 장치의 Scale-up</li> <li>- 원격 운전 및 보수를 위한 산화 핵연료 제조 기술 개발</li> </ul>
SCWR	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 고압, 고온의 냉각수를 사용하며, 설계에 따라 열중성자 또는 고속중성자를 이용함</li> <li>- LWR 원자로에 비해 초임계수 냉각 원자로는 열효율이 약 44%로 큼 (LWR은 33~35% 정도임)</li> <li>- DNBR 또는 Dry-out과 같은 Boiling이 발생되지 않아, 불연속 열전달 지역이 발생되지 않음.</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 일본의 SCLWR(Japanese Supercritical Light Water Reactor) 원자로 설계 개념</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- SCWR 관련 연구는 주로 핵설계 및 열수력 설계의 성능 확인과 신뢰성 보증 그리고 설계 최적화에 초점을 두고 있음.</li> <li>- Flow Instability는 BWR에서 중요한 문제로 남아 있음. SCWR에서도 이와 같은 문제점에 대한 연구가 필요함</li> <li>- 수동 안전계통의 신뢰도 및 비용 등을 고려한 최적 설계 등</li> </ul>
VHTR	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 고온 가스 냉각로에서 발전된 원자로이며, 노심출구 냉각재온도가 1000°C 이상 아주 높은 온도를 유지하는 원자로임.</li> <li>- 흑연을 감속재로 사용하는 열중성자 원자로이며, 헬륨을 냉각재로 사용함.</li> <li>- 원자력에너지를 이용하여 전기 생성과 수소 생성이 가능함</li> <li>- 냉각재온도가 높아 에너지 효율이 높음</li> </ul>	<p>없음</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 고온/고압에서 운전 가능한 핵연료 및 재료 개발</li> <li>- 화학적 공정과 그에 대응되는 원자력 에너지원의 온도, 출력준위, 압력 결정</li> <li>- ZrC 코팅 핵연료 개발</li> <li>- Burnable Absorber 개발</li> <li>- 제어봉 피복을 위한 Carbon-Carbon 혼합물 개발</li> <li>- 흑연 감속재의 Irradiation Test</li> <li>- 새로운 형태의 기기 및 계통에 대한 안전성 분석 코드 및 방법론 개발 등</li> </ul>

## 2. 신형고온가스로 열수력 현상 및 모델결함 파악

### 가. 개요

고온가스로는 크게 구 형태의 핵연료를 사용하는 Pebble Bed 형 (그림 2-5-2-1) 과 봉 형태의 핵연료를 사용하는 Prismatic 형 (그림 2-5-2-2)으로 나뉘어 개발이 진행되고 있다. 두 형태의 원자로 모두 TRISO 연료입자 (그림 2-5-2-3)을 사용한다. TRISO 연료입자는 fission product의 방출에 대한 안정성이 매우 강하고 고온에서도 잘 견디는 특징을 가지고 있다. TRISO 핵연료를 사용하는 연구용 원자로로는 독일의 AVR, 중국의 HTR-10 및 일본의 HTTR-100등이 건설 되어 운영 중이거나 운영된 바 있으나 상용고온가스로는 아직 운영된 바 없으며 이에 따라 인허가 측면에서의 안전해석에 대한 적용기준, 적용 체계 및 방법론 등이 명확하게 설정된 바는 없다.

고온가스로의 냉각재는 경수로의 경우와 달리 비정상운전 및 사고시 냉각재의 상변화가 발생하지 않으므로 경수로에서 핵연료 손상을 유발하는 DNB (Departure from Nucleate Boiling) 현상등을 고려할 필요가 없다. 이러한 특징은 기존 상용 경수로 원자로에 비해 고온가스로의 계통을 단순화 할 수 있도록 하며 고유 및 피동 안전성에 중점을 둔 설계를 용이하게 한다. 발전 또는 수소생성등을 위한 2차측은 크게 direct 와 indirect cycle 로 나뉘어 개발 되고 있으며 direct cycle의 경우 steam을 사용한 Rankine cycle보다 효율이 좋은 Brayton cycle을 활용하는 설계로 추진되고 있다. 또한, 고온가스로는 열중성자를 이용한 고온가스로 (HTGR; High Temperature Gas-Cooled Reactor)와 고속중성자를 이용한 고속가스로 (GFR: Gas-cooled Fast Reactor)가 있다. 고온가스로는 850 ~ 1000°C 이상의 출구온도를 가지며 1000°C 이상의 출구온도를 갖는 경우 VHTR (Very High Temperature Reactor)로 구분된다.

여기에서는 현재 전 세계적으로 가장 운전경험이 풍부한 Pebble Bed 형 원자로에 대해 사고 및 성능해석을 위한 고온가스로용 열수력 해석 코드 및 체계를 구축하기 위해서 고려하여야 할 주요 열수력 현상과 이에 대한 기존 경-중수로용 해석코드의 개선점에 대해 살펴보았다.

### 나. 고온가스로 주요 안전 개요

고온가스로의 안전개념은 TRISO 핵연료의 안정성에 크게 의존하고 있다. TRISO 핵연료의 안정성 고유특성을 잘 이용하여 Pebble Bed 형 원자로로는 catastrophe-free 개념의 안전개념을 도입하여 설계되었으며 원자로 및 TRISO 핵연료의 고유안전성과 함께 다음과 같은 설계 개념을 채택하여 안전성 증진을 꾀하였다.



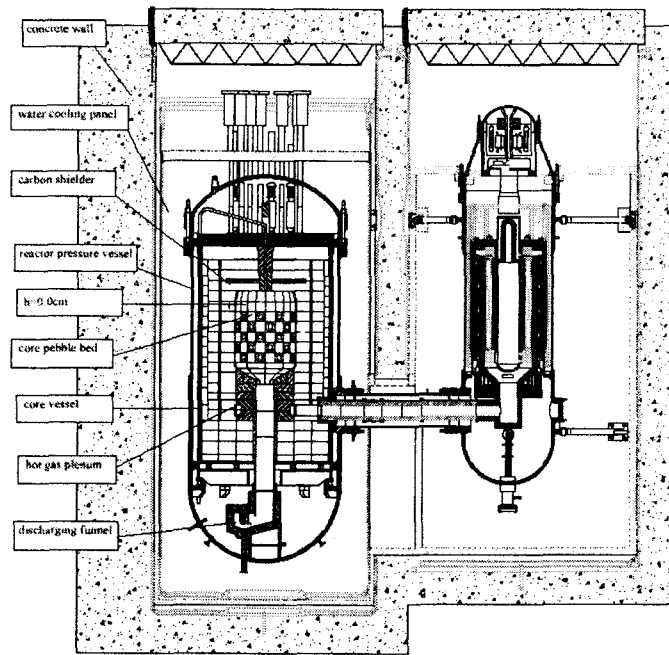


그림 2-5-2-1 PBMR 형 원자로

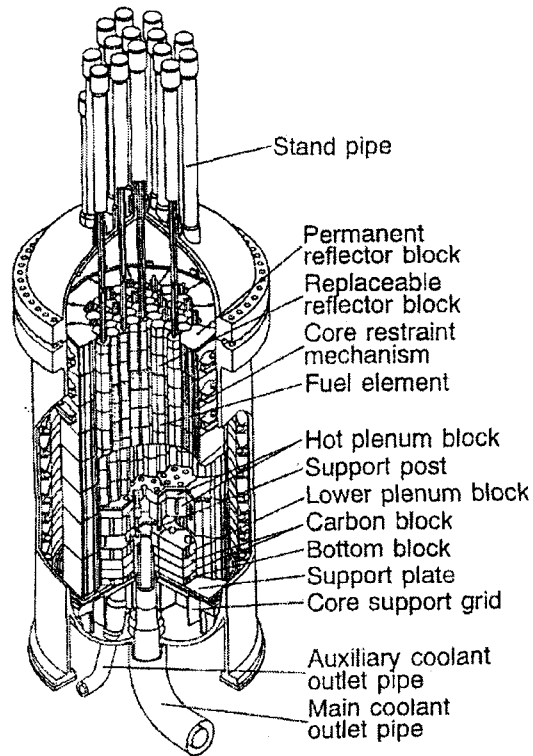


그림 2-5-2-2 프리즈메틱 형 원자로

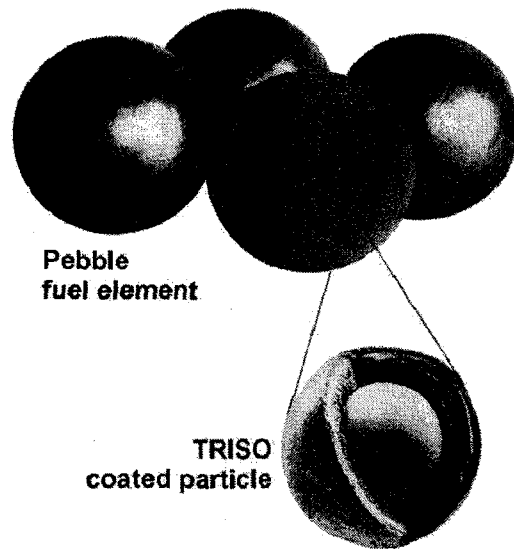


그림 2-5-2-3 TRISO 핵연료

- 1) 핵연료 장전 및 배출을 on-line으로 수행함으로써 운전중 excess reactivity를 최소화 한다.
- 2) 고온에서도 핵연료의 radionuclide retention capability를 유지 (TRISO 핵연료) 하여 사고시 방사능 유출을 최소화 한다.
- 3) Large negative temperature coefficient (fuel reactivity)
- 4) 중성자에 대한 반응도가 낮고 단상으로 운전되는 헬륨을 냉각재로 사용한다.
- 5) Annular 노심을 채택하여 사고시 발생하는 최고 핵연료 온도를 제한한다.
- 6) 낮은 열밀도의 노심을 채택하여 원자로의 피동 열제거 능력을 극대화 한다.
- 7) 노심 구조물에 graphite를 사용하여 높은 열적 관성을 초래하고 operator grace period를 최대화 한다.

Pebble Bed 원자로는 최악의 설계 기준 사고의 경우 TRISO 핵연료 입자가 상당한 fission-product 방출이 시작되는 1600 °C를 넘지 않도록 설계되었으며 이를 위해서는 대략적으로 다음의 조건이 만족되도록 원자로를 설계하여야 한다.

- 1) Low Core Power Density (<math><10 \text{ MW/m}^3</math>)
- 2) 고유 냉각성 및 반응도 제어 등에 유리한 annular 형태의 Core Geometry
- 3) High Fuel Particle quality

- Initial Manufacturing : QA/QC programs
- During Operation : No Chemical Attack

이러한 안전성을 기반으로 Pebble Bed 원자로는 containment의 필요성이 경수로에 비하여 현저히 낮으며 대부분의 Pebble Bed 원자로 설계는 경제적 측면에서 유리한 confinement 개념의 격납건물을 선호하고 있다. 표 2-5-2-1은 운전경험이 있는 몇 개의 대표적인 고온가스로 설계에 대한 주요 변수를 나열하였다.

다. PBMR 주요 사고 분류 및 종류

PBMR은 계통과 핵연료의 설계가 경수로와 매우 달라 새로운 개념의 사고 분류

표 2-5-2-1 주요 고온가스로 설계변수

	FSV	THTR	HTR-10	HTTR-10
운전국	미국	독일	중국	일본
열출력 (MWt)	842	750	10	30
전기출력 (MWe)	330	296	n/a	n/a
출력밀도 (MW/m <sup>3</sup> )	6.3	6	-	-
노심입구온도 (°C)	406	250	250	395
노심출구온도 (°C)	785	750	700	900 ~ 950
핵연료온도 (°C)	1260	-	-	-
압력(bar)	49	39	30	40
압력용기 재질	PCRV	PCRV	-	-
핵연료형태	BLOCK/TRISO	PEBBLE/BISO	PEBBLE/TRISO	BLOCK/TRISO
핵연료구성	(U/Th)C <sub>2</sub>	(U/Th)O <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>
농축도	HEU & Thfertile	HEU & Thfertile	17%	6%
Burnup(GWd/t)	100	<100	80	-
노심높이(m)	4.75	6.0	1.97	2.9
노심직경(m)	5.97	5.6	1.8	2.3
운전개시년도	1977	1985	2000	1998
운전종료년도	1989	1989	n/a	n/a
현재상태	decommission	safe enclosure	in operation	in operation

가 적용되어야 한다. 따라서, 설계기준사고는 크게 'internal reason'에 의한 사고와 'external reason'에 의한 사고 2가지로 분류될 수 있으며 설계 초과 사고로써 'external reason'에 의한 사고를 분류할 수 있다. 다음은 각 사고 분류에 따른 사고의 종류를 나열하였다.

1) Internal reason에 의한 설계기준사고의 종류

- Total Loss of coolant Accident
- Total Failure of Active Decay Heat Removal
- Massive Ingress of Water to Primary System
- Massive Ingress of Air to Primary System
- Extreme Reactivity Accidents
- Massive Failures of Reactor Components

2) External reason에 의한 설계기준사고의 종류

- Aircraft Crash
- Gas Cloud Explosion
- Earthquakes
- Fire
- Typhoons
- Flood

3) External reason에 의한 설계기준초과 사고

- Terrorist Attack/Sabotage
- War
- Meteorites

이상과 같은 주요 사고종류에 대해서는 code and standards, 방법론, 해석체계 등이 갖추어져야 할 것이다.

라. 고온가스로 안전 현안

Pebble Bed 및 Prismatic 고온가스로는 상업용 원자로로의 발전이 아직 이루어지지 않은 관계로 상업 운전에 대한 안전성 실증은 이루어지지 않았다. 대부분의 안

전 ISSUE는 이러한 상용 실증이 미비한 점에 주목하고 있다. 여기에서는 모듈화 된 Pebble Bed 원자로 인 PBMR (Pebble Bed Modular Reactor) 설계에 대한 안전 현안을 논의하였다.

PBMR은 고유 및 피동 안전성 개념을 바탕으로 설계되어 최악의 사고시에도 노심의 용융이 발생하지 않도록 설계하였으나 이는 core power density가 낮은 상태 ( $< 10\text{MW/m}^3$ ) 와 core geometry가 annular 형태를 유지하고 핵연료의 품질이 보장 되어야 가능하다. 따라서, 노심의 형태를 달리하거나 노심의 출력을 증강시키거나 핵연료의 품질이 달라지면 노심용융 가능성을 재검토하여야 할 것이다. 또한 핵연료의 경우 운전중 chemical attack등에 의한 품질 저하 현상이 고려되어야 할 것이다.

또한, 사고 및 운전시 노심의 열제거를 하기 위한 최종 Decay Heat Removal Path가 검토되어야 한다. 특히 원자로의 고유 및 피동안전성을 활용하여 decay heat 제거 계통이 설계되어야 할 것이고 검증되어야 할 것이다.

최종 Fission product Barrier를 기존 경수로와 같이 containment 개념을 도입하는 것과 현재 PBMR 설계가 추구하는 confinement 개념으로 할 것인지가 큰 현안으로 남아 있다. 특히, PBMR와 유사하게 흑연 감속재를 사용하는 체르노빌 원자로가 containment가 없었다는 점이 사고의 전개에 큰 영향을 주었던 것을 보면 이 문제를 상당히 심도있게 다루어야 할 것이다.

BOP의 경우 direct cycle (Brayton Cycle)을 활용할 경우 turbine등의 성능에 대한 검증이 중요하게 될 것이다. 특히 고온의 헬륨을 사용할 경우 부품등의 내구성에 문제가 발생할 여지가 있으며 이는 사고를 유발 할 수 있으므로 부품의 재료등에 대한 검토가 필요할 것이다.

수소생산용 고온가스로의 경우 원자로에서 유발 되는 안전 ISSUE외에 수소생산 공정에 유발되는 안전 현안도 존재한다. 수소생산중 발생할 수 있는 수소 폭발 등에 대한 검토가 필요할 것이다.

#### 마. 주요 열수력 모델 및 현상

고온가스로는 헬륨, 이산화탄소 등 단상의 기체를 냉각재로 하므로 운전 및 사고시 발생하는 열수력 현상이 가압경수로 및 중수로에 비해 단순할 것으로 보인다. 이는 경수로 및 중수로의 경우 운전 및 사고 상태에서 일-이차측 냉각재로 사용하는 물이 기체와 액체 상으로 존재함으로써 복잡한 열수력 현상이 발생하나 가스로의 경우 이러한 복잡한 현상을 야기하는 상간의 변이가 발생하지 않기 때문이다. 우리나라의 경우 경수로 및 중수로에 대한 연구 및 이용이 풍부한 반면 가스로에 대한

연구 및 이용은 전무한 상태이다. 현재 우리가 보유하고 있는 대다수의 열수력 해석 코드 및 체계는 기존의 가압경수로 및 중수로를 해석하기 위한 것으로 신형고온가스로에 그대로 적용하기에는 문제가 있으나 열수력 특성 및 현상에 대한 적절한 모델 개선등을 통해 적용성을 확보 할 수 있을 것으로 판단된다.

경수로 및 중수로 원자로 안전 및 성능 해석에 사용하는 MARS, RELAP 및 CATHARE 등 기존의 열수력 해석 컴퓨터 프로그램은 경수로의 사고 해석에 주안점을 두고 개발하였으며 복잡한 2상 유동을 묘사하기 위해 2상 유동 보존식을 근간으로 개발 되었다. 반면 고온가스로를 해석하기 위한 열수력 해석 코드는 기체유동 보존식만 필요로 하며 이에 따라 기체 유동에 대한 질량, 모멘텀 과 에너지 등 3개 특성의 보존을 보장하여야 한다. 그러나, 고온가스로 이차측에 물-증기를 사용하는 Rankine 사이클을 사용하는 경우, 2차측을 묘사하기 위해서는 일차측의 기체 보존 방정식에 더하여 이차측 물-증기 2상유동 보존 방정식도 같이 필요하게 된다. Pebble 형태의 노심을 가지는 고온가스로의 경우 노심 및 원자로 Cavity에서 다차원적인 열수력 현상이 중요해진다. 따라서, 다차원 해석능력도 고온가스로 해석 체계에 중요한 요소로 사려되며 Pebble 형 노심의 경우, 운전중 재장전에 따른 Pebble 유동 및 이와 연계한 3차원 노심 핵특성 해석을 위한 다차원 계통 열수력 해석능력과 3차원 노심특성 코드와의 연계 해석능력이 요구된다. 따라서, 고온가스로 열수력 해석코드는 기본적으로 다차원 1상 유동 해석 코드로써 개발 되는 것이 바람직 하겠으며 Rankine 사이클을 사용하는 경우 다차원 다유체 다상 유동 해석 코드로써 되는 것이 바람직할 것이다.

고온가스로에서 기체를 사용함에 따라, 기체의 열수력 물성치를 정확하게 계산할 수 있어야 할 것이며 유동형태 및 열전달 형태 관련 모델이 해당 기체에 대한 적용성을 가지고 있어야 할 것이다. Air Ingress 사고 해석을 위한 Air 확산 모델도 고려하여야 할 중요한 현상이며 더욱이 중대사고 해석을 위한 코드에서는 Air Ingress에 따른 흑연 등의 연소 모델도 고려하여야 할 것이다. 추가로, 이차측에 Rankine사이클을 사용하는 원자로에 대해서는 water ingress 모델이 고려되어야 할 것이다.

최근의 고온가스로의 계통 안전해석/열수력 해석에는 미국 INEEL의 ATHENA 코드, 미국 USNRC의 RELAP5 코드와 프랑스 CEA의 CATHARE 코드 등이 적용되고 있다. ATHENA 코드는 RELAP5-3D 3차원 계통 코드를 원형으로 He 및 초임계 CO<sub>2</sub> 유동의 상세 해석능력을 보장함으로써, 기존의 경수로 코드를 고온가스로 해석에 확장 적용한 코드이다. RELAP5 및 CATHARE 코드는 가압경수로 해석을 위하여 개발된 코드로서, 1차원 계통열수력 해석능력을 보유하고 있으며, 고온가스로의 해석은 He 유동을 비응축기체로 모델하여 수행한다. 이와 같이, 고온가스로의 계통 안

전해석/열수력 해석을 위하여 미국, 프랑스 등은 기존의 가압경수로 해석용 체계에 He 및 초임계 CO<sub>2</sub> 등 가스의 특성 및 관련 열수력 모델을 보강하여 사용하고 있다. 그러나, ATHENA 코드를 제외한 RELAP5 및 CATHARE 코드는 다차원 해석능력이 없으며, He 특성만을 비응축기체로 단순 모델링 하므로 해석의 정확성과 다양한 냉각재 유동에 대한 해석능력이 떨어지는 것으로 평가된다. 또한, 상기 모든 코드는 고온가스로의 해석에 기존 경수로의 열수력 모델을 그대로 적용하고, Air 확산 모델이 없으므로 과도상태 해석결과의 신뢰도는 아직도 충분히 검증되지 않았다.

신형 고온가스로의 냉각재로 헬륨 또는 초임계 CO<sub>2</sub>가 제안되고 있으며, 전력전환 계통으로 Direct 및 Indirect Cycle 설계개념이 고려되고 있다. 또한, 고온가스로의 사고 설계기준은 열전도 및 방사열전달 등에 의한 피동 안전성의 확보 및 공기 주입에 의한 흑연 화재 방지 등이 설계기준으로 적용된다. 이에 따라, 아래와 같은 주요 현상 파악에 역점을 두고 계통 안전 및 성능 해석 열수력 해석체계 구축이 이루어져야 할 것이다.

- 1) He 및 초임계 CO<sub>2</sub> 가스특성 상세해석 능력: Tripplle Point에서 초임계 영역
  - 열역학적 특성
  - 수송 특성
- 2) 가스유동 열전달 현상 해석능력
  - 강제대류
  - 혼합대류
  - 자연대류
  - 방사 열전달
- 3) 다차원 유동 해석능력
  - 다차원 유동 기본 방정식
  - Viscous Shear 해석능력
  - 난류 해석능력
- 4) 다차원 열전도 해석능력
- 5) Air Ingress 사고시 Air Diffusion 해석능력
  - 가스 혼합 및 확산 모델
- 6) Multi-Fluid 계통 해석능력

### 3. 초임계로 열수력 현상 및 모델결합 파악

초임계원자로는 그동안 CAMP 회의에서 발표된 자료와 GEN-IV Roadmap 자료 그리고 국제회의 등에서 발표된 자료에 의거하여 열수력 현상을 파악하였다. 초임계 표준발전소로 일본 동경대학의 Oka[2-5-3-1]가 제안한 형태의 발전소인 SCLWR-H를 택하였으며 전체적인 시스템구성은 그림 2-5-3-1에 제시되어 있다. 그림에서 보듯이 주 급수관이 원자로를 직접 통과하면서 가열되고 주 증기관의 유체가 터빈을 돌리는 BWR의 설계와 유사한 구성을 가지고 있다.

V. H. Sánchez(FZK)와 N. Aksan(PSI)[2-5-3-2]은 RELAP5 코드를 이용하여 SCLWR-H에 대한 다양한 해석을 수행하였다. 그 결과 비냉각재상실사고 시에는 초임계상태의 벽면 열전달 상관식의 문제를 제외하고는 문제가 없는 것으로 파악되었다. 한편 냉각재상실사고 해석에서는 특히 방출단계에서 상태식이 임계점을 통과할 때 계산상 문제가 발생하였고 이는 임계점에서 Gibbs 함수의 2차 미분항이 무한대가 되기 때문이라고 추정하여 밀도와 온도의 일차 미분항으로 나타내어야 할 필요성을 제기 하였다. 그러나 비냉각재상실사고의 경우도 SCLWR의 정상상태 계산 시 터빈까지 모의하려면 이와 같은 문제점을 가지고 있다고 할 수 있다.

이외에도 정상운전 시 노심에서는 그림 2-5-3-2에서 보는 바와 같이 노심에서의 밀도차이가 워낙 급격하게 이루어지기 때문에 이로 인한 궤환효과에 의한 노심출력

## Layout of the Reference Reactor SCLWR-H

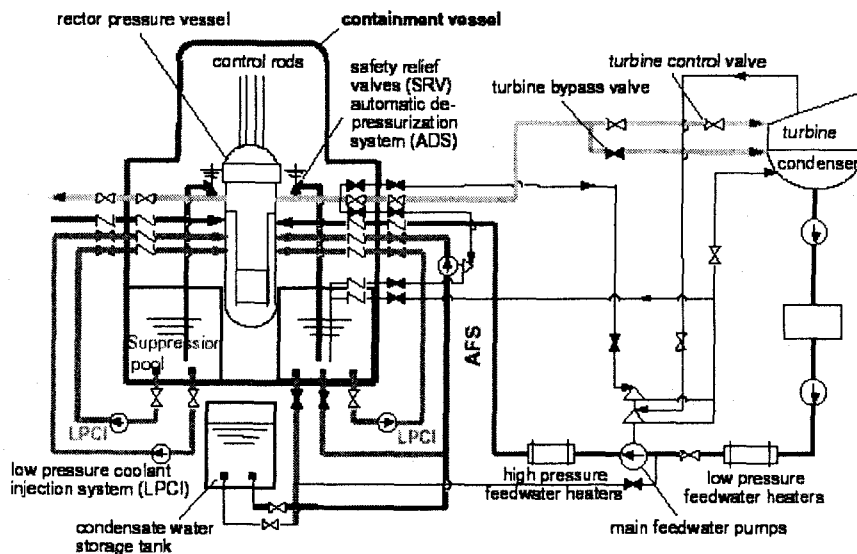


그림 2-5-3-1 초임계원자로(SCLWR-H) 설비 개략도



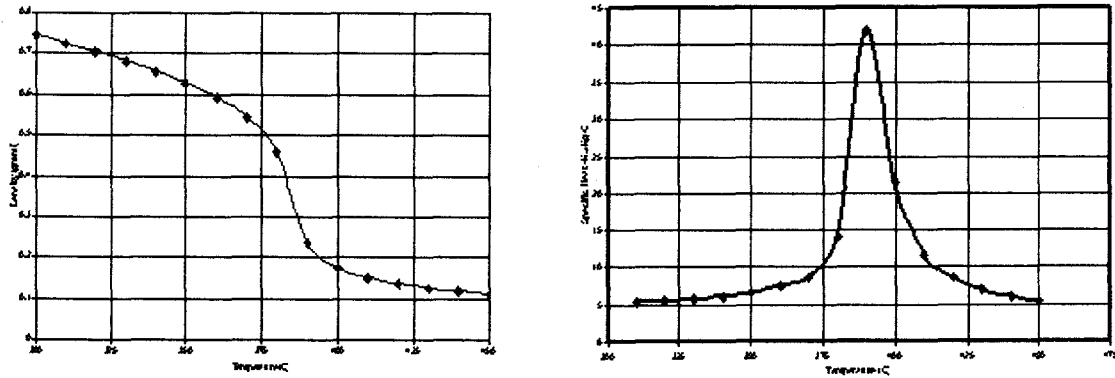
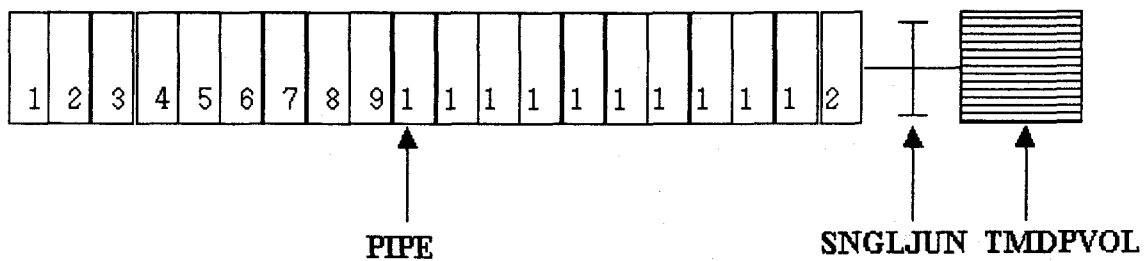


그림 2-5-3-2 임계온도 부근의 밀도 및 열용량의 변화

의 안정성이 제기되며 노심동특성 코드와의 연계해석의 필요성이 제기된다. 노심에서의 열전달은 상변화가 없기 때문에 DNB 현상은 없으나 경계층에서 급격한 밀도 차이에 의한 부력효과로 인하여 임계온도 부근에서 열전달 저하를 가져오는 것으로 알려져 있다. RELAP5/MOD3.3은 새로운 증기표를 채택함으로써 초임계상태의 물성치를 잘 계산하는 것으로 판단되나 열수력학적 상관식은 실험적인 결과에 의하여 수정되어야 할 것이다.

냉각재상실사고 방출단계 시의 문제점을 재확인하기 위하여 그림 2-5-3-3과 같은 초임계 Edward Pipe 문제를 설정하여 RELAP5/MOD3.3 Patch01 버전으로 방출단계 계산을 수행하였다. 그림 2-5-3-4 ~ 2-5-3-6에는 계산된 파이프의 중앙부분에서의 압력, 기공율, 그리고 방출유량이 제시되어 있다. 초기온도가 635 K인 상태에서의 계산은 통상적인 과냉각상태의 물에서 방출현상과 동일하다.



초기 압력 = 25 Mpa, 초기온도 = 635 ~ 700 K (임계온도 647 K)

그림 2-5-3-3 초임계 Edward Pipe 문제의 RELAP5 모델

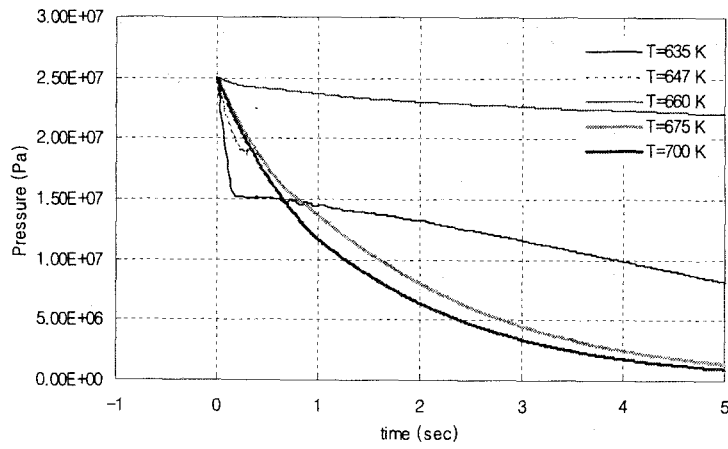


그림 2-5-3-4 초기 온도에 따른 방출단계 압력 변화

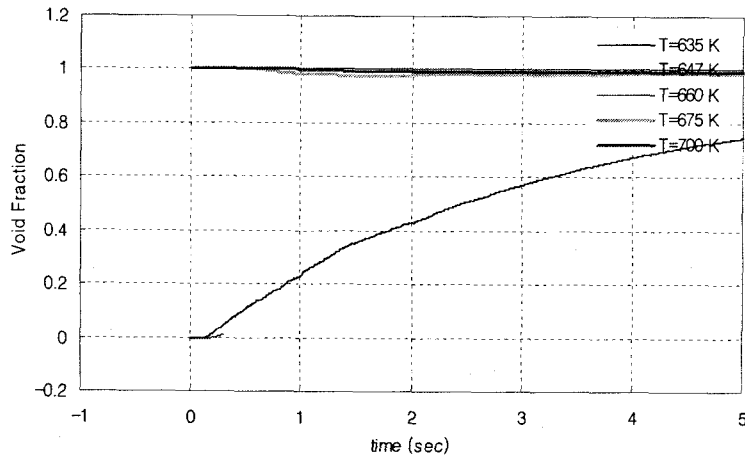


그림 2-5-3-5 초기 온도에 따른 방출단계 기공율 변화

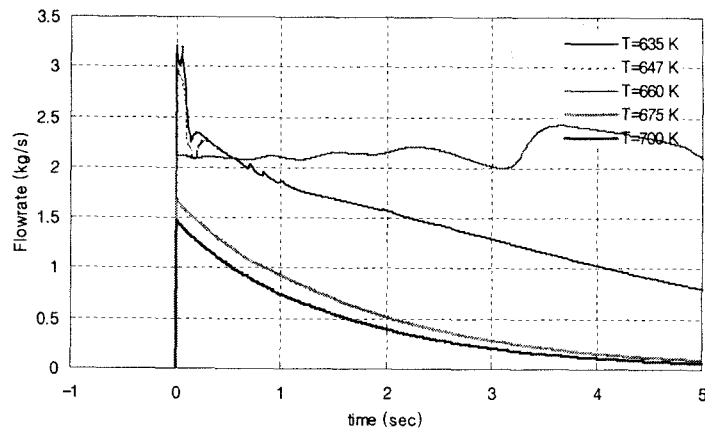


그림 2-5-3-6 초기 온도에 따른 방출유량의 변화

즉 과냉각수의 방출로 인한 급격한 압력감소 그리고 포화 압력까지 감소한 후에 비등으로 인한 기공을 증가와 압력감소의 완화가 발생한다. 초기 임계온도 부근인 647 K에서는 압력감소 후 수치적 문제로 곧 계산이 실패하였다. 그 이상인 660 K에서는 계산은 되지만 임계압력 이하로 압력감소가 이루어지지 않고 계속하여 유량이 방출되는 물리적으로 타당하지 않은 결과를 초래하였다. 온도가 임계치보다 30 K 정도 높은 초기에서는 압력감소가 대표적인 증기의 방출곡선인 쌍곡선을 이루는 것을 알 수 있다. 그리고 후반부에서는 온도 감소로 인한 약간의 응축도 발생함을 알 수 있다. 이와 같은 결과로 냉각재상실사고 시 임계온도 부근에서 수치적 문제가 있다는 것을 재확인 할 수 있었으며 향후 개선점으로 파악되었다.

이와 같은 것을 종합하여보면 향후 SCLWR을 해석하기 위하여 필요한 모델로는 다음과 같은 것이 있다.

- 1) 임계온도 부근에서의 Gibbs함수의 계산 (방출단계 계산 실패)
- 2) 임계온도 부근의 2상 임계유량 모델 (방출단계 계산 결함)
- 3) 초임계 상태에서의 노심 열전달 저하 모델 (Dittus-Boelter 상관식의 결함)
- 4) 노심 동특성 코드 연계계산 (점동특성 모델의 결함)

이중에서 1)번 사항은 대형냉각재상실사고 계산을 위하여 당장에 필요한 개선사항이라 할 수 있고 2)번 사항도 냉각재상실사고 계산을 위하여 시급한 개선사항이지만 실험결과의 뒷받침이 있어야 한다. 그 다음에는 3)번으로 비냉각재상실사고 시 노심 건건성 확인에 주요한 사항이며 역시 실험적인 결과가 필요한 사항이다. 4)번 사항은 현재의 점동특성으로 급격한 노심밀도변화에 따른 케환효과를 고려하지 못하기 때문에 도출된 사항으로 만약 PARCS 등의 다른 노심 다차원 동특성코드와 연계가 되어 있다면 해석에 문제는 없다. 이외에 SCLWR 고유의 부품 설계가 있다면 특수한 모델의 개발이 필요할 것이지만 현재까지 알려진 바의 설계는 SBWR의 설계와 유사하므로 다른 특별한 부품의 모델 개발이 필요 없을 것으로 판단된다.

## 제 6 절 사고해석 검증기술 통합 관리프로그램 개발

### 1. 프로그램 개발의 배경

원자력발전소(이하 원전)의 사고해석은 원전의 운전 중에 발생할 수 있는 과도(transient), 고장(incident) 및 사고(Accident) 시 방사능 재해로부터 공공의 안전성이 확보되도록 원자로와 안전계통의 설계 및 운전 그리고 부지 특성 등의 타당성을 평가하는 수단이다.

그림 2-6-1-1에는 핵연료에서부터 주변 환경에 이르기까지 방사능 물질의 누출을 차단하도록 다중으로 설계된 물리적 방벽과 각 방벽의 건전성을 확인하는데 필요한 사고해석의 주요 관심사가 제시되어 있다. 그림 2-6-1-1에서 보듯이 사고해석은 다양한 분야의 기술이 서로 연계되어 수행되는 것이며, 전체적인 사고해석 체계는 해석코드와 방법론에 따라 결정된다. 그림 2-6-1-2에는 국내의 가압경수로 사고해석에 일반적으로 적용되는 사고해석 체계가 나타나 있으며, 한국원자력안전기술원(이하 KINS)의 규제검증용 사고해석 체계도 이에 따르고 있다.

KINS에서는 사업자가 수행한 원전 설계해석의 타당성과 완결성 확인, 설계기준 사고 시 안전목표를 충족시키기 위한 설계 및 운전원 조치의 적합성 확인, 원전 설계 및 설계기준사고 시 거동에 대한 규제기관의 이해 증진, 그리고 안전현안 해결을

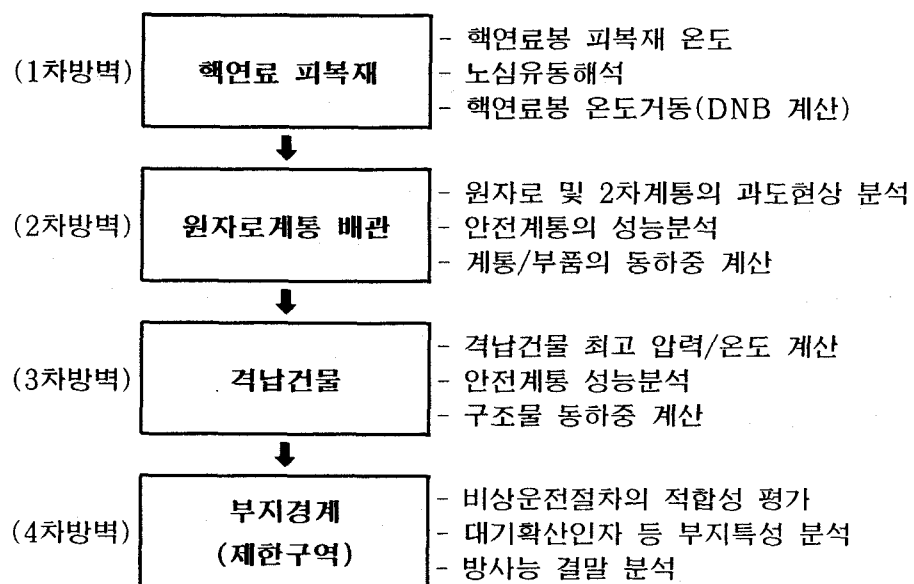
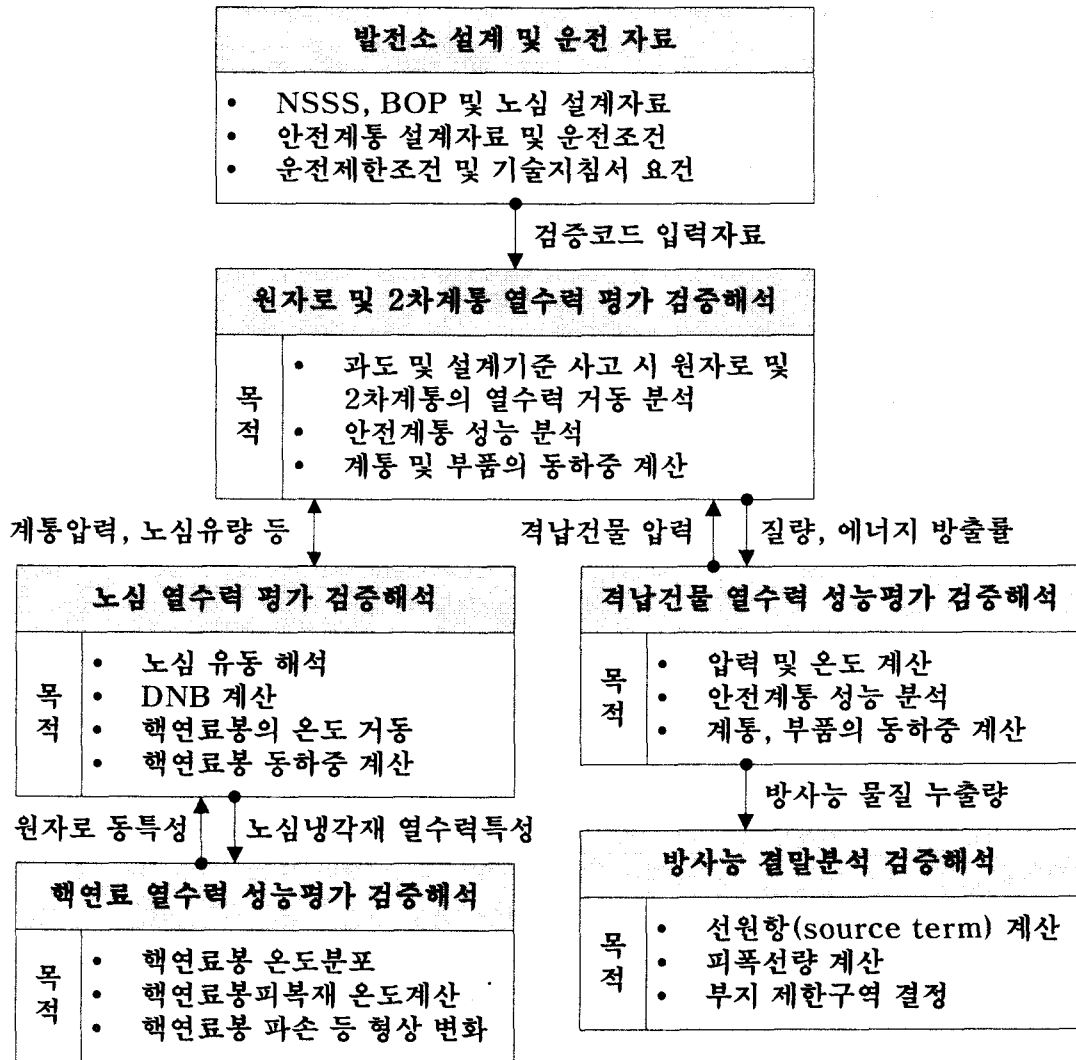


그림 2-6-1-1 방사능 물질에 대한 다중방벽과 사고해석 관심 사항



**그림 2-6-1-2 경수로원전의 사고해석 체계**

위한 규제기관 고유의 해석 결과를 생산하기 위해 사업자로부터 독립적인 사고해석 체계를 가지고 있다. 통상 이를 사고해석 검증체계라 하며, 이에 필요한 해석코드, 해석코드 입력자료, 해석 방법론을 검증기술이라 통칭하고 있다.

KINS는 정부 원자력연구사업의 중장기계획사업을 통해 사고해석 검증기술을 개발하고 있다. 1997년부터 5년간 수행된 1단계 연구사업에서는 열수력 사고해석 코드의 개발과 평가에 주력하여 신뢰성이 있는 규제검증용 해석코드와 실험장치 및 국내 원전의 입력자료를 확보하였다. 그 결과 국내 신규 및 가동 원전의 계통 열수력의 기술이 상당히 진보되었고, KINS는 사고해석 검증체계를 안전심사 및 안전현안의 해결에 활발하게 활용하고 있다. 2002년 4월부터 3년간 수행되는 2단계 연구에서는 기존 열수력 분야뿐만 아니라 핵연료 및 격납계통의 열수력 분야까지를 포

합한 검증기술을 개발하고 있다. 따라서 2단계 연구에서는 보다 종합적이고 체계적으로 사고해석 검증기술이 개발되고 관리되어야 할 필요가 있다.

국제원자력기구(IAEA)를 포함한 주요 원전 보유국에서 규제 품질보증 문제가 주요 현안으로 대두되고 있고, 향후 사업자의 최적 해석방법 활용이 증가될 것이 예상된다. 이 점에서, 신뢰성 높고 품질 보증된 사고해석 검증체계의 확보는 원론적으로 당연히 필요한 것이라고도 할 수 있을 것이다.

이런 배경 하에서 KINS는 사고해석 검증체계의 개발을 KINS 증장기계획사업의 10대 중점연구 “Task-H”로 정하게 되었다[2-6-1-1]. Task-H는 기존의 경수로 및 중수로의 사고해석 검증기술 정비/개선/개발 및 일체형원자로의 사고해석 검증기술의 개발 연구와 상호 연계하여 수행되었다[2-6-1-2].

Task-H에서 개발하고 있는 사고해석 검증체계 내에는 여러 분야의 검증기술이 서로 연계되어 있기 때문에 이를 종합적으로 관리할 수 있는 “사고해석 검증기술 통합 Platform 구축”이 Task-H 연구의 일부로 수행되고 있다. 통합 Platform의 개발의 구체적인 목적은 전산코드, 입력자료, 규제지침, 기술보고서 등 사고해석 검증기술의 체계적인 관리와 결과의 품질을 제고하고 위함이다. 부수적으로는 보다 편리한 사용자 환경을 조성하고 개인 자료의 전산화와 공용화를 촉진하는 목적도 가지고 있다.

## 2. 검증기술 통합 Platform 개발

### 가. 개발 전략

사고해석 검증기술 통합 Platform을 개발 목적에 부합되게 개발하기 위해 다음과 같이 개발 전략을 수립하였다.

- 1) 사용자의 접근성과 편의성을 위해 통합 Platform은 웹기반으로 운용하며, QA를 담당하는 관리자가 체계적으로 프로그램과 정보를 관리한다.
- 2) 통합 Platform의 체계는 사고해석 검증체계와 일관성을 가지도록 한다.
- 3) 전산코드는 동일 계산 플랫폼을 가지지 못하며 계속 개선되므로 네트워크 상에서 직접 계산을 수행하도록 하기보다는 필요한 파일을 ‘내려받기’하여 사용하도록 한다.
- 4) ‘문서저장고’ 기능을 갖추고 사용자 스스로 관련 문서를 ‘올리기’할 수 있도록 하여 self update 속성을 가지도록 한다.
- 5) 검증기술의 품질관리를 위해 QA 과정의 일부를 통합 Platform에 포함시킨다.

상기 전략과 함께 검증기술 통합 Platform의 명칭을 “사고해석 검증기술 관리프로그램”(영문 : *Safety Analysis Platform for Independent Audit Calculation*)이라 정하고 프로그램 이름은 SAPAIA(상기 영문에서 굵은 글자로 조합)로 하였다. 그림 2-6-2-1에는 개발 전략의 개괄도가 나타나 있다.

### 나. SAPAIA 프로그램 개발 이력

2003년 4월에 상기 개발 전략을 만족시키는 웹기반 관리프로그램 개발에 착수하여, 7월에 관리프로그램의 기본 골격 완성되었다. 다른 분야에 비해 비교적 검증기술이 완비된 원자로계통 열수력 분야에 대해 웹페이지 시안을 개발하여 9월 5일 KINS 내부 시연회와 실무부서 의견 수렴을 위한 세미나를 개최하였다.

세미나에서 논의된 주요 사항들은 다음과 같다.

- 1) 관리프로그램의 관리자를 명확히 지정할 필요가 있음.
- 2) 사용자가 아무 제약 없이 자료를 올리고, 또 사용자의 제한을 두지 않는 방법은 관리상의 문제점을 가질 수 있기 때문에, 사용자 로그인 기능을 추가하여 자료의 ‘내려받기’ 이력을 추적하고, 사용자의 사용에 제한을 두는 영역과 제한이 없는 영역을 구분하는 방안을 고려할 필요가 있음.

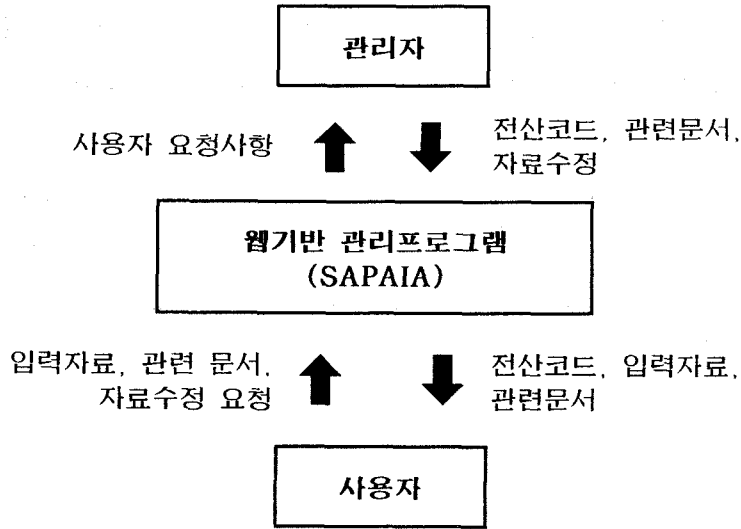


그림 2-6-2-1 사고해석 검증기술 통합 Platform 개발 전략

- 3) 해석코드의 입력파일, 발전소 설계자료, 입력파일 생성을 위한 근거자료 등은 참고자료들과 구분하여 관리할 필요가 있음.
- 4) 해석코드의 소스를 아무 제한 없이 사용하는데 따른 문제점을 생각할 필요가 있기 때문에, 해석코드의 소스는 공개하지 않는 것이 바람직함.
- 5) 홈페이지의 일관성 측면에서, 현재 분야별로 구성된 원자료심, 격납건물 분야도 해석코드 위주로 분류하는 것이 바람직함.

결론적으로 사고해석 검증기술 관리프로그램은 지식 공유와 실무 활용에 도움이 될 것으로 생각되며, 관리프로그램의 품질보증, 관리자 기능, 자료의 관리, 입력파일의 품질보증 분야 등은 실무에 활용하면서 단계적으로 개선할 필요가 있다는 의견이었다.

동 세미나에서 토의된 내용을 전적으로 반영하여 프로그램을 수정하였다. 수정된 내용으로는 홈페이지의 구성과 사용자 사용 권한에 대한 부분이었다. 홈페이지 구성은 각 분야별로 “Documents” “Code & Input”으로 구분하여, “Documents”에는 해당 분야 관련 문서저장고로 “Code & Input”은 다시 해석코드 별로 해석코드, 입력자료, 근거자료를 제공하는 웹페이지들로 구성하도록 하였다. 사용자에게 제한을 두기 위해 사용자 자격 및 의무를 부여하였다. 그 방법으로 SAPAIA에 접속을 원하는 자는 일률적으로 “정보의 유출금지”에 대한 동의 하에 ID와 패스워드를 부여받아 “사용자”로 등록하도록 하였다. 사용자 영역에 대해 제한을 두기 위해서는 해석코드의 입력파일, 발전소 설계자료, 입력파일 생성을 위한 근거자료 등은 참고자료



들과 구분하여 관리할 필요가 있다. 하지만 SAPAIA가 KINS 내부에서만 작동되고 사용자 이력을 추적한다면 자료의 유출을 추후 추적할 수 있기 때문에, 사용자에게 대한 사용 영역 제한은 SAPAIA를 실무에 사용을 해본 후 정하는 것이 좋을 것으로 판단하였다.

이상의 과정을 통해 사고해석 검증기술 관리프로그램 SAPAIA는 2003년 12월부터 본격적으로 사용될 수 있는 수준으로 개발되었다. 본 프로그램은 2003년 12월 15일 정보통신부 산하 프로그램심의조정위원회에 등록되었다.

### 3. SAPAIA 프로그램 내용

프로그램의 구조, 각 웹페이지(이하 창)별 기능, 프로그램의 설정 및 사용, 프로그램 파일과 자료 구조 등에 대해서는 참고문헌 2-6-3-1에 제시되어 있다. 여기에서는 간략하게 SAPAIA 프로그램의 내용을 소개하고자 한다.

프로그램은 기능에 따라 접속(login)창, 홈페이지, 문서(documents)창, 코드입력(code & input)창, 관리자창으로 구성되어 있다. 접속장과 홈페이지를 제외한 각 창은 사용 권한에 따라 다시 ‘관리자 모드’와 ‘사용자 모드’로 구분해서 보이게 된다. 관리자와 사용자 모두 SAPAIA를 사용하기 위해서는 접속과 동시에 그림 2-6-3-1과 같이 화면에 나타나는 접속창을 통과해야 한다. 미리 지정된 사용자이름과 암호에 따라 관리자는 ‘관리자 모드’로 사용자는 ‘사용자 모드’에서 프로그램을 사용하게 된다. 계정이 없는 사용자는 화면의 ‘계정 신청하기’ 단추를 눌러 계정을 신청하면 관리자가 사용자 계정을 부여하게 된다.

접속창을 통과하면 그림 2-6-3-2에 보이는 SAPAIA 홈페이지 화면이 나타나게 된다. 홈페이지는 SAPAIA 프로그램이 실무에 활용되는 점을 고려하여 화려하고 복잡하게 하기 보다는 단순하게 디자인하였다. 홈페이지는 타이틀 화면이면서 사이트

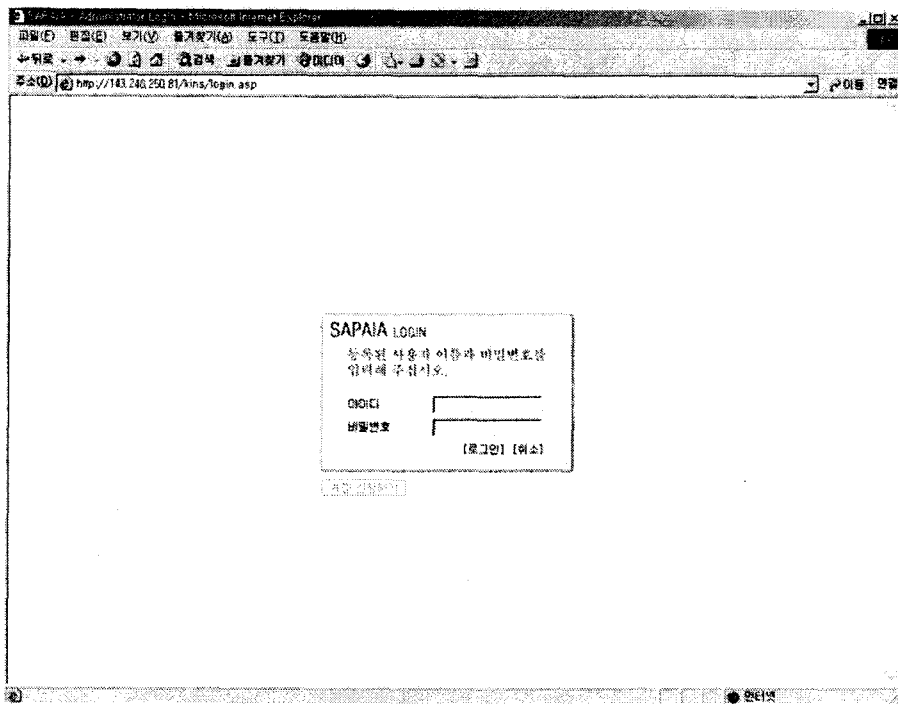


그림 2-6-3-1 접속(login)창

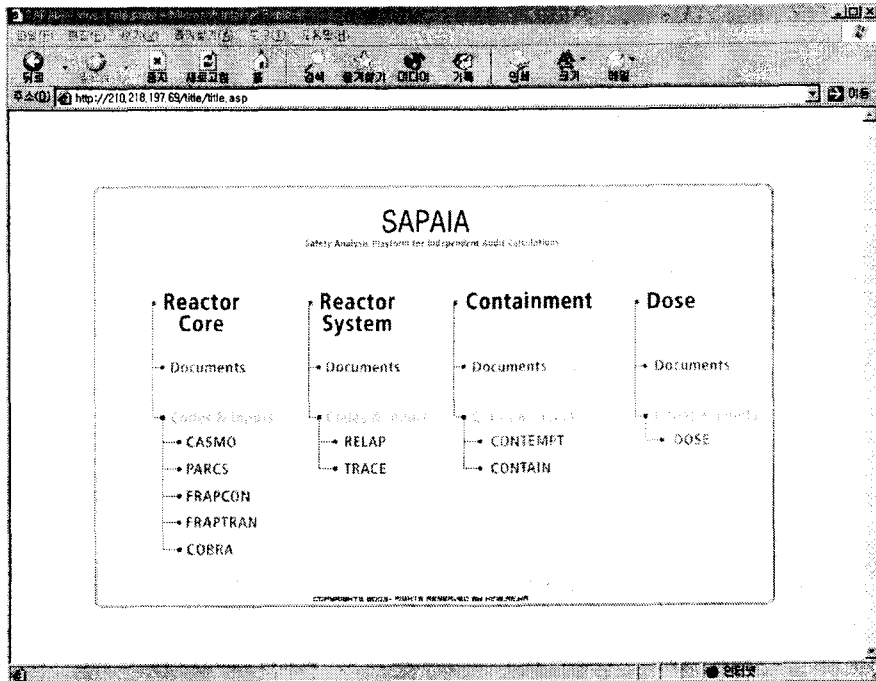


그림 2-6-3-2 SAPAIA 홈페이지

맵의 기능을 한다. 개발전략과 사용자 의견에 따라 검증체계와 일관성 있게 원자로 심, 원자로계통, 격납계통, 선량평가 분야별로 구분하였다. 각 기술분야에 대해서는 관련 문서와 해석코드 별로 다시 구분하였다. 사용자는 해당 이름을 클릭하면 바로 원하는 창으로 이동할 수 있도록 하였다. 즉 'Reactor System' 밑의 'Documents'를 클릭하면 원자로계통 열수력과 관련된 문서창으로 바로 화면이 이동하게 된다.

그림 2-6-3-3은 문서창의 한 예로서, 원자로계통 열수력과 관련된 문서창이다. 다른 기술분야의 문서창도 이와 동일한 모양과 기능을 한다. 문서창에서 사용자는 관련분야 규제지침서, 기술보고서 등을 저장하고, 받아볼 수 있다. 사용자는 직접 문서를 저장할 수 있으나, 수정 및 삭제는 사용자의 요청에 따라 관리자만 할 수 있고, 이러한 기능은 '관리자 모드'에서만 이루어 질 수 있다. 검색의 편의성을 높이기 위해 관련 문서는 6개 유형으로 구분하였고, 키워드 검색 기능을 가지도록 하였다. 좌측에는 관련 기술분야의 코드명과 관련링크가 있어 사용자는 이 창에서 바로 코드창과 관련 링크로 이동할 수 있다.

그림 2-6-3-4은 RELAP 코드의 코드입력창을 보여주고 있다. 코드입력창에서는 사고해석 해석코드별 실행파일과 입력자료를 저장하고, 받아볼 수 있다. 사용자는 직접 입력자료를 저장할 수 있다. 그러나 QA를 위해 입력자료의 수정은 사용자의 요청에 따라 관리자만 할 수 있도록 하였다. 또한 해석코드의 실행파일도 관리자만

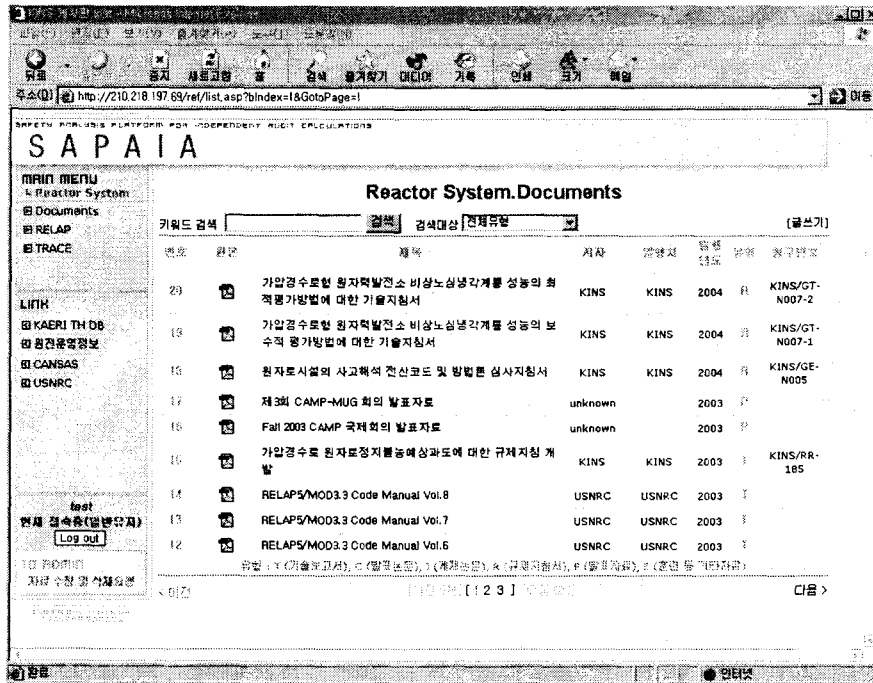


그림 2-6-3-3 원자로계통 열수력 문서(documents)창

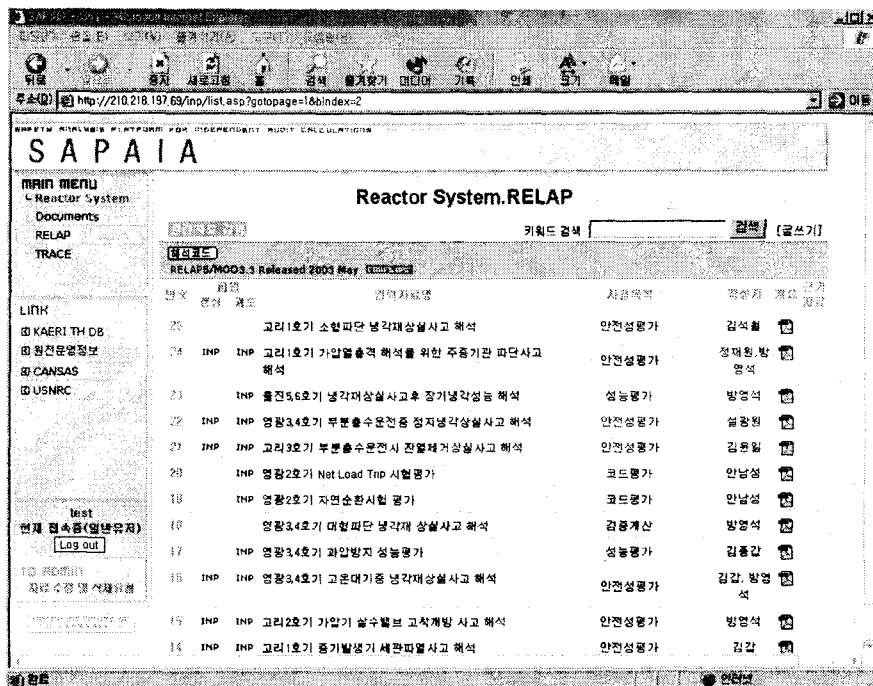


그림 2-6-3-4 RELAP5 코드입력(code & inputs)창

등재할 수 있도록 하였다. 사용자 편의를 높이기 위해 관련자료 검색을 해당창에서 할 수 있으며, 키워드 검색 기능을 가지도록 하였다.

관리자창은 메시지 관리, 계정 관리, 사용자 기록 관리 등 3가지 창으로 구성되어 있다. 메시지 관리는 자료의 수정과 같은 사용자의 요청 내용을 기록하기 위해 사용된다. 계정관리는 신규 계정의 등록, 기존 계정의 삭제 등 사용자 계정의 관리를 위해 사용된다. 마지막으로 사용자 기록 관리창에는 접속한 모든 사용자의 접속, '내려받기', '올리기' 등 주요 사용 이력이 기록된다. 이는 특히 입력자료의 무단 사용을 방지하기 위해 유사시 추적이 가능하도록 하기 위함이다. 그림 2-6-3-5에는 사용자 기록 관리창에 기록되는 내용이 나타나 있다.



그림 2-6-3-5 사용자 기록 관리창

### 제 3 장 핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립

#### 제 1 절 DVI 열수력 거동의 불확실성 분석을 통한 신형경수로1400 ECCS 성능 평가

##### 1. LBLOCA 해석의 주요 변수들이 신형경수로1400 노심냉각성능에 미치는 영향

신형경수로1400(APR-1400)의 비상노심냉각계통(ECCS, Emergency Core Cooling System)은 기존 한국표준형원자로의 비상노심냉각계통과 다른 설계특성을 가지고 있다. 표 3-1-1-1에는 신형경수로1400과 한국표준형원자로의 비상노심냉각계통 설계차이가 비교되어 있다. 한국표준형원자로에 비해 대표적인 차이는 저온관주입(CLI, Cold Leg Injection) 방식 대신에 원자로용기직접주입(DVI, Direct Vessel Injection) 방식을 채택하였으며, 고유량 저압안전주입펌프를 제거하였고, 고압안전주입펌프는 4개의 주입배관마다 설치하여 기계적 고장의 영향을 최소화하였다.

그림 3-1-1-1에는 신형경수로1400의 원자로 압력용기와 안전주입노즐의 연결 위치를 보여주고 있다. 신형경수로1400은 저온관 중심으로부터 약 2.1m 위쪽의 원자로용기에 4개의 주입노즐을 설치하여, 안전주입계통이 작동하면 원자로용기 내로 직접 냉각수가 주입되도록 하였다.

한국표준형원자로에서는 능동안전주입을 위해 저유량 고압안전주입펌프 2대

표 3-1-1-1 표준형원자로와 신형경수로 안전주입계통의 설계 비교

항목	KSNP	APR-1400	비고
열출력	2825 MWt	3983 MWt	증가
냉각수원	RWST 및 Sump 502,760 gal	IRWST 545,800 gal	RWST/Sump 절환 불필요
고압안전주입펌프	2대, 각 815 gpm	4대, 각 815 gpm	설계유량 감소
저압안전주입펌프	2대, 각 3850 gpm	0대	제거
안전주입탱크 -유량조절기	4개, 각 1858 ft <sup>3</sup> - No	4개, 각 1858 ft <sup>3</sup> - Yes	주입기간 연장
주입방식	CLI	DVI	신규설비

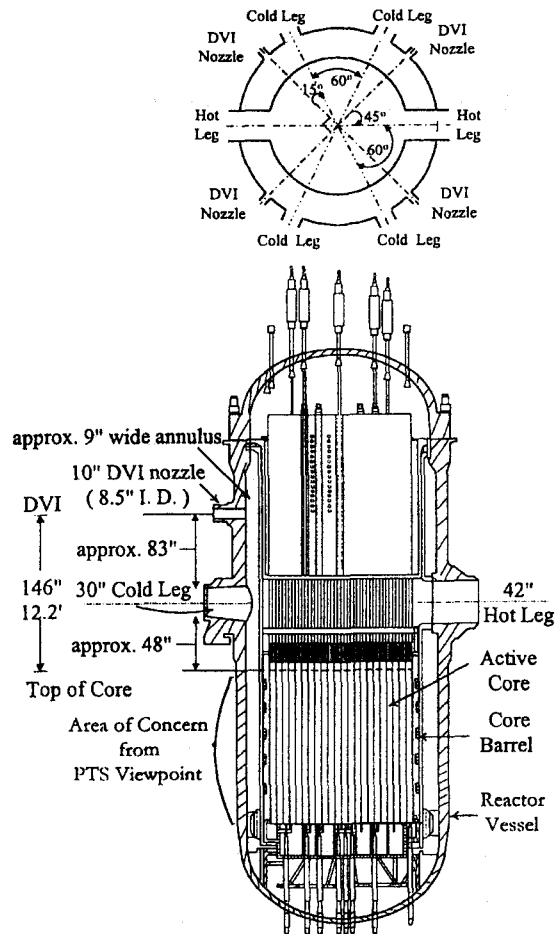


그림 3-1-1-1 신형경수로1400 원자로용기

와 고유량 저압안전주입펌프 2대를 사용하고 있으나 신형경수로1400에서는 4대의 고압안전주입펌프 만을 사용하고 있다. 신형경수로1400의 안전주입탱크는 한국표준형원자로와 같은 용량을 가지는 4대의 탱크를 각각의 주입배관에 설치되어 있으며, 냉각수를 효과적으로 사용하기 위해 안전주입기간을 연장시키는 유량조절기(Fluidic Device)가 탱크 내부에 설치되어 있다. 냉각수원은 기존의 격납건물 외부에 설치된 재장전수조(Refueling Water Storage Tank, RWST)와 격납건물 내부의 비상배수조(Emergency Sump)로부터 격납건물 내부의 재장전수조(In-Containment RWST)로 단일화하였다.

이와 같은 신형경수로1400의 비상노심냉각계통의 설계특성은 기계적인 4계열(Train)로 설계할 때 저온안전주입펌프를 4대 설치해야 하는 경제적 부담을 줄이고, 미국전력연구소(EPRI)가 기존의 저온관주입(Cold Leg Injection, CLI) 방식보다 원자로용기직접주입(Direct Vessel Injection, DVI) 방식을 추천한데 따른 것이다

표 3-1-1-2 신형경수로1400, System 80+ 및 KSNP의 설계특성 비교[3-1-1-2]

Items	신형경수로1400	System 80+	KSNP
<i>Core and RCS</i>			
- Thermal power [MWt]	3983	3912	2825
- No. of hot legs/steam generator	2 / 2	2 / 2	2 / 2
- No. of cold legs/RCP	4 / 4	4 / 4	4 / 4
- No. of fuel assemblies/rod array	241 / 16x16	241 / 16x16	241 / 16x16
- Core active length [m]	3.81	3.81	
- Rod outside diameter/pitch [cm]	0.97 / 1.285	0.97 / 1.285	0.97 / 1.285
- Peak LHGR [kW/ft]	14.0	13.7	
- Limiting burnup [Mwd/Mtu]	1000	26000	
- Average LHGR	29.6	29.6	
- RCS pressure [Psia]	2250	2250	2250
- RCS/core Flow [lbs/hr]	166.6/161.6E+6	165.8/160.8E+6	
- Core inlet/outlet temperature [°F]	555/615.9	555.8/617.5	
<i>Safety Injection System (SIS)</i>			
- SIAS sep point [psia]	1807	1825	1762
- SI system configuration	DVI with 4 trains	DVI with 4 trains	CLI
- No. of SIT and SIP	4 SITs & 4 SIPs	4 SITs & 4 SIPs	4 SITs & 4 SIPs
- SIT water volume [ft <sup>3</sup> ]	1927/1600	1927/1600	1927/1600
- SIT gas pressure [Psia]	584.7	584.7	584.7
- SIT water temperature [°F]	120	120	120
- Fluidic device	Adopted	No	No
- SIP flow	Min. flow curve	Min. flow curve	Min. flow curve
- IRWST water temperature [°F]	120	120	RWST, 120
- IRWST water volume [gal]	652,600	652,600	RWST, 502760
<i>Containment</i>			
- Containment type	Cylindrical	Spherical	Cylindrical
- Free volume [ft <sup>3</sup> ]	3.30E+6	3.547E+6	
- Containment spray flow [gpm]	12000	13000	12000
- Heat sink surface area [ft <sup>2</sup> ]	6.309E+5	6.96E+5	

[3-1-1-1]. 참고로 표 3-1-1-2에는 신형경수로1400, 이와 유사한 설계를 가지는 System 80+, 그리고 한국표준형원자로의 안전계통 설계에 대한 주요 설계 차이를 비교하여 나타내었다.

한국표준형원자로에 비해 달라진 냉각수 주입 방식과 줄어든 냉각수 주입량은 대형냉각재상실사고 시 강수부에서의 열수력 현상에 많은 영향을 줄 수 있다. 기본적으로 냉각수의 주입방식에 따른 영향으로 냉각수의 강수부로의 침투(Penetration), 유입(Entrainment), 우회(Bypass) 등의 현상이 기존의 저온관주입 방식과는 다르게 나타날 것으로 예상된다. 강수부의 열수력 현상은 노심냉각에 결정적인 영향을 미치기 때문에, 이를 정확하게 예측하는 것은 비상노심냉각계통의 성능



을 평가하는데 특히 중요하게 다루어져야 한다.

신형경수로1400 대형냉각재상실사고에 대한 PIRT(Phenomena Identification and Ranking Table) 개발에 참여한 전문가 패널은 최적코드인 RELAP5[3-1-1-3]와 TRAC-M[3-1-1-4] 코드가 신형경수로1400의 대형냉각재 상실사고 해석을 전반적으로는 합리적인 수준에서 예측하고 있지만, 재관수(Reflood)단계 이후 강수부에서의 열수력학 현상의 불확실성으로 인해 노심이 재가열(Reheat)될 수 있음을 시사하였다[3-1-1-5]. 노심 재가열 가능성은 안전주입수의 우회, 증기응축, 강수부 비등 등의 현상에 내포된 불확실성에서 기인한다고 밝히고 있다. 또한 전문가 패널은 RELAP5, TRAC-M 두 코드 모두 대형냉각재상실사고 시 신형경수로1400의 열수력 거동을 합리적으로 예측하지만, 재관수단계 이후 노심 재가열과 관련이 있는 주요 현상들에 대해서는 실증실험결과와의 비교를 통한 평가가 이루어져야 한다고 결론짓고 있다. 아울러 관련 변수들이 이들 현상들에 주는 영향을 살펴보기 위한 민감도 분석이 필요하다는 의견을 제시하였다.

이어서 RELAP5 코드와 다차원 열수력 거동을 모사할 수 있는 TRAC-M 코드를 사용하여 대형냉각재상실사고 시 신형경수로1400 강수부의 주요 열수력 현상 및 거동을 이해하기 위한 체계적인 연구가 수행되었다. 신형경수로1400의 저온관이 양단과단되는 대형냉각재상실사고에 대한 RELAP5/MOD3.3 $\beta$  코드의 해석결과는 전반적으로 기존 표준형 원전의 계산결과와 상당히 다른 발전소 거동을 보여주었다.[3-1-1-6] 신형경수로1400의 설계특성으로 인해 건전한 3개의 저온관으로부터 고속의 증기가 강수부로 유입되면서 다량의 냉각수가 증기와 함께 과단 저온관으로 빠져 나가게 되면서, 적은 냉각수만이 강수부로 주입되므로 강수부의 물이 쉽게 포화상태에 이르게 되면서 비등이 발생한다. 강수부의 비등은 안전주입탱크로부터의 주입이 끝나면서 급격히 심해지고 있다. 결과적으로 기존 한국표준형원자로와는 달리 강수부의 수위가 상대적으로 감소함에 따라 노심으로 유입되는 냉각수 유량이 감소하게 되고, 따라서 노심냉각성능에 부정적인 영향을 미치는 것을 보여 주었다. 한편 다차원 효과를 살펴보기 위해 수행된 TRAC-M 코드계산에서도 RELAP5 코드의 계산과 유사하게 강수부의 열수력 현상들을 예측되었다. 즉 RELAP5, TRAC-M 코드 모두 강수부에서 비등 발생을 예측하고 있으며, 이러한 비등 현상이 상당히 장기간 유지되고, 노심 냉각성능에 부정적인 영향을 미칠 수 있음을 보여주었다.

RELAP5 코드를 이용한 민감도 분석에서는 격납건물 배압이 낮을수록 강수부 비등이 심해져서 재관수 이후 핵연료피복재 온도가 상당히 높아질 수 있음을 보이고 있다. 또한 노심 붕괴열 역시 노심 재가열에 영향을 주는 인자임을 보이고

있다.

이러한 연구결과는 표준설계인가 심사에 반영되었는데, 가장 큰 문제는 표준설계인가를 얻기 위해 수행된 비상노심냉각계통의 성능평가 방법론이 상기에 언급된 강수부의 열수력 현상들을 적절하게 고려하지 못하는 것이었다. 심사결과 비록 제출된 비상노심냉각계통의 성능평가 방법론이 강수부의 열수력 현상을 보수적으로 고려하지 못하고 있으나, 이런 현상들이 대형냉각재상실사고 시 장기냉각 성능에 부정적 영향을 야기할 수 있으므로 향후 건설허가를 얻기 위해서는 이에 대한 보완이 필요하다는 결론을 얻었다.[3-1-1-7] 이런 심사결과를 바탕으로 안전위원회에서는 “원자로용기 직접주입방식(DVI)의 안전주입계통 설계와 관련하여 대형 냉각재상실사고(LBLOCA) 후 강수부에서 나타나는 후기가열(Late Heating) 현상 등에 관한 불확실성 분석 예비보고서를 제출할 것”을 신형경수로1400 표준설계인가 후속조치사항으로 결정하였다[3-1-1-8].

이에 따라 대형냉각재상실사고 이후 신형경수로1400 강수부에서 발생하는 열수력 현상에 대한 실증실험과 코드평가가 수행되고 있다. 강수부에서 발생하는 열수력 현상이 매우 복잡하기 때문에, 이를 만족할 수준으로 예측하는데 여전히 한계가 있다. 하지만 그간의 실증실험[3-1-1-9~3-1-1-11]과 코드평가[3-1-1-12~3-1-1-14]로 강수부 현상에 대한 이해가 많이 향상되었다.

본 연구에서는 대형냉각재상실사고 해석의 주요 변수들이 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 성능, 특히 후기 재관수단계의 노심 냉각 성능에 미치는 영향을 평가하고자 한다. 본 연구는 기본적으로 참고문헌 3-1-1-6에서 수행된 연구내용을 확장하여 보다 완결성을 갖도록 하는데 있다.

본 연구에서는 참고문헌 3-1-1-6에서와 같이 대형냉각재상실사고 해석을 위한 기본코드로 RELAP5 코드를 사용하였고, 다차원 효과를 살펴보기 위해 MARS 코드[3-1-1-15]를 사용하였다. 본 연구에 사용되는 최적코드들이 신형경수로1400 대형냉각재상실사고 해석, 특히 후기 재관수단계에서 강수부의 복잡한 현상을 만족할 수준으로 예측할 수 있는가에 대해서는 여전히 의문이 제기될 수 있다. 이에 대한 답은 관련된 실험결과, 특히 현재 진행 중인 실증실험결과를 이용하여 체계적인 코드평가를 수행해야 얻을 수 있다. 현재로는 후기 재관수단계의 열수력 현상을 코드가 정확하게 예측할 수 있는가에 대해 충분히 답을 할 수는 없지만, 본 연구에서 사용하는 최적코드에 대한 문제들을 다소나마 극복하기 위해 실증실험과 코드평가 등을 통해 증진된 이해를 연구에 반영하였다.

가. RELAP5 코드를 이용한 대형냉각재상실사고 해석 (기본계산)

본 연구는 참고문헌 3-1-1-6의 연구를 확장하는 것으로, RELAP5/MOD3.3β 코드 대신에 RELAP5/MOD3.3 코드를 사용한 것을 제외하고는, 신형경수로1400 입력자료도, 초기조건, 비상노심냉각계통 설계사양, 계산시간증분(Time Step) 등은 참고문헌 3-1-1-6과 동일하다.

신형경수로1400 대형냉각재상실사고 계산을 위한 핵증기공급계통 및 비상노심냉각계통의 계산모델은 그림 3-1-1-2와 같다. 전체적으로 계산모델에서 원자로냉각재계통은 원자로압력용기, 2 개의 고온관 및 증기발생기, 가압기, 4개의 저온관 및 원자로냉각재펌프, 4 개의 안전주입계통과 부속 안전주입배관 등으로 구성되어 있다. 계산모델은 총 282 개의 수력체적(Hydrodynamic Volume)과 378 개의 연결선

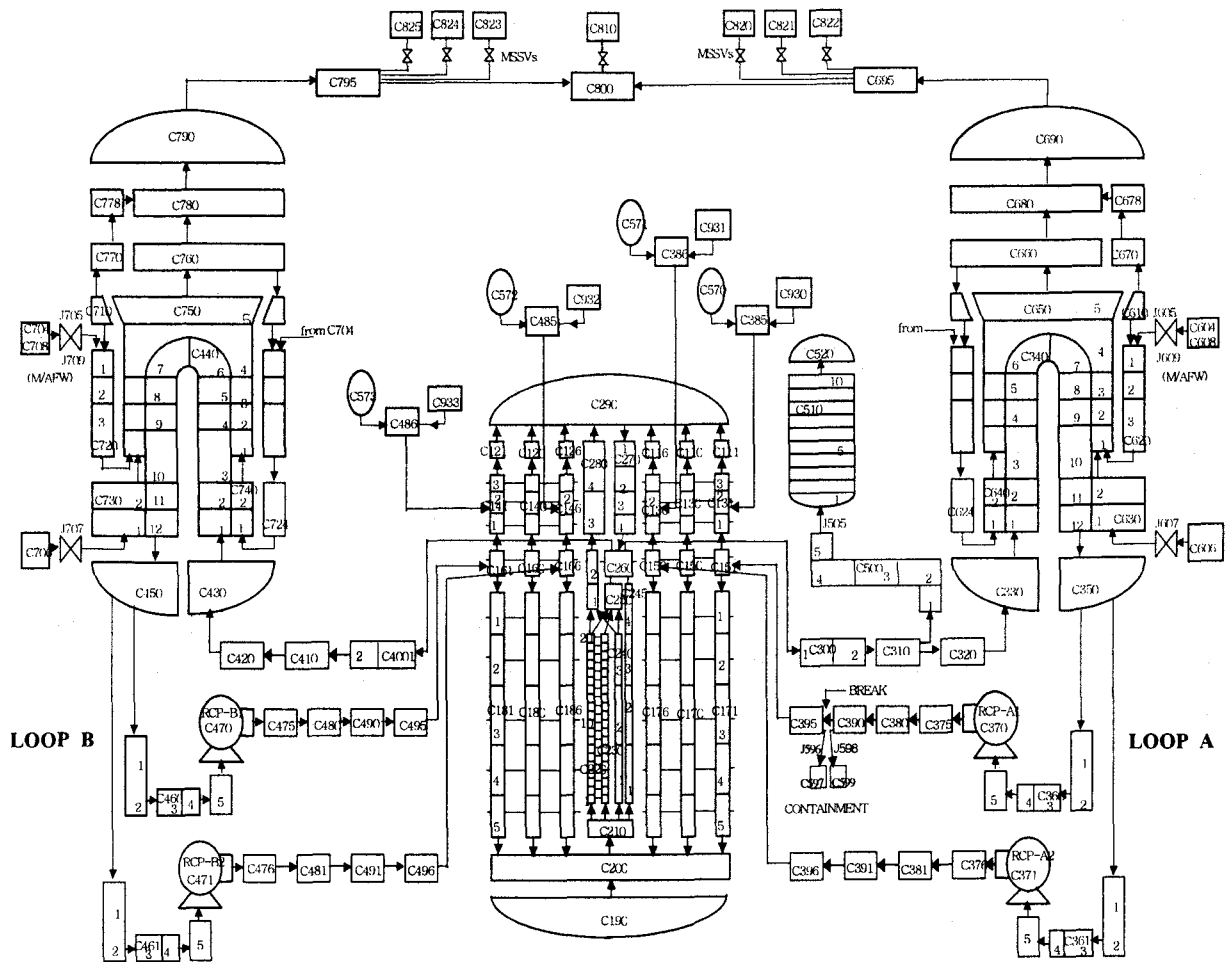


그림 3-1-1-2 신형경수로1400 LBLOCA 계산을 위한 RELAP5 코드 계산모델

(Junction) 그리고 약 427 개의 열구조물(Heat Structure)로 구성되어 있다.

원자로 노심을 2 개의 유로(하나는 240개 핵연료집합체에 해당되는 평균(Average)체적의 유로이며, 다른 하나는 한 개의 핵연료집합체에 대응되는 고온(Hot) 유로)로 구분하였고, 각 유로를 축 방향으로 20 개의 수력체적으로 모사하였다. 노심 평균유로와 고온유로간에 발생하는 교차유동은 교차류연결선(Cross Junction)으로 모사하였다.

대형냉각재상실사고 이후 노심냉각성능에 상당한 영향을 미치는 강수부 내의 다차원 열수력 거동을 적절히 모사하기 위해 강수부를 원주 방향으로 6개 유로로, 축 방향으로 모두 10개 체적으로 구성하였다. 강수부의 6개 유로는 모두 교차류연결선으로 연결되도록 하였다. 원자로용기직접주입 노즐의 위치를 모사하기 위해 저온관 보다 높은 원자로용기 강부수를 모두 4개의 체적으로 나누었다. 원자로 압력용기 구조물은 반경방향으로 6개의 메시(Mesh)를 가지는 열구조물로 모사하고 유체와 구조물간의 열전달을 고려하였다.

비상노심냉각계통은 각 안전주입배관마다 1개씩의 안전주입탱크와 안전주입 펌프 그리고 관련 밸브 및 배관들로 모사하였다. 안전주입탱크 내의 유량조절기를 직접 모사할 수 있는 부품이 없으므로, 축압기(Accumulator) 부품을 추가로 사용해

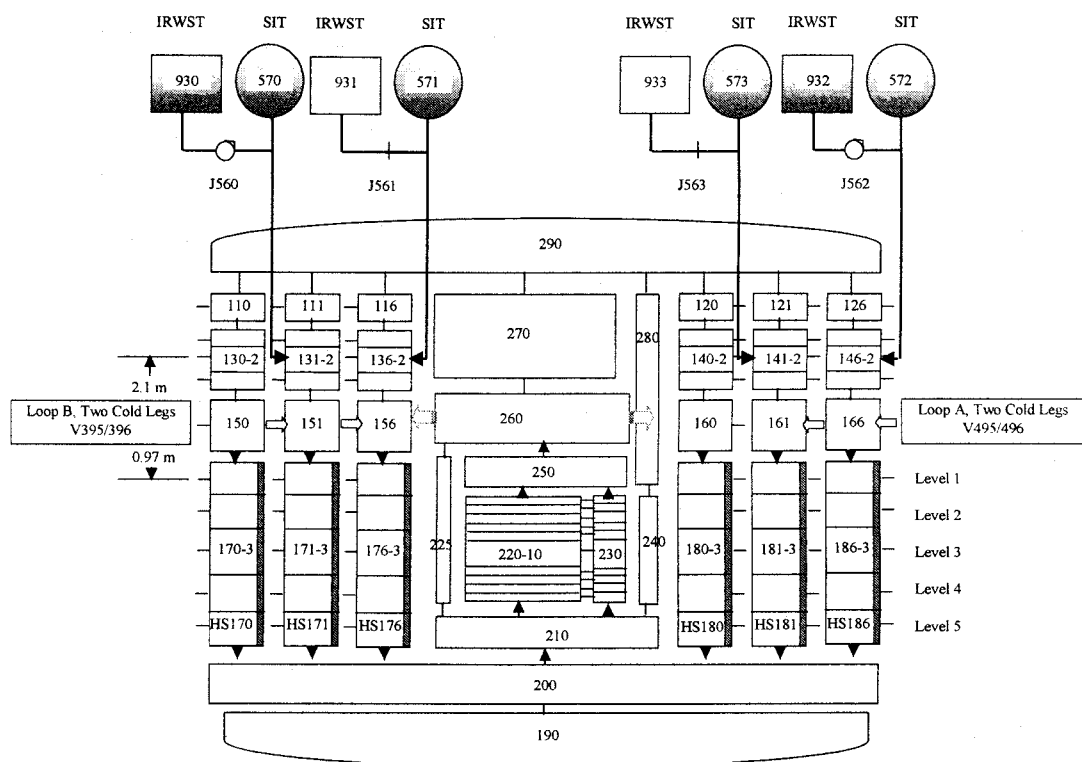


그림 3-1-1-3 원자로 용기 및 안전주입계통의 계산모델

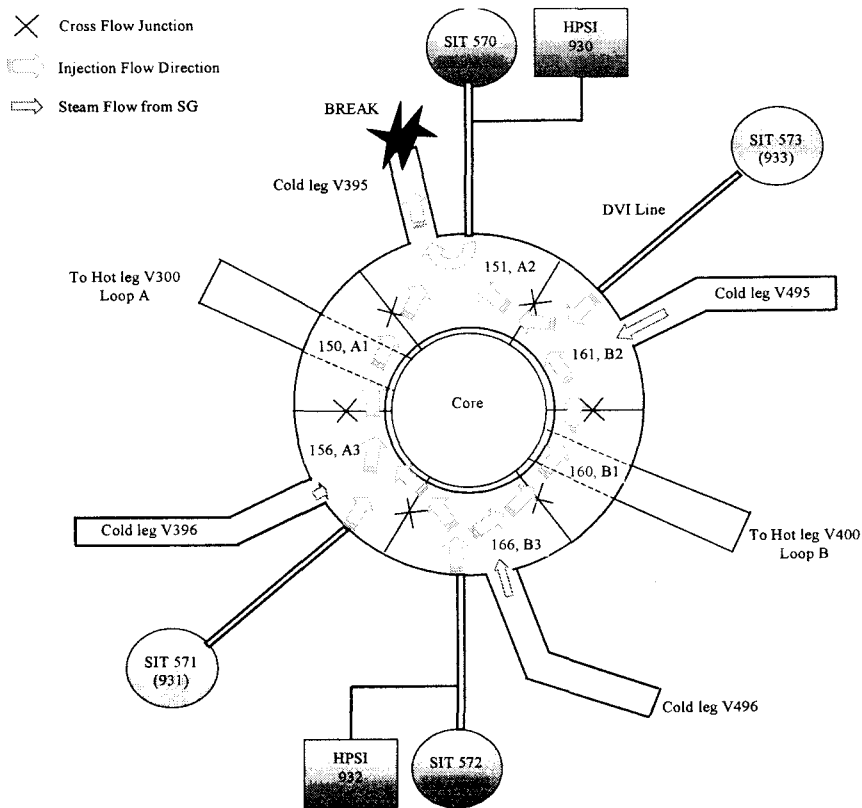


그림 3-1-1-4 원자로 용기 및 안전주입계통 연결부 단면

서 유량조절기를 모사하였다. 안전주입배관과 저온관은 같은 원자로용기 수력체적에 높이가 다르게 연결하였고, 안전주입펌프 4대를 모두 모사했으나 과도계산에서는 1대의 비상디젤발전기 고장을 가정하기 때문에 2대만 작동하게 된다. 안전주입펌프에 의해 주입되는 냉각수는 파단 저온관이 연결된 원자로용기 수력체적과 그 대각선에 위치한 수력체적에 주입되는 것으로 가정하였다.

그림 3-1-1-3과 3-1-1-4에는 각각 원자로용기 강수부 및 비상노심냉각계통에 대한 상세한 모델과 원자로용기의 단면에서 안전주입배관, 저온관, 그리고 고온관의 상대적인 위치와 연결 상태가 나타나 있다.

전체 원자로계통을 2 개의 루프(Loop)로 구성하였고, 각 루프는 한 개의 증기발생기, 1 개의 고온관과 2 개의 저온관을 가진다. 파단부는 가압기가 설치된 루프(그림 3-1-1-2에서 Loop A)의 저온관 양단파단(Double Ended Guillotine Break)으로 모사하였다.

표 3-1-1-3 정상상태 조건 및 계산에 사용된 모델

Items	RELAP5	SSAR EM
- Power 102% [MWt]	4062.7	4062.7
- Decay power model	ANS73 x 1.2	ANS71 x 1.2
- Axial power shape	Top skewed (14th/20)	Top skewed
- Average LHGR [kW/m]	18.75	18.75
- Peak LHGR [kW/m]	44.5	45.9
- Radial power shape	Flat (1-volume)	Flat
- Primary/secondary pres. [MPa]	15.51/6.888	15.51/6.85
- RCS/core flow rate [kg/s]	20.99/20.61e+3	20.89/20.26e+3
- Core inlet/outlet temp. [K]	567.9/600.9	564.1/598.4
- Secondary water temp. [K]	558.3	558.3
- Main steam flow rate [kg/s]	2302.2	2277.8
- Single failure criteria	4 SIT/2 SIP available	4 SIT/2 SIP
- SIT water volume	45.3 m <sup>3</sup>	45.3 m <sup>3</sup>
- FD flow	Modeled by 200s	Modeled by 150s
- SIP flow	Min. flow curve	Min. flow curve
- Containment min. pressure	R5-CONTEMPT data	Conservative

본 대형냉각재상실사고 해석의 사건경위 및 사고조건은 APR-1400 SSAR[3-1-1-16] 6.3절에 제시된 계산방법과 같은 것을 사용하였다. 과단부는 원자로냉각재펌프 유출 측 저온관의 양단과단(Double Ended Guillotine Break, DEGB)을 가정하였으며 정상상태의 초기조건은 정상상태(Steady State) 계산을 수행하여 얻었다. 표 3-1-1-3에는 계산된 정상상태의 조건과 보수적 조건을 비교하여 나타내었으며, 전반적으로 잘 일치하고 있음을 볼 수 있다.

과도(Transient) 계산을 위해 초기 원자로 출력은 102%, 노심 붕괴열 곡선은 ANS-73 모델[3-1-1-17]에 1.2배 한 것을 사용하였으며, 축 방향의 출력은 보수적으로 Top Skewed 형상을 고려하였다. 단일고장으로는 1대의 비상디젤발전기의 고장을 가정하여, 과도기간 동안 4개의 안전주입탱크와 2대의 안전주입펌프가 작동하도록 하였다. 안전주입탱크 냉각수 체적과 안전주입펌프 주입유량 곡선은 보수적으로 최소값을 사용하였다. 안전주입탱크 내에 설치된 유량조절기는 약 200초까지 작동하는 것으로 모사하였다. 격납건물 압력자료는 이전 연구에서 사용한 것과 동일한 값을 사용하였다.

과도 계산은 개인용컴퓨터(PC, Pentium IV)에서 수행되었으며, 최대 계산시간 증분은 이전 연구에서 제안하는 바와 같이 0.001 초를 사용하여 1200 초까지 계산

표 3-1-1-4 대형냉각재상실사고 후 계산된 사고 전개

Events	Time (sec)
- 200% double ended guillotine break of a cold leg	0
- Steam generators isolated	1
- Core blowdown flow reversal occurs	1-4
- Upper Head drain begins	2
- Blowdown peak cladding temperature reached	10
- SIT injection begins	16
- Downcomer refill begins	18
- Upper Head empty	28
- Core reflood begins	~ 34
- Fluidic device start to work	44
- Downcomer full	~ 66
- SIP flow initiated	56
- Early reflood peak cladding temperature reached	62
- SIT/FD injection terminated	204
- Onset time of downcomer boiling	~ 250
- Core long-term reheat begins	~ 290
- Late reflood peak cladding temperature reached	574
- Long-term quenching at PCT location	~ 940
- Calculation termination	1200

하였다.

대형냉각재상실사고가 발생한 후 계산된 주요 사고경위는 표 3-1-1-4에 요약하여 나타내었으며, 주요 변수에 대한 계산결과는 그림 3-1-1-5 내지 3-1-1-16에 나타내었다.

그림 3-1-1-5는 사고 이후 1,2차 계통의 압력거동을, 그림 3-1-1-6은 계산에서 경계조건으로 사용된 격납건물 배압을 보여준다. 1차측 압력은 파단과 동시에 급격히 감소하여 50초 이후에는 격납건물 배압과 같아지지만, 2차측 압력은 약 4.5 MPa 정도에서 감압을 멈추고 정상운전과는 반대로 증기발생기에 저장된 열을 1차계통에 전달하게 된다. 그림 3-1-1-7은 대형냉각재상실사고 후 원자로 노심의 출력 변화를 보여주고 있다. 원자로 노심 출력은 파단과 동시에 매우 급격하게 감소하는 것을 볼 수 있다.

그림 3-1-1-8은 파단면을 통해 격납건물로 방출되는 파단유량을 보여준다. 대형냉각재상실사고가 발생하면 파단면으로 다량의 냉각재가 격납건물로 방출되면서, 노심 입구 유동은 반대방향으로 바뀌고 원자로압력은 급격히 낮아지게 된다.

따라서 노심에는 고온의 냉각재가 후래싱(Flashing) 현상을 통해 순간적으로 증기로 바뀌게 된다. 충분한 냉각수가 공급되지 않는 상황에서 핵연료봉의 온도는 급격히 상승하게 된다.

그림 3-1-1-9에는 핵연료피복재 온도(각 시점에서 가장 높은 핵연료피복재 온도)가 나타나 있는데, 본 계산에서는 방출단계에서 최대 핵연료피복재온도는 약 1,167 K로 예측되었으며 사고 후 약 10초에 발생한다(계산결과를 2초 단위로 출력하도록 하였음). 방출단계에서 핵연료피복재 온도는 원자로 상부헤드에 있던 물이 상부플레넘(Plenum)을 거쳐 노심 영역으로 흘러내리는 유동형성에 따라 노심냉각이 다소 회복되면서 상승을 멈추게 된다. 상부헤드의 물은 약 2초에서 흘러내리기 시작하여 약 28초에 완전히 비워진다. 상부헤드의 유동이 약해지면서 약 16초부터 핵연료피복재 온도는 다시 상승하게 된다.

4개의 안전주입배관에 1개씩 설치된 안전주입탱크에서의 냉각수 주입은 약 16초에 시작된다. 그림 3-1-1-10은 대형냉각재상실사고 후 안전주입탱크에서 주입된 냉각수량과 안전주입펌프에서 주입된 냉각수량을 보여준다. 안전주입탱크에는 유량조절기가 설치되어 있기 때문에 초기에는 파단유량과 비슷한 정도로 많은 냉각수가 주입되지만, 유량조절기가 작동하면 주입유량이 줄어든다. 노심으로부터 파단면으로의 유동이 워낙 강하기 때문에 주입된 냉각수는 대부분 원자로 강수부를 우회해서 격납건물로 빠져나가게 된다. 그래도 일부 냉각수가 강수부 하부로 침투하므로 강수부 수위는 약간 증가한다. 1차측이 충분히 감압되면 주입된 냉각수가 효과적으로 강수부 아래로 흘러 들어가게 되고, 강수부의 수위도 점차 높아지게 된다. 재충수(Refill)는 약 40초에 거의 완료된다. 재충수 기간까지는 노심으로 냉각수가 적절히 주입되지 못하기 때문에 이때까지는 핵연료봉 온도가 계속 상승하게 된다.

이후 노심 재관수가 시작되면서 노심냉각이 회복되고 핵연료피복재 온도는 감소하기 시작한다. 그림 3-1-1-10에서 보이는 바와 같이, 안전주입탱크 내에 설치된 유량조절기는 약 44초에 저유량 주입을 시작하여 약 204초까지 작동한다. 안전주입펌프는 자동 작동신호에 의해 약 56초에 작동하며 송출된 냉각수는 안전주입탱크와 같은 안전주입배관을 통해 원자로 압력용기로 직접 주입된다. 냉각수가 본격적으로 주입되면서 강수부의 수위가 증가하게 된다. 그림 3-1-1-11은 강수부와 노심의 수위(Collapsed Water Level)가 나타나 있다.

본 계산에서는 초기 재관수단계에서 발생하는 최대 핵연료피복재 온도는 약 1,250 K로 구해졌으며 사고 후 약 62초에 발생한다. 노심에 공급된 물이 고온의 핵연료피복재와 접하면서 노심에서 생성되는 증기량이 많아지는데, 생성된 증기는



2개의 고온관, 증기발생기 그리고 건전한 3개의 저온관을 통하는 유로를 따라 흘러 다시 강수부로 유입된다. 저온관을 통해 유입된 증기는 강수부의 물을 견인(Entrainment)해서 파단면으로 빠져 나가기 때문에 재관수단계의 냉각수 우회에 영향을 주게 된다.

이를 정량적으로 살펴보기 위해 우회질량비(Bypass Mass Fraction, BMF)를 강수부 영역으로 유입된 총 질량에 대한 유출된 총 질량의 비로 정의하여 그림 3-1-1-12에 나타내었다. 우회질량비가 1.0이면 파단부 유량이 유입된 냉각수 유량과 저온관 증기유량의 합보다 같거나 크다는 것을 의미하는데, 이 경우 강수부의 냉각수 침투가 거의 이루어지지 않거나 오히려 강수부의 물이 파단부로 휩쓸려 나간다는 것을 의미한다. 그림 3-1-1-12에서 재관수가 시작되면서 우회질량비는 약 0.8을 상회하는데, 재관수가 진행되면서 노심에서의 증기생성이 줄면서 우회질량비도 점차 감소되는 것을 볼 수 있다.

안전주입탱크의 냉각수 주입은 안전주입탱크 저수위 신호에 의해 약 204초에서 종결되며, 이후 안전주입탱크의 질소기체가 유입될 수 있으나 본 계산에서는 이를 고려하지 않았다. 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입이 종료되면 냉각수 주입유량이 1/5 수준으로 감소하고 강수부에서의 물-증기 상호 작용에 의해 강수부의 수위는 감소하게 된다. 그림 3-1-1-12에서 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입이 종료된 후 우회질량비가 다시 증가하는 것을 볼 수 있어서 강수부의 수위 감소는 3개의 저온관으로부터 유입되는 고속 증기가 강수부의 물을 견인해서 함께 파단면으로 빠져나가는 현상에 기인하는 것을 알 수 있다.

그림 3-1-1-13은 파단 저온관 하부의 강수부와 인접한 강수부들의 위치에 따른 기포율(Void Fraction)을 보여주고 있다. 그림 3-1-1-13의 각 열에서 그림의 높이는 강수부의 높이와 일치하며, 강수부 유로는 해당 환형체(Annulus) 부품의 번호와 일치한다. 즉 최상부의 그림은 강수부 최상부에 해당한다. 그림 3-1-1-13에서는 저온관 높이 아래의 강수부에서 기포율이 급격하게 증가하며, 밑으로 내려갈수록 약간의 시간차와 정도의 차이를 보이면서 기포율이 증가하는 것을 볼 수 있다.

이 시기에 기포율이 증가하는 데는 차가운 냉각수의 공급이 원활하지 못하면서 원자로용기 구조물로부터의 열전달에 의해 과냉비등(Subcooled Boiling)이 발생하기 시작하기 때문이다. 표 3-1-1-4에서 강수부 비등 시점은 편의상 강수부 내의 물이 포화온도에 도달하는 시점으로 정했지만, 실제로는 과냉비등이 발생하므로 강수부 비등은 표 3-1-1-4에 제시된 시각보다는 일찍 발생한다. 그림 3-1-1-14는 강수부 각 높이에서 포화온도와 물의 온도를, 그림 3-1-1-15는 파단 저온관에 인접한 강수부 유로와 이와 이웃한 유로에서의 증기발생율을 보여주고 있다. 물의 온도가

포화온도보다 커지면서 증기발생량이 상당히 증가하는 것을 볼 수 있다. 안전주입 탱크로부터의 냉각수 주입이 종료되어도 강수부 내의 물의 온도가 포화온도까지 도달하는데 시간이 필요하므로 강수부 비등이 활발해지는 조건은 안전주입탱크의 냉각수 공급이 종료된 후 약 50초 지난 250초 근방에서 강수부 상부에서부터 조성된다. 강수부 비등이 활발해지면 냉각수 주입 조건이 악화될 뿐만 아니라, 강수부 내의 물도 발생된 증기와 함께 상부로 끌려 올라갈 수 있다. 강수부 상부의 기포율이 이 시기에 일시적으로 낮아지는 것은 이런 현상 때문이다. 따라서 이 시기에는 안전주입펌프에서 주입된 냉각수와 강수부 내에서 상부로 끌려 올라온 물이 파단부를 통해 격납건물로 빠져나가게 된다. 그림 3-1-1-12와 그림 3-1-1-13 그리고 그림 3-1-1-15는 이런 현상을 잘 보여주고 있다. 또한 그림 3-1-1-8에서 이 시기에 원자로용기 쪽에서 방출되는 파단유량이 많아진 것도 볼 수 있다.

강수부 상부에서는 비등이 단 기간 급격하게 발생하는 반면 중간 부위에서는 상당히 오랜 기간 비등이 진행되는 것을 볼 수 있다. 강수부의 중간 아래 부분에서는 비등이 상당히 약화되며, 최하단 부위에서는 비등이 거의 일어나지 않는 것을 알 수 있다. 이는 강수부 상부는 차가운 냉각수가 유입이 되거나 혹은 물이 없기 때문에 강수부 비등 효과가 줄어드는 반면, 강수부 하부는 수두 차이에 의해 포화온도가 다소 높게 유지되기 때문이다.

그림 3-1-1-12에서 강수부 비등이 활발한 시기에 강수부 우회질량비가 1.0을 초과하는 것을 볼 수 있다. 강수부 비등과 물-증기 상호 작용이 상호 시너지 효과를 발휘해서 안전주입펌프에서 주입된 냉각수와 강수부에서 끌려 올라온 물이 파단부를 통해 빠져나가게 되므로, 이 시기의 노심 냉각성능은 상당히 저하되며 결국은 노심에서 재가열이 발생하게 된다.

그림 3-1-1-16에는 파단 저온관 하부의 강수부와 인접한 강수부 내에서의 질량유량을 보여주고 있다. 그림에서 질량유량이 양(+)이면 상향류가 음(-)이면 하향류가 된다. 방출단계에서는 모든 강수부 유로에서 상향류가 발생한다. 하지만 초기 재관수단계에서는 파단 저온관과 고온관에 인접한 강수부 유로에서는 하향류가, 건전한 저온관에 인접한 강수부 유로에서는 상향류가 나타나고 있다. 방출단계와 달리 초기 재관수단계에서는 유동을 지배하는 강력한 힘이 없기 때문에, 강수부 유로간의 작은 차압이 유동을 지배한다.

강수부 비등이 발생한 후 일정 기간이 경과하면 강수부 비등의 효과는 점차 감소하고, 고압안전주입펌프에 의해 지속적으로 공급되는 냉각수로 강수부와 노심의 수위는 점차 회복되게 된다. 본 계산에서는 후기 재관수단계에서 노심 축 방향으로 20개 중 17번째 노드(핵연료봉 하단에서 상부 3.14m)에서 약 574초에 침투

핵연료피복재 온도, 1,091 K를 예측하였으며, 약 950초에 노심이 완전히 냉각되는 것으로 계산되었다. 그리고 이후 계산된 1200초까지 더 이상의 재가열은 발생하지 않았다.

신형경수로1400 대형냉각재상실사고 해석에서 안전주입탱크로부터 냉각수 주입이 종료된 후 강수부에서 발생하는 노심냉각에 부정적 현상들은 기본적으로 비상 냉각수의 주입 방식의 차이에서 오는 것은 아니다. 즉 기존의 저온관주입 방식에서는 고유량의 냉각수를 송출하는 저압안전주입펌프가 설치되어 있기 때문에, 강수부에서 발생할 수 있는 상기의 부정적인 현상들이 두드러지게 나타나지 않을 뿐이다. 만약 원자로용기직접주입 방식에서도 충분한 냉각수를 계속해서 공급한다면 상기의 부정적 현상들이 역시 크게 부각되지 않을 것이다. 따라서 한국표준형 원자로와 같은 저온관주입 방식의 설계와 비교하여, 신형경수로1400 대형냉각재상실사고 해석에서 보이는 차이는 기본적으로 주입방식의 차이는 아니며, 냉각수 주입량과 관련된 문제이며 이는 설계고유특성과 관련된 것이다.

최적코드에 보수적인 가정과 조건들을 사용한 본 계산조건에서 신형경수로 1400 대형냉각재상실사고 계산결과는 안전주입탱크로부터 냉각수 주입이 종료된 이후 물-증기 상호작용과 연이어 강수부에서 발생하는 급격한 비등이 상호 시너지 효과를 이루면서 냉각수 주입을 방해해서 노심 냉각성능이 저하되는 것으로 나타나고 있다. 본 연구에서 사용한 ‘보수성’이란 의미가 10CFR50 Appendix K 평가방법[3-1-1-18] 과 같은 수준으로 볼 수는 없으며, 또한 최적평가방법론과 같이 정량화할 수 있는 것도 아니다. 따라서 여러 가지 변수와 가정에 대한 불확실성의 영향을 고려해야 한다. 이런 이유로 대형냉각재상실사고 해석의 주요 변수들이 노심 냉각성능에 미치는 영향을 평가할 필요가 있다.

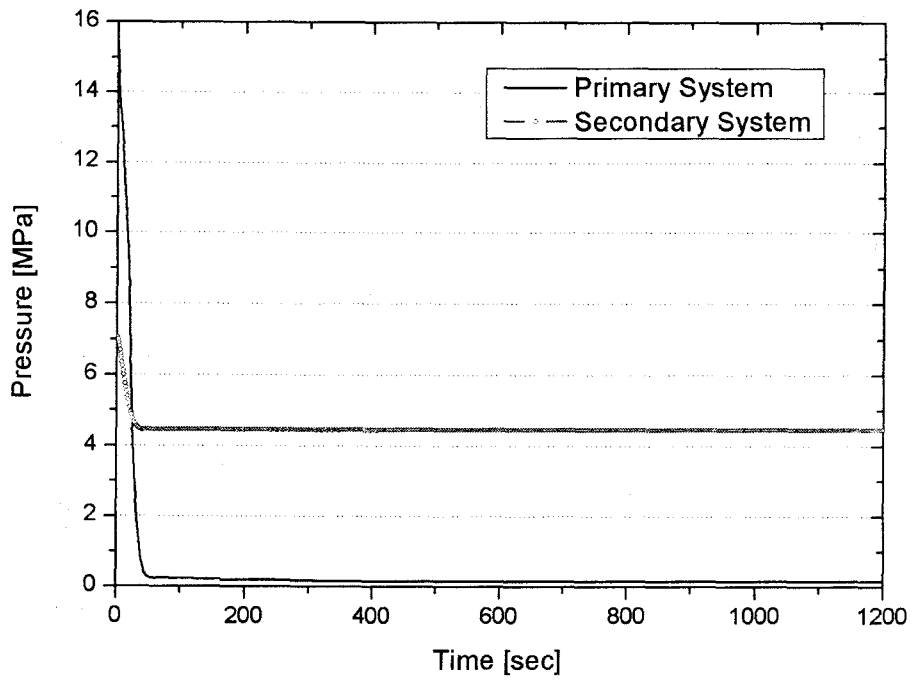


그림 3-1-1-5 1차계통 및 2차계통 압력

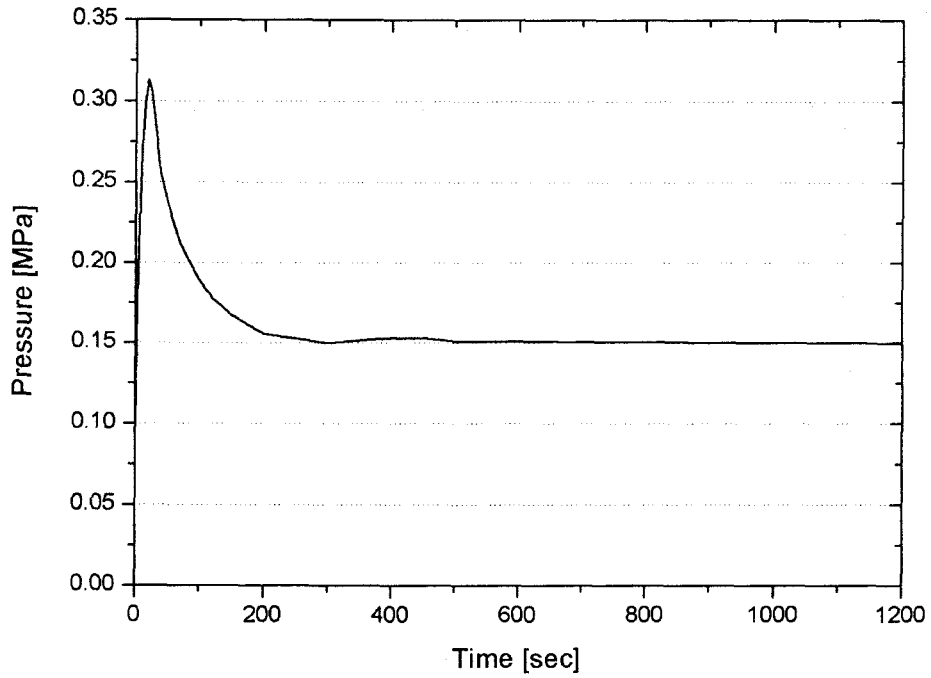


그림 3-1-1-6 격납건물 배압 조건

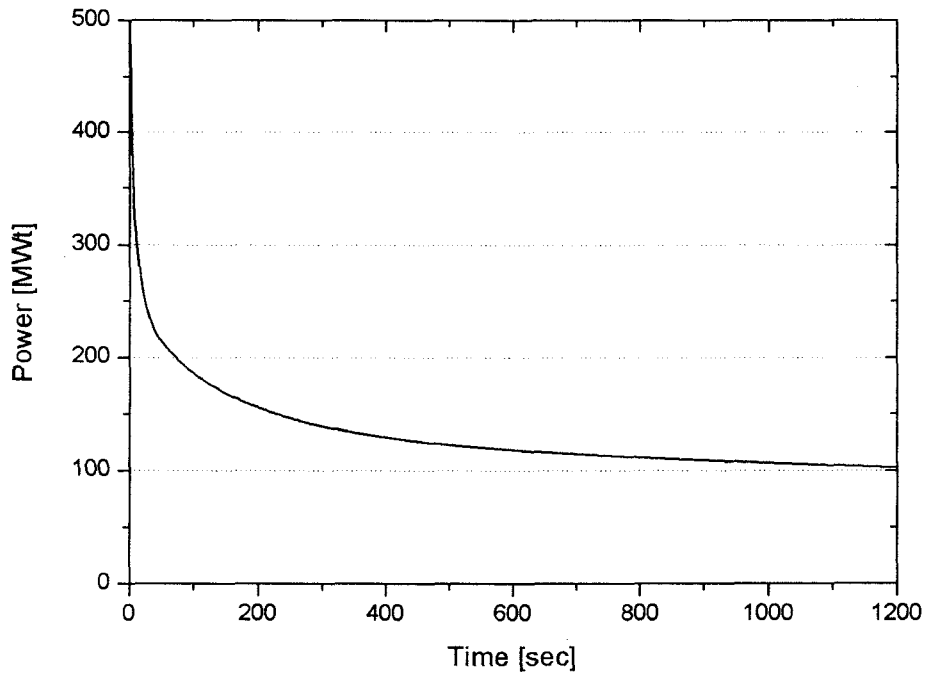


그림 3-1-1-7 원자로 출력

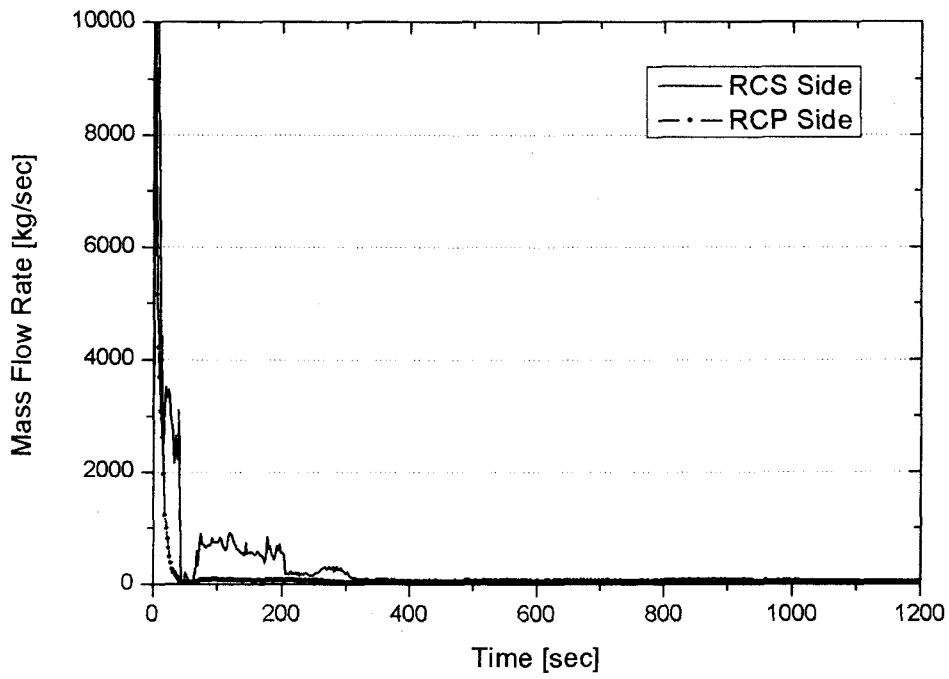


그림 3-1-1-8 파단 유량

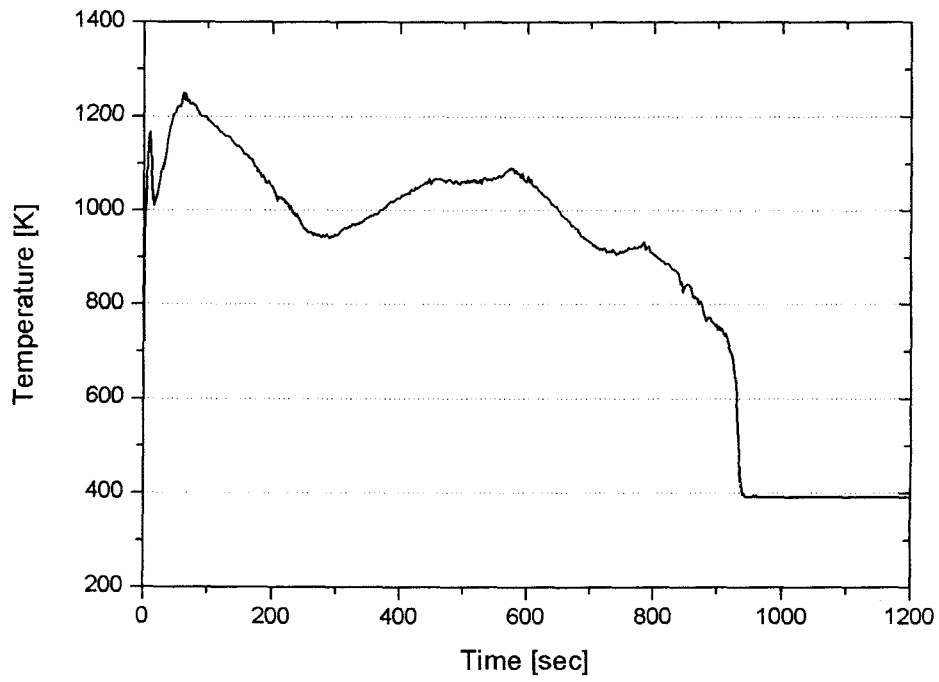


그림 3-1-1-9 핵연료피복재 온도

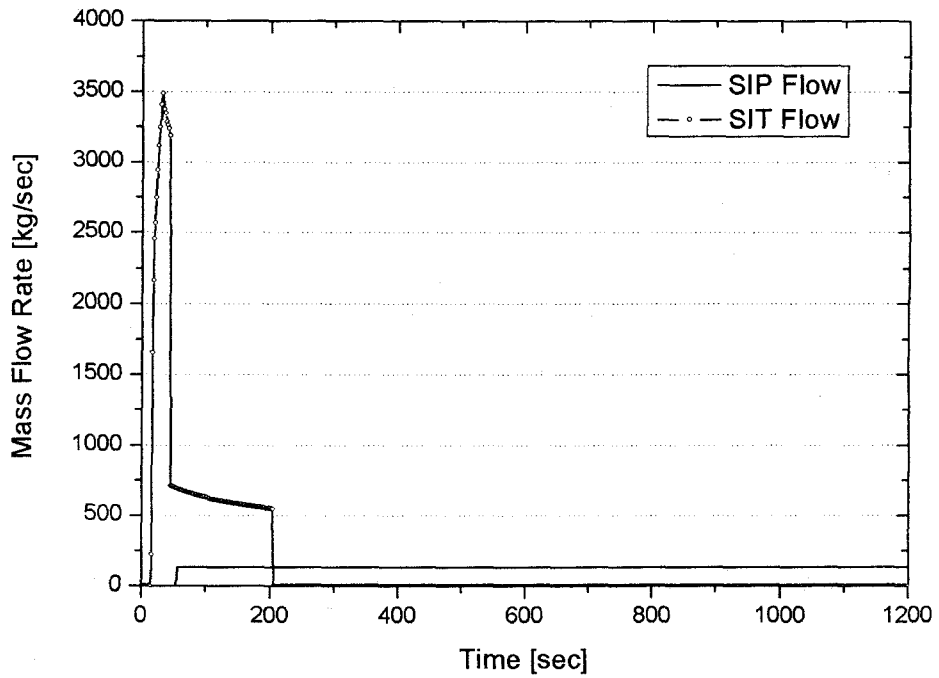


그림 3-1-1-10 냉각수 주입 유량

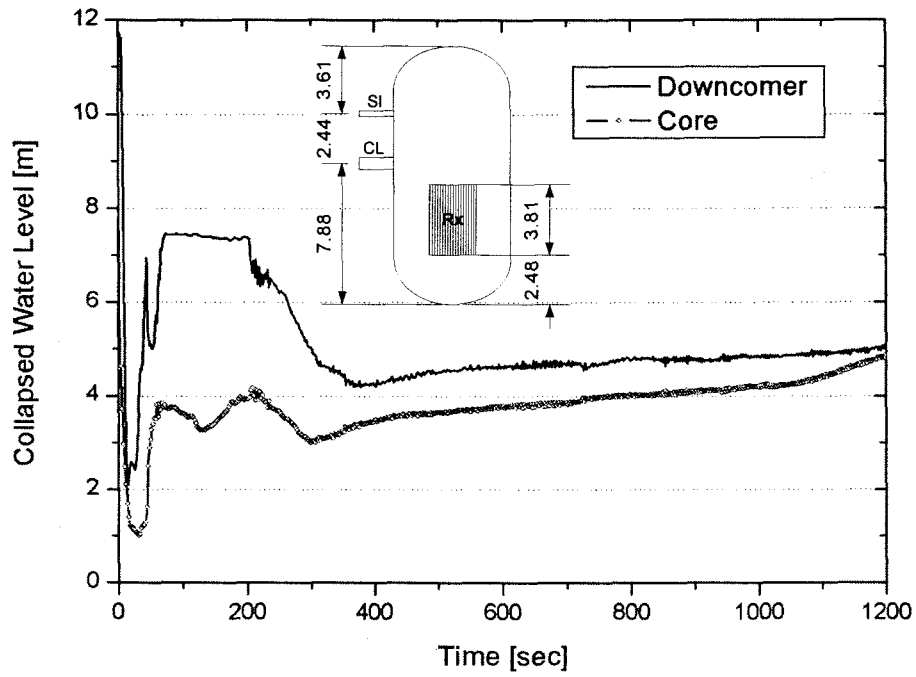


그림 3-1-1-11 평균 강수부 수위 및 노심 수위

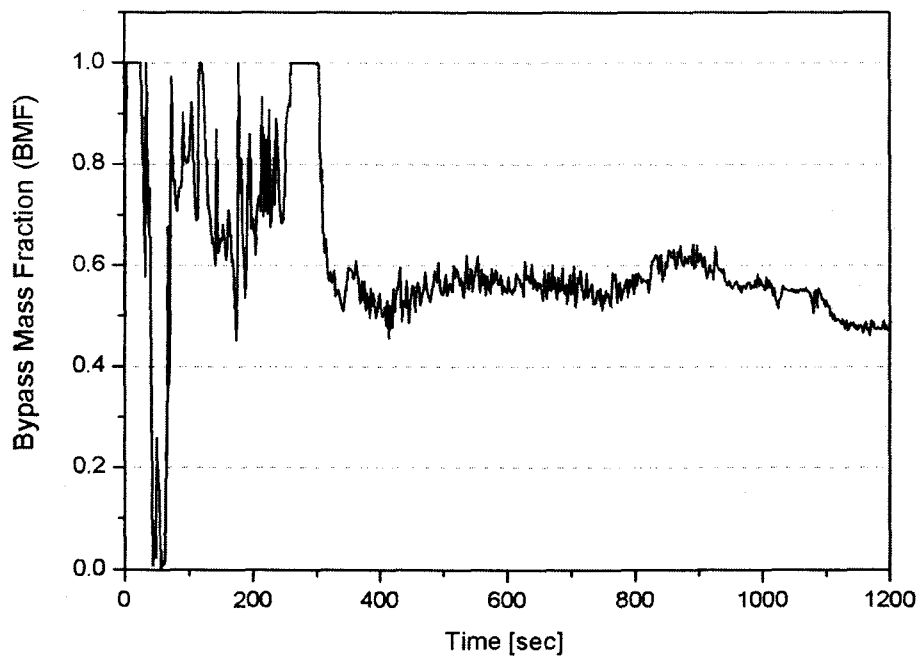


그림 3-1-1-12 강수부 우회질량비

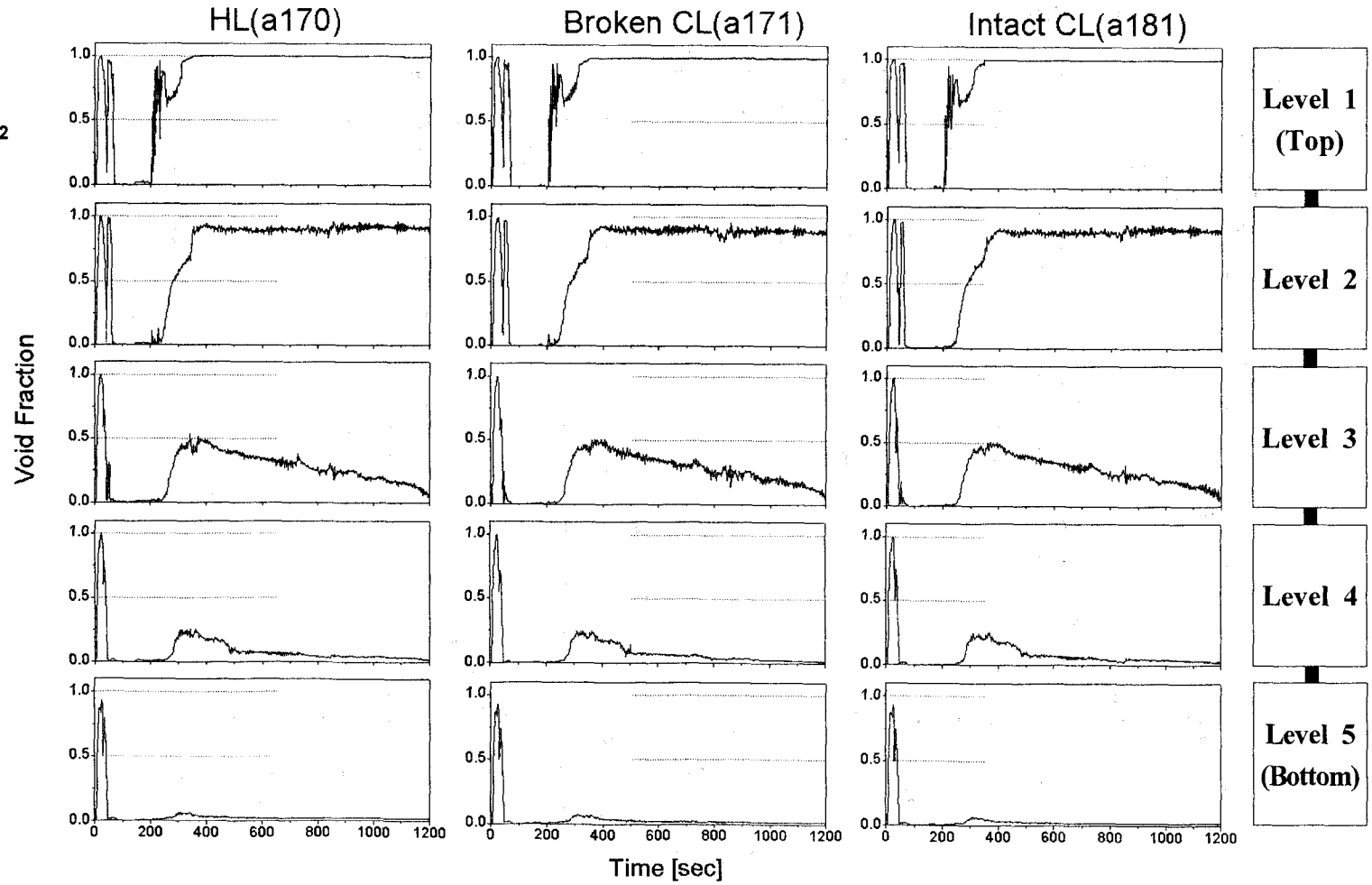
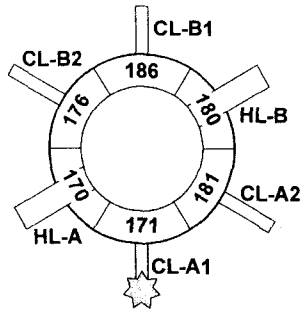


그림 3-1-1-13 강수부의 기포율



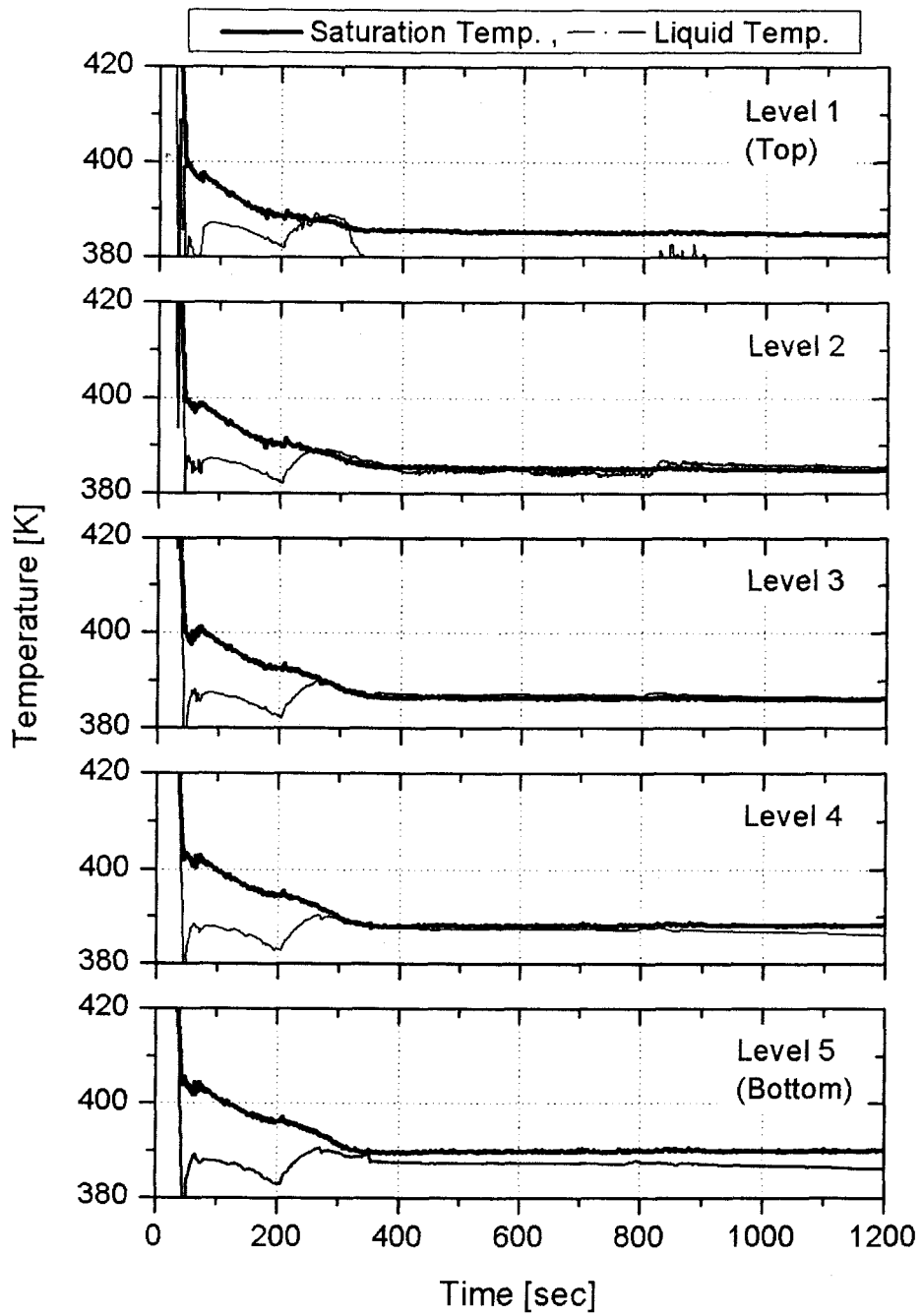


그림 3-1-1-14 강수부에서 포화온도와 물 온도

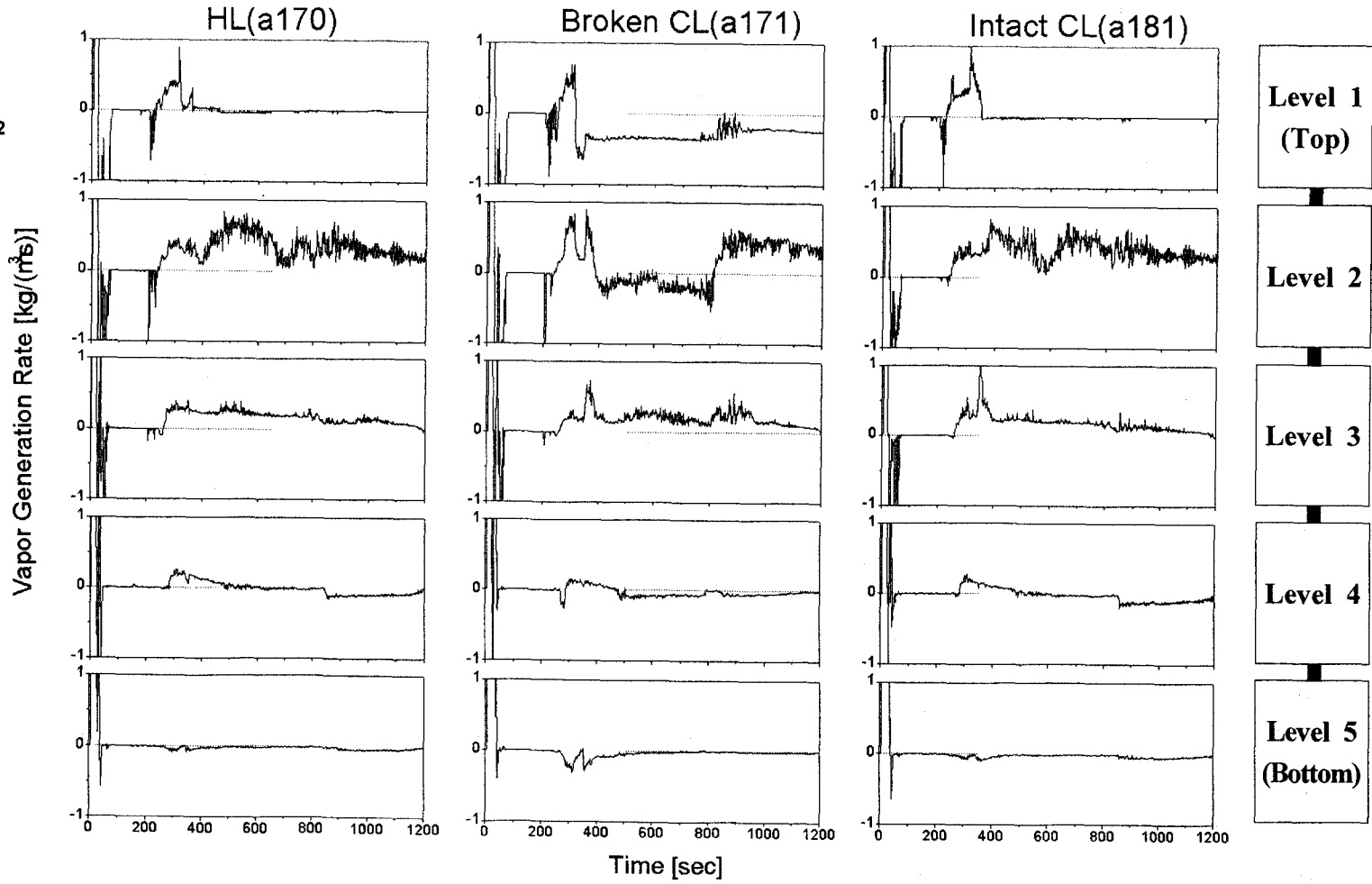
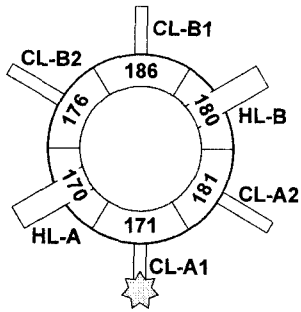


그림 3-1-1-15 강수부의 증기 발생율

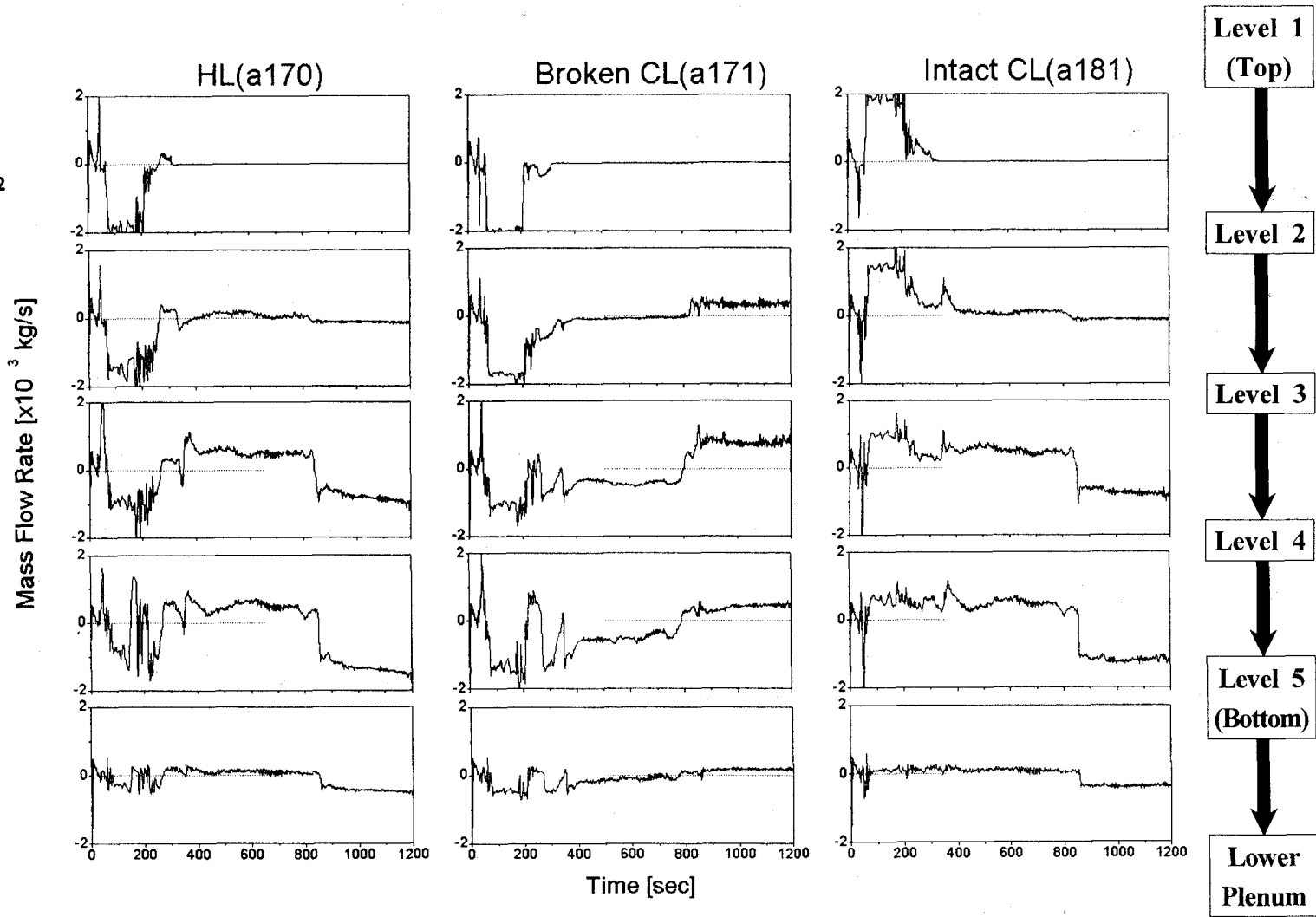
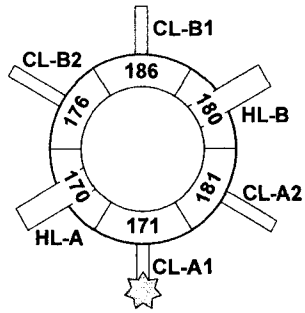


그림 3-1-1-16 강수부의 축방향 질량유량 (1/2)

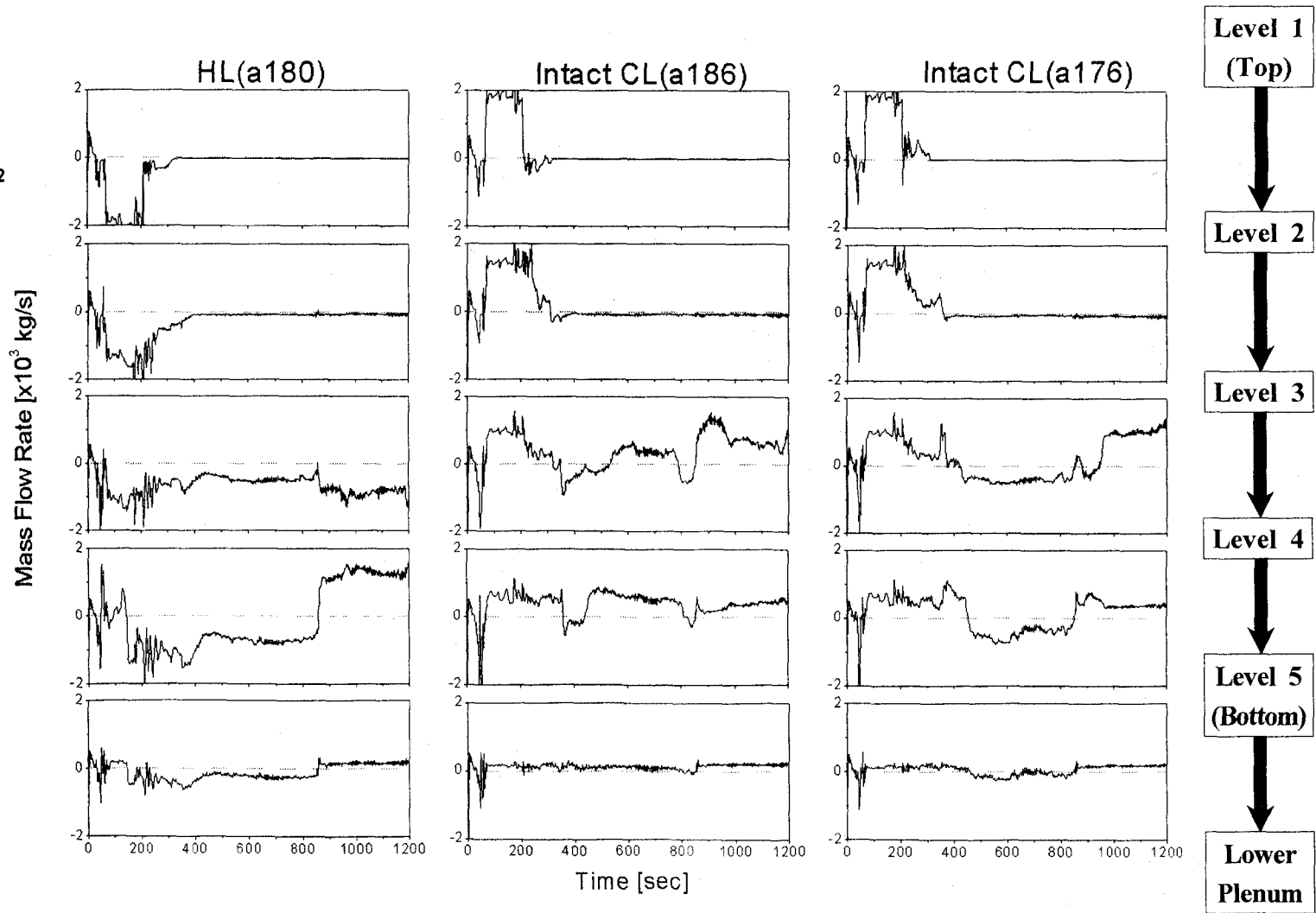
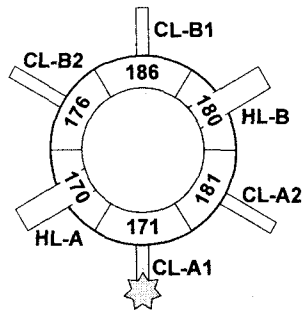


그림 3-1-1-16 강수부의 축방향 질량유량 (2/2)

## 나. 주요 변수들이 노심 냉각성능에 미치는 영향

앞에서 수행된 RELAP5 코드의 해석결과는 강수부에서 발생할 것으로 예상되는 주요 열수력 현상들을 합리적으로 예측하고는 있다. 하지만 주요 열수력 현상들이 비상노심냉각계통의 성능에 주는 영향을 만족할 수준의 정확도를 가지고 평가하고 있다고 하기는 어렵다. 그 이유로 RELAP5 코드는 기본적으로 일차원 유동을 모의하는 코드이며 원자로용기직접주입 방식에서 독특하게 고려해야 하는 현상들(액체분류(Liquid Jet)의 분사, 퍼짐 및 강수부로의 침투 특성, 강수부에서 발생하는 증기-물 상호작용 등)을 정확하게 예측하는 데는 한계가 있다.[3-1-1-5, 3-1-1-19] 그리고 파단부위로의 재관수 우회 현상과 강수부에서 발생한 다량의 증기와 냉각수와의 상호작용에 대한 코드평가도 충분하게 수행되지는 않았다. 또한 보수적인 해석조건만을 고려하였기 때문에, 계산결과에는 코드 모델의 불확실성, 계산모델(또는 Nodalization)의 영향, 사용자 영향 등에 의한 불확실성이 포함되어 있다. 특히 후기 재관수단계에서 원자로용기 모델링이 주는 영향은 상당히 크다.

따라서 앞서 수행된 RELAP5 코드의 기본계산 결과는 신형경수로1400의 대형냉각재상실사고에서 발생하는 실제적인 열수력 거동을 전반적으로 이해하는 데는 유용하지만, 주요 현상들이 비상노심냉각계통 성능에 미치는 영향을 정량적으로 평가하기 위해서는 여러 가지 주요 변수들의 영향을 평가할 필요가 있다.

여기에서는 신형경수로1400 대형냉각재상실사고와 관련된 주요 변수들의 민감도 분석을 통해, 이들이 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능에 주는 영향을 보다 정량적으로 평가하고자 한다. 이 결과는 궁극적으로 불확실성 정량화를 위한 불확실성 변수의 변위 설정 및 처리 방법을 결정하는데 이용될 것이다.

주요 변수들은 RELAP5 코드 기본계산 결과를 통해 기존의 저온관주입 방식을 가지는 원자로에 비해 신형경수로1400의 대형냉각재상실사고에서 문제가 되는 후기 재관수단계(안전주입탱크로부터 냉각수 주입이 종료된 후부터 재관수가 끝날 때까지)에서 강수부에서 발생하는 열수력 현상에 영향을 줄 수 있는 경계조건, 가정, 모델 등을 선정하였다. 즉 강수부에서의 다차원 유동, 저온관에서 유입된 증기와 동반되어 냉각수가 파단면으로 빠져나가는 재관수 우회, 그리고 강수부 비등과 이에 따라 강수부 내의 증기와 냉각수간의 상호 작용 등에 영향을 줄 수 있는 변수들을 고려하였다.

다차원 유동과 관련해서는 RELAP5 코드에서 강수부의 원주방향 유동을 모사하기 위해 사용한 교차류연결선에 적용하는 손실계수(Form Loss Coefficient)가 영향을 줄 수 있다. 손실계수가 커질수록 방출단계의 냉각수 우회량이 줄어드는 것이 대표적인 사례이다. 하지만 교차류연결선을 사용하는 것은 단순히 압력차이에

의한 유동을 고려하는 것이지 실제 운동량 전달을 포함하는 것은 아니기 때문에, RELAP5 코드를 사용하여 다차원 유동을 해석하는 데는 여전히 한계가 있다. 따라서 실제적인 다차원 유동을 평가하기 위해서는 다차원 지배방정식의 해를 구할 수 있는 코드를 사용하는 것이 가장 적절한 방법이다.

강수부 비등 현상은 강수부 내의 비등조건(포화온도)을 결정하는 격납건물 배압과 밀접한 관련이 있다. 즉 격납건물 배압이 낮아질수록 강수부 비등은 심하게 일어나게 된다. 주입되는 냉각수의 유량도 강수부 비등에 영향을 준다. 많은 냉각수가 주입될수록 강수부 내의 냉각수 온도가 낮아지면서 비등이 발생하지 않는 환경을 조성하게 된다. 또는 비등이 발생하더라도 그 영향을 상당히 완화시킬 수 있다. 그리고 강수부 열구조물과 냉각수간의 열전달도 강수부 비등에 영향을 줄 수 있다. RELAP5 코드의 열전달 모델에 불확실성이 있기 때문에[3-1-1-20] 열전달 계수에 대한 영향도 고려되어야 할 변수이다.

만약 강수부에 많은 증기가 발생된다면, 증기와 냉각수간의 열수력 상호작용이 노심냉각성능에 영향을 줄 수 있다. 발생된 증기는 부력에 의해 상승하려고 하지만 냉각수는 하향류를 가지므로 증기와 냉각수는 서로 다른 방향으로 흐르려는 힘을 전달한다. 증기와 냉각수간의 계면마찰계수가 커질수록 냉각수의 강수부로의 침투는 더욱 어려워지고, 결과적으로 강수부 수위는 감소하여 노심냉각능력이 저하된다.

재관수 우회는 기구학적으로 증기가 냉각수를 견인하는 현상에 직접 영향을 받는다. 한국원자력연구소의 MIDAS(Multi-Dimensional Investigation in a Downcomer Annulus Simulation) 실험장치[3-1-1-9]에서 수행된 재관수 우회 실험결과에 대한 RELAP5 코드 평가결과는 증기의 냉각수 견인현상에 대해서도 불확실성이 있는 것을 보여준다. 그림 3-1-1-17은 증기를 사용한 MIDAS 실험의 직접 우회율과 RELAP5 코드의 계산결과가 나타나 있다.[3-1-1-19] 이 연구에서 강수부를 2개의 유로와 6개의 유로로 나눈 경우에 대해 각각 RELAP5 코드 계산을 수행하여 강수부 모델링에 대한 민감도도 함께 살펴 보았다. RELAP5 코드는 증기 질량 유량이 약 0.3 kg/sec 이하에서는 우회율을 과다평가하는 반면, 그 이상이 되면 우회율을 낮게 예측하고 있다. 그리고 강수부를 더 많은 수의 유로로 모델링할수록 우회율을 크게 예측하고 있음을 알 수 있다.

참고로 MIDAS 실험장치의 축척법칙(Scale Law)에 따르면 증기 질량유량이 대략 0.25 ~ 0.3 kg/sec인 조건이 실제 원자로 조건과 일치한다. 따라서 결과를 실제 원자로에 외삽한다면, RELAP5 코드는 재관수단계의 냉각수 우회를 보수적으로 예측한다고 볼 수 있다.

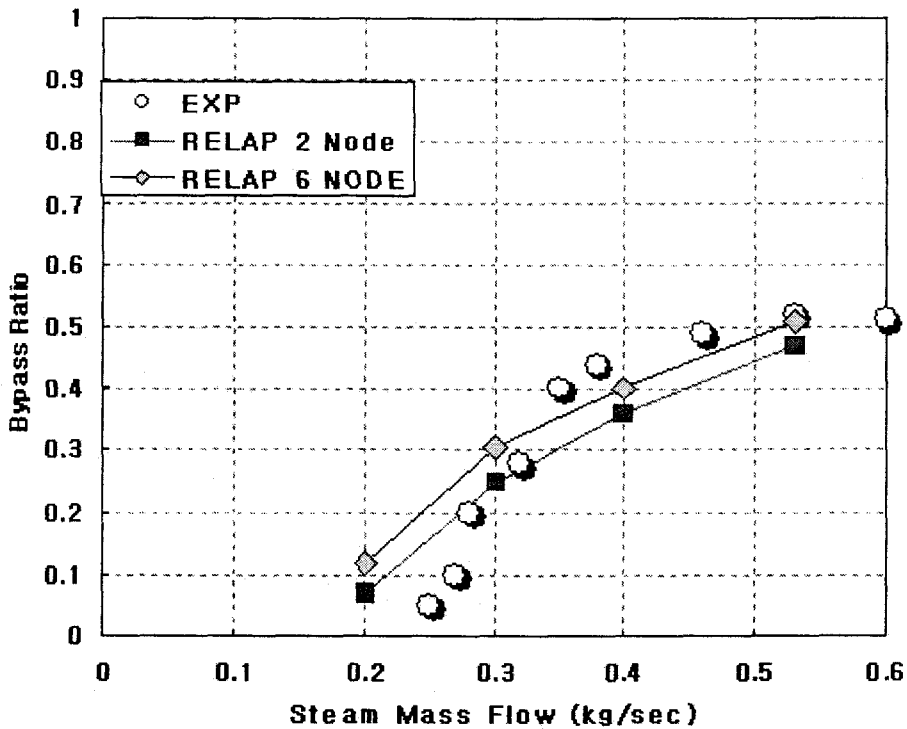


그림 3-1-1-17 MIDAS 실험의 우회율과 RELAP5 코드 계산결과<sup>[3-1-1-19]</sup>

실험결과와 RELAP5 코드 계산결과가 차이를 보이는 것은 파단 저온관이 연결된 강수부에서 일어나는 증기의 냉각수 견인현상을 적절하게 예측하는 모델이 RELAP5 코드에 없기 때문이다.

배병언 등[3-1-1-21]은 실험을 통해 신형경수로1400 강수부의 'Sweepout' 모델을 개발하였다. 이들의 연구에서는 강수부 우회가 수표면(Water Surface)에서 이탈된 액적들이 증기에 견인되는 메카니즘에 지배되는 것으로 보았다. 이 연구에서 개발된 'Sweepout' 모델은 기체가 주입되는 곳에서의 조건으로 우회율을 결정하였다. 이런 형태의 모델은 잘 계획된 실험에서는 검증이 가능하지만, 실제 원자로의 열수력 해석에서는 기체가 주입되는 곳(즉 견전한 저온관)의 열수력 조건의 불확실성이 파단부로 빠져나가는 냉각수량을 결정하는데 그대로 전파되는 문제가 있다.

본 연구의 일환으로 강수부 우회에 대한 모델을 개발하고 있다. 이 연구에서는 강수부 우회가 강수부 내벽에 흐르는 액막(Liquid Film)에서 액적이 떨어져 증기에 휩쓸려 나가는 메카니즘에 지배될 것으로 보고, 액막이탈모델(Liquid Film

Takeoff Model)을 실험에 기초하여 개발하고 있다. 하지만 아직 이 모델이 충분히 검증되지 않았기 때문에, 이 모델을 이용하여 재관수 우회기 노심냉각성능에 미치는 영향을 독립적으로 평가하기는 어려운 상황이다.

이와 같은 이유로 본 연구에서는 재관수 우회기만을 별도로 평가할 수 없었다. 그러나 재관수 우회기 강수부의 열수력 조건을 결정하는데 중요한 다차원 유동, 강수부 비등 및 강수부 내의 증기-물 상호작용이 모두가 영향을 주기 때문에, 이들에 대한 영향을 평가하면서 강수부 우회기의 영향도 어느 정도 나타날 수 있을 것으로 판단된다.

재관수단계의 강수부 현상에 영향을 주는 변수들과 함께, 대형냉각재상실사고 전반에 영향을 미칠 수 있는 변수들도 고려하였다. 예를 들어 초기 파단부를 통한 방출량의 변화는 원자로계통의 냉각수 재고량과 사고전개 과정에 영향을 줄 수 있기 때문이다. 이상의 배경 하에 본 연구에서는 표 3-1-1-5와 같이 총 9개의 변수들을 대상으로 RELAP5 코드를 이용한 민감도 분석을 수행하였다.

**표 3-1-1-5 RELAP5 코드 민감도 분석에 선정된 주요 변수**

번호	변수	관련 열수력 현상
1	파단형태	계통 전반의 열수력 거동
2	노심 붕괴열	노심 가열과 증기 생성량
3	파단부 방출계수	계통 전반의 열수력 거동
4	강수부 원주방향 손실계수	강수부 다차원 유동 및 재관수 우회
5	강수부 내의 증기-물 계면마찰계수	강수부 수력 거동 및 재관수 우회
6	강수부 열구조물의 열전달	강수부 비등
7	안전주입펌프 성능	계통 전반의 열수력 거동, 강수부 비등 및 재관수 우회
8	안전주입탱크 성능	계통 전반의 열수력 거동, 강수부 비등 및 재관수 우회
9	격납건물 배압	계통 전반의 열수력 거동, 강수부 비등



민감도 분석 결과에 대한 상세한 분석은 본 연구에서 발간한 주제기술보고서에 제시되어 있으므로 여기에서는 결과를 요약하여 기술하였다.

### (1) 파단형태의 영향

냉각재상실사고는 매우 복잡하기 때문에 관련 규제요건[3-1-1-22, 3-1-1-23]에서는 파단부의 면적과 형태에 대한 스펙트럼 분석을 요구하고 있다. 파단범위에는 1차 냉각재계통의 최대 배관을 비롯한 각 배관에서의 순간적인 양단 파단(Guillotine Break)과 함께 최대배관에서 배관의 단면적의 2배에 상당하는 파단 면적을 가지는 길이방향의 홈파단(Slot Break)이 포함되어야 한다. 파단형태는 원자로계통 전반의 열수력 거동에 영향을 줄 수 있으므로, 본 연구에서는 기본 계산 모델(양단파단)에서 파단부의 모델을 바꾸어 홈파단의 영향을 살펴 보았다. 기본 계산모델에서는 파단과 동시에 파단위치에 배관체적에 연결되었던 연결선을 제거 하였지만, 홈파단에서는 파단이 일어나도 동 연결선을 제거하지 않은 방법으로 파단부를 모델링하였다. 파단부 모델링 외는 기본해석 조건과 동일하다. 민감도 분석 결과 홈파단의 경우는 양단파단에 비해 높은 방출단계 핵연료피복재 온도를 보이며, 강수부 비등의 효과가 상대적으로 크게 나타나서 장기냉각성능이 저하되었다.

### (2) 노심 붕괴열의 영향

규제요건과 안전성의 관점에서는 10CFR50 App. K 붕괴열 모델의 사용이 현실성을 가지지만, 또한 동 모델이 붕괴열 자체에 대해서는 매우 보수적이라는 점은 이미 명확히 알려진 사실이다.[3-1-1-24] 따라서 본 연구에서는 기본 해석조건에서 사용된 10CFR50 App. K 붕괴열 모델 대신에 ANS-79 붕괴열에 1.2배를 하는 붕괴열 모델을 사용하여, 노심 붕괴열이 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능에 미치는 영향을 살펴보았다. 민감도 분석 결과 노심 붕괴열은 강수부에서의 열수력 현상에는 큰 영향을 주지 않지만, 붕괴열이 적어지면 노심냉각은 보다 원활하게 일어나며 강수부 우회와 강수부 비등이 주는 악영향도 상대적으로 약화된다. 또한 붕괴열이 적어지면 강수부 비등으로 인한 노심의 재가열도 상대적으로 그 정도가 약해지는 것을 알 수 있었다.

### (3) 파단부 방출계수의 영향

임계유량은 대형냉각재상실사고 초기 원자로냉각재계통의 재고량에 영향을 주므로, 이후 사고 전개과정과 계통 전반적인 열수력 거동에 영향을 준다. 원자로에서 발생하는 임계유량은 파단부에서 상변화(Phase Change)가 발생하므로, 정확히 예측하기가 쉽지 않다. 또한 RELAP5 코드와 같은 해석코드에는 매우 복잡한 이론식이 단순화 과정을 통해 사용된다. 따라서 RELAP5 코드가 계산하는

임계유량에는 불확실성이 있으며, 이를 정량화하기 위해서는 실증실험에 대한 코드평가가 필요하다. 본 연구에서는 임계유량의 불확실성이 노심냉각성능에 미치는 영향을 평가하기 위해, RELAP5/MOD3.3 코드의 기본 임계유량모델인 Henry-Fauske 모델[3-1-1-25]의 방출계수,  $C_D$  를 사용하였다. 최소 및 최대 방출계수는 KINS 최적평가방법론 개발 과정에서 수행된 임계유량의 불확실도 평가 결과[3-1-1-26]를 활용하였다. 방출계수를 최소 0.72, 최대 1.165로 변경하여 수행한 민감도 분석 결과 파단부 방출계수가 클수록 방출단계의 핵연료피복재의 온도는 높아지지만, 초기 재관수단계에서는 일관된 경향을 보이지 않는다. 후기 재관수단계에서 방출계수가 매우 낮으면 재가열의 영향이 상당히 완화되지만, 1.0 정도 이상의 값에서는 그 영향이 크게 나타나지 않는 것을 알 수 있었다.

#### (4) 강수부 원주방향 손실계수의 영향

기본적으로 1차원 코드인 RELAP5 코드를 사용할 때 강수부나 노심 등에서 발생하는 다차원 유동을 모사하기 위해 해당 부위를 여러 유로로 나누고 각 유로를 연결하기 위해 교차류연결선을 사용하고 있다. 본 연구의 기본 계산모델도 강수부를 원주방향으로 6개의 유로, 노심은 2개의 유로로 모사하고 있다. 강수부를 원주방향으로 여러 개의 유로로 분할할 때 각 유로간의 교차류연결선이 가지는 손실계수,  $K$  값이 유로간의 유동에 영향을 준다.  $K$  값이 작을수록 횡방향 유동이 원활하게 일어나므로, 대형냉각재상실사고 해석에서 작은 값을 사용할수록 방출단계의 강수부 우회를 심하게 만들어 재관수단계의 핵연료피복재 온도가 높아지는 것으로 알려져 있다. 따라서 기본 해석조건으로는 강수부를 구성하는 6개의 유로간의  $K$  값을 정방향 및 역방향 모두 0.0으로 사용하였다. 방출단계에서는 노심에서 파단부 방향으로 강력한 유동이 생겨  $K$  값이 작을수록 핵연료피복재 온도에 일관된 영향을 미치지만, 상대적으로 유동장이 약해지는 재관수단계에서도  $K$  값이 동일한 영향을 미치는지는 RELAP5 코드 해석을 통해 규명되어야 한다. 원주방향의  $K$  값을 정하기가 쉽지는 않지만 대략 0.0에서 2.0 사이로 정하는 것이 적절할 것이며, 2.0 이상의 값을 사용하는 것은 현상 자체를 지나치게 왜곡시킬 수 있다는 전문가의 의견[3-1-1-27]을 반영하여, 민감도 분석에서는  $K$  값으로 2.0을 사용하였다. 민감도 분석 결과 원주방향의  $K$  값이 커지면 초기 재관수단계의 노심 냉각기능은 향상되지만, 후기 재관수단계의 노심 냉각성능은 더 나빠지는 것으로 구해졌다.

#### (5) 강수부 내의 증기-물 계면마찰모델의 영향

만약 강수부에 많은 증기가 발생된다면, 증기와 냉각수간의 열수력 상호작용이 노심냉각성능에 영향을 줄 수 있다. 발생한 증기는 부력에 의해 상승하려

고 하지만 냉각수는 하향류를 가지므로 증기와 냉각수는 서로 다른 방향으로 흐르려는 힘을 전달한다. 증기와 냉각수간의 계면마찰계수가 커질수록 냉각수의 강수부로의 침투는 더욱 어려워지는 반면 발생한 증기가 강수부에 머무는 시간이 길어지므로 강수부 수위는 감소하게 된다. 결과적으로 강수부에서의 물-증기 계면마찰계수가 커질수록 노심냉각능력이 저하된다. 후기 재관수단계에서 원자로용기 외벽 쪽에서 강수부에 비등이 발생하면, 발생한 증기는 벽면을 타고 상부로 흐르고 그 반대 쪽으로는 냉각수가 흐르는 복잡한 유동이 형성되는 것이 실험으로 관찰되고 있다.[3-1-1-10,3-1-1-14] KAIST에서 수행된 강수부 비등 실증실험에서 벽면에서 발생한 증기는 대략 0.04 m의 증기층을 이루며 상부로 흐르고, 강수부 중앙부로의 증기 유동은 거의 발견되지 않았다. 비등이 발생하는 벽에서 상부로 흐르는 빠른 증기류 때문에 그 반대편 벽 쪽에서는 물이 아래로 흐르는 순환유동이 발생한다. 순환유동을 모사할 수 있도록 RELAP5 코드 강수부 모델(강수부를 각각 7개의 수력체적을 가지는 두개의 유로로 나누고 최상부와 최하부만 연결하고 나머지 수력체적간에는 교차유동이 없도록 함)을 만들어서 사용한 결과, 한개의 유로를 가지는 강수부 모델에 비해 실험치(수위와 기포율)에 더욱 가까운 해석 결과를 얻을 수 있었다.[3-1-1-14] RELAP5 코드 계면마찰모델 자체가 가지는 한계성과 증기층의 상향류 및 순환유동과 같은 강수부 내의 복잡한 다차원 유동 때문에, 강수부 비등이 발생할 때 RELAP5 코드가 예측하는 강수부의 열수력 거동에는 많은 불확실성이 포함되어 있다. RELAP5 코드는 1차원 해석코드로서 강수부 내에서 발생하는 복잡한 열수력 거동을 예측하는데 기본적으로 한계성이 있지만, 계면마찰모델을 개선함으로써 노심 냉각성능에 중요한 영향을 미치는 강수부 수위를 평균적으로 적절하게 예측할 수는 있을 것이다. 본 절에서는본 연구의 일환으로 개발된 계면마찰모델(본 보고서 제2절 3 참조)을 사용하여 노심 냉각성능의 영향을 살펴보았다. 민감도 분석 결과 본 연구에서 개발된 계면마찰모델을 사용하면(즉 같은 상대속도에서 계면마찰력이 줄어들면), 강수부에서 발생한 증기는 보다 빠른 속도로 강수부를 빠져나가고 냉각수 주입은 보다 용이해진다. 이로 인해 강수부 비등이 발생해도 재관수 우회가 심각해지지 않으며, 상대적으로 냉각수가 원활하게 주입되어 강수부 물의 온도가 낮아지므로 비등 자체도 약해지게 된다. 따라서 강수부에 비등이 발생하더라도 강수부 수위 감소는 심하지 않으며, 노심 냉각성능도 만족할 수준으로 유지되는 것을 알 수 있었다.

#### (7) 강수부 열구조물 열전달의 영향

강수부의 열구조물, 특히 강수부에 접하는 원자로용기와 강수부 유체간의 열전달은 비등에 직접 영향을 주는 변수이다. 원자로용기에서 강수부 유체로의 열전달 현상은 강수부 내부의 열수력 현상과 연계성을 가진다. 앞서 수행된 변수

들의 민감도 분석에서도 강수부의 열수력 거동과 열구조물의 온도가 서로 밀접하게 영향을 미치는 것을 볼 수 있었다. 강수부에서의 열구조물과 유체의 열전달 현상은 열수력 거동과 연계되어 있지만, 본 연구에서는 열전달 효과의 영향을 따로 살펴보기 위해 기본 계산모델에서 사용된 원자로용기의 표면적을  $\pm 10\%$  변화시켜 그 영향을 평가하였다. 이렇게 하면 같은 주변 유동 환경에서 열전달계수 값은 같지만 전달되는 열량이 각각  $\pm 10\%$  씩 변하게 된다. 민감도 분석 결과 강수부 열표면적(유사한 열수력 환경 조건에서는 전달된 열량과 동일)이 커질수록 노심 재가열이 심해지고 냉각도 나빠지는 것으로 나타났다.

#### (7) 안전주입펌프 성능의 영향

신형경수로1400 대형냉각재상실사고 후 후기가열의 문제는 냉각수 주입 유량의 적정성과 직접 관련되는 것이다. 후기가열은 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입이 종료된 후 발생하므로, 이 시기에 안전주입펌프에서 주입되는 냉각수량이 적정인가의 문제가 된다. 따라서 안전주입펌프의 냉각수 주입 성능을 평가하는 것은 중요하다. 안전주입펌프 성능의 영향을 살펴보기 위해서 4대의 안전주입펌프가 모두 동작할 경우에 대한 해석을 수행하였다. 이는 안전주입펌프의 냉각수 주입량에 대한 상향기준을 설정하기 어렵고, 단일고장의 영향을 함께 평가할 수 있다는 점을 고려한 것이다. 이에 대한 민감도 분석 결과 4대의 안전주입펌프가 모두 작동하는 경우는 재관수단계에서 핵연료피복재 온도가 최고점에 이른 후 원활하게 냉각되는 것을 알 수 있었다.

#### (8) 안전주입탱크 성능의 영향

신형경수로1400 안전주입탱크에는 유량조절기가 설치되어, 안전주입탱크의 물을 효율적으로 사용하여 고유량 저압안전주입펌프가 제거됨으로써 발생하는 문제를 보완하고 있다. 안전주입탱크 내부와 유량조절기의 모양은 그림 3-1-1-18에 나타나 있다. 안전주입탱크의 수위가 일정 높이 이하로 떨어지면 안전주입탱크의 물은 유량조절기로 통해 흐르게 된다. 유량조절기는 강제적으로 와류를 형성시켜 유체의 유동에너지를 분산시키므로, 같은 압력차이에도 상대적으로 적은 유량을 주입할 수 있다. 안전주입탱크의 성능은 노심 냉각성능에 큰 영향을 미치므로 실증실험을 통해 결정되어야 한다. 본 연구에서는 실증실험을 통해 결정된 안전주입탱크의 성능 곡선을 사용하지는 않았다. 안전주입탱크의 성능은 다음의 3가지 경우에 영향을 평가하였다.

가) 유량조절기가 없는 경우 (Case 1)

나) 기본 해석조건에 비해 안전주입탱크 초기 수위는 동일하지만 유량조절기 작동 수위를 1 m 높였을 경우 (Case 2)

다) 기본 해석조건에 비해 안전주입탱크 초기 수위와 유량조절기 작동 수위를 모두 1 m 높였을 경우 (Case 3)

각각의 경우 안전주입탱크 자체의 용량은 동일한 것으로 하였다. 각 Case 에 대한 민감도 분석 결과 안전주입탱크에 설치된 유량조절기가 대형냉각재상실사고 시 신형경수로1400의 노심 냉각성능에 매우 중요한 역할을 하며, 유량조절기를 통한 냉각수 주입기간이 늘어남에 따라 노심 냉각성능은 향상되는 것을 알 수 있었다. 노심 냉각성능을 확보하는데 유량조절기는 노심 상부의 핵연료피복재가 냉각조건에 도달할 때까지 작동하도록 설계하는 것이 바람직한 것으로 나타났다.

(9) 격납건물 배압의 영향

대형냉각재상실사고 해석에서 원자로계통의 경계조건으로 사용되는 격납건물 압력이 낮게 설정될수록 원자로심과 파단면 사이의 유동마찰계수가 커져서 원자로심에서 발생한 증기가 파단면으로 빠져 나가기 어렵기 때문에, 결과적으로 강수관을 통한 냉각수가 원자로심으로 유입되는 것이 어렵게 된다. 이런 이유로 『가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 보수적 평가방법에 대한 기술지침서』 [3-1-1-22]에서는 비상노심냉각계통 성능평가에 사용되는 격납건물의 압력을 보수적으로 낮게 결정하도록 요구하고 있다. 또한 신형경수로1400 DVI 현안에서는 격납건물의 압력이 낮을수록 강수관의 냉각수 비등이 보다 원활하게 일어나게 되어 강수관의 수위가 낮아지는 현상이 추가로 나타난다. 따라서 신형경수

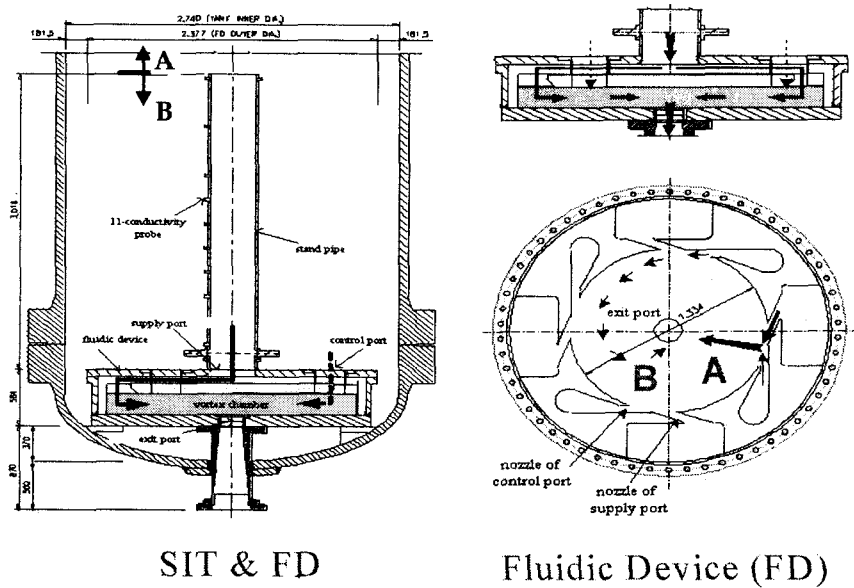


그림 3-1-1-18 안전주입탱크 및 유량조절기 형상<sup>[3-1-1-9]</sup>

로1400 비상노심냉각계통 성능평가에서는 격납건물 배압의 역할은 보다 더 중요해진다. 격납건물 배압의 영향을 살펴보기 위해, 기본 계산조건에서 사용된 격납건물 배압에 초기 압력만 같고 이후에는  $\pm 15\%$  증감된 격납건물 배압을 사용한 민감도 분석을 수행하였다. 민감도 분석 결과 격납건물 배압은 재가열 발생 시점에서 핵연료봉의 열적조건과 핵연료피복재 온도 상승에 영향을 주기 때문에, 재가열 현상에 지배적인 역할을 하는 것을 알 수 있었다. 따라서 신형경수로1400 대형냉각재상실사고 계산에서 격납건물 배압은 매우 신중하고 합리적으로 결정되어야 한다.

## 2. 신형경수로1400 격납건물 최소압력 해석모델 개발

비상노심냉각시스템의 설계기준사고인 대형 냉각재상실사고 해석에서 격납건물 압력은 파단면에서 원자로계통의 경계조건으로 사용된다. 격납건물 압력은 대형 냉각재상실사고 해석에서 방출단계(Blowdown Phase)에서는 노심 냉각에 거의 영향을 주지 않는데 이는 방출단계에서는 원자로계통의 압력이 격납건물 압력에 비해 높고 파단유량이 임계유량으로 결정되기 때문이다. 그러나 재관수단계(Reflood Phase)에는 격납건물의 압력이 노심냉각에 많은 영향을 주게 된다. 재관수단계에서는 원자로계통의 압력이 격납건물 압력과 같은데, 원자로계통의 압력이 낮아지면 증기의 비체적(Specific Volume)이 커져서 유동에 대한 배관 마찰력이 증가하게 된다.[3-1-2-1] 냉각수를 노심으로 밀어 넣는 힘은 강수관의 수위로 결정되며 거의 일정한 반면 노심에서 파단위치까지의 배관 마찰력이 증가하게 되면 그만큼 노심에서 생성된 증기가 파단면을 통해 빠져 나가기 힘들게 되어 냉각수가 노심으로 흘러 들어가기 더 어렵게 된다. 즉 격납건물 압력을 낮게 설정할수록 노심냉각은 나쁘게 되고 핵연료피복재의 온도는 높아지게 된다.

재관수단계에서 발생하는 최대 핵연료피복재 온도에 격납건물 압력이 주는 이런 일반적인 영향에 추가해서, 신형경수로1400 DVI 현안(대형 냉각재상실사고 후 강수부에서 나타나는 후기가열 등에 관한 불확실성)에서는 격납건물의 압력이 후기가열의 불확실성에도 상당한 영향을 미친다. 격납건물의 압력이 낮을수록(원자로계통의 압력이 낮다는 것과 동일한 의미) 강수관의 포화온도가 낮아지므로 동일한 열이 강수관 외벽으로부터 전달되더라도 더 많은 증기가 강수관에서 발생하게 된다. 많은 증기가 발생하게 되면 전체적으로 강수관 내부 유체의 평균밀도가 낮아지게 되어 냉각수를 노심으로 밀어 넣는 힘이 약해지므로 노심의 재가열이 보다 용이해지는 환경이 만들어진다. 참고문헌 3-1-2-2에서 수행된 격납건물 압력에 따른 최대 핵연료피복재 온도의 변화는 신형경수로1400 DVI 현안에 있어 격납건물 압력이 매우 중요한 역할을 하고 있음을 보여준다. 이와 같이 격납건물 압력은 DVI 현안과 맞물려 신형경수로1400 비상노심냉각시스템 성능평가에서 매우 중요한 역할을 한다.

따라서 신형경수로1400 표준설계인가 후속조치사항을 포함하여 비상노심냉각시스템 성능을 독립적으로 평가하는데 필요한 격납건물 최소압력을 타당한 방법을

통해 결정해야 한다. 본 연구에서는 한국원자력안전기술원의 격납건물 열수력 검증코드인 CONTEMPT4 코드[3-1-2-3]의 신형경수로1400 격납건물 최소압력 해석모델을 개발하고, 격납건물 최소압력 해석과 관련된 변수들이 최소압력에 미치는 민감도를 평가하였다. 그리고 한국원자력안전기술원의 계통해석 검증코드인 RELAP5 코드[3-1-2-4]와의 연계 계산을 통해 격납건물 최소압력이 비상노심냉각계통 성능에 미치는 영향을 살펴보았다.

#### 가. 격납건물 최소압력 해석모델 개발 및 검증

CONTEMPT4 코드의 해석모델을 작성하는데 필요한 자료는 『Advanced Power Reactor 1400 Standrad Safety Analysis Report』 [3-1-2-5]가 아닌 『신고리 3,4호기 예비안전성분석보고서』 [3-1-2-6]에서 취하였다. 이는 신고리 3,4호기가 신형경수로1400 형이고, 표준설계안전성분석보고서에 비해 최신 정보가 수록되었을 것이며, 또한 연구결과를 신고리 3,4호기 예비안전성분석보고서의 심사에 직접 활용할 수 있도록 하기 위함이다.

CONTEMPT4 해석모델에 대해서는 본 연구의 일환으로 발간한 주제기술보고서[3-1-2-7]에 상세한 내용이 수록되어 있으므로, 여기에서는 요약된 내용만을 기술하였다.

격납건물 대기의 초기조건, 원자로계통에서 방출되는 냉각재 방출량, 격납건물 열구조물, 살수계통 성능, 송풍냉각계통 성능은 살수효율모델을 사용하였고 관련 자료는 예비안전성분석보고서의 값을 사용하였다. 격납건물 송풍냉각기는 예비안전성분석보고서에서는 잘 나타나 있지 않지만 사고 후 계속 작동되는 것이 아니라 사고 후 약 60초가 경과하면서 작동이 사실상 중단되게 되어 있다. 격납건물 송풍냉각기는 울진 3,4호기부터 비안전등급으로 설계되어 격납건물 격리신호(CIAS)가 사고 후 수초 이내에 발생하면 송풍냉각기로 들어가는 냉각수 배관의 격리밸브가 닫히도록 되어 있다. 일단 격리밸브가 닫히면 냉각수 공급이 중단되기 때문에 송풍냉각기의 송풍기가 계속 작동되더라도 실질적인 냉각기능은 상실하게 된다. 본 연구에서는 여기에 더욱 보수성을 고려해서 송풍냉각기능은 80초까지 유지되는 것으로 가정하였다.

예비안전성분석보고서에서 대형냉각재상실사고가 발생했을 때 가장 심각한



결과를 초래하는 상황은 단일고장(Single Failure)이 없는 경우이다. 그 이유는 사용된 비상노심냉각계통 성능평가 방법론에 기인한다. 단일고장이 발생해도 비상노심냉각계통은 강수관을 채우기에 충분한 냉각수를 공급하도록 설계된다. 예비안전성분석보고서의 방법론은 강수관을 채우고 남는 여분의 냉각수는 차가운 상태로 격납건물로 방출되어 격납건물 압력을 낮추는 역할을 한다. 이 때 방출되는 차가운 냉각수는 ‘Spillage’로 처리 된다. 따라서 단일고장을 가정하지 않으면 더 많은 냉각수가 격납건물로 방출되고, 살수계통도 최대 유량으로 격납건물 대기로 분사되기 때문에 격납건물 압력을 상당히 낮추게 된다. 핵연료피복재 온도가 격납건물 압력이 낮을수록 높게 예측되기 때문에 단일고장이 없는 경우가 더 보수적인 결과를 얻는다.

격납건물 구조물의 열전달 계수는 『경수로형 원자력발전소 안전심사지침서』 [3-1-2-8] 제6.2장에서 허용하는 방법을 사용하여 구하였다. 즉 방출단계에서는 Tagami 상관식의 4배에 해당되는 값을 사용하고, 방출 후 단계에서는 난류유동이 상당히 완화된 정체(Stagnant)조건에서의 Uchida 상관식을 사용하였다.

이와 같이 작성된 격납건물 최소압력 해석모델을 검증하기 위해서, 해석모델을 사용한 CONTEMPT4 코드 계산결과를 예비안전성분석보고서에 제시된 격납건물 압력과 대기온도와 비교하였다.

그림 3-1-2-1과 그림 3-1-2-2에는 격납건물 최소압력 해석결과인 압력과 대기온도가 각각 제시되어 있다. 그림 3-1-2-1의 격납건물 압력 해석 결과를 보면, CONTEMPT4 코드에서 계산된 최대압력이 예비안전성분석보고서와 비교하여 다소 낮은 반면 약 40초에서 200초 사이에는 약간 크다가 200초 이후에는 거의 같아 진다. 그림 3-1-2-2의 격납건물 대기 온도의 경우에도 40초 이전에는 CONTEMPT4 코드에서 구해지는 온도가 예비안전성분석보고서의 값보다 약간 작지만 40초 이후부터는 약간 큰 상태로 유지되는 것을 알 수 있다. 예비안전성분석보고서에서 COMPERC 코드[3-1-2-9]로 수행된 격납건물 압력해석과 CONTEMPT4 코드 해석모델 간에 약간의 차이는 있지만, 두 코드간의 있을 수 있는 특성과 해석상의 모델링 차이를 생각한다면 CONTEMPT4 코드의 격납건물 최소압력 해석모델은 예비안전성분석보고서에 제시된 격납건물 최소압력 해석 수준으로 검증되었다고 결론지을 수 있다.

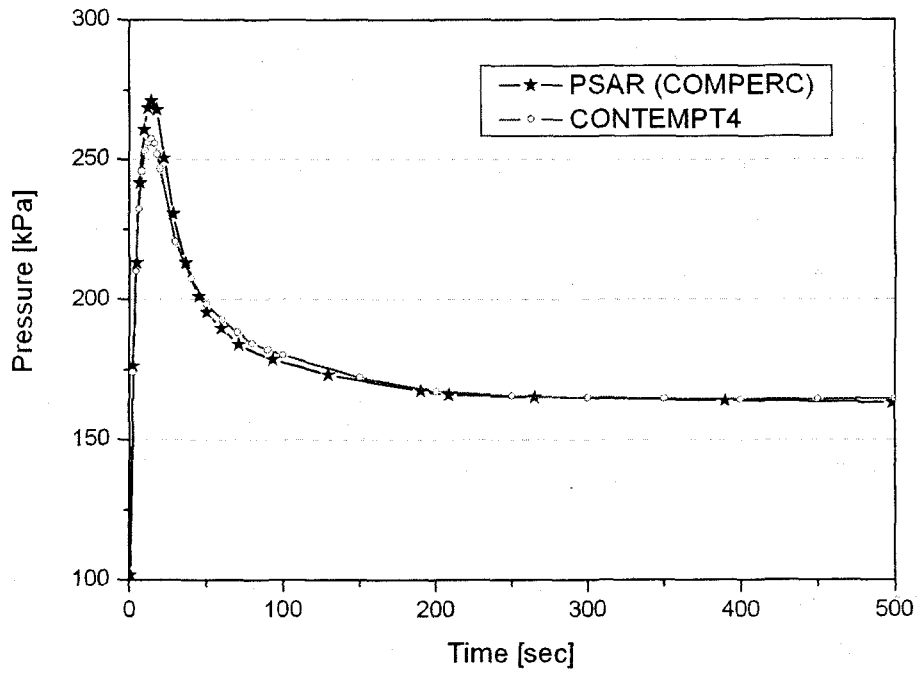


그림 3-1-2-1 격납건물 최소압력 해석모델 계산 결과 (압력)

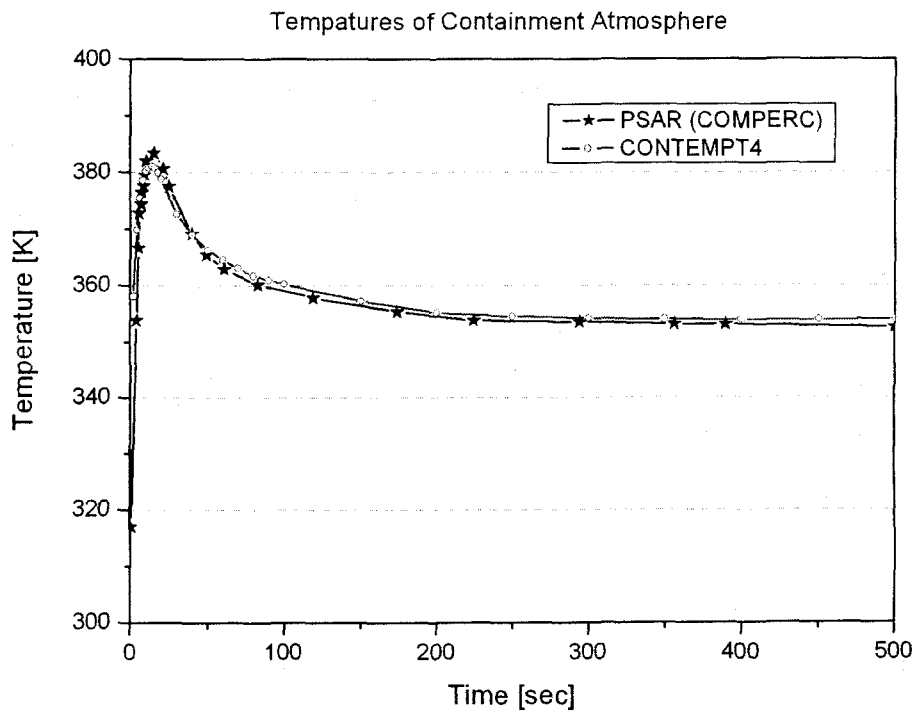


그림 3-1-2-2 격납건물 최소압력 해석모델 계산 결과 (대기온도)

## 나. 관련 변수들의 민감도 분석

격납건물 최대압력 해석에 있어 관련 변수들의 민감도 분석은 참고문헌 3-1-2-10에서 찾아 볼 수 있다. 격납건물 최대압력과 최소압력 해석 방법론 차이, 해석 대상의 설계 차이 등으로 참고문헌 3-1-2-10의 민감도 분석 결과를 그대로 격납건물 최소압력 해석에 적용하는 데는 무리가 있을 수 있다. 따라서 본 연구에서는 최소압력 해석에 중요한 관련 변수들이 어떠한 영향을 미치는가에 살펴보았다.

본 연구에서 선정된 중요 변수로는 피동 열침원의 표면적, 단일고장에 따른 살수계통의 성능, 송풍냉각기의 성능, 집수정의 처리 방법, 정체조건에서의 Uchida 열전달 계수 등이다.

피동 열침원의 표면적, 단일고장에 따른 살수계통의 성능, 송풍냉각기의 성능은 격납건물 설계와 관련된 변수들이며, 집수정의 처리 방법과 정체조건에서의 Uchida 열전달 계수는 CONTEMPT4 코드에서의 모델링 방법과 관련된 것들이다.

피동 열침원은 일반적으로 격납건물 대기의 열을 잘 흡수할 수 있도록 정해진다. 피동 열침원에 대한 불확실성을 줄이게 되면 그 만큼 격납건물 최소압력 해석에 이득을 얻을 수 있다.

예비안전성분석보고서에서는 단일고장이 없는 경우에 대해 격납건물 최소압력이 분석되었는데, 다양한 냉각재상실사고 해석 조건에서는 단일고장이 가정될 수 있다. 예를 들어 후기가열이 문제가 되는 대형냉각재상실사고는 단일고장이 가정되고 있는데, 이 경우에 일관된 격납건물 최소압력을 얻기 위해서는 격납건물 최소압력 해석에서도 단일고장을 가정하는 것이 합리적 접근 방법이다. 단일고장을 어떻게 설정했는가에 따라 살수계통의 성능이 결정된다. 단일고장이 없는 경우 살수계통은 2대의 살수펌프가 모두 작동해서 격납건물 대기로 최대유량을 분사한다. 만일 비상디젤발전기 1대의 고장을 단일고장을 가정한다면 살수계통은 1대의 살수펌프 토출유량을 격납건물 대기로 분사한다. 만일 안전주입펌프 1대의 고장을 가정한다면 살수펌프 2대 모두가 작동되므로 살수계통은 최대유량을 격납건물 대기에 분사한다.

송풍냉각기는 영광3,4호기에서는 안전계통으로 설계되었고, 이 후 한국형표준 원전에서는 비안전계통으로 설계되었다. 신형경수로1400에서도 송풍냉각기는 비안

전계통이므로 격납건물 격리신호에 의해 격납건물 대기의 냉각 기능을 상실하게 된다. 여기에서는 만약 송풍냉각기가 안전계통으로 설계된 경우에 송풍냉각기가 격납건물 최소압력에 미치는 영향을 살펴보았다.

CONTEMPT4 코드에서 격납건물의 집수정은 집수정의 표면적과 체적으로 모델링 된다. CONTEMPT4 코드의 격납건물 최소압력 해석모델을 작성할 때는 격납건물 내부에 있는 재장전수저장탱크를 고려하였는데, 이의 영향을 살펴보기 위해서 재장전수저장탱크가 없다고 가정하여 분석을 수행하였다.

정체상태의 Uchida 열전달 계수는 명확히 결정하기 쉽지 않다. 기본적으로 정체상태란 난류의 유동이 크지 않은 상태라고 정성적으로만 표현되어 있을 뿐, 정체상태를 규정할 수 있는 기준이 제시되어 있지 않다. 사고 후 시간이 경과할수록 난류의 효과는 감소하겠지만 증기와 공기의 비(比)가 감소하기 때문에 어느 시점을 정체상태로 간주하느냐에 따라 정체상태의 Uchida 열전달 계수가 달라진다. 일반적으로 정체상태에 걸리는 기간이 길수록 정체상태 Uchida 열전달 계수는 작아지게 된다. 즉 격납건물 최소압력 해석 관점에서는 비보수적인 영향을 주게 된다. 본 연구에서는 격납건물 최소압력 해석모델을 만들 때 사고 후 1시간이 경과되면 정체상태가 될 것이라는 가정하고 그 때 격납건물 대기의 증기와 공기의 비(比)를 구한 후, 『경수로형 원자력발전소 안전심사지침서』 [3-1-2-8] 제6.2장 부록 6.2.1.5의 표 3을 이용하여 정체상태 Uchida 열전달 계수를 구하였다. 이렇게 구해진 정체상태 Uchida 열전달 계수는  $100 \text{ Btu/hr-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$  이었다. 한편 예비안전성분석보고서의 해석에서는 정체상태 Uchida 열전달 계수를 이보다는 보다 보수적으로 정해진  $720 \text{ Btu/hr-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$ 를 사용하고 있다. 본 연구에서는 정체상태 Uchida 열전달 계수를  $720 \text{ Btu/hr-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$ 로 바꾸어 이의 영향을 살펴보았다.

민감도 분석에 사용된 값들은 표 3-1-2-1에 정리되어 있다. 표 3-1-2-1에 제시된 각각의 경우에 CONTEMPT4 코드가 계산한 격납건물 압력은 그림 3-1-2-3에 나타나 있다.

그림 3-1-2-3(a)에서 보듯이 격납건물 압력은 수동 열침원의 표면적에 반비례하는데 그 민감도는 약  $-1.2 \text{ kPa}/\%$ 로 구해지고 있다. 이 값은 수동 열침원 표면적의 변화가 최대압력에 주는 민감도와 거의 같은 값이다.[3-1-2-10]

그림 3-1-2-3(b)에서 단일고장에 의해 살수계통 성능이 반으로 줄어드는 경우를

표 3-1-2-1 단일 변수 민감도 분석 조건

경우(Case)	변수	처리방법
A	수동 열침원의 열전달 면적	모든 열침원의 면적을 10% 씩 감소
B		모든 열침원의 면적을 10% 씩 증가
C	살수계통 성능	단일고장을 가정하여 한 개의 살수펌프만 작동
D	송풍냉각기 성능	사고 전 기간동안 작동
E	격납건물 집수정	제거
F	정체조건에서의 Uchida 열전달 계수	예비안전성분석보고서와의 방법에 따라 $720 \text{ Btu/hr-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$

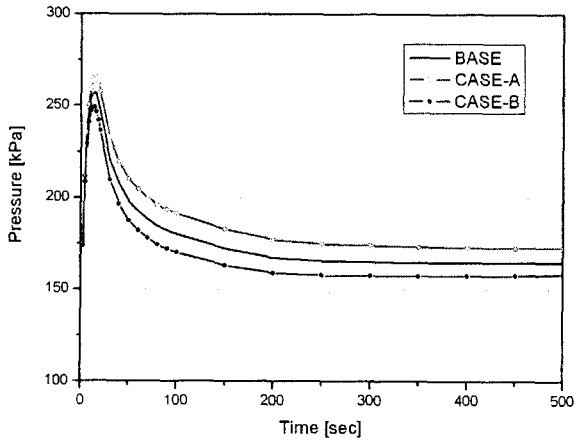
보면 살수계통의 성능이 침두압력에는 거의 영향을 주지 않는 것을 알 수 있다. 수동 열침원을 제외하고는 다른 변수들이 침두압력에 거의 영향을 주지 않는데, 대형냉각재상실사고의 방출단계에서 격납건물 대기의 열제거는 주로 수동 열침원에 의해 이루어지기 때문이다. 후기가열은 안전주입탱크로부터 냉각수 주입이 끝나는 대략 200초 이후부터 문제가 되는데 200초경에 살수유량이 반으로 줄었을 경우 격납건물 압력이 약 15 kPa 정도 높게 구해지고 있다. 격납건물 대기가 거의 포화상태로 유지되기 때문에 격납건물 최대압력 해석의 경우보다는 살수유량의 영향이 상대적으로 크게 나타나지 않음을 알 수 있다.

그림 3-1-2-3(c)에서 송풍냉각기가 계속 작동될 경우 격납건물 압력은 지속적으로 낮아지며, 그 영향은 격납건물 최대압력 해석의 경우보다는 상대적으로 큰 것을 알 수 있다. 하지만 본 연구에서 송풍냉각기의 성능을 격납건물 대기온도의 함수로 주지 않았기 때문에 그림 3-1-2-3(c)에서 보이는 송풍냉각기의 영향은 과다하게 평가되었을 가능성도 있다.

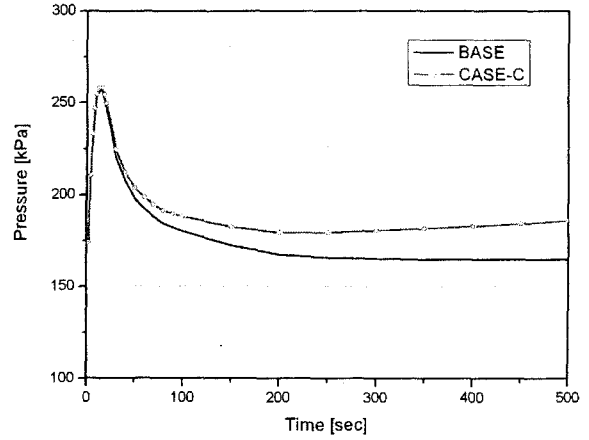
집수정을 제외한 격납건물 최소압력 해석결과는 집수정을 고려한 것과 거의 동일하므로 그림 3-1-2-3에는 나타내지 않았다. 정체조건인 Uchida 열전달 계수를 7.2배 증가시켜 계산한 결과는 그림 3-1-2-3(d)에 제시되어 있으며, 그 영향이 그리 크지 않음을 알 수 있다.

이상의 민감도 분석결과는 정성적으로는 충분히 예측 가능한 것이었으나, 격납건물 최소압력 해석모델을 사용하여 보다 정량적인 영향을 살펴보기 위해 수행

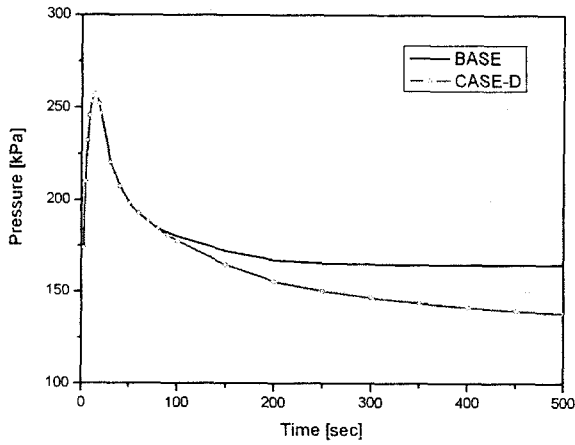
되었다.



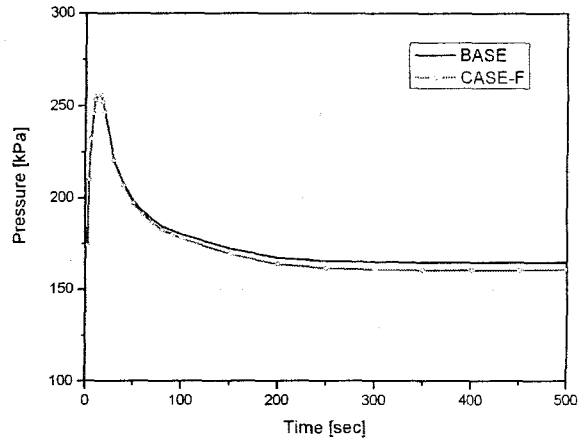
(a) 수동 열침원 표면적의 영향



(b) 살수계통 성능의 영향



(c) 송풍냉각기 성능의 영향



(d) 정체조건 열전달계수의 영향

그림 3-1-2-3 주요 변수들이 격납건물 최소압력 해석에 미치는 영향

### 3. KINS 최적평가방법을 이용한 신형경수로1400 ECCS 성능평가

앞서 설명했듯이 기존의 보수적 평가방법에서는 원자로용기직접주입과 관련된 주요 현상들을 적절하게 다루지 못하고 있다. 보수적 평가방법은 최대 핵연료 피복재 온도와 같은 안전기준의 만족 여부를 판정하는 데는 여전히 유효할 수 있으나, 재관수 후기의 재가열 현상이 노심 냉각성능에 미치는 영향을 평가하는 데는 제약이 많다. 또한 지나치게 보수적인 가정과 계산조건은 현상을 왜곡하여 비현실적인 결과를 줄 수 있다. 이런 점에서 신형경수로1400의 노심 냉각성능은 대형냉각재상실사고의 주요 변수들에 대한 보다 합리적인 가정을 사용한 최적평가 방법을 통해서 평가되는 것이 바람직하다.

이런 배경에서 사업자가 수행한 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능평가를 심사하는데 필요한 기술적 근거를 제공하며 심층적인 안전성 확인을 위해, 규제목적에 부합하는 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능의 최적평가가 필요하다.

본 연구에서는 제3절에 제시된 KINS 최적평가방법[3-1-3-1]의 각 단계를 밟아 최종적으로 신형경수로1400의 대형냉각재상실사고 시 발생하는 최대 핵연료피복재 온도의 불확실도를 평가하였다. 참고로 본 연구의 상세한 내용은 주제기술보고서 KINS/RR-307[3-1-3-2]로 발간되었다.

#### 가. 제1단계 (사고 시나리오 결정)

본 연구에서는 신형경수로1400형인 신고리3,4호기의 예비안전성분석보고서 [3-1-3-3]의 결과를 참고하여 대상 사고 시나리오로 원자로냉각재펌프 토출관(저온관)에서 발생하는 대형냉각재상실사고를 선정하였다.

#### 나. 제2단계 (대상 원자력발전소 선정)

본 연구에서는 신형경수로1400형 신고리3,4호기를 대상 원자력발전소로 선정하였다. 이는 가장 최근의 설계자료를 이용하며, 또한 현재 진행 중인 신고리3,4호기 건설허가 심사에 본 연구결과가 직접 활용될 수 있기 때문이다.

다. 제3단계 (주요 현상의 선정 및 순위화)

신고리3,4호기는 비상냉각수의 주입 방식을 제외하고는 기존의 가압경수로형 원자로와 같기 때문에, 대형냉각재상실사고의 주요 현상과 중요도는 기존의 가압경수로형 원자로를 대상으로 개발된 PIRT(Phenomena Identification and Ranking Table)를 사용할 수 있다. 다만, 냉각수 주입 방식의 차이로 인해 추가로 발생하는 현상과 중요도의 차이를 고려하여 이를 보완해서 사용해야 한다. 본 연구에서는 한국원자력안전기술원과 미국 INEEL(Idaho National Engineering and Environmental Laboratory)가 공동으로 개발한 신형경수로1400의 대형냉각재상실사고의 PIRT[3-1-3-4]를 사용하였다.

다. 제4단계 (해석코드의 선정)

KINS 최적평가방법론에서는 해석코드로 RELAP5/MOD3.3 코드를 사용하며, 본 연구에서도 이 코드를 해석코드로 선정하였다.

라. 제5단계 (코드의 적용성 평가)

RELAP5/MOD3.3 코드는 기존 경수로형 원자로의 대형냉각재상실사고 시 발생하는 주요 현상들을 물리적인 근거에 기초하여 적절하게 예측하는 것으로 평가되었다. 신형경수로1400 대형냉각재상실사고에 대한 PIRT개발에 참여한 전문가 패널들도 RELAP5 코드(PIRT 개발을 위한 발전소 계산에는 INEEL이 개발한 RELAP5/3D가 사용되었음)가 신형경수로1400의 대형냉각재 상실사고 해석을 전반적으로는 합리적인 수준에서 예측하고 있다고 보고하고 있다[3-1-3-4]. 그렇지만 재관수 후기의 노심 재가열 가능성은 안전주입수의 우회, 증기응축, 강수부 비등 등의 현상에 내포된 불확실성에서 기인하며, 이들 현상을 정확히 예측하기 위해서는 관련 실험결과를 이용한 코드평가 및 개선이 있어야 한다고 밝히고 있다. 이러한 취약성으로 RELAP5 코드의 적용성에 심각한 문제가 있는 것은 아니며, 이들이 미치는 영향은 RELAP5 코드 모델의 평가를 통해 전체 불확실도의 일부로 포함되어야 할 것이다.



마. 제6단계 (코드평가매트릭스 구성)

신고리3,4호기는 비상냉각수의 주입 방식을 제외하고는 기존의 가압경수로형 원자로와 같기 때문에, 대형냉각재상실사고 시 발생하는 대부분의 주요 현상은 기존의 가압경수로형 원자로의 경우와 동일하다. 그렇지만 냉각수 주입방식의 차이에 따라 발생하는 현상을 평가하기 위해서는 코드평가매트릭스의 보완이 필요하다.

원자로용기직접주입 방식에 따른 주요 현상에 대한 개별효과실험으로는 UPTF 실험[3-1-3-5], 한국원자력연구소의 MIDAS(Multi-Dimensional Investigation in a Downcomer Annulus Simulation) 실험[3-1-3-6]과 강수부 비등실험[3-1-3-7] 등이 있다. UPTF 실험은 이미 KINS 최적평가방법론의 코드평가매트릭스에 포함되어 있으므로, 본 연구에서는 MIDAS와 강수부 비등실험을 코드평가매트릭스에 추가하였다.

원자로용기직접주입 방식에 따른 주요 현상에 대한 종합효과실험으로는 CCFT 실험과 한국원자력연구소의 ATLAS 실험이 있다. 이미 KINS 최적평가방법론의 코드평가매트릭스에 포함된 CCFT 실험은 국내에 공식적으로 입수되지 않았으며, ATLAS 실험은 2006년경에 대형냉각재상실사고 실험이 완료될 예정이다. 지금 ATLAS 실험결과를 이용할 수는 없지만, ATLAS 종합효과실험을 코드평가매트릭스에 추가하였다.

바. 제7단계 (원자력발전소 계산모델 결정)

이 단계에서는 RELAP5 코드 계산을 위한 발전소의 계산모델을 결정한다. 기존의 연구결과를 기초로 결정한 신고리3,4호기 대형냉각재상실사고 계산을 위한 RELAP5 코드 계산모델은 그림 3-1-1-3과 동일하다.

사. 제8단계 (해석코드/모델 평가 및 변위 결정)

가압경수로형 원전의 대형냉각재상실사고 시 발생하는 일반적인 현상에 대해서는 기존의 연구에서 코드평가가 수행되었기 때문에, 제2장 제3절에 제시된 RELAP5 코드의 주요 코드 모델/변수의 불확실성 변위 및 분포를 대부분 사용할

표 3-1-3-1 주요 코드 모델/변수의 불확실성 범위 및 분포

Models/parameters	Range	Distribution
Gap conductance	0.67 ~ 1.5	Normal distribution
Fuel thermal conductivity	0.845 ~ 1.15	Uniform distribution
Decay heat	0.934 ~ 1.066	Normal distribution
Core power	0.98 ~ 1.02	Normal distribution
Peaking factor	—	Not determined
Burst temperature	—	Not determined
Burst strain	—	Not determined
Cathcart-Powell	—	Not determined
Groeneveld-CHF	0.17 ~ 1.8	Normal distribution
Chen-nucleate boiling HT	0.53 ~ 1.46	Normal distribution
Zuber-CHF	0.38 ~ 1.62	Normal distribution
Transition Boiling Criteria	0.54 ~ 1.46	Normal distribution
Dittus-Boelter (liquid)	0.606 ~ 1.39	Normal distribution
Dittus-Boelter (vapor)	0.606 ~ 1.39	Normal distribution
Bromley film boiling	0.428 ~ 1.58	Normal distribution
Weber number	2.7 ~ 14	Uniform distribution
Break $C_D$	0.729 ~ 1.165	Normal distribution
Pump 2- $\phi$ head multiplier	—	Not determined
Pump 2- $\phi$ torque multiplier	—	Not determined
SIT Performance	—	Not determined
SIP Performance	—	Not determined
Accumulator temp.	287 ~ 322 K	Uniform distribution
HPSI water temp.	287 ~ 322 K	Uniform distribution
Containment pressure	—	Conservative boundary condition

수 있다. 그렇지만 제2장 제3절에 제시된 결과는 KINS 최적평가방법론을 검증하기 위해 사용된 LOFT 실험에 국한된 내용도 있기 때문에, 실제 발전소 계산을 위해 일부는 수정이 필요하다.

표 3-1-3-1에는 본 연구를 위해 수정된 주요 코드 모델/변수의 불확실성 범위와 분포가 제시되어 있다. 이 단계에서 평가되지 않은 모델/변수들에 대한 영향은 제10단계(해석코드/모델 정확성 영향 평가)에서 평가된다.

RELAP5 코드가 대형냉각재상실사고 시 발생하는 주요 열수력 현상들을 합리적으로 예측하지만, 원자로용기직접주입과 관련되어 발생하는 주요 열수력 현상들에 대해서 정확하게 예측한다고 말하기는 어렵다. RELAP5 코드는 기본적으로 일차원 유동을 계산하는 코드인데 반해, 원자로용기직접주입 방식에서 독특하게 고려해야 하는 현상들(액체분류(Liquid Jet)의 분사, 퍼짐 및 강수부로의 침투 특성, 강수부에서 발생하는 증기-물 상호작용 등)은 다차원적인 유동현상이기 때문이다. 또한 기존의 저온관주입 방식에서도 발생하는 방출단계 및 재관수단계의 냉각수 우회, 노심 상부공간에서의 유동과 스팀바인딩 현상 등도 다차원적인 유동현상들이다.

대형냉각재상실사고 시 발생하는 다차원 현상들이 증기응축, 계면마찰, 액적경인 등 복합적인 현상들에 의해 영향을 받고 또한 상호 독립적이지도 않아서, 개별 다차원 현상을 대표하는 모델 또는 변수를 선정하기 어렵다. 또한 관련된 실험자료의 부족 등으로 정량적인 불확실성 평가가 어렵다. 따라서 본 연구에서는 다차원 현상으로 야기되는 RELAP5 코드 계산결과의 불확실성을 바이어스로 처리하였다. 본 연구에서 바이어스로 처리되는 다차원 현상들은 다음과 같다.

- 1) 방출단계의 냉각수 강수부 우회와 관입율에 대해서는 UPTF-21A 실험결과를 이용하여 평가하였다. 그림 3-1-3-1에는 UPTF-21A 실험의 하부플레넘 수위의 측정결과와 RELAP5 코드 계산결과가 제시되어 있다. RELAP5 코드는 냉각수가 하부 플레넘으로 관입되는 시점을 실험에 비해 늦게 예측하였고, 관입량도 실험에 비해 낮게 예측하고 있다. 따라서 RELAP5 코드는 UPTF-21A 실험에서 관찰된 복잡한 열수력 거동을 정확하게 예측하지는 못하지만, 강수부 관입율을 보수적으로 예측한다고 평가할 수 있다. 강수부 관입율이 적으면 노심 냉각성능이 저하되므로, 강수부 관입율에 대한 RELAP5 코드의 계산결과는 핵연료피복재 온도 관점에서 음(-)의 바이어스를 가진다. 그렇지만 방출단계 냉각수 강수부 우회와 관입율에 대한 불확실성에 대해서는 더욱 포괄적이며 체계적인 평가가 필요하며, KINS 최적평가방법론을 개선하면서 이에 대한 불확실성 평가방법이 개선될 것으로 기대된다. 앞서 언급한 바와 같이 본 연구의 목적은 KINS 최적평가방법을 적용하여 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능의 최적평가를 예시적으로 수행하는 것이므로, 본 연구에서는 방출단계 냉각수

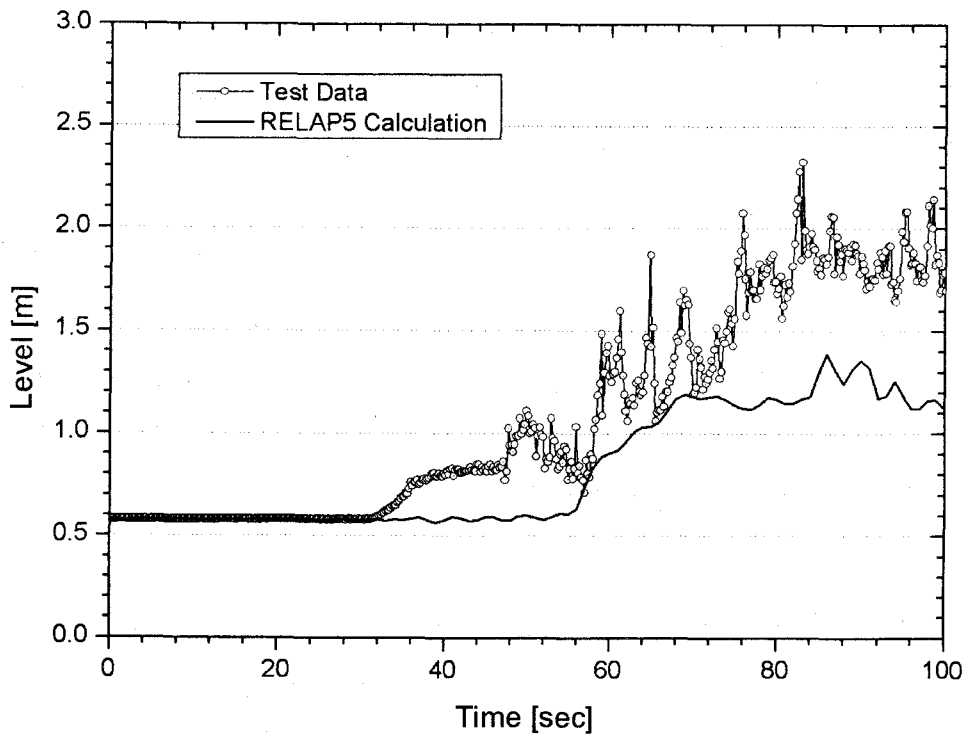


그림 3-1-3-1 UPTF-21A 실험의 하부플레넘 수위 비교

우회는 보수적으로 평가되지만 이 보수성을 고려하지 않는 것으로 하였다. 한편 RELAP5 코드의 입력자료에서 방출단계의 냉각수 우회와 관입울에 영향을 주는 인자는 강수부 원주방향의 유동손실계수와 CCFL 모델의 사용 여부이다. 방출단계 냉각수 우회의 영향에 대해서는 UPTF-21A 실험에 대한 RELAP5 코드평가에 추가하여, 제10단계에서 강수부 원주방향 유동손실계수와 CCFL 모델이 실험경수로1400 노심 냉각성능에 미치는 영향이 추가로 평가된다.

- 2) 안전주입배관에서 분사된 냉각수의 유동 특성에 대해서 직접적인 평가는 수행되지 않았다. 냉각수가 분사되는 위치에서의 유동특성에 관해서 가시화(Visualization) 실험과 벽면퍼짐 등에 대한 실험결과가 있지만, 이를 RELAP5 코드에서 구현할 수는 없다. RELAP5 코드에서 이들의 영향을 간접적으로 평가하는 방법으로는 상부 강수부의 모델링과 원주방향 유동손실계수를 변화시키는 것이다. 냉각수가 주입되는 부분인 상부 강수부

를 모델링할 때 ‘ANNULUS’ 부품과 ‘PIPE’ 부품을 사용할 수 있다. ‘ANNULUS’ 부품은 ‘PIPE’ 부품과 입력자료의 양식은 같지만 수직관에 만 사용이 가능하고, 수력체적의 유동양식이 “Annular Mist Flow”일 때 체적 내에는 물방울이 존재하지 않으며 모든 물은 액막을 형성한다고 가정하는 것이 특징이다. 만약 냉각수가 주입되는 부분을 서로 다른 부품으로 모델링하여 계산하면, 분사된 냉각수의 유동특성이 노심 냉각성능에 미치는 영향을 어느 정도 평가할 수 있을 것으로 판단된다. 또 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수는 6개 유로간의 유동에 영향을 주므로, 이 역시 냉각수가 분사되는 위치에서의 유동특성에 영향을 줄 수 있다. 이에 대한 평가는 제10단계에서 수행된다.

- 3) 재관수단계의 냉각수 강수부 우회에 대해서는 MIDAS 실험결과를 사용하였다. 상세한 평가내용은 참고문헌 3-1-3-8에 제시되어 있으며, 평가결과는 그림 3-1-3-2에 나타나 있다. 코드평가에서는 강수부를 2개의 유로와 6개의 유로로 나눈 경우에 대해 각각 RELAP5 코드 계산을 수행하여 강수부 모델링에 대한 민감도도 함께 살펴보았다. 그림 3-1-3-2에서 RELAP5 코드는 증기 질량유량이 약 0.3 kg/sec 이하에서는 우회율을 과다하게 평가하는 반면, 그 이상이 되면 우회율을 낮게 예측하는 것을 알 수 있다. 그리고 강수부를 구성하는 유로의 수가 많아질수록 우회율이 커지는 것을 볼 수 있다. MIDAS 실험장치의 축척법칙(Scale Law)에 따르면 증기 질량유량이 대략 0.25 ~ 0.3 kg/sec인 조건이 실제 원자로 조건과 일치한다. 그림 3-1-3-2의 결과를 보면 실제 원자로 조건에서 RELAP5 코드는 재관수단계의 냉각수 우회율을 실험결과보다 높게 예측하고 있다. 강수부 우회율이 많으면 강수부 관입율이 적어져서 노심 냉각성능이 저하되므로, 재관수단계의 강수부 우회에 대한 RELAP5 코드의 계산결과는 핵연료피복재 온도 관점에서 음(-)의 바이어스를 가진다. 본 연구에서는 재관수단계의 냉각수 우회에 대한 보수성은 고려하지 않는 것으로 하였다.
- 4) 노심 상부공간에서의 유동과 스팀바인딩에 대한 정량적인 평가는 수행하지 않았다. 방출단계의 강수부 우회와 마찬가지로 KINS 최적평가방법론을 개선하면서 이에 대한 불확실성 평가방법이 개발될 것이다. 제한적이

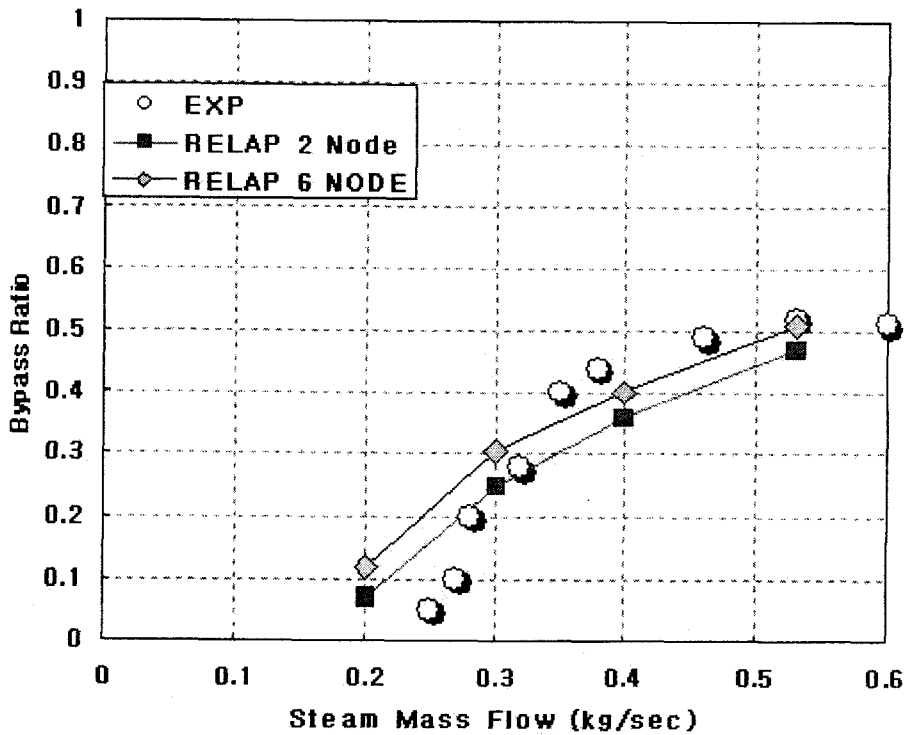


그림 3-1-3-2 MIDAS 실험에 대한 RELAP5 코드 계산결과<sup>[3-1-3-8]</sup>

지만 스팀바인딩에 대해서는 증기발생기에서의 열전달 계수를 변화시켜 그 영향을 살펴볼 수 있다. 이에 대한 평가는 제10단계에서 수행된다.

- 5) 강수부 내 유체의 원주방향 유동에 대해서는 실증실험을 이용한 직접적인 코드평가는 수행하지 않았다. 예전 버전에 비해 RELAP5/MOD3.3 코드 주방향과 직각 방향의 운동량속(Momentum Flux)을 고려하는 것이 가능해졌다. 그리고 주방향과 직각 방향의 운동량속을 고려할 경우와 고려하지 않을 경우 다른 형태의 운동량 지배방정식을 사용된다. 하지만 여전히 대류에 의한 운동량 전달을 고려하지 않기 때문에 3차원적으로 유동장을 해석하는 것은 아니다. 참고문헌 3-1-3-9에서 MARS 코드 [3-1-3-10]를 이용한 다차원 분석결과 강수부의 다차원 유동을 고려하면 노심 냉각성능이 좋아지는 것으로 나타나고 있지만, 다차원 유동에 대한 MARS 코드 검증이 더 필요하므로 현재 이에 대해 확고한 결론을 내리기는 어려운 실정이다. 비록 제한적이기는 하지만, 본 연구에서는 강수부

의 원주방향 유동의 영향을 운동속의 고려여부로 평가하고자 한다. 이에 대한 평가는 제10단계에서 수행된다.

- 6) 강수부 비등에 대해서는 현재 실험결과가 부재하므로 직접적인 코드평가를 수행하지 않았다. 현재 한국원자력연구소에서 진행 중인 강수부 비등 실험[3-1-3-7]이 완료되면 이 실험결과를 이용한 코드평가가 수행될 것이다. 강수부 내의 증기-물 상호작용에는 열적으로는 증기응축과 계면열전달, 수력적으로는 계면마찰이 관련된 현상이다. 열적인 현상에 대해서는 심도 있는 평가가 수행되지 않았다. 실험결과와의 직접적인 비교는 할 수 없지만, 본 연구에서는 강수부 열구조물로부터 유체로의 열전달량을 조절하여 강수부 비등의 효과를 평가하고자 한다. 강수부 열구조물로부터의 열전달량을 변화시킴으로써 증기 발생량의 불확실성이 미치는 영향을 간접적으로 평가할 수는 있지만, 증기응축의 불확실성이 미치는 영향마저도 제대로 평가할 수 있는 것은 아니다. 이에 대한 평가는 제10단계에서 수행된다. 수력적인 측면, 즉 계면마찰에 대한 영향은 기존의 연구결과를 통해 RELAP5 코드의 모델이 보수적이라고 알려져 있다.[3-1-3-8,3-1-3-11] 참고문헌 3-1-3-9에서는 강수부를 모사한 수력실험을 통해, 실제 강수부와 같이 수력직경이 큰 환형관에 적용할 수 있는 계면마찰모델을 RELAP5 코드에 이식하여 노심 냉각성능을 평가하였다. 그림 3-1-3-3은 이들의 계산결과로써 계면마찰모델이 핵연료피복재의 온도에 주는 영향을 보여주고 있다. 그림 3-1-3-3을 보면 강수부 유체의 계면마찰모델이 방출단계와 초기 재관수단계에 핵연료피복재 온도에 주는 영향은 무시할 정도지만, 강수부 비등이 발생하는 후기 재관수단계에는 상당한 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 본 연구에서는 RELAP5 코드의 기본모델을 사용하여 계면마찰계수의 영향을 보수적으로 처리함으로써, 계면마찰계수 모델의 바이어스를 별도로 고려하지 않는 것으로 하였다.

마지막으로 이 단계에서 이전 제7단계에서 설정한 계산모델링에 영향을 줄 요인은 없었다.

아. 제9단계 (원자력발전소 기본계산)

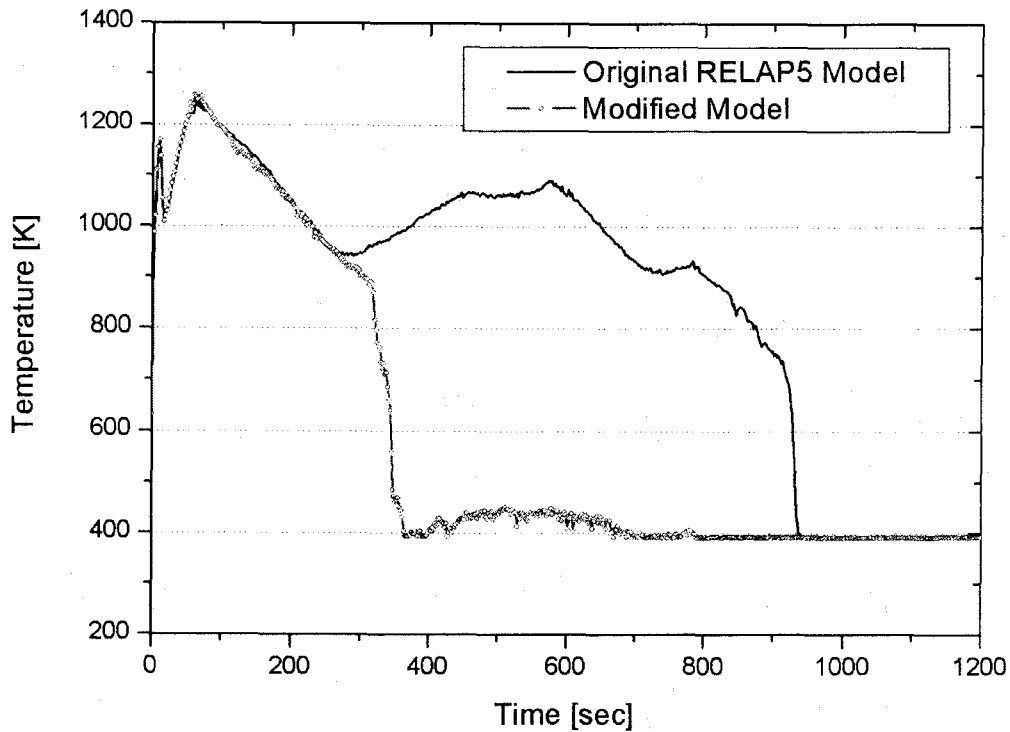


그림 3-1-3-3 계면마찰모델에 따른 핵연료피복재 온도의 영향

본 단계에서 제7단계에서 확정한 계산모델을 이용하여 신고리3,4호기 대형냉각재상실사고 해석을 수행하였다. 본 단계에서 수행되는 계산은 가급적 정규조건 (Normal Condition)으로 결정하였다. 침투 선출력 생성율과 고온 연료봉 기체 압력 등 핵연료봉에 대한 자료는 정규조건을 결정하기에 불충분해서 참고문헌 3-1-3-9에서 사용했던 값을 사용하였다. 따라서 실제 발전소의 정규조건에 비해서는 여전히 보수성을 가지고 있을 것으로 판단되지만, 편의상 본 단계에서 수행된 계산을 ‘최적계산’으로 명한다.

표 3-1-3-2에는 RELAP5 코드 최적계산 정상상태 계산결과가 신고리3,4호기 예비안전성분석보고서에 제시된 값과 비교되어 나타나 있다. 대체로 최적계산의 정상상태 계산 결과는 예비안전성분석보고서에 제시된 값들과 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 가능한 정규조건을 사용했지만 다소 보수적인 핵연료봉 조건으로 핵연료 평균온도와 노심 입출구의 냉각재온도가 예비안전성분석보고서에 제시된 값에 비해 약간 크게 구해졌다.



표 3-1-3-2 최적 계산조건의 정상상태 계산결과

변수	RELAP5/MOD3.3	SKR 3,4 PSAR
원자로 출력 [MWt]	3983.0 (100% 정격출력)	4062.66 (102% 정격출력)
붕괴열 모델	ANS79	ANS73×1.2
축방향 출력분포	Top skewed (14 <sup>th</sup> /20)	Top skewed
평균 선출력 생성율 [kW/m]	18.75	18.75
첨두 선출력 생성율 [kW/m]	44.5	45.3
첨두 선출력 생성율에서의 핵연료 중심선 온도 [°C]	1,839	1,841
첨두 선출력 생성율에서의 핵연료 평균 온도 [°C]	1,145	1,142
고온 연료봉 기체 압력 [MPa]	8.02411	5.06194
원자로 냉각재계통 유량 [kg/hr]	75.6×10 <sup>6</sup>	75.6×10 <sup>6</sup>
노심유량 [kg/hr]	73.3×10 <sup>6</sup>	73.3×10 <sup>6</sup>
원자로 냉각재계통 압력 [MPa]	15.5150 (가압기 상부)	15.51685
노심 입구 온도 [°C]	294.1	290.6
노심 출구 온도 [°C]	327.6	324.4
안전주입탱크 압력 [MPa]	4.03136	4.03231
안전주입 탱크 물체적 [m <sup>3</sup> ]	45.3	50.7 - 54.6

대형냉각재상실사고 계산을 위한 RELAP5 코드 과도계산을 위해서는 안전계통의 단일고장과 격납건물 배압을 결정해야 한다. 단일고장은 예비안전성분석보고서와 같이 비상디젤발전기 한대의 고장을 가정하였다. 따라서 안전주입펌프 4대를 모두 모사했으나 과도계산에서는 비상디젤발전기 1대가 작동하지 않기 때문에 안전주입펌프는 2대만이 작동하게 된다. 안전주입탱크는 피동계통이므로 4개가 모두 작동한다. 안전주입펌프에 의해 주입되는 냉각수는 파단 저온관이 연결된 원자로 용기 수력체적과 그 대각선에 위치한 수력체적에 주입되는 것으로 가정하였다.

본 연구에서는 참고문헌 36에서 제시한 CONTEMPT4 코드[3-1-3-12]의 계산모델을 이용하고, RELAP5 코드와 CONTEMPT4 코드의 연계계산을 수행하여 격납건물 배압을 결정하였다. 격납건물 배압을 계산할 때 RELAP5 코드 계산과 같은 단일고장을 적용했다. 따라서 격납건물 살수펌프는 1대만 작동한다. 최적계산에서도 강수부 비등에 의한 재가열이 발생할 수 있기 때문에 격납건물 배압을 1500초

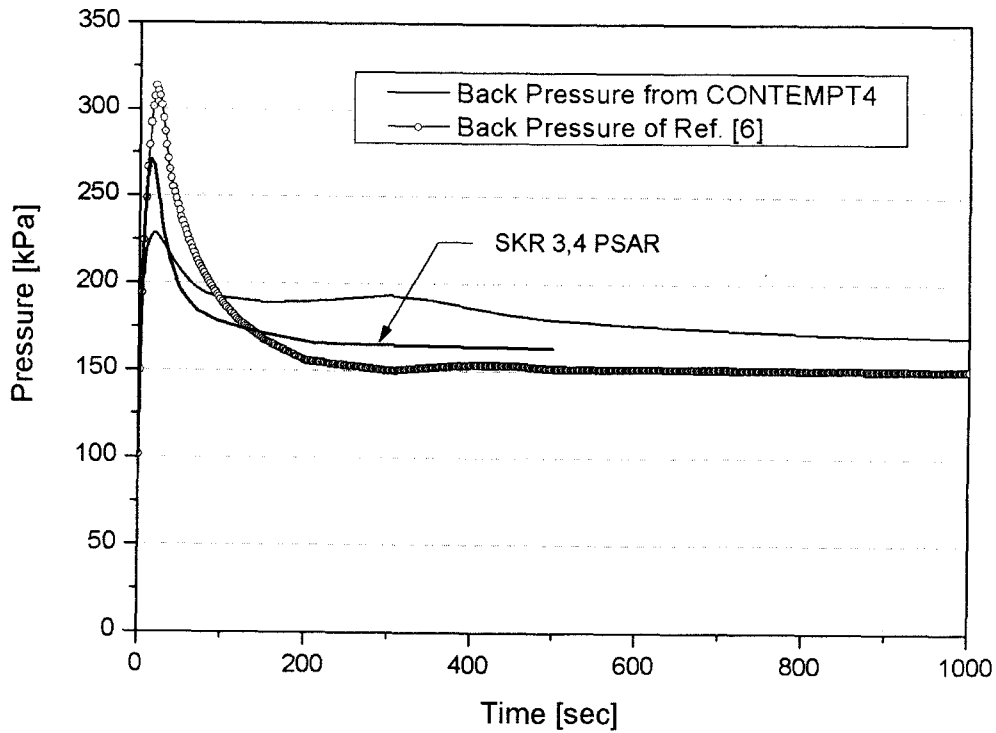


그림 3-1-3-4 최적계산에 사용된 격납건물 배압

까지 계산하였다. 그림 3-1-3-4에는 이렇게 구해진 격납건물 배압이 나타나 있다. 편의상 1000초까지 계산된 결과를 제시하였으며, 이전의 연구에서 사용했던 배압과 예비안전성분석보고서에서 사용된 배압도 함께 나타내었다. 본 연구에서 구한 격납건물 배압이 예비안전성분석보고서와 차이가 있는 것은 파단부에서 방출되는 질량 및 에너지량이 다르며, 예비안전성분석보고서에서는 살수펌프 2대가 모두 작동한다고 가정했기 때문이다. 본 연구에서 구한 격납건물 배압은 이전 연구에서 사용된 격납건물 배압에 비해서 초기에는 작지만, 재관수단계에서 높은 값을 가지는 것을 볼 수 있다.

과도계산에서 사용된 안전주입탱크와 안전주입펌프의 성능과 관련된 변수도 이전의 연구에서 사용했던 값을 사용하였다. 안전성의 심층 확인이라는 규제목적에 부합하기 위해 비록 RELAP5 코드 변수들은 정규조건을 사용하지만 안전계통의 성능은 보수성을 가지도록 하기 위함이다.

최대 계산시간증분으로 0.001 초를 사용하여 1200 초까지 과도계산을 계산하

였다. 과도계산 결과는 표 3-1-3-3과 그림 3-1-3-5 내지 그림 3-1-3-8에 제시되어 있다. 그림에는 후기 재관수단계에서 발생하는 강수부 비등의 영향을 살펴보기 위해 보수적인 조건을 사용했던 이전의 계산결과가 함께 제시되어 있다.

최적계산에서 방출단계 침투 핵연료피복재 온도는 사고 후 10초경 1,132 K로 구해졌으며, 재관수단계에서는 68초경 1,162 K로 구해졌다. 그림 3-1-3-5에서 보듯이 노심냉각은 190초경에 완전히 이루어지며, 이후 1,200초까지 재가열 현상이 나타나지 않는다. 최적방법의 핵연료피복재 온도의 변화를 예비안전성분석보고서의 결과와 비교해보면, 예비안전성분석보고서의 결과에서는 방출단계의 침투 핵연료피복재 온도는 1,100 K 정도로 낮게 구해지며, 재관수단계의 시작 전의 핵연료피복재 온도는 800 K 이하로 생각된다. 초기 재관수단계의 노심 가열율은 최적계산의 경우와 거의 비슷하지만, 핵연료피복재 온도가 100 K 이상 낮은 상태에서 가열이 되고 약 50초 이후에 노심 가열율이 작아지기 때문에 재관수단계의 침투 핵연료피복재온도는 280초 정도에서 발생한다. 이후 노심 냉각도 최적계산에 비해 천천히 일어나는 것을 볼 수 있다. 예비안전성분석보고서의 결과는 최적평가 결과에 비해 전반적으로 노심 냉각성능을 보수적으로 예측하는 것을 확인할 수 있다.

그림 3-1-3-6에는 강수부 수위가 제시되어 있다. 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입이 종료되는 약 206초 후부터 강수부 수위가 감소한다. 하지만 보수적인 조건을 이용한 계산결과에서는 수위가 4 m 정도까지 감소한 것에 비해, 최적계산에서는 약 5.7 m 정도에서 거의 일정하게 수위가 유지되는 것으로 구해졌다. 그림 3-1-3-7에 보이는 노심 수위도 보수적인 조건을 사용했을 때에 비해 평균적으로 1 m 이상 높게 구해졌으며, 강수부 수위가 감소해도 노심 수위의 감소는 거의 일어나지 않았다.

보수적 조건을 사용한 계산결과와 최적계산결과에서 큰 차이가 나타나는 주요 원인은 노심 붕괴열과 격납건물 배압에 있다. 그림 3-1-3-8에는 이전 연구에서 사용한 보수적인 조건 중에서 노심 붕괴열과 격납건물 배압만을 최적조건으로 사용하여 계산한 결과가 제시되어 있다. ANS-79 모델[3-1-3-13]과 CONTEMPT 코드의 계산결과만 사용해도 거의 최적계산과 같은 결과가 구해진 것을 볼 수 있다.

표 3-1-3-3 대형냉각재상실사고 후 계산된 사고 전개

Events	Time (sec)	
	RELAP5	SKR3,4 PSAR
- 200% double ended guillotine break of a cold leg	0	0
- SIT injection begins	16	13.4
- End of core bypass	18	24.2
- Core reflow begins	~ 34	34.0
- Fluidic device start to work	46	-
- SIP flow initiated	56	-
- SIT/FD injection terminated	206	196.5
- Hot rod cladding rupture	33.2	68.7

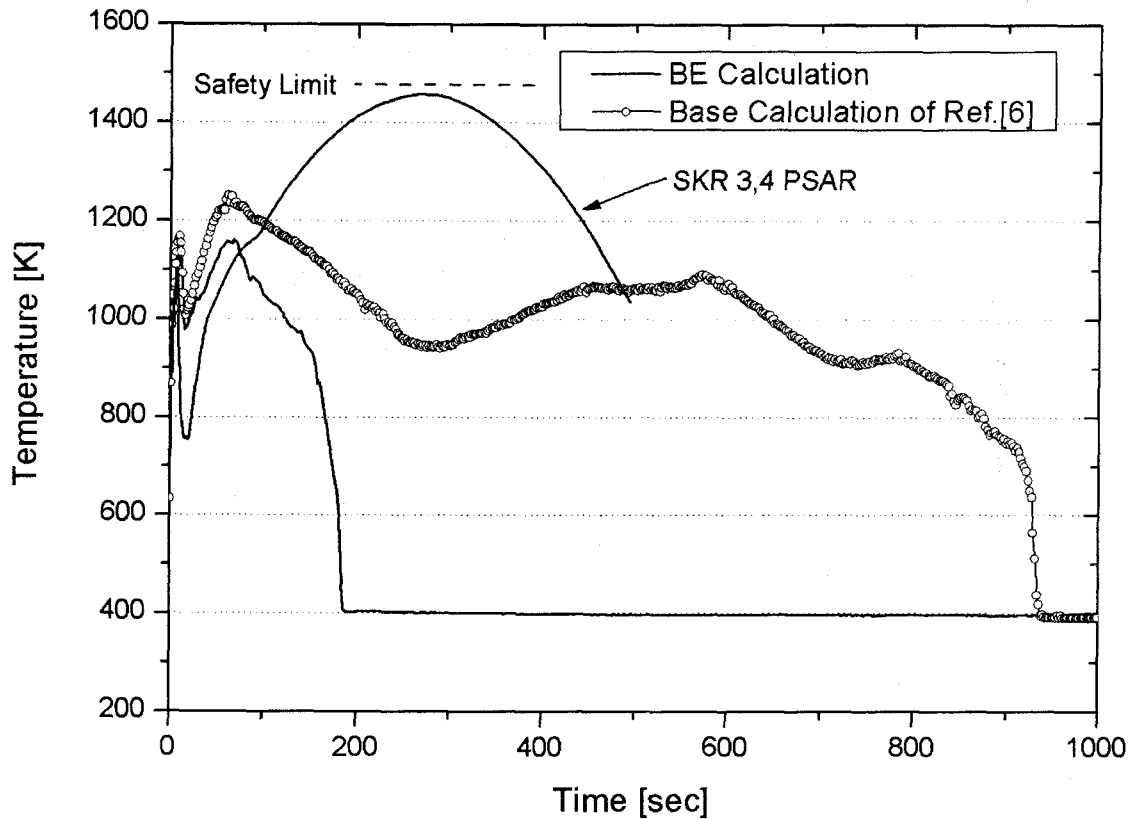


그림 3-1-3-5 최적계산의 핵연료피복재 온도

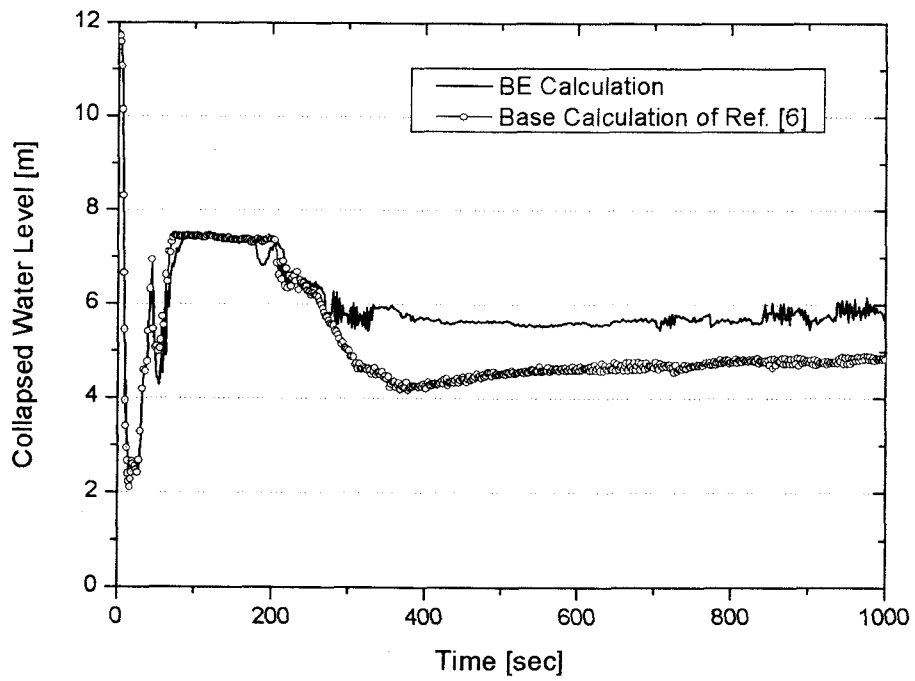


그림 3-1-3-6 최적계산의 강수부 수위

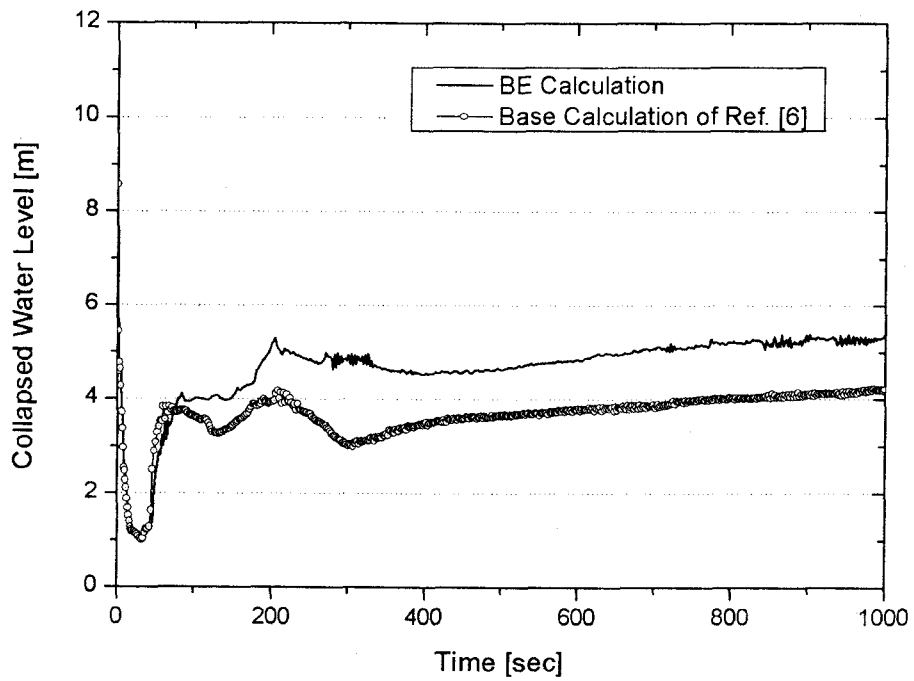


그림 3-1-3-7 최적계산의 노심 수위

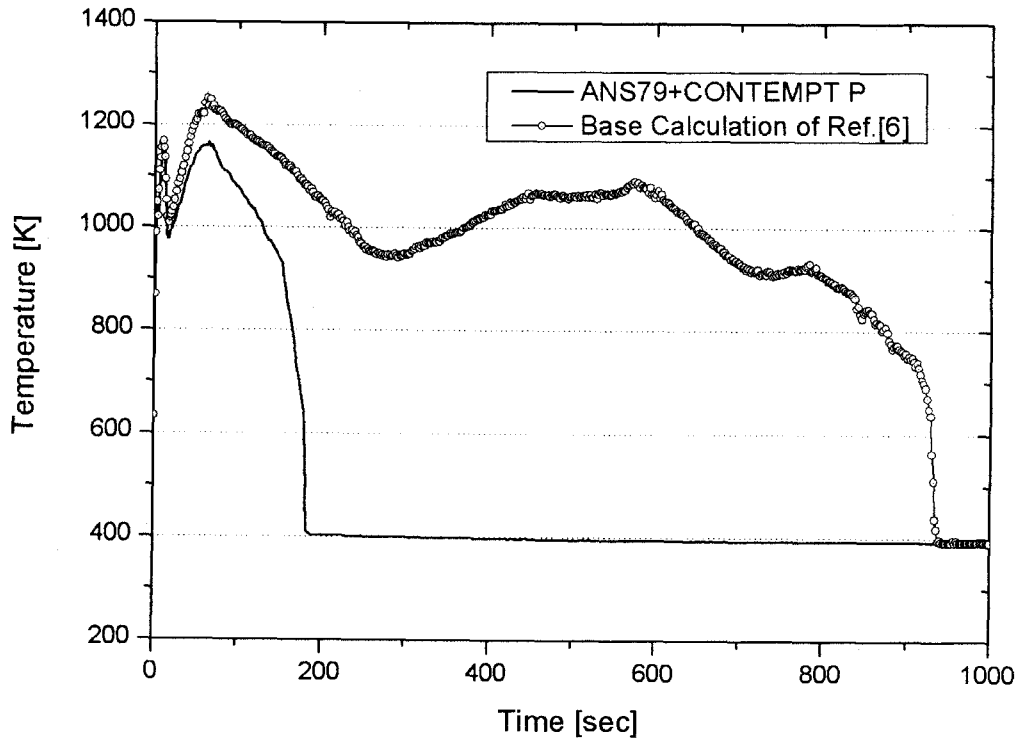


그림 3-1-3-8 노심 붕괴열과 격납건물 배압의 영향

자. 제10단계 (해석코드/모델 정확성 영향 평가)

KINS 최적평가방법론에 따르면 제10단계에서는 주로 코드 모델 정확성의 영향을 평가하며, 원자로계통 변수들은 제12단계에서 평가하도록 되어 있다. 하지만 각 단계에서 고려되어야 할 변수들에 대해서는 뚜렷한 구분은 없다. LOFT L2-5 실험을 이용한 KINS 최적평가방법론 검증계산에서도 출력첨두계수, 핵연료 열전도도 등 일부 변수들은 노심 핵설계에 관련된 것이나 코드 모델로 취급하였다. 따라서 본 단계에서 다룰 수 있는 대부분의 모델/변수들에 대한 영향을 평가하였다.

KINS 최적평가방법에서는 주요 코드 변수들의 배수값을 조정할 수 있도록 RELAP5 코드를 수정하였고, 여러 개의 열구조물에 대해 관련 열전달 모델의 배수를 적용할 수 있도록 수정하였다. 따라서 핵연료피복재 온도의 절대값이 반드시 필요한 경우가 아니면, 고온유로에 여러 개의 고온봉을 추가로 삽입함으로써 한번의 RELAP5 코드 계산에서 여러 열전달 조건 하에서 발생하는 핵연료피복재 온

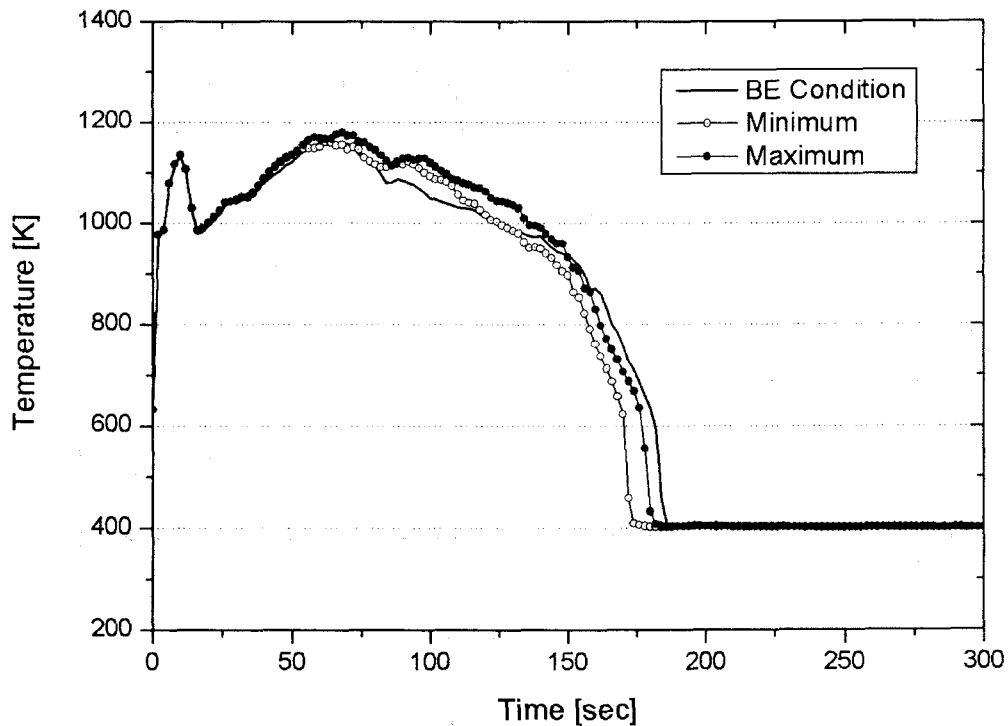


그림 3-1-3-9 고온봉 추가로 의한 핵연료피복재 온도의 영향

도를 계산할 수 있다. 이 방법으로 핵연료피복재 온도에 미치는 영향이 평가될 수 있는 모델들은 ① 간극 전도능, ② 핵연료 전도도, ③ Groeneveld CHF 모델, ④ 핵비등 모델, ⑤ 찬이비등 모델, ⑥ 액상(Liquid) 대류열전달 모델, ⑦ 기상(Vapor) 대류열전달 모델, ⑧ 막비등 모델 등 총 8개이다.

8개 모델이 주는 영향을 평가하기 위해 표 3-1-3-1에서 해당되는 변위의 최소값과 최대값을 사용한 2개의 입력자료를 사용하였다. 그리고 추가된 8개의 고온봉은 해당 모델에 대해서만 최소 혹은 최대값을 적용하며 나머지 변수들에는 평균값을 적용하였다. 간극 전도능은 RELAP5 코드에 직접 그 값을 입력할 수 없어서 대신 간극의 두께를 조정해서 입력하였다. 간극의 두께는 여러 번의 정상상태 계산을 통해서 간극 전도능의 변위에 따라 변화되는 열전달량의 변화가 같도록 간극 두께를 결정하였다.

그림 3-1-3-9는 8개의 고온봉을 추가하는 것이 기존 고온봉의 핵연료피복재 온도에 미치는 영향을 보여주고 있다. 그림에서 'Minimum'은 각각의 모델과 관련

된 변위의 최소값을 사용했을 때, 그리고 'Maximum'은 최대값을 사용했을 때 최적조건을 가진 고온봉의 핵연료피복재 온도이다. 'BE Condition'은 8개의 고온봉을 제거하고 한 개의 고온봉에 최적조건을 적용해서 계산한 핵연료피복재 온도이다. 방출단계에서는 고온봉 추가에 의한 영향은 없으나 재관수단계의 첨두 핵연료피복재 온도와 냉각율에는 다소 영향이 나타나고 있다. 그렇지만 'Minimum'과 'Maximum' 계산에서 최적조건을 적용한 고온봉을 기준으로 8개 변수들의 영향을 살펴보는 데는 무리가 없다고 판단된다.

표 3-1-3-4에는 'Minimum'과 'Maximum' 계산에서 최적조건을 적용한 고온봉의 핵연료피복재 온도를 기준으로, 각 변수들이 방출단계 및 재관수단계의 첨두 핵연료피복재 온도, 냉각시점 등에 미치는 영향을 정리하여 제시하였다.

막비등 모델을 제외한, 7개 변수들은 불확실도 변위 내에서 작은 값을 가질수록 핵연료피복재 온도가 높아지는 일관된 경향을 가진다. 막비등 모델에서는 최소값과 최대값을 사용한 경우 모두 핵연료피복재가 낮게 구해져서, 불확실도 변위 내에서 일관된 경향을 보여주지 못하고 있다.

이외에 표 3-1-3-1에서 불확실도 변위와 분포가 정해진 노심 붕괴열과 파단부 방출계수에 대해서는 1개의 고온봉을 사용한 RELAP5 코드 계산을 통해 그 영향을 평가하였다. 표 3-1-3-5에는 최적조건을 기준으로 이들의 불확실도가 노심 냉각 성능에 미치는 영향을 정리하였다.

노심 붕괴열이 커질수록 노심 냉각성능은 전체적으로 저하된다. 반면 파단부의 방출계수가 커지면 방출단계의 핵연료피복재 온도는 커지지만, 재관수단계의 핵연료피복재 온도와 냉각시점은 일관된 경향을 보이지 않는다.

표 3-1-3-1에서 불확실도 변위와 분포가 정해지지 않은 변수들은 핵연료피복재 파열, 금속-물 발열반응, 원자로냉각재펌프의 2상 수두 및 토우크 저하, 안전주입탱크 및 안전주입펌프의 성능, 냉각수의 온도 및 격납건물 배압 등이다.



표 3-1-3-4 주요 변수들의 불확실도가 노심 냉각성능에 미치는 영향

Parameters	Peak Cladding Temp. [K]		Quenching Time [sec]
	Blowdown	Reflood	
Gap conductance	-36 ~ 29	-36 ~ 15	Negligible
Fuel thermal conductivity	-29 ~ 36	-15 ~ 28	-2 ~ 2
Groeneveld CHF	-118 ~ 10	-88 ~ 18	-2 ~ 130
Chen Nucleate Boiling	-86 ~ 8	-89 ~ 17	-6 ~ 12
Transition Boiling Criteria	Negligible	-1 ~ 1	-10 ~ 2
Dittus-Boelter (liquid)	Negligible	Negligible	Negligible
Dittus-Boelter (vapor)	Negligible	-15 ~ 20	Negligible
Bromley film boiling	-8	-8, -9	Negligible

표 3-1-3-5 노심 붕괴열과 방출계수의 불확실도가 노심 냉각성능에 미치는 영향

Parameters	Peak Cladding Temp. [K]		Quenching Time [sec]
	Blowdown	Reflood	
Decay Heat	-5 ~ 5	-28 ~ 23	-18 ~ 14
Break C <sub>D</sub>	-59 ~ 28	-61, -82	-28, -14

파열온도와 파열스트레인(Strain)은 핵연료피복재의 파열현상과 관련된 변수들이다. 이들 변수들은 REALP5 코드의 ‘간극 전도능 모델(Gap Conductance Model)’[3-1-3-14]이 사용될 경우 ‘피복재 변형 모델(Cladding Deformation Model)’ 내에서 피복재의 소성변형과 파열을 계산하는데 사용된다. 본 연구에서는 이들 각각에 대한 불확실성이 미치는 영향을 평가하지 않고, 핵연료피복재의 파열 여부가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향을 평가하였다. 최적계산에서는 간극 전도능 모델을 사용했으며, 사고 후 33.2초에 고온붕에서 파열이 발생하였다. RELAP5 코드 매뉴얼에 따르면 간극 전도능 모델을 사용하지 않을 경우에는 핵연료가 팽창해서 간극 전도능이 좋아지는 현상을 고려할 수 없기 때문에 핵연료와 피복재의 온도

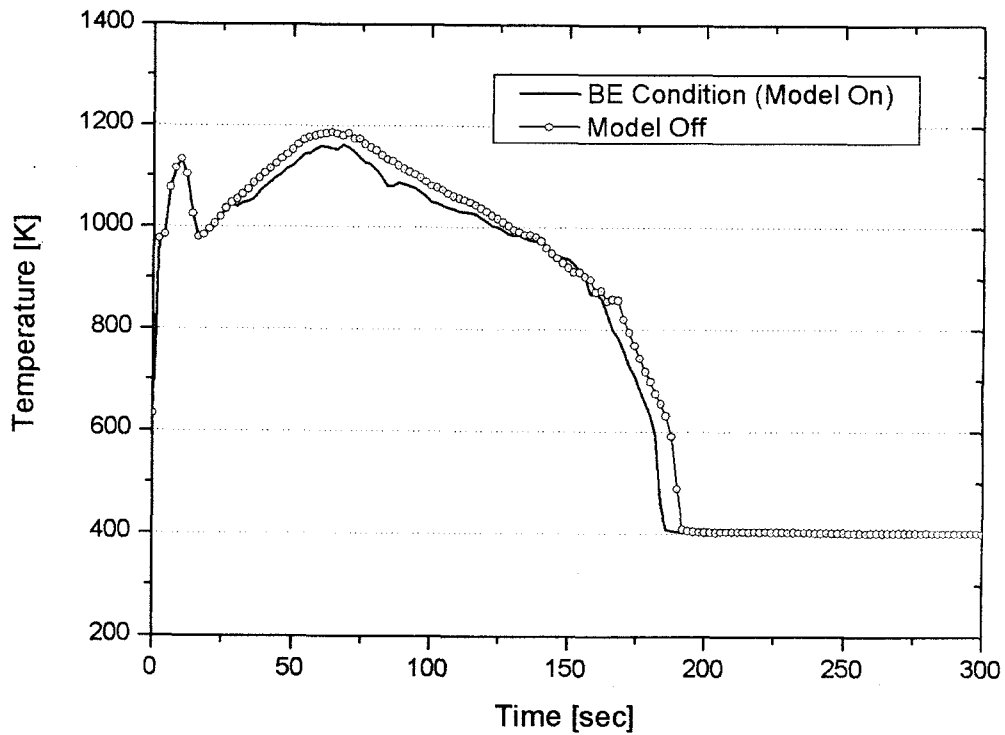


그림 3-1-3-10 '간극 전도능 모델'이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

에는 보수적이라고 보고하고 있다.[3-1-3-15] 그림 3-1-3-10에는 간극 전도능 모델을 사용하지 않은 경우의 계산결과가 최적계산 결과와 비교되어 있다. 그림에서 방출단계의 핵연료피복재 온도는 간극 전도능 모델에 영향을 받지 않는 것을 알 수 있다. 한편 재관수단계에서는 간극 전도능 모델을 사용하지 않으면 침투 핵연료피복재 온도는 약 24 K 높게 구해지며 노심 냉각시점도 약 6초 정도 지연되는 것으로 구해졌다.

증기와 금속의 산화반응은 약 1400 K 이상의 온도에서 핵연료피복재의 바깥쪽 표면에서 발생한다.[3-1-3-16] 증기와 금속이 산화 반응하면 열과 가연성기체인 수소가 발생한다. 금속의 산화 반응에 의한 발열량을 정확하게 계산하기 위해서는, 산화 반응열과 파열을 포함한 핵연료피복재의 변형을 정확하게 예측해야 한다. 그렇지만 그림 3-1-3-5에서 보듯이 최적계산에서 구한 최대 핵연료피복재 온도가 1400 K 이하이므로, 본 연구의 계산조건에서 증기와 금속의 산화 반응은 거의 일어나지 않을 것으로 판단된다. 따라서 이에 대한 정량적인 영향 평가는 수행하

지 않았다.

2상유동 발생에 따라 원자로냉각재펌프의 수두와 토크 저하가 노심 냉각 성능에 미치는 영향을 평가하기 위해, 펌프수두 및 토크 저하를 대체로 포괄할 수 있는 불확실성 변위를 임의로 정해 사용하였다. 펌프수두저하의 경우 이를 수식으로 나타내면 다음과 같다.

- 1) 성능저하가 발생하지 않았을 경우

$$\frac{H_{2\phi}}{H_{1\phi}} = 0.0 \quad 0.0 \leq \alpha \leq 1.0 \quad \dots\dots\dots (3-1-3-1)$$

- 2) 완전히 성능저하 되었을 경우

$$\frac{H_{2\phi}}{H_{1\phi}} = \begin{cases} 10\alpha & 0.0 \leq \alpha \leq 0.1 \\ 1 & 0.1 \leq \alpha \leq 0.9 \\ 10(1-\alpha) & 0.9 \leq \alpha \leq 1.0 \end{cases} \dots\dots\dots (3-1-3-2)$$

본 연구에서는 펌프수두저하는 식 (3-1-3-1)과 식 (3-1-3-2) 사이의 범위에서 결정될 것이라 가정하였다. 펌프토크저하에도 식 (3-1-3-1)과 식 (3-1-3-2)를 불확실성의 범위로 사용하였다. 최적계산에서는 펌프토크저하 값으로 기포율에 관계없이 0.0을 사용하였다.

다음과 같이 4개의 경우에 대한 RELAP5 코드 계산을 수행하면, 2상유동에 의한 원자로냉각재펌프의 수두저하와 토크저하의 영향을 포괄적으로 평가할 수 있다.

- 1) Pump Case 1 : 최대  $H_{2\phi}/H_{1\phi}$  & 최대  $T_{2\phi}/T_{1\phi}$
- 2) Pump Case 2 : 최대  $H_{2\phi}/H_{1\phi}$  & 최소  $T_{2\phi}/T_{1\phi}$
- 3) Pump Case 3 : 최소  $H_{2\phi}/H_{1\phi}$  & 최대  $T_{2\phi}/T_{1\phi}$
- 4) Pump Case 4 : 최소  $H_{2\phi}/H_{1\phi}$  & 최소  $T_{2\phi}/T_{1\phi}$

(3-1-3-2)식과 (3-1-3-2)식의 형태를 RELAP5 코드에 대입하고, 상기 4개의 Pump Case 계산을 수행한 결과는 그림 3-1-3-11에 제시되어 있다. 방출단계의 침투 핵연료피복재 온도는 ‘Pump Case 1’에서 가장 높았고(1,158 K), ‘Pump Case 3’

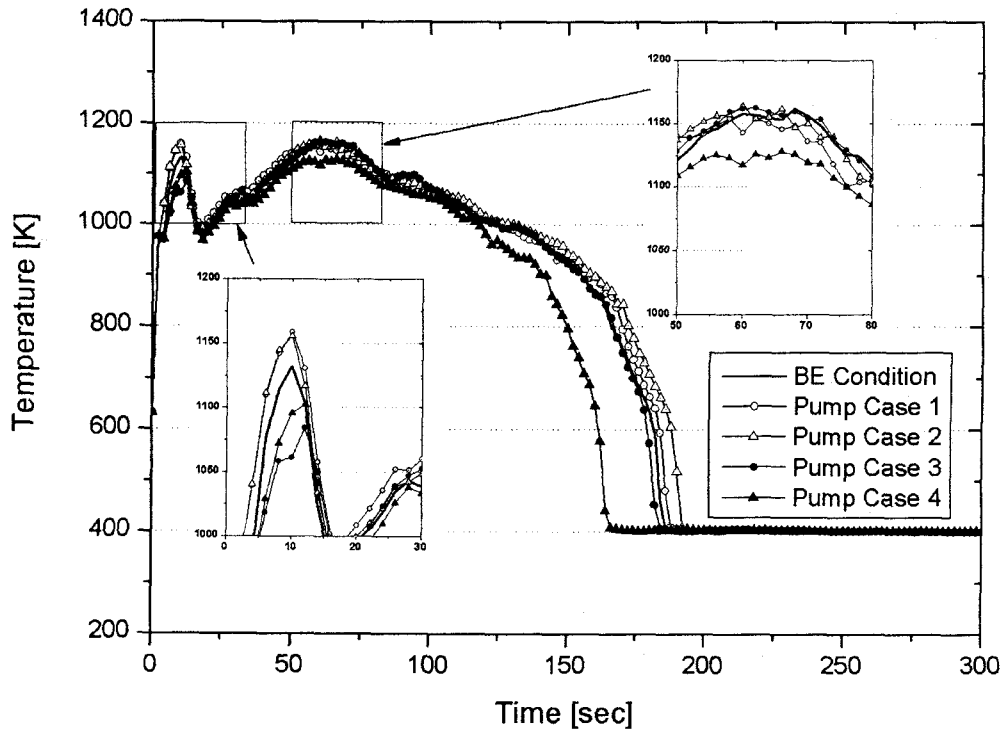


그림 3-1-3-11 원자로냉각재펌프 성능저하의 영향

에서 가장 낮았다(1,060 K). 재관수단계의 첨두 핵연료피복재 온도는 'Pump Case 2'에서 가장 높았고(1,164 K), 'Pump Case 4'에서 가장 낮았다(1,125 K). 노심 냉각 시점은 'Pump Case 4'가 가장 빨랐고(약 166 초), 'Pump Case 2'가 가장 느렸다(약 192 초). 따라서 원자로냉각재펌프의 성능저하가 노심 냉각성능에 미치는 영향은 핵연료피복재 온도로 방출단계에서는 98 K, 재관수단계에서는 39 K 정도였으며, 냉각시점으로는 약 26초 정도로 구해졌다. 최적계산 결과를 기준으로는 다음과 같다.

- 1) 방출단계 첨두 핵연료피복재 온도 : -72 K ~ 26 K
- 2) 재관수단계 첨두 핵연료피복재 온도 : -37 K ~ 2 K
- 3) 노심 냉각시점 : -20 초 ~ 6 K

안전주입탱크의 성능은 작동 압력, 탱크내의 물의 체적, 유량조절기를 통과하는 물의 체적, 손실계수, 물의 온도, 유량조절기 등으로 결정된다. 이 중에서 작

동압력, 탱크내의 물의 체적, 손실계수의 불확실성을 참고문헌 3-1-3-17을 참고하여 다음과 같이 결정하였다.

- 1) 작동압력 : 4.03 MPa ~ 4.54 MPa
- 2) 탱크내의 물의 체적 : 45.3 m<sup>3</sup> ~ 54.4 m<sup>3</sup>
- 3) 손실계수 : 60 % ~ 140 %

안전주입탱크로부터의 주입이 가장 빨리 종료되는 경우와 가장 늦게 종료되는 2가지 경우는 작동압력, 탱크내의 물의 체적, 손실계수 순으로 다음과 같다.

- 1) 가장 주입시간이 짧은 경우 : 4.54 MPa, 45.3 m<sup>3</sup>, 60 % (SIT Case 1)
- 2) 가장 주입시간이 긴 경우 : 4.03 MPa, 54.4 m<sup>3</sup>, 140 % (SIT Case 2)

유량조절기를 통과하는 물의 체적에 대해서는 가용한 자료가 없었고, 물의 온도는 보수적으로 높은 값을 사용하였기 때문에 안전주입탱크의 성능 평가계산에서는 변경하지 않았다. 참고로 최적계산에서 사용된 작동압력, 탱크내의 물체적, 손실계수 값은 각각 4.03 MPa, 45.3 m<sup>3</sup>, 100 % 이다.

2개의 SIT Case 계산과 최적계산에서 구해진 냉각수 총 주입유량과 핵연료피복재 온도는 그림 3-1-3-12와 그림 3-1-3-13에 제시되어 있다. 'SIT Case 1' 계산에서는 안전주입탱크가 16초에 작동하며, 유량조절기는 약 40초에 작동한다. 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입은 약 158초에 종료된다. 'SIT Case 2' 계산에서는 안전주입탱크가 16초에 작동하며, 유량조절기는 약 70초에 작동한다. 안전주입탱크로부터의 냉각수 주입은 약 260초에 종료된다. 이에 따른 노심 냉각성능의 변화는 침투 핵연료피복재의 온도로는 재관수단계에서 약 32 K(1,186 K - 1,154 K)이며, 노심 냉각시점으로는 약 10초(186초 - 176초) 였다. 최적계산 결과를 기준으로 재관수단계 침투 핵연료피복재 온도는 -8 K ~ 24 K, 노심 냉각시점은 -10 초 ~ 0 초의 차이를 보여주었다.

안전주입펌프의 성능은 주어진 1차계통 압력조건에서 주입할 수 있는 냉각수 유량으로 표현할 수 있다. 이는 펌프 자체의 성능을 포함하여, 작동시점, 주입배관의 손실계수, 냉각수 온도 등을 고려해서 결정된다. 그러나 본 연구의 최적계산에서 사용된 값이 신고리3,4호기 예비안전성분석보고서에 제시된 안전주입펌프 성능에 비해 보수적이므로 이에 대해서는 더 이상의 평가를 수행하지 않았다.

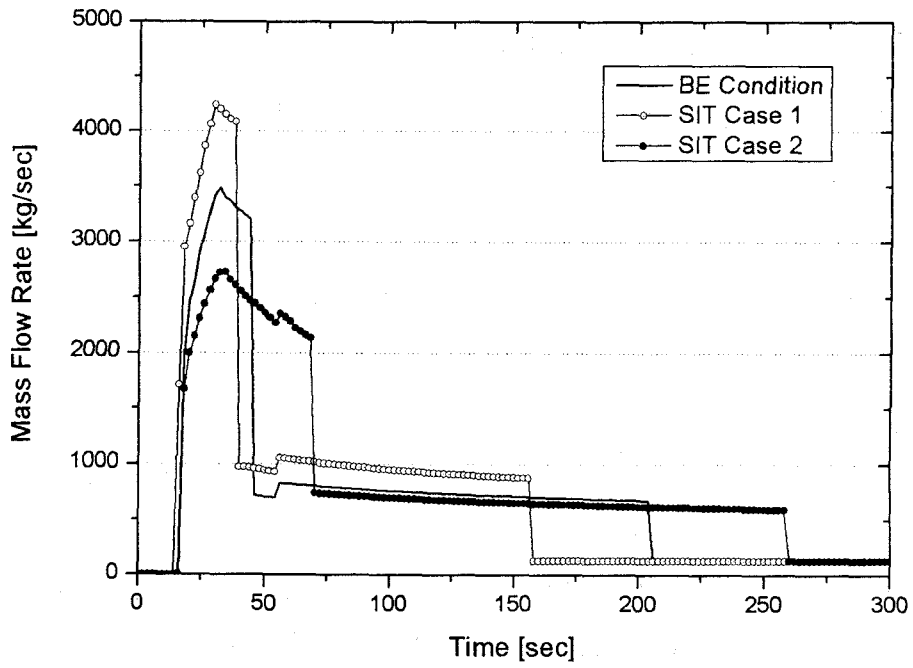


그림 3-1-3-12 냉각수 총 주입유량

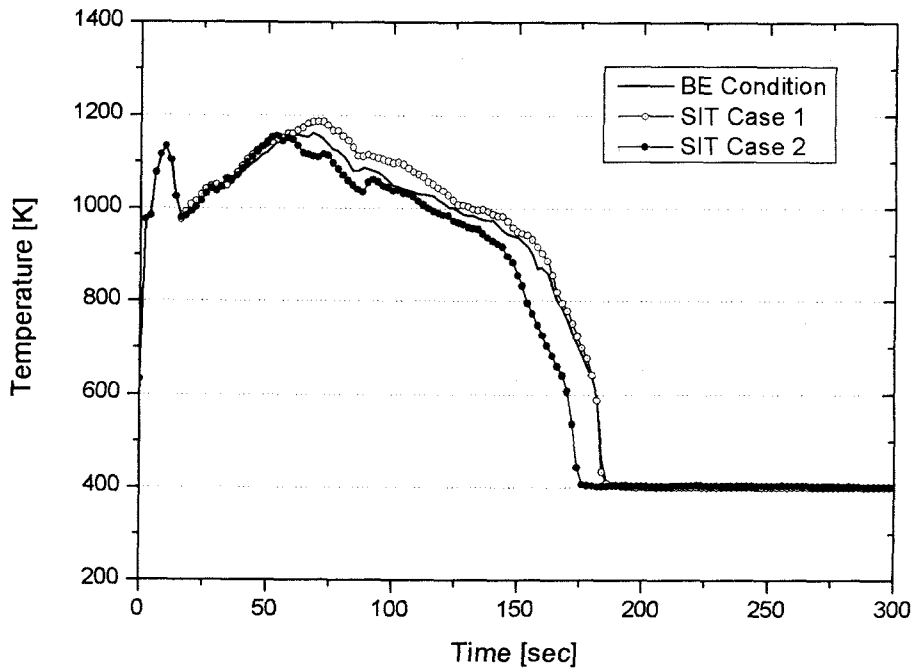


그림 3-1-3-13 안전주입탱크 성능의 영향

냉각수의 온도는 보수적으로 최대값인 322 K (120 °F)를 사용하며, 이에 대한 별도의 영향 평가는 수행하지 않았다.

최적계산에서 격납건물 배압 조건은 신고리3,4호기에 제시된 최소압력과의 비교를 통해 검증된 CONTEMPT4 코드로 계산된 것이며 보수적이므로 이에 대한 별도의 평가는 수행하지 않았다.

제8단계에서는 강수부 원주방향의 유동손실계수,  $K_L$ 와 CCFL 모델이 방출단계의 냉각수 우회와 노심 냉각성능에 주는 영향을 평가하기로 하였다. 최적계산에서는 정방향과 역방향 모두  $K_L = 0.0$ 이 사용되었으며, CCFL 모델을 적용하지 않았다. 민감도 계산에서는 저온관 및 고온관 하부 강수부의 원주방향 유동손실계수  $K_L$  값으로 1.0과 2.0을 사용하였다. 또한 최적계산 조건에서 CCFL 모델을 적용한 계산을 수행하였다. 하부 강수부의 원주방향 유동손실계수  $K_L$  값의 변화에 따른 핵연료피복재 온도의 변화는 그림 3-1-3-14에, 그리고 CCFL 모델의 선택 여부에 따른 핵연료피복재 온도의 변화는 그림 3-1-3-15에 제시되어 있다. 그림 3-1-3-14에서 방출단계의 침투 핵연료피복재 온도는  $K_L$  값에 영향을 받지 않으며, 재관수단계의 침투 핵연료피복재 온도는 일관된 경향을 보이지 않는 것을 볼 수 있다.

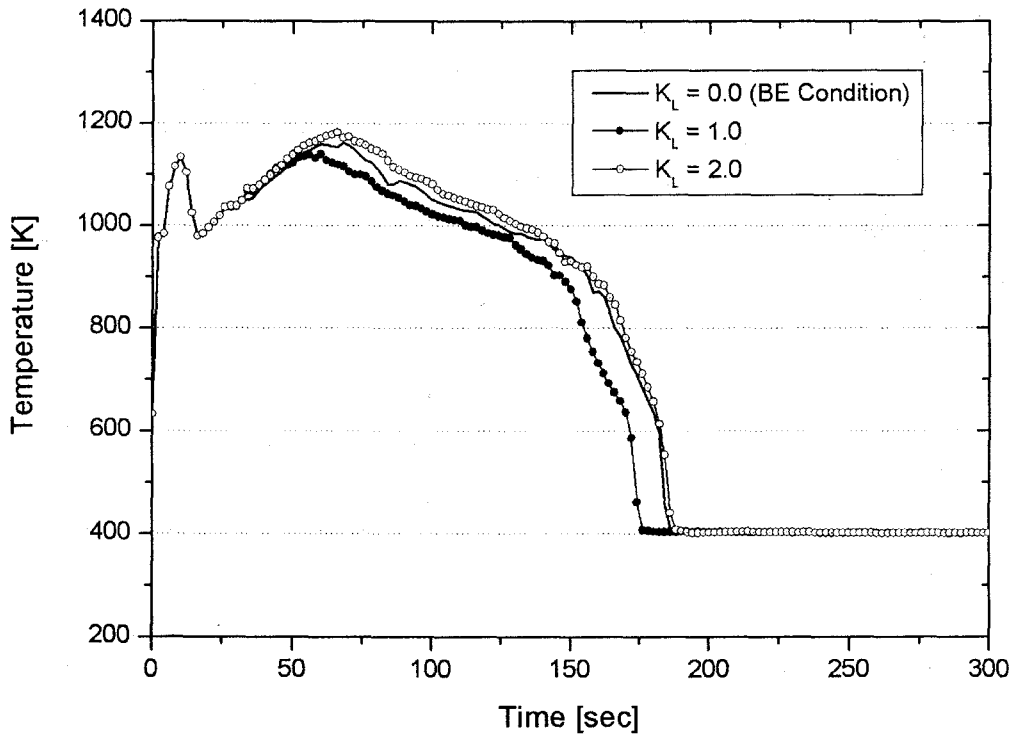


그림 3-1-3-14 하부 강수부 손실계수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

그림 3-1-3-15에서 보듯이 CCFL 모델을 사용하면 노심 가열 측면에서는 거의 영향이 없으나, 노심 냉각 측면에서는 노심냉각이 다소 나빠지는 경향을 보인다. 이러한 경향은 하부 강수부의 원주방향 유동손실계수에 영향을 받는데,  $K_L = 1.0$ 인 경우 CCFL 모델의 선택 여부에 관계없이 거의 동일한 핵연료피복재 온도가 구해졌으며,  $K_L = 2.0$ 인 경우에는 CCFL 모델을 적용하면 노심가열에는 역시 거의 영향은 없지만 노심냉각은 오히려 CCFL 모델을 적용하지 않았을 때에 비해 좋아지는 것으로 구해졌다. 이러한 민감도 분석 결과는 비상노심냉각계통 성능을 최적으로 평가하고자 할 때 강수부 하부의 원주방향 손실계수와 CCFL 모델에 대한 영향이 평가되어야 함을 보여준다. 제8단계에서 UPTF-21A 실험에 대한 RELAP5 코드평가 결과와 본 단계에서 수행된 민감도 분석결과를 종합할 때 방출단계의 냉각수 우회가 노심 냉각성능에 미치는 영향은 보수적으로 평가되었다고 판단되어 이에 대한 바이어스는 별도로 고려하지 않는 것으로 하였다.

제8단계에서는 안전주입배관에서 분사된 냉각수의 유동 특성이 노심 냉각성



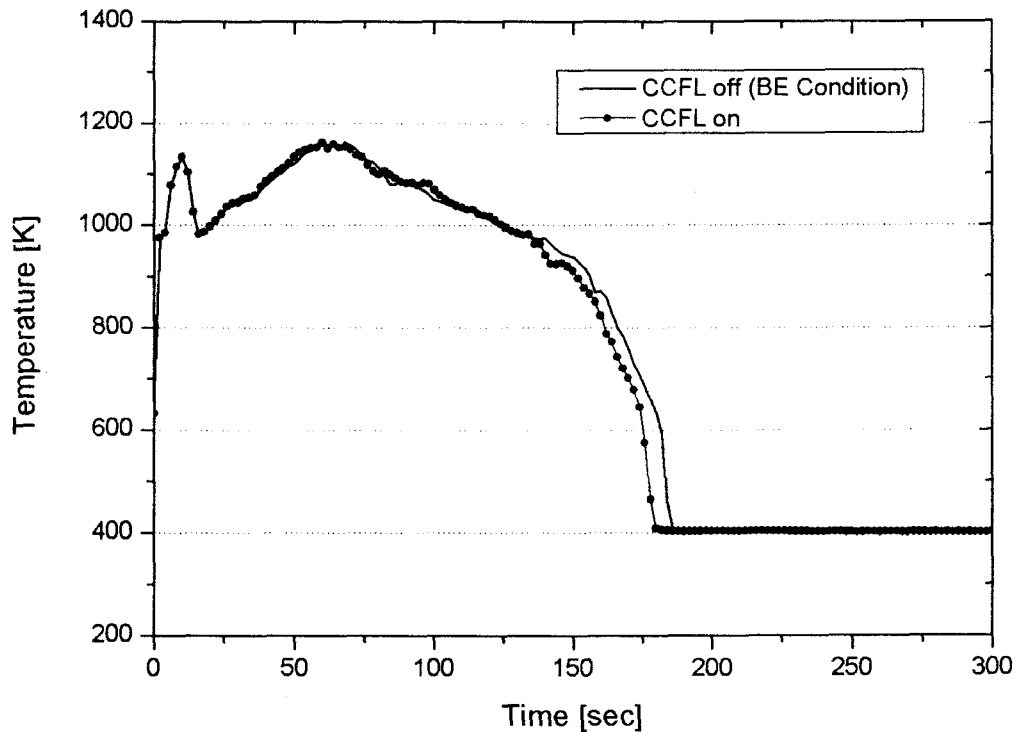


그림 3-1-3-15 RELAP5 코드 CCFL 모델이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

능에 미치는 영향을 해당 부위의 모델링을 변경하여 평가하기로 하였다. 앞서 언급했지만 냉각수가 분사되는 위치에서의 유동특성을 RELAP5 코드에서 직접적으로 구현할 수 있는 모델은 없다. 직접적인 방법은 아니지만 RELAP5 코드 계산모델을 만들 때 사용하는 체적부품(Volume Component)과 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수  $K_U$  값을 이용해서 냉각수가 주입되는 위치에서의 유동특성이 노심 냉각성능에 미치는 영향을 살펴보았다. 강수부를 모델링할 때 'ANNULUS' 부품과 'PIPE' 부품을 사용할 수 있다. 'ANNULUS' 부품은 'PIPE' 부품과 입력자료의 양식은 같지만 수직관에만 사용이 가능하고, 수력체적의 유동양식이 "Annular Mist Flow"일 때 체적 내에는 물방울이 존재하지 않으며 모든 물은 액막을 형성한다고 가정하는 것이 특징이다. 또한 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수,  $K_U$  값도 영향을 줄 것으로 판단된다. 최적계산에서는 상부 강수부를 'ANNULUS' 부품으로 모사하였으며  $K_U = 0.0$ 이 사용되었다. 그림 3-1-3-16은 상부 강수부 모델링의 영향이, 그리고 그림 3-1-3-17에는 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수의 영향이 제

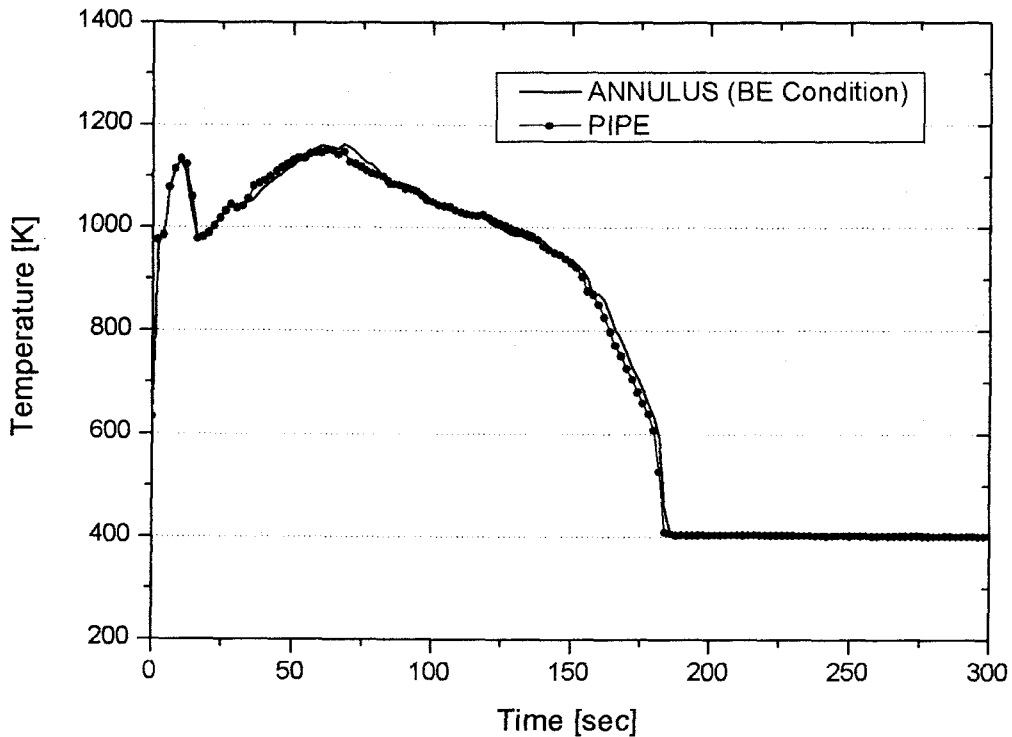


그림 3-1-3-16 상부 강수부 모델링이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

시되어 있다. 그림 3-1-3-16로부터 상부 강수부를 ‘PIPE’ 부품으로 모델링해도 ‘ANNULUS’ 부품으로 모델링한 최적계산과 핵연료피복재 온도는 거의 같게 구해지는 것을 알 수 있다. 그림 3-1-3-17에는 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수의 영향이 나타나 있는데, 강수부의 원주방향 유동손실계수가 커질수록 노심 냉각성능은 좋아지는 것으로 예측되고 있다. 그림 3-1-3-17에는 하부 강수부의 원주방향 유동손실계수가 2.0인 경우의 결과가 제시되어 있는데, 하부 강수부의 원주방향 유동손실계수를 달리한 계산에서도 상부 강수부의 원주방향 유동손실계수가 증가하면 노심 냉각성능은 좋아진다. 민감도 분석결과를 통해 상부 강수부를 모델링하는 체적부품은 노심 냉각성능에 거의 영향을 주지 않지만, 원주방향 유동손실계수는 노심 냉각성능에 상당한 영향을 주며 상부 강수부의 유동손실계수가 클수록 노심 냉각성능은 좋게 예측된다. 이러한 민감도 분석은 RELAP5 코드에서 상부 유동에 영향을 주는 인자들을 일부 변경해서 그 영향을 평가한 것일 뿐, 물리적인 근거에 기초해서 강수부 상부의 유동특성을 평가한 것은 아니다. 상부 강수부의

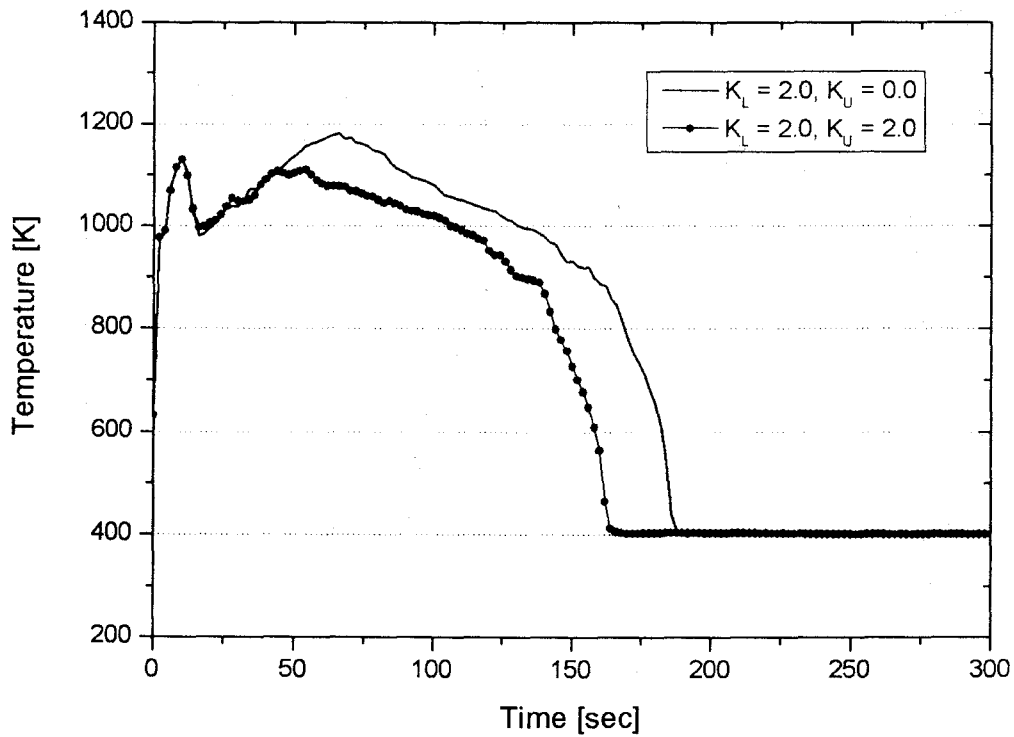


그림 3-1-3-17 상부 강수부 손실계수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

유동특성을 물리적으로 묘사할 수 있는 모델이 개발되어지고, 적합한 실험결과에 이 모델이 평가됨으로써 RELAP5 코드와 같은 해석코드의 정확도가 평가되어야 한다. 본 연구에서는 상부 강수부의 모델링과 손실계수에 대한 민감도 분석결과만을 토대로 RELAP5 코드 계산모델이 보수적이므로 상부 강수부의 유동에 대한 바이어스는 별도로 고려하지 않는 것으로 하였다.

제8단계에서 언급한 노심 상부공간에서의 유동과 스팀바인딩이 노심냉각에 미치는 영향을 정량적으로 평가하는 것, 특히 다차원 유동해석 코드가 아닌 RELAP5 코드를 사용해서 이를 평가하는 것은 매우 어려운 일이다. 노심 상부공간에서의 현상은 증기의 응축, 증기유동에 의한 액적의 견인(Entrainment) 및 벽면 또는 물로의 액적 부착(De-entrainment) 등이 복합적이며 다차원적으로 발생한다. 기본적으로 1차원 해석코드인 RELAP5 코드는 노심 상부공간에서 다차원 현상을 적절히 예측하는데 한계를 가진다. 노심 상부공간에서 발생한 액적은 증기발생기에서 가열되어 일부 증기가 되면서 유동마찰이 증가하고 이는 노심 냉각성능을

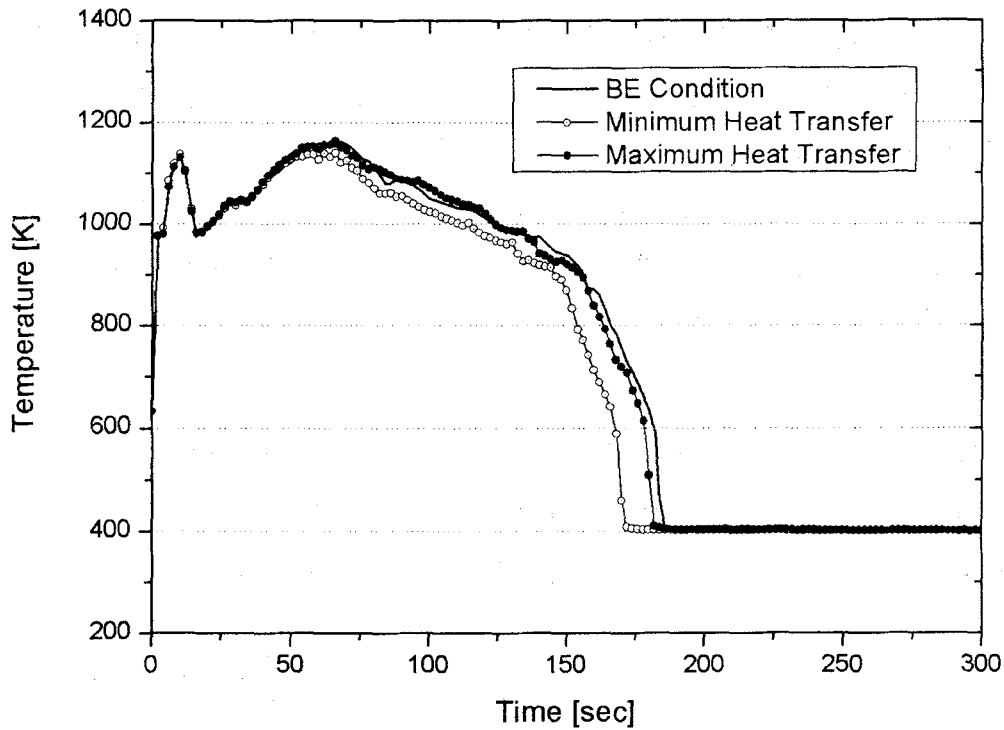


그림 3-1-3-18 증기발생기 열전달이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

저하시키게 되는데 이를 스팀바인딩이라 한다. 노심 상부에서 발생한 액적, 그리고 고온관 벽면으로의 액적 부착, 증기발생기에서의 열전달 등이 스팀바인딩에 영향을 준다. 앞서 언급했듯이 RELAP5 코드가 노심 상부에서의 액적 생성량을 예측하는 데는 많은 불확실성이 존재하며, 고온관 벽면으로 액적이 부착되는 현상에 대해서는 관련된 모델의 부재로 역시 그 양을 예측하기 어렵다. 현재 RELAP5 코드에서는 증기발생기에서의 열전달이 스팀바인딩에 미치는 영향만을 평가할 수 있다. RELAP5 코드의 열전달 모델들이 가지는 불확실도 변위를 이용하여 증기발생기의 열전달이 스팀바인딩에 미치는 영향을 살펴보았다. 그림 3-1-3-18에는 최소 및 최대 열전달 계수들을 조합하여 증기발생기 열전달이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향이 제시되어 있다. 증기발생기에서의 열전달이 최대가 되면 발생하는 증기도 많아지므로 유동마찰이 증가하여 노심 냉각성능이 나빠지게 된다. 그림 3-1-3-18에는 이러한 증기발생기의 열전달 효과가 잘 나타나고 있다. 그렇지만 최대 열전달 계수들을 조합하더라도 평균값으로 열전달 계수들이 조합된 경우인 최

적계산에 비해 핵연료피복재 온도의 영향은 그리 크지 않은 것을 볼 수 있다. 최소 열전달 계수들의 조합인 경우 최대 핵연료피복재 온도는 약 20 K 정도 낮고, 노심냉각은 30초 정도 일찍 일어나는 것을 알 수 있다. 이 결과로부터 증기발생기의 열전달 계수들에 대해 평균값을 사용하더라도 증기발생기의 열전달 효과는 합리적으로 구현할 수 있는 것으로 판단된다. 그렇지만 증기발생기의 열전달 효과는 증기발생기로 유입되는 액적량에 의존하므로, 최종적인 결론을 내리기 위해서는 노심 상부에서의 액적 생성량과 고온관에서의 액적 소멸량 등이 정확히 평가되어야 한다.

제8단계에서 언급한 바와 같이 예전 버전에 비해 RELAP5/MOD3.3 코드에서 주방향과 직각 방향의 운동량속(Momentum Flux)을 고려하는 것이 어느 정도 가능해졌다. 비록 제한적이기는 하지만 이를 사용해서 강수부 원주방향 유동의 영향을 운동량속의 고려여부로 평가하였다. 이러한 방법이 여전히 대류에 의한 운동량 전달을 고려하지 못하기 때문에 다차원 유동의 영향을 정량적으로는 평가할 수 없지만 정성적인 경향을 평가하는 데는 유용할 것으로 판단된다. 그림 3-1-3-19는 강수부에서 원주방향의 운동량속을 고려했을 때의 핵연료피복재 온도가 원주방향의 운동량속을 고려하지 않은 최적계산 결과와 비교되어 제시되어 있다. 그림 3-1-3-19로부터 원주방향의 운동량속을 고려한 경우 노심 냉각성능은 좋아지는 것을 알 수 있다. 이 결과는 참고문헌 3-1-3-9의 MARS 코드를 이용한 다차원 분석 결과와 일치하는 것이다. 따라서 본 연구에서는 발전소 모델링이 강수부의 원주방향 유동의 영향을 보수적으로 고려했다고 판단하고, 이에 대한 바이어스는 별도로 고려하지 않는 것으로 하였다.

제8단계에서 언급했듯이 강수부 벽면의 비등 효과를 살펴보기 위해 강수부 열구조물로부터 유체로의 열전달량을 조절하여 강수부 비등의 효과를 평가하였다. 강수부 열구조물로부터 유체로 열전달량이 많아지면 유체의 평균밀도가 낮아져서 강수부의 유체수두를 낮추게 되므로, 노심냉각 관점에서는 강수부 열구조물로부터의 열전달량을 크게 할수록 보수적이라 할 수 있다. RELAP5 코드의 열전달 모델의 불확실도 변위를 고려하여 강수부 열구조물로부터의 열전달량이 최대가 되도록 열전달 계수들을 조합하여 계산한 핵연료피복재 온도는 그림 3-1-3-20에 제시되어 있다. 강수부 열구조물로부터의 열전달량이 증가하면 초기 재관수 단계의 노심 가열율이 다소 증가하나 그 영향은 미비한 것을 알 수 있다. 최대 핵연료피복

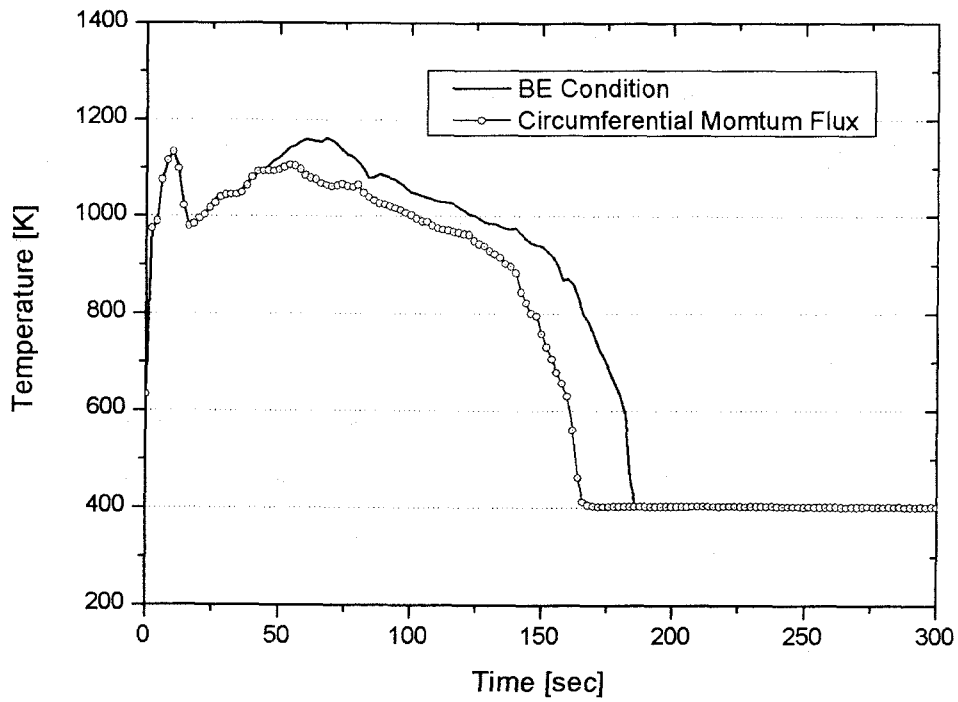


그림 3-1-3-19 원주방향의 운동량속이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

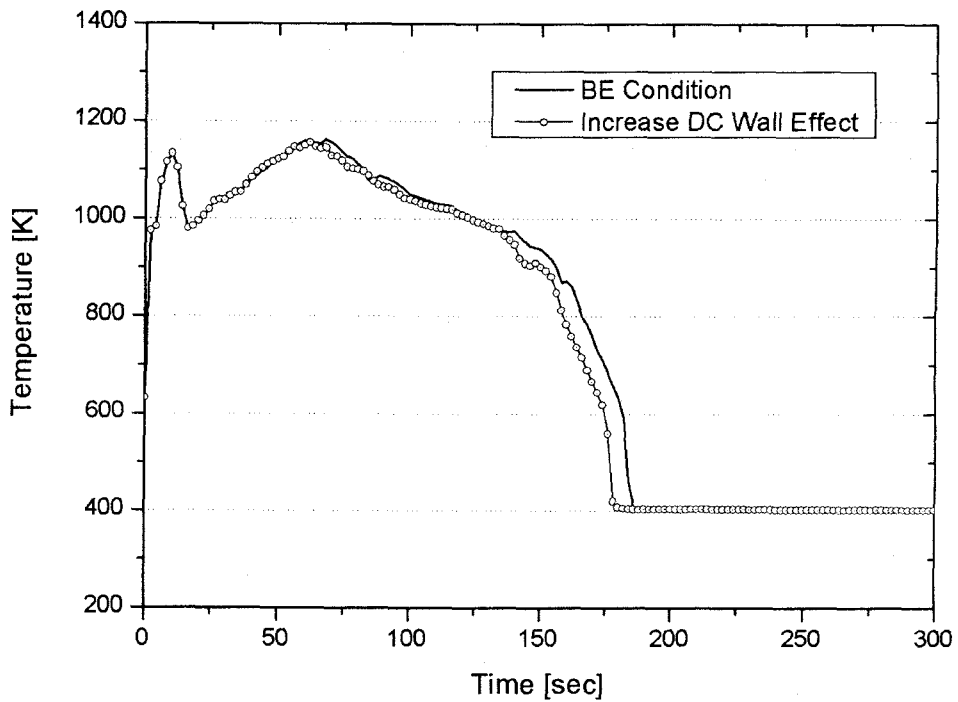


그림 3-1-3-20 강수부 열구조물의 열전달량이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

재 온도 이후의 노심 냉각에도 강수부 열구조물로부터의 열전달량은 큰 영향을 주지 않는 것을 알 수 있다. 노심이 완전히 냉각되는 시기는 강수부 열구조물의 열전달량이 클 경우 오히려 약 15초 정도 빨라지는 것을 알 수 있다. 그림 3-1-3-20의 결과에서 강수부 열구조물의 열전달량이 노심 냉각성능에 거의 영향을 주지 않으므로, 이에 대한 바이어스는 별도로 고려하지 않는 것으로 하였다.

#### 차. 제11단계 (축척 효과 평가)

본 단계에서는 주요 현상을 나타내는 불확실성 변수의 바이어스 및 불확실도를 결정하는데 축척효과가 있는지를 평가한다. 본 연구에서는 축척효과에 대해 특별히 평가를 수행하지 않았으나, 현재의 RELAP5/MOD3.3 코드가 기존 코드보다 모델 개선 및 평가를 수행하면서 보다 우수한 축척 외삽 능력을 가지고 있을 것으로 판단된다. 그러나 비상노심냉각수의 우회, 스팀바인딩 등과 같은 복합적인 현상은 축척효과에 대한 추가 분석이 필요할 것으로 판단된다. 또한 기존의 한국 표준형원자로와 달리 신형경수로1400 원자로용기직접주입 방식에서 발생하는 강수부 내의 열수력 거동에 대해서도 축척효과는 평가되어야 할 것이다.

#### 카. 제12단계 (원자로계통 변수 영향 평가)

원자로계통 변수의 영향은 제10단계에서도 상당 부분 다루어졌다. 즉 출력첨두계수, 핵연료 열전도도 등 일부 변수들은 발전소 핵연료 설계에 관련된 것들이 있었으나 KINS 최적평가방법론에서는 이를 코드 모델에 관련된 것으로 취급하였다. 안전주입탱크와 안전주입펌프의 성능, 원자로냉각재펌프의 성능, 격납건물 배압 등도 원자로계통 설계와 관련된 것이지만, 제10단계에서 그 영향이 평가되었다. 따라서 본 단계에서는 이전 단계까지 고려되지 않았던 사항들, 파단형태, 파단위치, 단일고장 등의 영향을 평가하였다.

본 단계에서는 앞서 제10단계의 변수 영향 평가결과를 반영하여 핵연료 변수들에 대해 보수적인 값을 사용하는 입력자료를 사용하였다. 이렇게 한 가장 큰 이유는 본 연구에서 고려하는 모든 변수들을 임의추출하여 59개의 계산세트를 만들고, 이에 해당되는 RELAP5 코드의 입력자료를 작성하는데 따르는 부담을 줄이기 위함이다. 한 예로 간극 전도능의 경우 임의추출된 값을 RELAP5 코드의 입력자

표 3-1-3-6 기본 계산조건의 정상상태 계산결과

변수	RELAP5/MOD3.3	SKR 3,4 PSAR
원자로 출력(102% 정격출력) [MWt]	4062.66	4062.66
붕괴열 모델	ANS79×1.066	ANS73×1.2
축방향 출력분포	Top Skewed (14 <sup>th</sup> /20)	Top Skewed
평균 선출력 생성율 [kW/m]	18.75	18.75
첨두 선출력 생성율 [kW/m]	45.3	45.3
첨두 선출력 생성율에서의 핵연료 중심선 온도 [°C]	2,218	1,841
첨두 선출력 생성율에서의 핵연료 평균 온도 [°C]	1,338	1,142
고온 연료봉 기체 압력 [MPa]	5.06194	5.06194
원자로 냉각재계통 유량 [kg/hr]	75.6×10 <sup>6</sup>	75.6×10 <sup>6</sup>
노심유량 [kg/hr]	73.3×10 <sup>6</sup>	73.3×10 <sup>6</sup>
원자로 냉각재계통 압력 [MPa]	15.5137 (가압기 상부)	15.51685
노심 입구 온도 [°C]	294.8	290.6
노심 출구 온도 [°C]	328.8	324.4
안전주입탱크 압력 [MPa]	4.03136	4.03231
안전주입 탱크 물체적 [m <sup>3</sup> ]	45.3	50.7 - 54.6

료로 직접 사용할 수 없으며, 임의추출된 간극 전도능 값에 해당되는 간극 두께를 여러 번의 정상상태 계산을 통해 구해야 한다. 이와 함께 59회 계산을 수행하는 부담을 줄이기 위해서 RELAP5 코드의 열전달 모델을 제외한 나머지 변수들, 예를 들어 붕괴열과 방출계수, 그리고 격납건물 배압, 안전주입펌프의 성능, 운전조건 등도 보수적인 값을 사용하였다. 결국 발전소의 불확실도를 평가하기 위해 RELAP5 코드의 열전달 모델과 관련된 변수들을 제외하고는 보수적인 값을 사용한 ‘기준계산’을 다시 설정하였다. 이렇게 작성된 ‘기준계산’을 사용하면 노심에 추가로 5개의 고온봉을 삽입하는 방법으로 Wilk 공식에서 요구하는 59회 RELAP5 코드 계산을 12회 RELAP5 코드 계산으로 대체할 수 있다. 이렇게 KINS 최적평가 방법론을 단순화시키는 방법이 본래의 최적평가의 취지에 엄밀히 맞는 방법은 아니지만, 본 연구가 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능의 최적평가를 예시적으로 보여준다는 점에서 큰 문제는 아니라고 판단된다. 그렇지만 완결성을 요구하는 인허가 계산에서는 이런 방법의 사용에 문제가 있을 수 있다.



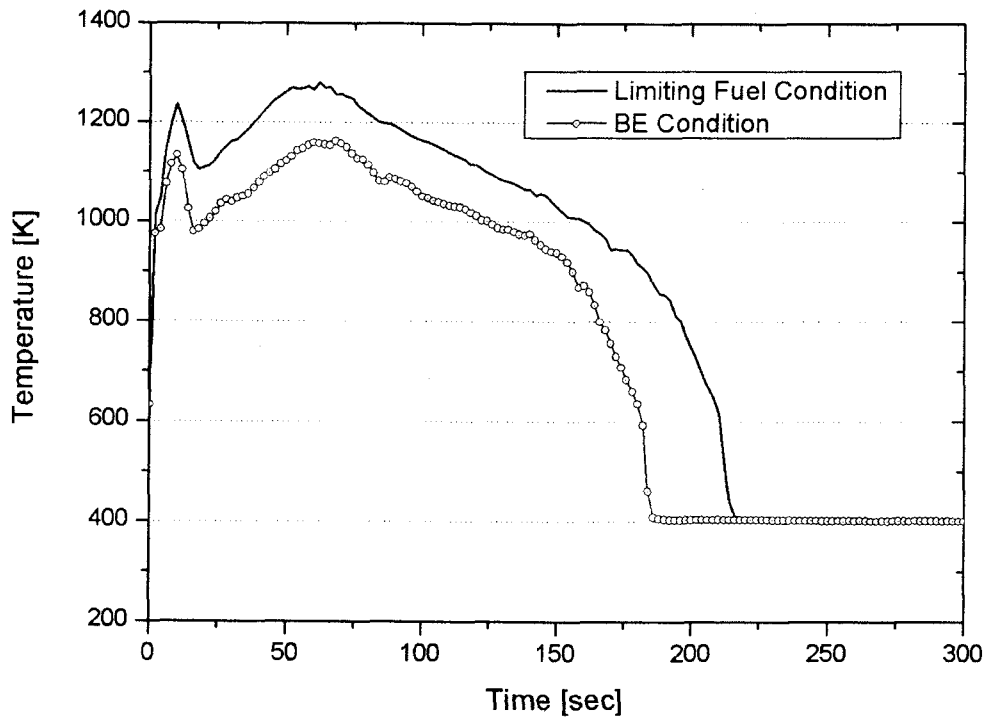


그림 3-1-3-21 기준계산의 핵연료피복재 온도

표 3-1-3-6에는 본 단계에서 수행된 ‘기준계산’의 정상상태 계산결과가 신고리 3,4호기의 예비안전성분석보고서에 제시된 값들과 비교되어 제시되어 있다. 그리고 그림 3-1-3-21에는 제9단계에서 수행된 ‘최적계산’과 비교된 ‘기준계산’의 결과가 제시되어 있다. 핵연료 변수들을 보수적으로 정하고 ‘간극 전도능 모델’을 적용하지 않았기 때문에 핵연료 중심선 온도 및 평균온도는 예비안전성분석보고서에서 사용된 값보다 크며, 노심의 입출구 온도도 예비안전성분석보고서의 값에 비해 약 4°C 정도 높게 구해졌다. 기준계산에서는 최적계산에 비해 핵연료피복재온도가 147 K 정도 높게 구해졌으며, 노심냉각이 완전히 이루어지는 시점도 약 60 초 이상 늦어지는 것으로 구해졌다.

이 기준계산 조건은 본 단계에서 가장 최악의 결과를 초래하는 파단형태, 파단위치, 그리고 단일고장을 평가하는데 사용되며, 또한 발전소 불확실도를 평가하는데 사용된다.

파단형태의 영향을 살펴보기 위해 양단순시파단(Double-Ended Guillotine

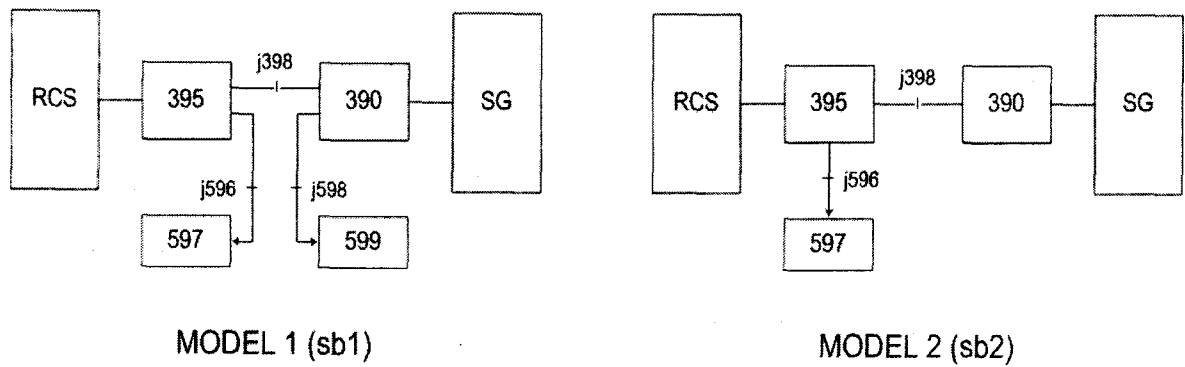


그림 3-1-3-22 양단홈파단의 파단모델

Break)과 양단홈파단(Double-Ended Slot Break)을 고려하였다. 양단순시파단의 경우는 그림 3-1-1-3에 파단모델링이 나타나 있다. 양단홈파단의 경우는 그림 3-1-3-22와 같은 2개의 파단모델링을 고려하였다. ‘Model 1’은 양단순시파단의 모델링에 비해 단지 두 개의 파단면이 분리되지 않고 한 개의 연결선으로 연결된 점이 다르다. ‘Model 2’에서는 체적부품에 직접 파단이 발생하며 파단면은 유동 흐름방향에 직각을 이룬다. 또한 격납건물로 방출되는 연결선도 한 개만이 사용된다. 2개의 양단홈파단 모델을 사용하여 구한 핵연료피복재 온도의 결과는 그림 3-1-3-23에 제시되어 있다. 그림 3-1-3-23에서 양단순시파단과 양단홈파단을 비교해보면, 방출단계의 침투 핵연료피복재 온도는 양단홈파단이 보다 일찍 그리고 높게 발생하는 반면 재관수단계의 침투 핵연료피복재 양단순시파단에서보다 일찍 그리고 상당히 높게 발생하는 것을 알 수 있다. 양단홈파단의 경우에는 체적부품에서 바로 파단이 발생하는 ‘Model 2’의 경우보다 두개의 체적부품의 단면에서 파단이 발생하는 ‘Model 1’의 경우가 더 보수적인 파단모델임을 알 수 있다. 최대 핵연료피복재 측면에서 보면 양단홈파단의 방출단계 침투 핵연료피복재 온도와 양단순시파단의 재관수단계의 침투 핵연료피복재 온도가 거의 비슷하게 구해지고 있다. 따라서 기준계산 조건에서 구한 그림 3-1-3-23의 결과로만 보면 어느 것이 더 보수적인 파단형태인지를 결정하기가 쉽지는 않다. 그렇지만 변수들의 불확실성은 사고가 진행되면서 더 크게 전파된다는 점을 고려하면, 최종 발전소 불확실도 평가에는 재관수단계에서 핵연료피복재 온도가 높게 구해지는 양단순시파단이 보다 보수적인 결과를 줄 것으로 판단되므로 발전소 불확실도 평가에는 양단순시파단

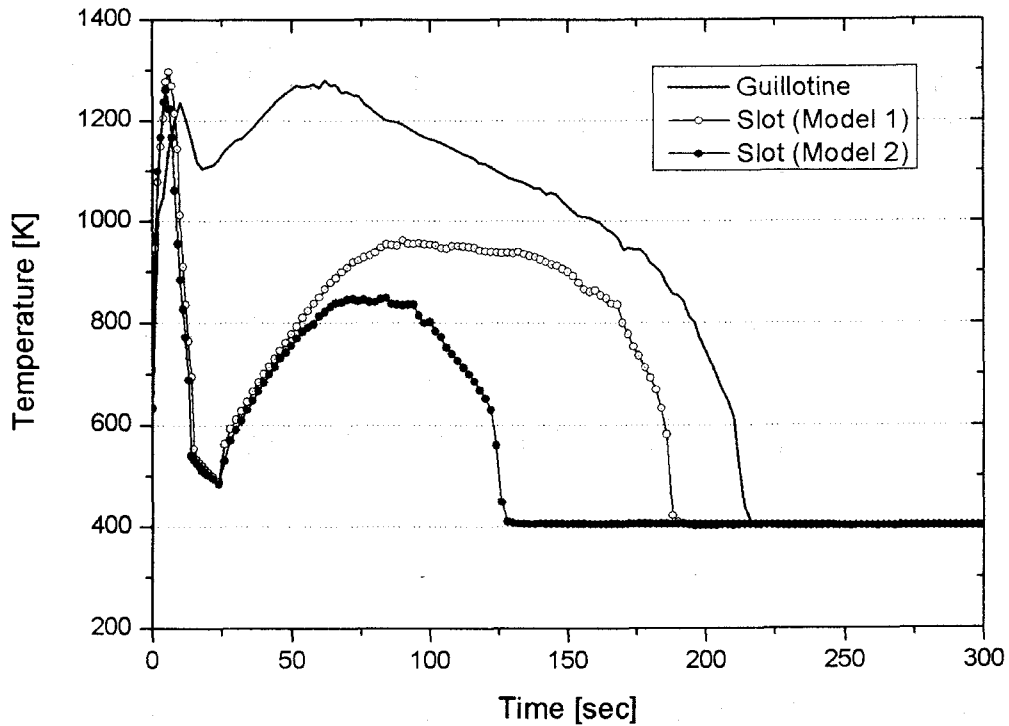


그림 3-1-3-23 파단형태가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

을 사용하기로 결정하였다.

파단위치에 대한 영향은 고온관에 연결된 가압기의 영향을 평가하는 것이다. 냉각재상실사고 초기에 가압기에 존재하는 상당량의 물이 노심 냉각성능에 영향을 주므로, 가압기 위치에 대비한 파단위치의 영향이 평가되어야 한다. 제9단계의 최적계산에서는 그림 3-1-1-3에서 보듯이 가압기가 연결된 루프(Loop) A의 저온관에서 파단이 발생하는 것을 고려하였다. 그림 3-1-3-24에는 가압기가 연결된 루프 A와 연결되지 않은 루프 B의 저온관 양단순시파단에 대한 RELAP5 코드의 계산 결과가 제시되어 있다. 그림 3-1-3-24에서 가압기가 연결되지 않은 루프 B에서 파단이 일어날 경우에서 더 높은 핵연료피복재 온도가 구해졌다. 따라서 발전소 불확실도 평가에는 가압기가 연결되지 않은 루프 B의 저온관이 파단되는 조건을 사용하기로 결정하였다.

단일고장의 영향을 평가하기 위해 다음 3가지의 경우를 고려하였다.

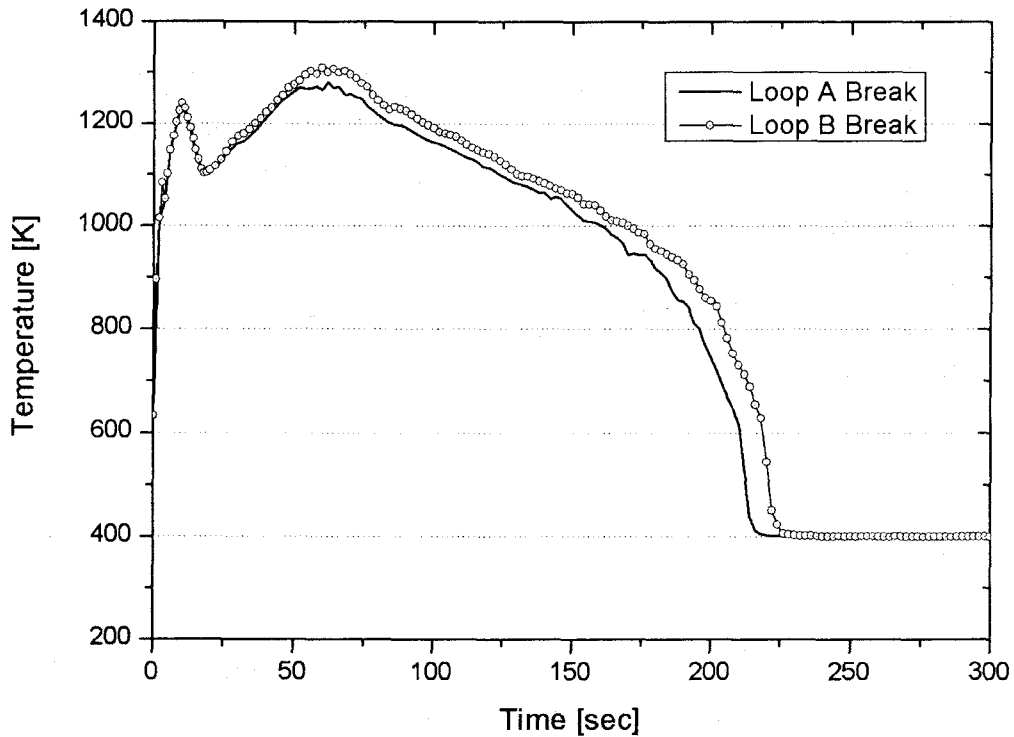


그림 3-1-3-24 파단위치가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

- 1) 단일고장이 없는 경우
- 2) 비상디젤발전기 한 대의 고장
- 3) 안전주입펌프 한 대의 고장

단일고장은 원자로계통 뿐만 아니라 격납건물의 배압을 결정하는데도 영향을 미친다. 따라서 RELAP5 코드의 경계조건으로 사용되는 격납건물 배압도 각각의 단일고장의 조건에 따라 합당한 값을 사용해야 한다. 이를 위해 각각의 단일고장 조건에 해당하는 CONTEMPT4 코드 계산을 수행하였다. 각각의 단일고장 조건에 해당하는 CONTEMPT4 코드의 격납건물 압력 계산결과는 그림 3-1-3-25에 제시되어 있다.

신형경수로1400에서는 안전주입펌프에서 주입된 냉각수가 헤더에서 분배되지 않고, 각각의 저온관에 직접 분사되므로 단일고장에 따라 작동이 정지된 안전주입 펌프와 파단위치와의 관계가 고려되어야 한다. 그림 3-1-3-26에는 파단위치와 안전

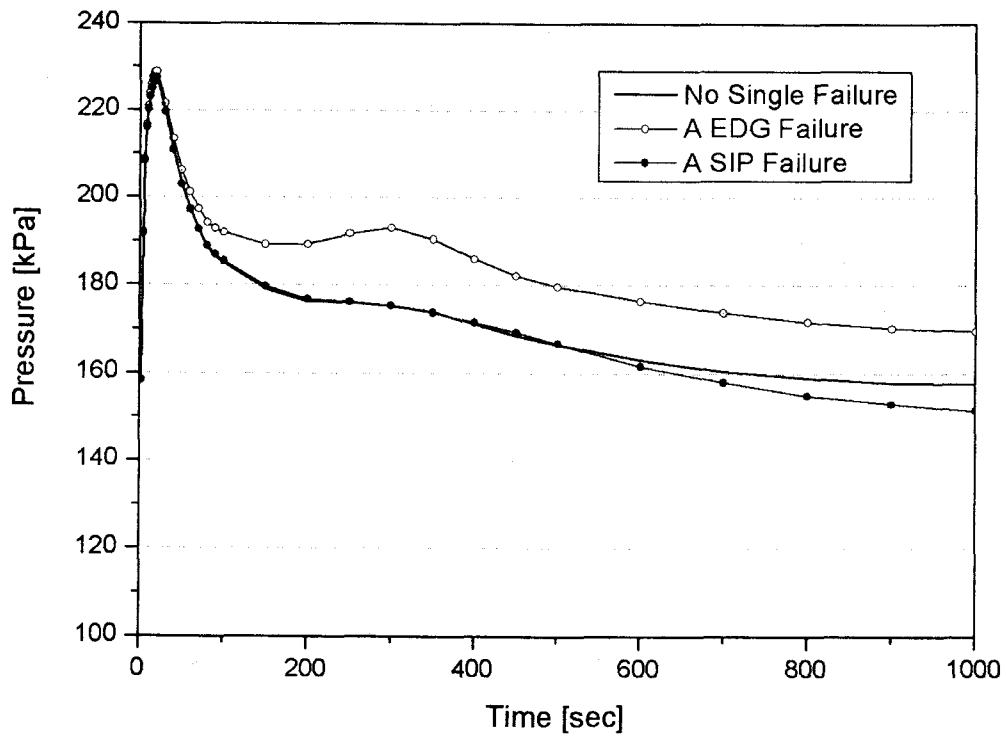


그림 3-1-3-25 단일고장이 격납건물 배압에 미치는 영향

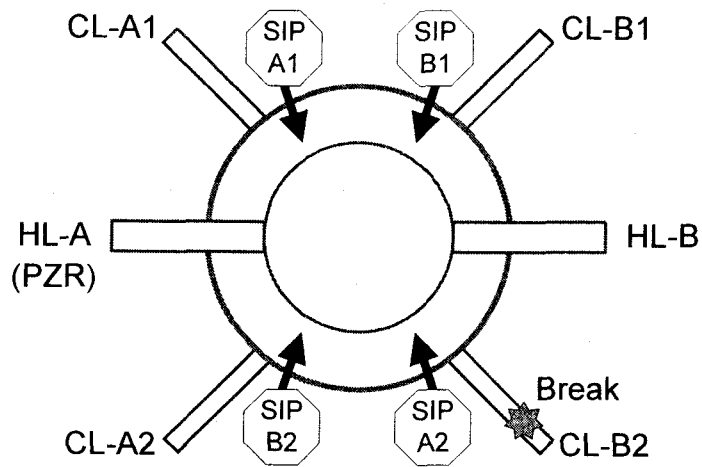


그림 3-1-3-26 파단위치와 안전주입펌프의 배열

주입펌프 배열의 관계가 제시되어 있다. 만약 비상디젤발전기 A가 단일고장으로 가정되면 해당되는 안전주입펌프 A1과 A2가 작동불능 상태가 된다. 이 경우 안전주입펌프 B1과 B2에 주입된 냉각수만이 노심냉각에 사용된다. 한편 비상디젤발전기 B가 단일고장으로 가정되면 안전주입펌프 A1과 A2에 주입된 냉각수만이 노심냉각에 사용된다. 두 경우 냉각수 주입위치와 파단위치의 차이에 따라 강수부 내에서의 냉각수 유동에 차이가 발생하게 된다. 따라서 모든 단일고장에 대한 RELAP5 코드 계산이 수행되어야 한다. 표 3-1-3-7에는 각각의 단일고장 조건에서 계산된 방출단계와 재관수단계의 침투 핵연료피복재 온도가 제시되어 있다. 그리고 그림 3-1-3-27에는 단일고장이 없는 경우, 비상디젤발전기 한대가 고장인 경우, 그리고 안전주입펌프 한대의 고장인 경우에 대한 핵연료피복재 온도의 변화가 제시되어 있다. 그림 3-1-3-27으로부터 단일고장이 핵연료피복재 온도에 큰 영향을 주지 않는 것을 볼 수 있다. 이는 기존의 저온관주입방식의 원자로와 다른 점이며 [3-1-3-18], 아마도 원자로용기직접주입방식의 특성의 하나로 간주될 수 있을 것으로 판단된다. 표 3-1-3-7에서 비상디젤발전기 한대가 고장 나는 경우에서 재관수단계의 핵연료피복재 온도가 가장 높으며, 그 중 비상디젤발전기 B에서 고장이 발생할 경우가 비상디젤발전기 A에서 고장이 발생할 경우에 비해 핵연료피복재 온도가 1K 정도 높게 구해졌다. 따라서 발전소 불확실도 평가에서는 비상디젤발전기 B의 고장을 단일고장으로 사용하기로 결정하였다.

참고로 실제 신형원자로1400의 비상노심냉각계통 설계는 아니지만, 만약 같은 안전주입유량을 저온관에 주입하는 것으로 가정한 RELAP5 코드 계산결과를 구해 기준계산 결과와 비교해서, 원자로용기직접주입 방식의 효과성을 살펴보는 것도 흥미로운 일이다. 그림 3-1-3-28은 동일한 안전주입유량을 원자로용기에 직접 주입한 경우와 저온관에 주입한 경우의 핵연료피복재 온도의 변화를 보여주고 있다. 그림 3-1-3-28은 원자로용기직접주입방식이 저온관주입방식에 비해 노심냉각에 더 효과적인 방법임을 보여주고 있다. 그리고 저온관주입방식의 경우 최대 핵연료피복재 온도가 안전기준인 1477 K (1204 °C)에 거의 근접하고 있어서, 고유량 저압안전주입펌프가 없는 경우에도 만족스럽게 노심을 냉각시키기 위해서는 원자로용기직접주입방식이 필수적이라는 것도 알 수 있다.

표 3-1-3-7 단일고장 가정에 따른 핵연료피복재 온도 변화

Single Failure		Running Pumps				Blowdown PCT		Reflood PCT	
		A1	A2	B1	B2	Time, s	Temp., K	Time, s	Temp., K
No Single Failure		☺	☺	☺	☺	10	1,241	60	1,294
An EDG Failure	A Train	☺	☺			10	1,239	60	1,309
	B Train			☺	☺	10	1,239	60	1,310
A Pump Failure	A1 SIP		☺	☺	☺	10	1,241	62	1,294
	A2 SIP	☺		☺	☺	10	1,241	60	1,295
	B1 SIP	☺	☺		☺	10	1,241	62	1,296
	B2 SIP	☺	☺	☺		10	1,241	62	1,297

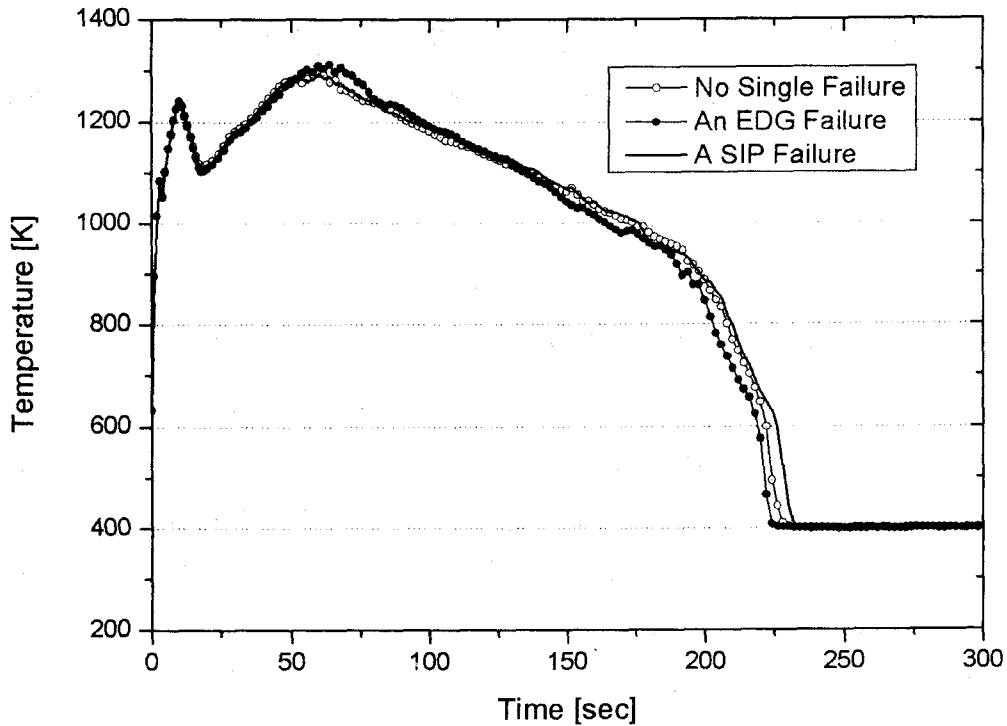


그림 3-1-3-27 단일고장이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

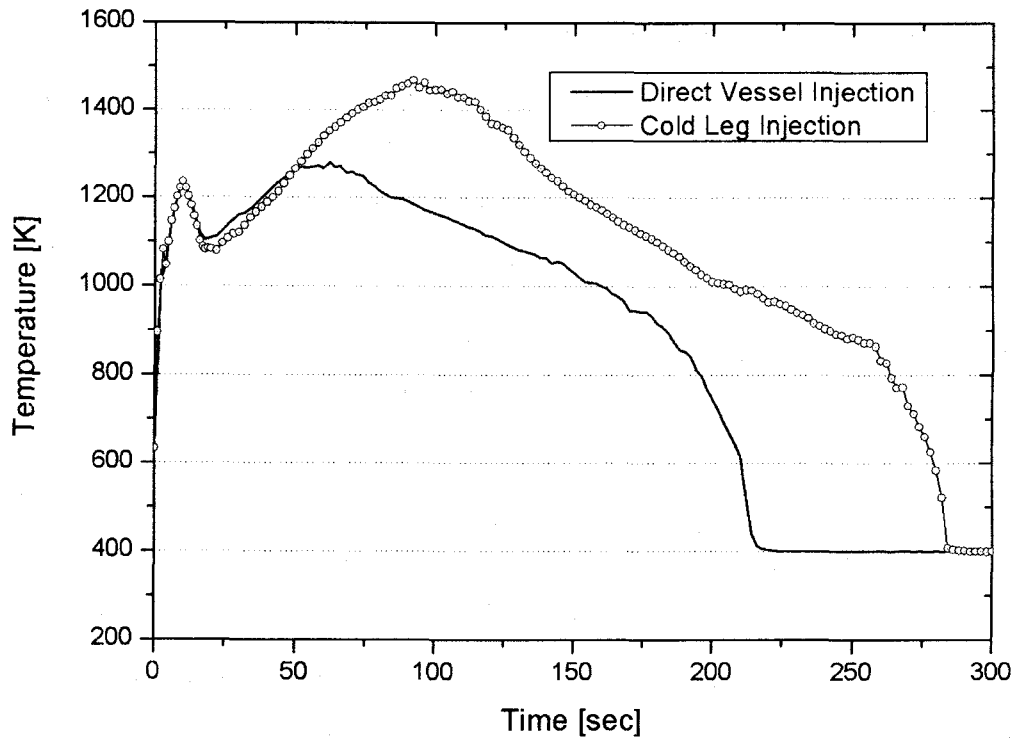


그림 3-1-3-28 냉각수 주입방식방식이 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

타. 제13단계 (불확실도 결합 및 바이어스 평가)

본 단계에서는 전 단계까지 결정된 코드 모델 및 변수의 불확실성 범위 및 발전소와 관련한 개별 변수 불확실도를 통계적으로 결합한다. 제12단계에서 언급했듯이, 핵연료 및 운전 변수 등 보수적인 값을 사용하였고, 발전소 불확실도 분석에 사용된 변수는 RELAP5 코드의 열전달 모델과 관련된 다음의 6개 변수들이다.

X(1) = Groeneveld CHF Lookup Table

X(2) = Chen Nucleate Boiling Heat Transfer Coefficient

X(3) = Transition Boiling Heat Flux

X(4) = Dittus-Boelter Convective Heat Transfer Coefficient (Liquid)

X(5) = Dittus-Boelter Convective Heat Transfer Coefficient (Vapor)



### X(6) = Bromley Film Boiling Heat Transfer Coefficient

이들 변수들은 코드 모델에 배수를 곱하는 형태로 반영된다. 표 3-1-3-1에 제시된 변수들의 변위와 분포를 가지고, 참고문헌 3-1-3-19의 프로그램을 이용한 임의추출을 이용하여 59개의 계산세트를 구한다. 이렇게 구한 59개 계산세트에 평균값으로만 조합된 기준계산을 더하면 모두 60개의 계산세트가 얻어진다.

불확실도 계산을 보다 효율적으로 하기 위해서 앞서 설명한 고온유로에 고온봉을 여러 개 모사하는 방법의 타당성을 평가하였다. 고온유로에 여러 개의 고온봉을 모사하면 한 번의 RELAP5 코드 계산에서 여러 개의 핵연료피복재 온도를 구할 수 있는 장점이 있지만, 고온봉이 많아지면 고온유로의 열수력적 특성이 달라지므로 고온유로에 고온봉이 한 개 있는 경우에 비해 결과가 달라질 수 있다. 이에 대한 타당성은 제10단계에서 최적계산 조건에서 평가되었다. 평가 방법은 고온유로에 열전달 계수들이 평균값을 가지는 기준 고온봉을 위치시키고, 임의추출된 59개의 계산세트 중 1번부터 9번까지 계산세트를 가지는 고온봉을 더해가면서 기준 고온봉의 핵연료피복재 온도의 변화를 살펴보았다. 그림 3-1-3-29에는 그 결과가 제시되어 있으며, 고온봉이 5개까지 추가되어도 큰 영향은 없는 것으로 평가되었다.

고온유로에 5개의 고온봉을 모사하면 한 번에 5개의 핵연료피복재 온도의 변화를 얻을 수 있기 때문에 모두 12개의 RELAP5 코드 계산을 수행하여, 총 60개의 핵연료피복재 온도를 구할 수 있다. 고온유로에 5개의 고온봉을 모사하는 방법의 타당성은 최적계산 조건에서 평가된 것이므로, 기준계산을 사용하는 불확실성 계산에서 이 방법의 타당성을 최종적으로 점검할 필요가 있다. 그림 3-1-3-30에는 평균값으로 조합된 한 개의 고온봉이 모사되었을 때와 4개의 고온봉이 추가되었을 때, 이 고온핵연료봉의 핵연료피복재 온도가 제시되어 있다. 그림 3-1-3-30의 결과로부터 고온유로에 고온봉을 5개까지 모사하여도 핵연료피복재 온도에는 거의 영향이 없음을 최종 확인할 수 있다.

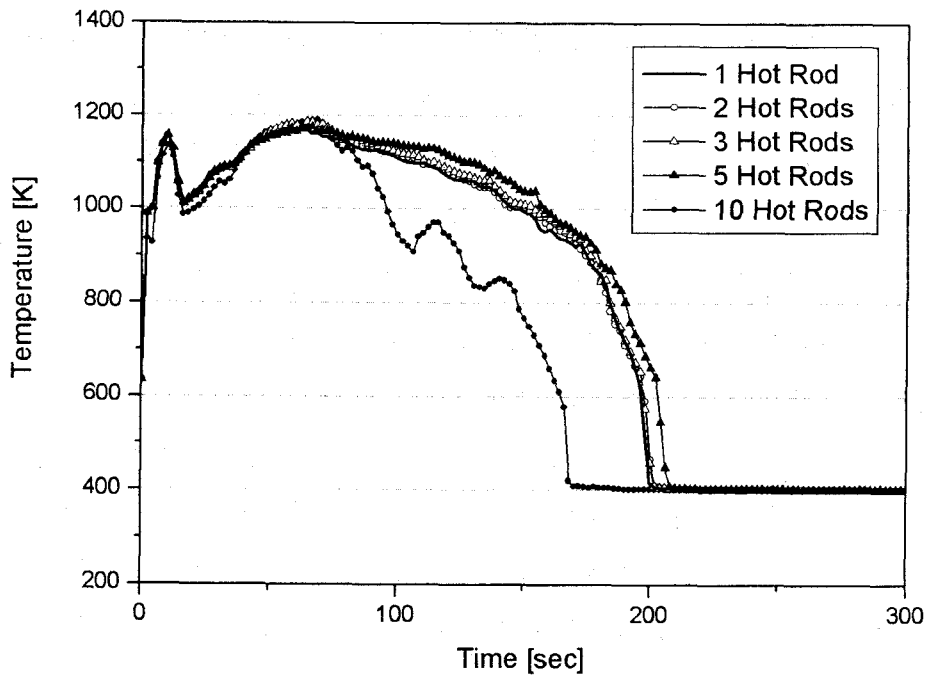


그림 3-1-3-29 고온 연료봉 개수가 핵연료피복재 온도에 미치는 영향

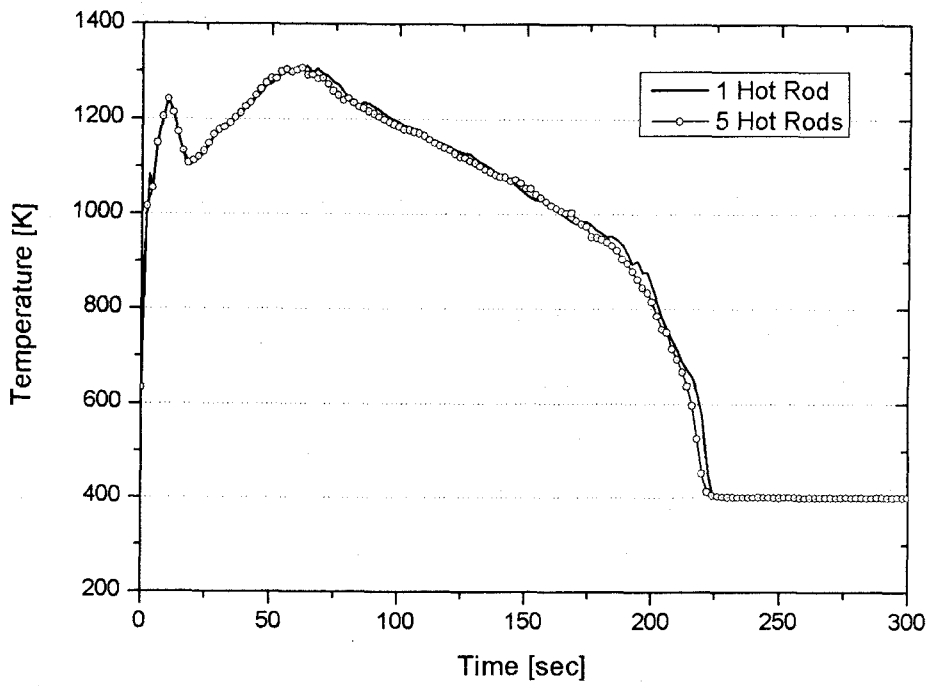


그림 3-1-3-30 5개 고온핵연료봉 계산 방식의 최종 점검 결과

이렇게 12회 RELAP5 코드 계산으로 얻어진 모두 60개의 핵연료피복재 온도 동을 그림 3-1-3-31에 제시하였다. 그림 3-1-3-31에서 대부분의 계산 결과가 열전달 계수가 평균값으로 조합된 기준계산 결과(그림 3-1-3-31에서 ○로 표시) 주위에 모여 있는 것을 볼 수 있다. 그리고 강수부 비등에 따른 후기 재관수 단계의 노심 재가열 현상도 발생하지 않는 것을 알 수 있다.

Wilk 공식을 사용하여 불확실성을 처리하면  $PCT_{95/95}$ 를 구할 수는 없으며,  $PCT_{95/95}$  보다 큰 값을 구하게 된다. 즉 60개의 핵연료피복재 온도 거동으로부터 얻어진 최대온도인  $PCT_{max}$ 는  $PCT_{95/95}$  보다 큰 값이 된다. 그림 3-1-3-32에는 각 계산에서 얻어진 최대 핵연료피복재 온도의 분포를 보여주는 히스토그램과 이들의 누적 확률을 제시하였다. 이 그림에서 최대 핵연료피복재 온도의 분포는 완전한 정규 분포를 구현하지 못하고 있어, 정규분포를 가정하여  $PCT_{95/95}$ 를 구하기도 무리가 있다는 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는  $PCT_{95/95}$  대신에  $PCT_{max}$ 를 직접 사용한다.

RELAP5 코드 개별 열전달 모델의 불확실도가 결합된 총 불확실도,  $\Delta PCT_{HT}$ 는 기준계산의 최대 핵연료피복재 온도,  $PCT_{ref}$ 를  $PCT_{max}$ 에서 빼주면 얻을 수 있다. 60개의 핵연료피복재 온도를 검색하여 얻은 결과는 다음과 같다.

$$PCT_{max} = 1,424 \text{ K} \dots\dots\dots (3-1-3-3)$$

$$\Delta PCT_{HT} = PCT_{max} - PCT_{ref} = 1,424 \text{ K} - 1,310 \text{ K} = 114 \text{ K} \dots\dots\dots (3-1-3-4)$$

59회 불확실도 계산에서는 원자로냉각재펌프의 2상유동 성능저하와 안전주입 탱크의 성능에 대한 불확실도가 포함되지 않았다. 원자로냉각재펌프의 성능저하에 대한 불확실도,  $\Delta PCT_{RCP}$ 와 안전주입탱크의 성능의 불확실도,  $\Delta PCT_{SIT}$ 가 열전달 모델의 불확실도와 상호 독립적이라고 가정하면 이들의 불확실도들이 결합된 불확실도,  $\Delta PCT_{combined}$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta PCT_{combined} = \sqrt{\Delta PCT_{HT}^2 + \Delta PCT_{RCP}^2 + \Delta PCT_{SIT}^2} \dots\dots\dots (3-1-3-5)$$

제10단계에서 재관수단계의  $\Delta PCT_{RCP}$ 와  $\Delta PCT_{SIT}$ 는 각각 2 K와 24 K로 구해졌다.

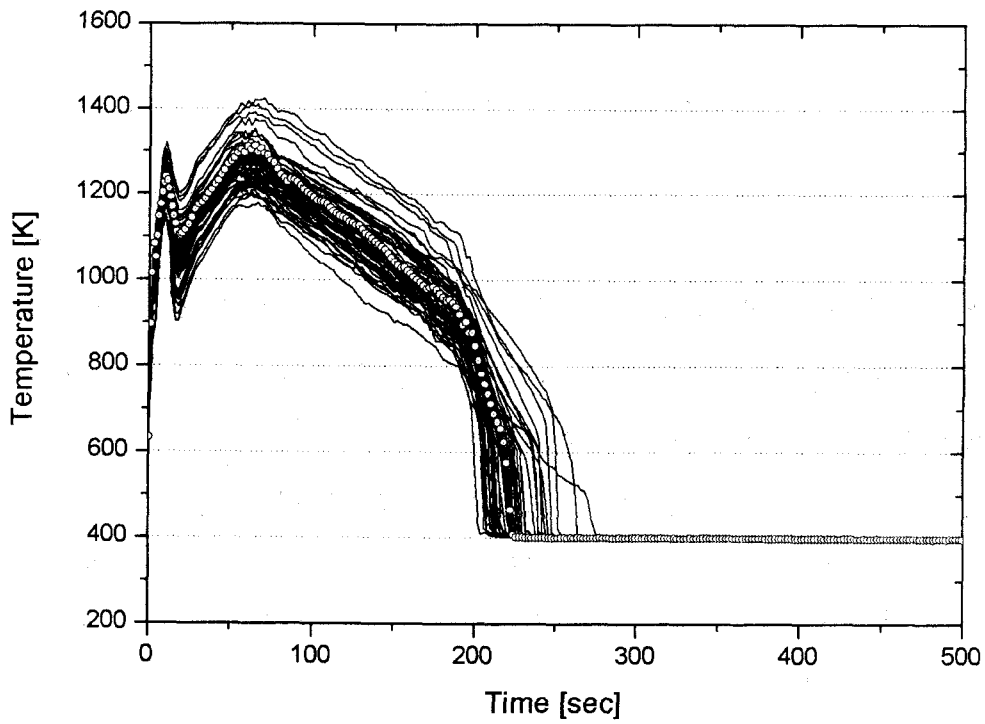


그림 3-1-3-31 발전소 불확실도 계산결과 (핵연료피복재 온도)

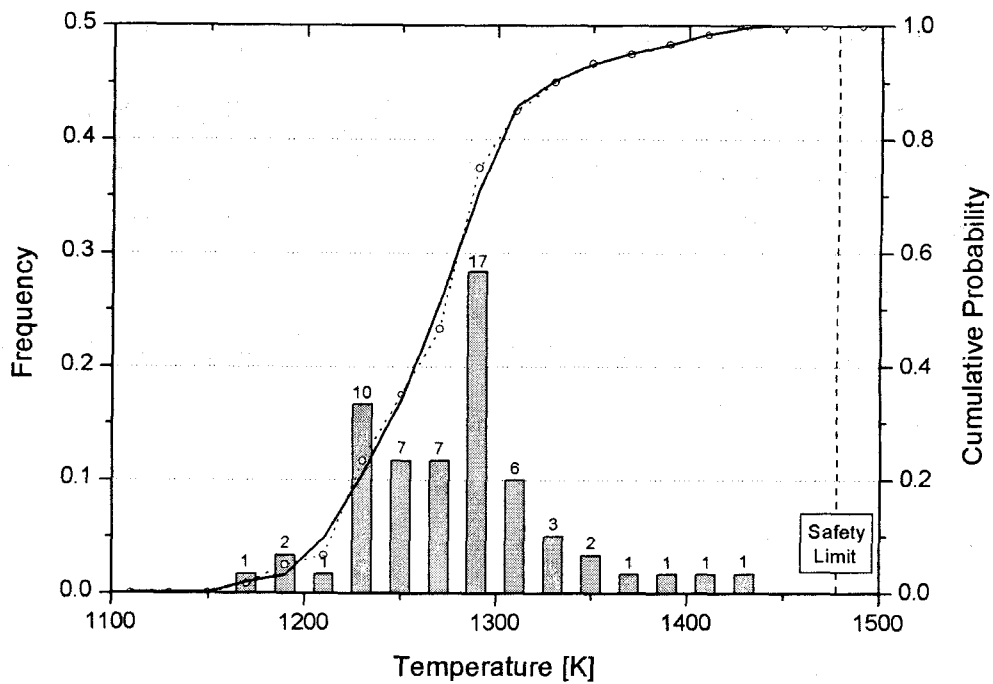


그림 3-1-3-32 발전소 불확실도 계산의 PCT 분포 및 누적확률

이 값들과 식 (3-1-3-4)의 결과를 식 (3-1-3-5)에 대입하면,

$$\Delta PCT_{\text{combined}} = \sqrt{(114)^2 + (2)^2 + (24)^2} = 132.4 \text{ K} \dots\dots\dots (3-1-3-6)$$

로 구해진다.

이전 단계에서 평가된 바이어스는 다음과 같이 요약 정리할 수 있다.

- 1) 방출단계의 냉각수 강수부 우회와 관입율에 대해서는 보수적으로 처리하였으므로 이에 대한 바이어스는 없다.
- 2) 코드 변수의 민감도 분석을 통해 상부 강수부의 유동 특성에 대한 분석 결과로 이에 대한 보수성과 바이어스를 평가하는 것은 무리가 있지만, 코드 변수들이 보수적인 결과를 주도록 선택했으므로 이에 대한 바이어스는 없는 것으로 한다.
- 3) 재관수단계의 냉각수 강수부 우회에 대해서는 RELAP5 코드가 보수적이므로 이에 대한 바이어스는 없다.
- 4) 노심 상부공간에서의 유동과 스팀바인딩에 대해서는 정량적인 분석이 수행되지 않았으므로 이에 대한 보수성과 바이어스를 평가할 수 없다.
- 5) 강수부 내 유체의 원주방향 운동량 전달을 고려할수록 노심 냉각성능이 좋은 것으로 예측되며, 기준계산에서는 원주방향의 운동량속을 고려하지 않았으므로 보수적인 결과를 줄 것으로 판단되므로 이에 대한 바이어스는 없다.
- 6) 강수부 비등에 대해서는 강수부 비등 자체가 심각하게 발생하지 않고, 발생해도 RELAP5 코드의 계면마찰계수가 보수적이므로 이에 대한 바이어스는 없다.

식 (2-3-1-1)을 구성하는 각각의 바이어스에 대해서는 다음과 같이 정리할 수 있다.

- 1) RELAP5/MOD3.3 코드가 모델 개선 및 평가를 수행하면서 보다 우수한 축척 외삽 능력을 가지고 있을 것으로 판단되므로 축척으로 인한 바이어스는 없다. ( $B_{\text{SCALE}} = 0$ )

- 2) 부분효과실험에 대한 평가 결과는 불확실성 결합에서 고려하였으므로 별도 바이어스는 없다. ( $B_{SET} = 0$ )
- 3) 종합효과실험에 대한 평가는 수행되지 않았으므로 종합효과실험과의 비교에 의한 바이어스는 없다. ( $B_{IET} = 0$ )
- 4) 핵연료 관련 변수, 운전조건, 안전주입펌프 성능, 격납건물 배압 등 발전소 계통 변수들은 보수적인 값들을 사용했으므로, 이들에 대한 바이어스는 없다. ( $B_{PLANT} = 0$ )

과. 제14단계 (최종 불확실도 결정)

본 단계에서는 이전 단계에서 결정된 불확실도와 바이어스들을 결합하여 최종적인 최대 핵연료피복재 온도,  $PCT_{final}$ 을 결정한다. 앞서 설명한 바와 같이 Wilk 공식을 사용하는 KINS 최적평가방법론에서는  $PCT_{95/95}$ 를 결정하기 어렵고, 원자로 냉각재펌프의 성능저하와 안전주입탱크 성능의 불확실도를 별도로 처리하였으므로  $PCT_{final}$ 은 식 (2-3-1-1) 대신에 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned}
 PCT_{final} &= PCT_{ref} + \Delta PCT_{combined} + B_{SCALE} + B_{SET} + B_{IET} + B_{PLANT} \\
 &= 1310\text{ K} + 132.4\text{ K} + 0\text{ K} + 0\text{ K} + 0\text{ K} + 0\text{ K} \\
 &= 1442.4\text{ K} \qquad \dots\dots\dots (3-1-3-7)
 \end{aligned}$$

최종적으로 구한  $PCT_{final}$ 은 안전기준인 1,477 K에 비해 34.6 K (~ 62 °F) 보다 작으므로 본 연구에서 평가된 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 성능은 규제요건을 만족한다. 참고로 그림 3-1-3-33에는 발전소 불확실도 계산결과와 신고리3,4호기 예비안전성분석보고서에 제시된 핵연료피복재 온도의 결과가 비교되어 있다.

최적평가방법을 사용했음에도 불구하고 최종 핵연료피복재 온도가 높은 것은 특히 핵연료 관련 변수들을 보수적으로 사용했기 때문에 기준계산에 이미 상당한 보수성이 내재되어 있기 때문이다. 제12단계에서 평가되었듯이 ‘기준계산’ 결과는 ‘최적계산’ 결과에 비해 약 147 K 높은 핵연료피복재 온도를 보여 주었다. ‘최적계산’에서도 노심출력분포 등 여전히 보수적인 변수들이 사용되었기 때문에, 핵연료 변수들에 대해 최적조건과 불확실도를 합리적으로 모사한다면 최종 핵연료피

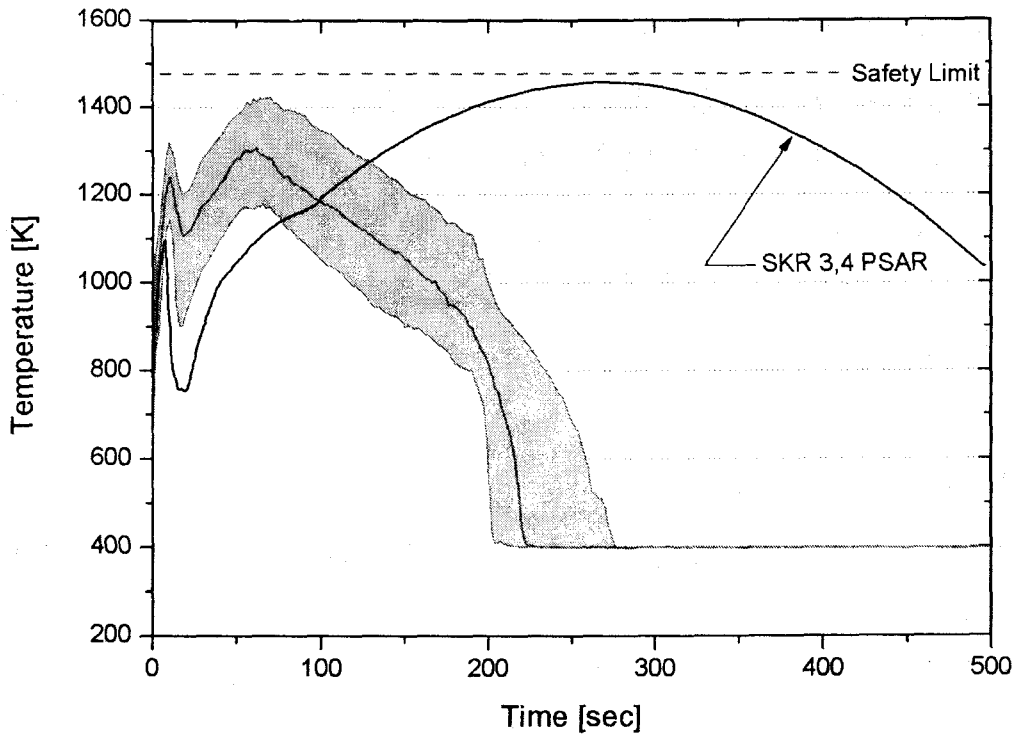


그림 3-1-3-33 발전소 불확실도 계산결과와 예비안전성분석보고서 결과 비교

복재 온도는 많이 낮아질 것으로 판단된다.

한편 본 연구에서 여러 사항들이 바이어스로 고려되었지만, 직·간접적인 평가 결과를 통해 또는 평가의 어려움 등으로 최종 핵연료피복재 온도를 구할 때 영향을 준 바이어스는 없다. 만약 이들 바이어스 사항들에 대해 보다 포괄적이고 체계적인 연구가 수행된다면, 그 결과는 본 연구에서 처리한 방법과는 달라질 가능성이 매우 높다. 방출단계의 냉각수 우회, 강수부 상부의 유동 특성, 스팀바인딩의 영향 등은 향후 그 평가 방법에 많은 연구가 필요한 부분이다.

KINS 최적평가방법을 적용하여 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 성능을 최적평가한 결과, 비록 예시계산이기는 하지만 최적평가방법의 실현성을 확인할 수 있었고 그 결과는 안전기준을 만족하는 것을 알 수 있었다. 신형경수로1400은 안전성과 운전성이 향상된 개량형 원자로이다. 그럼에도 불구하고 인허가를 위한 비상노심냉각계통의 성능 평가는 현재의 기술수준에 비해 낙후된 기술을 통해 수행되었다. 따라서 인허가 평가계산에서는 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 특

성과 냉각성능을 적절히 보여주지 못하고 있다. 그림 3-1-3-33에서 보여주는 최적 평가 결과와 보수적 평가방법 결과와의 차이는 이를 잘 보여주고 있다. 비록 보수적 평가방법을 사용해서 안전기준을 만족함을 보일 수는 있지만, 실제 현상에 대한 물리적 근거에 많은 취약성이 있다면 평가된 결과는 적절하다고 할 수 없다. 이는 향후 운전 여유도를 결정하고, 운영 변경을 고려할 때 문제를 야기할 수도 있다.

미국원자력규제위원회는 새로운 설계개념이 도입된 원자로의 설계인증 과정에서 기존의 10CFR50 Appendix K[3-1-3-20] 평가모델로는 신개념의 원자로 비상노심냉각계통의 성능을 적절히 평가하기 어렵다고 판단하여, SRM-SECY-02-0057 [3-1-3-21]에서 설계인증 또는 신규 건설을 원하는 사업자는 최적평가방법을 사용하도록 10CFR50.46을 개정할 필요가 있다는 의견을 피력하였다. 이를 참고하여 기존 상용원자로에 비해 신기술이 도입된 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 성능을 최적평가방법으로 평가하는 것도 적극적으로 검토할 필요가 있다.



## 제 2 절 고연소도핵연료 안전현안 분석

### 1. 고연소도핵연료의 재료 특성 분석

1980년대 후반과 1990년대에 여러 종류의 핵연료에 대하여 제어봉방출사고(Rod Ejection Accident: REA) 실험이 세계 여러 연구로에서 수행되었으며, 이 중에 고연소도핵연료를 사용한 많은 실험에서 현재 설정된 사고해석 핵연료 손상 허용기준(PWR에 대해서 핵연료 축적에너지: 280cal/g)보다 훨씬 낮은 값에서 핵연료가 파손되었다. 이 때부터 고연소도핵연료의 재료 건전성과 제어봉방출사고의 허용기준이 본격적으로 관심의 대상이 되었다[3-2-1-1].

고연소도핵연료의 재료 특성 연구가 진행되면서 새로운 물리적 현상들이 밝혀지기 시작하였다. 핵연료의 연소도가 증가함에 따라 피복관은 기본적으로 연성(Ductility)이 약화되고, 산화층(Oxidation Layer)이 증가하여, 핵연료 건전성은 점점 약화되는 것으로 나타났다. 피복관의 산화층이 증가하면, 산화막이 국부적으로 떨어져나가는 Oxide Spalling 현상이 발생하게 되고, 이 부분에 피복관의 온도가 낮아 수화물 기포(Hydride Blister)가 형성된다. 피복관내의 수화물 기포 지역은 연성이 거의 없게 되어, 이것은 핵연료를 약화시키는 주원인이 된다.

핵연료의 연소도 증가는 장기간 중성자 조사를 가져와 피복관의 강도가 증가하고 연성을 약화시킨다. 또한 중성자 조사는 피복관의 미세적 변화를 가져와 금속간 화합물의 석출과 용해로 인한 화학 조성 변화를 유발시킬 수 있다.

소결체 외곽지역에서는 Resonance 에너지 영역의 중성자를 상대적으로 많이 흡수(Capture)하여 플루토늄이 형성된다. 따라서 연소도가 40 ~ 45GWd/t 이상 증가함에 따라 소결체 외부 영역에서 핵분열이 많이 발생하게 되는데, 이와 같이 소결체 내부보다 외부 영역에서 더 많은 핵분열이 발생하는 소결체 외곽으로부터 200 ~ 300 $\mu$ m에 걸쳐 Rim 지역을 형성한다. 이 지역의 특징은 높은 압력의 기포가 밀집한 매우 작은 크기의 결정으로 구성되어 있다는 것이다. 따라서 Rim 지역은 열전도도가 낮고, 기포가 많으며, 핵분열성 기체가 많아, 특정 조건에서 소결체 및 피복관의 손상을 가져오는 원인이 되기도 한다.

핵연료봉 소결체와 피복관의 미세조직, 미세화학 그리고 기계적 거동은 원자로 내부의 중성자 조사 환경, 냉각수에 의한 부식 환경 그리고 고온 환경에서의 장시간 연소에 따라 점진적으로 변화하게 되며, 이러한 변화는 고연소도 핵연료에서 발생하는 재료 거동 변화의 직접적 원인이라고 할 수 있다. 핵연료 및 피복관에서 발생

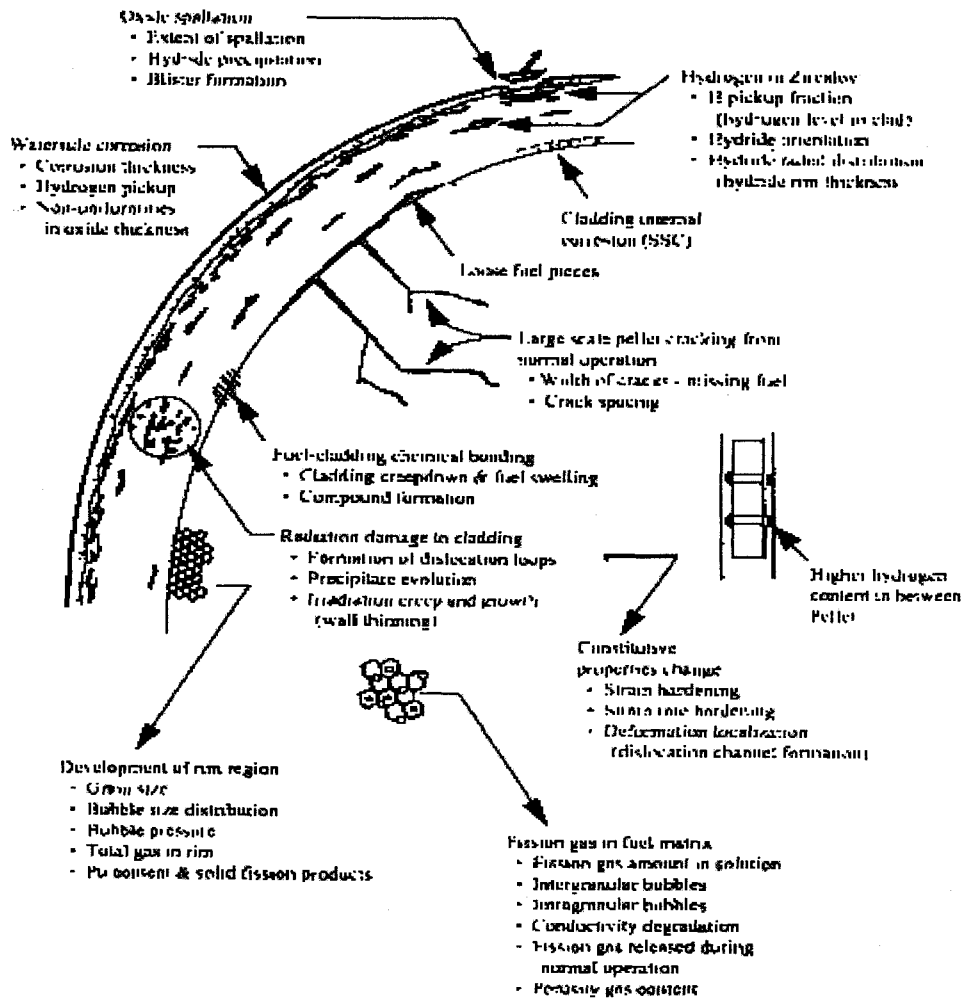


그림 3-2-1-1 고연소된 핵연료의 금속학적 상태

되는 많은 변화들 중에 반응도사고 조건에서의 핵연료봉 거동에 중요한 영향을 주는 변화를 구별하는 것이 필요하다. 지금까지 수행된 관련 실험 및 분석 결과에 근거하여 반응도사고 조건에서의 핵연료봉 거동에 중요한 영향을 주는 것으로 추정되고 있는 고연소도 핵연료봉의 재료 열화 현상을 요약하면 다음과 같으며, 그림 3-2-1-1에 개괄적으로 도시하였다 [3-2-1-2].

## 가. 피복관 변화

### (1) 피복관/냉각수간 부식

정상운전중 피복관은 1차 냉각수와의 부식 때문에 표면에 산화막이 형성된다. 피복관의 부식 속도는 피복관 합금 조성, 가공 이력, 냉각수 수화학 조건, 중성자 조사에 의한 국부적 합금 조성 변화 및 피복관 온도에 의존한다. Zirconium 계열의 피복관은 산화층의 두께가 20~30 $\mu\text{m}$ 를 초과하면 부식 속도가 증가하는 Breakaway Corrosion 현상을 나타낸다. 고연소된 피복관의 경우에 핵연료봉의 출력 및 온도 이력에 따라 산화층의 두께는 100 $\mu\text{m}$ 를 초과할 수도 있다. 이와 같이 과도한 산화막이 형성되면 국부적 위치에서 산화막이 떨어지는 Oxide Spalling 현상이 발생할 수 있다. Oxide Spalling이 발생되면 해당 위치에서의 낮은 피복관 온도 때문에 Hydride Blister가 형성된다. Hydride Blister는 연성이 거의 없는 매우 취(Brittle)한 특성을 나타내기 때문에 전체 피복관 기계적 성질, 특히 연성에 큰 영향을 준다. 이와 같은 Hydride Blister 형성을 유발하는 Oxide Spalling의 발생 가능성은 산화층의 두께가 증가할수록 커지며 최소 80 $\mu\text{m}$ 의 산화층 두께에서 발생할 수 있다.

그리고 피복관의 산화부식은 피복관의 유효 두께 및 열전도도를 감소시키며 Hydride Blister 형성을 유발하는 Oxide Spalling을 발생시킬 수 있다.

### (2) 수화물 석출

피복관과 냉각수간의 부식과정에서 발생하는 수소는 발생량의 일정 비율(15~20%)이 피복관으로 흡수된다. 흡수된 수소의 양이 많으면 수화물(Hydride)이 석출되어 피복관의 기계적 성능에 영향을 주며 흡수량이 증가할수록 피복관의 연성이 감소하게 되며, 1,000 ppm 정도의 흡수량에서는 가동온도에서도 피복관 전체가 취화된다. 그러나 피복관내 수소의 양이 작아도 수화물의 분포 상태에 따라 피복관의 연성이 저하될 수 있다. 피복관의 수소 고용도는 매우 낮고 수소의 이동도(Mobility)는 매우 크기 때문에 피복관의 국부적 저온 위치에서 수화물이 쉽게 형성된다. 실제로 피복관내 반경방향 온도 구배에 따라 피복관 외부 표면에는 수소량이 매우 높은 Hydride Rim이 형성되며 길이방향으로도 소결체/소결체 계면의 피복관 위치에서 국부적 수화물 집중이 발생된다.

결론적으로 피복관에 형성되는 수화물은 전체 피복관의 연성을 감소시키며 Hydride Rim 또는 Hydride Blister의 석출로 국부적 위치에서 피복관의 취화를 발생시킬 수 있다.

### (3) 중성자 조사 손상

피복관은 장시간에 걸친 고속 중성자 조사 때문에 점결함(Point Defect) 및 선

결함(Line Defect, 즉 Dislocation)이 증가하여 피복관의 강도는 증가하고 연성은 감소하게 된다. 또한 중성자 조사는 피복관의 미시적 변형거동 특성에 영향을 주며 피복관 직경을 감소시키는 압축 크립(Creepdown)을 발생시킨다. 이와 함께 피복관내 금속간 화합물의 석출 및 용해와 관련된 미세 화학조성 변화를 유발하여 부식저항 및 수소흡수 특성을 변화시킬 수 있다.

결론적으로 피복관 조사 손상은 피복관의 조사 취화, 기계적 성질 변화 및 국부적 변형을 유발하며 부식저항 특성도 변화시킬 수 있다.

## 나. 핵연료 소결체 변화

### (1) 핵분열 기체

정상운전중 형성되는 핵분열 기체는  $UO_2$  소결체 기지(Matrix), 소결체 결정립내 Bubble(Intragranular Bubble), 결정립계 Bubble(Intergranular Bubble) 및 핵연료봉내 자유공간(Rod Void Volume)에 분포하고 있다.  $UO_2$  기지에서의 핵분열 기체 고용도가 낮기 때문에 기지내의 핵분열 기체 양은 매우 작다. 그러나 결정립내 Bubble과 결정립계 Bubble에 분포된 핵분열 기체는 핵연료 소결체의 팽창을 유발하여 소결체/피복관 기계적 상호작용(Pellet-Cladding Mechanical Interaction ; 이하 'PCMI')을 통하여 피복관에 응력이 작용되게 하며 핵연료봉 자유공간에 분포한 핵분열 기체도 봉내압을 증가시켜 피복관에 응력이 작용되게 한다. 결정립내 Bubble, 결정립계 Bubble 및 핵연료봉 자유공간에 존재하는 핵분열 기체의 상대적 분포는 출력 이력, 온도 그리고 소결체의 미세조직에 따라 결정된다.

### (2) 소결체내 Rim 조직 형성

$UO_2$  소결체의 표면에서 발생하는 U-238의 Resonance Neutron Capture 때문에 핵연료에서 형성되는 Pu의 양은 소결체 중심부보다 표면 부근에서 더 많다. 이와 같은 Pu 분포의 차이 때문에 연소도가 증가할수록 소결체 표면에서의 핵분열은 증가하고 중심부에서의 핵분열은 감소하며 고연소도 핵연료의 경우에는 대략 3배 이상의 핵분열률 차이가 발생한다. 이와 같이 핵분열률이 높은 200~300 $\mu m$  두께의 소결체 표면 구역을 Rim 구역이라고 한다. 이러한 Rim 구역은 소결체내 국부적 위치에서의 연소도가 약 60 GWd/t을 초과하여야 형성되며 높은 기체압력의 Bubble이 밀집한 매우 작은 크기의 결정립( $< \sim 1\mu m$ )으로 구성된 미세조직 특성을 갖고 있다. Rim 조직은 특정 조건에서 피복관에 핵분열 기체에 기인한 응력을 발생시킬 수 있다.

### (3) 미세균열 발생

반응도사고 발생시 핵연료 소결체에 존재하는 기계적, 열적 응력은 기체

Bubble 때문에 결합 강도가 낮아진 결정립계에서 미세균열을 발생시킬 수 있다. 이러한 미세균열의 발생은 핵분열 기체 방출(Fission Gas Release ; 이하 'FGR') 및 변형에 영향을 줄 수 있다.

#### (4) 소결체/피복관간 계면 특성 변화

핵연료봉의 연소도가 증가하면 소결체와 피복관 사이에서 금속적, 화학적 상호작용이 발생되기 시작하며, 약 60 GWd/t 이상의 연소도에서는 소결체/피복관 결합이 발생된다. 이러한 결합의 발생은 피복관의 압축크리프와 소결체의 팽창에 의한 소결체/피복관 접촉에 의존하며 결합의 중간 단계에서는 완전한 결합 대신 마찰계수가 증가하게 된다. PCMI 발생시 피복관의 응력 상태 및 파손 형태를 결정하기 위해서는 정확한 마찰계수를 구하는 것이 매우 중요하다.

## 2. 고연소도핵연료의 안전현안

최근 원자력발전소는 장주기 운전으로 대체되고 있으며, 신연료 개발 및 새로운 분석 방법론 적용을 통해 더욱 더 긴 장주기 운전을 준비하고 있다. 그러나 장주기 운전은 핵연료의 연소도를 증가시켜 앞에서 설명한 핵연료 성질을 악화시키는 재료 특성이 나타나게 되어 장주기 운전에 중요한 걸림돌로 작용하고 있다.

고연소도핵연료는 앞서 설명한 여러 가지 재료 특성에 기인하여 신연료 또는 저연소도핵연료보다 사고 조건에서 핵연료 손상 가능성이 높다. 사고해석시 핵연료 손상 평가 기준으로 사용되는 계수는 DNB, 핵연료 엔탈피 증가량, Peak Cladding Temperature (PCT), 피복관 산화층 두께 등이 있다.

- DNB는 피복재와 냉각재간의 열전달과 관련된 계수로서 고연소도핵연료의 재료 특성과는 상관없는 계수이다.
- 핵연료 엔탈피 제한치는 제어봉방출 사고해석시 소결체의 순간적인 에너지 축적에 의한 급작스런 핵연료 손상을 막기 위해 설정된 계수이다. 이 계수는 핵연료의 재료 특성 변화에 민감하게 적용받을 수 있다.
- PCT와 피복관 산화층 두께 제한치는 LOCA 사고해석시 Coolable Geometry를 유지하기 위해 설정된 계수로서 핵연료의 재료 특성 변화에 민감하게 적용받을 수 있다.

따라서 과도상태시 고연소도핵연료의 특성은 LOCA와 제어봉방출사고가 가장 많은 영향을 받는 것으로 나타나고 있다.

국제적으로 고연소도핵연료의 안전현안은 크게 하드웨어와 소프트웨어 연구개발의 두 분야로써 해결 방안을 마련하여 기술 개발을 수행하고 있다. 첫 째는 하드웨어 연구로써 고연소도핵연료를 사용하여 LOCA 실험과 제어봉방출사고 모사 실험인 Halden 국제공동연구과 CABRI 국제공동연구를 수행하여 고연소도핵연료 거동을 연구하고 있다. 두 번째는 소프트웨어 연구로써 고연소도핵연료의 정상 및 과도상태의 거동을 컴퓨터 프로그램으로 분석 가능하도록 핵연료 성능 분석 코드를 개발하고 있으며, 또한 최신의 사고해석 방법을 적용함으로써 고연소도핵연료의 운전 여유도를 확보하려는 노력을 시도하고 있다.

#### 가. LOCA 안전현안

Halden 국제공동 프로그램에서는 LOCA시 고연소도핵연료의 거동을 관찰하는 실험이 계획되고 있다. 이에 대한 Feasibility Study로서 2003년 5월 23일에 HALDEN 실험장치에서 처음으로 고연소도핵연료 (약 53MWD/KG-U)에 대해 'IFA-650.1'이라는 LOCA 모사 실험으로 수행되었다. LOCA는 Blow-down Phase, Heat-up, Hold at PCTs 그리고 Spray로 Quench 과정을 모사하면서 수행되었다. 그리고 고연소도핵연료에 대하여 LOCA의 허용기준 재평가 연구도 포함되어 있다.

본 실험목적은 실험장치의 작동성 확인으로부터 경험을 축적하고, 추후 수행될 실험을 위하여 정보를 미리 수집하는 것이다. 실험은 다음 과정으로 간단히 수행되었다.

- LHGR와 Heater Power를 높이면서 PCT의 온도를 840~1140oC 범위내에서 올린다.
- 여러 PCT의 온도를 갖는 6가지 경우에 대해 실험을 수행하였다.

본 실험에서는 핵연료 손상은 발생되지 않았다. FRAPTRAN/GENFO(VTT), TRAC-BF1(PSI), FTEMP3, SCTEMP, ALGOR 등의 핵연료 거동 수치해석 코드를 사용하여 분석한 결과, 코드해석 결과가 실험치보다 PCT를 조금 높게 예측은 하지만 잘 계산하고 있는 것으로 나타났다고 한다.

#### 나. 제어봉방출사고 안전현안

CABRI 국제공동 프로그램은 고연소도핵연료에 대하여 제어봉방출사고를 실제 가압경수로형 운전조건과 동일한 상태에서 수행하여 고연소도핵연료의 거동을 관찰하고, 최종적으로 제어봉방출사고의 핵연료 손상 허용기준을 설정하기 위한 실험이다. 상세한 내용은 다음 절에 기술되어 있다.

#### 다. 3차원 노심동특성 방법론 개발

고연소도핵연료에 대하여 사고해석에서 사용되는 손상 허용기준이 현재의 설정값보다 현저히 낮아질 수 있음을 세계 여러 규제기관에서 지적하고 있다. 이에 대한 하나의 해결 방안이 기존의 보수적인 사고해석 기법에서 벗어나 최적해석 기법에 바탕을 둔 새로운 사고해석 방법론 도입이 시도되고 있다. 예를 들면 제어봉방출사고시 핵연료 엔탈피 증가에 의한 핵연료 손상 허용기준과 밀접한 관련이 있는 핵연료 출력에 대한 과도상태 계산 방법을 3차원 노심동특성 방법을 사용하여 허용기준 감소에 의한 운전여유도 손실을 만회하려는 연구를 수행하고 있다.

그리고 핵연료 자료 데이터 축적과 해석기술의 향상에 힘입어, 미래형 원자로뿐만 아니라 기존의 상업용 원자로 등의 사고해석은 점동특성 모델의 보수적인 해석 기법에서 벗어나 다차원 노심동특성 최적해석 기법을 사용하여 최적의 운전여유도와 안전성을 확보하려는 경향을 보이고 있다. 실제 중소형 미래형 원자로인 SMART에서는 3차원 노심동특성 방법론이 사고해석에 사용되고 있다. 이에 대해서 한국원자력안전기술원에서도 중장기 연구로써 개발 중에 있으며, 앞의 2장 4절에 자세히 기술되어 있다.

#### 라. 핵연료 성능 분석 코드 개발

고연소도핵연료의 성능 분석을 위해 FRAPCON-3와 FRAPTRAN 코드를 개발하고 있다. 이들 코드는 미국 NRC의 주관 하에 Idaho National Engineering and Environmental Laboratory(INEEL)와 Pacific Northwest National Laboratory (PNNL)가 개발한 코드이며, FRAPCON-3은 고연소도핵연료의 정상상태 성능을 평가할 수 있으며, FRAPTRAN 코드는 과도조건에서 핵연료봉의 성능을 분석할 수 있다. 본 코드는 미국 NRC와의 국제협력 협약에 의해 여러 나라와 공동으로 개발되고 있다.

### 3. CABRI Water Loop 국제공동연구를 통한 실증실험 결과 분석

1990년대 초에 프랑스 IPSN(IRSN의 전신)의 CABRI 연구로에서 수행된 제어봉방출사고 실험으로부터 고연소도핵연료에 대한 손상 설정치가 중요한 안전현안으로 대두되었다. 즉 고연소도핵연료를 사용한 여러 실험에서 현재 사용하고 있는 핵연료 축적 엔탈피보다 훨씬 낮은 값에서 핵연료 손상이 발생하여, 현재의 설정치에 대한 의문을 가지게 된 계기가 되었다.

본 실험에서 수행된 CABRI는 저온 및 저압의 소듐 냉각재 조건에서 운전되는 연구로으로써 가압경수용 원전의 운전조건과는 다른 특징을 가지고 있다. 실험 데이터의 신뢰성 문제와 현재 상업 원전과는 다른 조건 하에서의 실험 등을 문제 삼아 CABRI 연구로에서 수해된 실험데이터로써 제어봉방출사고의 사고해석 허용기준으로 재설정하기에는 여러 부족한 면이 있다는 결론을 내렸다. 또한 그 동안의 축적된 실험 경험을 바탕으로 가압경수로 원전의 냉각재와 같은 조건에서 제어봉방출사고를 실험하여 신뢰할 수 있는 고연소도핵연료 실험 데이터를 생산할 필요성이 제기되었다. 이에 프랑스 IRSN 주도로 CABRI Water Loop 국제공동연구 프로젝트가 탄생되었다.

CABRI Water Loop 프로젝트는 기존의 저온/저압의 소듐 루프에서 고온/고압 가압경수형 원전 조건과 같은 냉각수 조건의 실험으로 개조하고 고연소도핵연료에 대해 제어봉방출사고를 실험하는 국제공동연구이다. CABRI Water Loop 프로젝트에는 우리나라를 포함하여 프랑스, 미국, 영국 등 11여개 국가에서 14여개 기관이 참여하고 있다.

우리나라는 2003년 5월에 CABRI Water Loop 프로젝트에 서명하여 참여하고 있다. 우리나라는 2003년부터 2008년까지 총 7차례에 걸쳐 83,571유로씩 총 0.585백만 유로를 분담하고 있으며, 이는 전체 예산의 약 2%에 해당되는 금액이다. 현재까지 3차례에 걸쳐 분담금이 지불되었다. 또한 한국원자력안전기술원이 우리나라를 대표하며, KAERI, KNFC, KEPRI 4개 기관이 콘소시엄을 체결하여 공동으로 CABRI Water Loop 프로젝트에 참여하고 있다.

CABRI Water Loop 프로젝트 참여에 따라 CABRI 연구로에서 현재까지 수행된 모든 실험 자료를 입수하였다. 또한 최근에는 프랑스 IRSN으로부터 핵연료 성능분석 코드인 SCANAIR을 도입하였다. 2005년도 한·불 국제협력에서 우리나라에서 수행될 SCANAIR 코드의 분석결과를 불란서에 제공하도록 상호 합의한 바 있다. 입수된 REPNA 실험 자료를 요약하면 다음과 같다.

#### 가. REPNA-1 실험

- 실험일시 : 1993. 11. 10
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 5주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $11.0 \pm 0.6 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 9.5ms, 핵연료 손상 발생



나. REPNA-2 실험

- 실험일시 : 1994. 6. 10
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 2주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $207.0 \pm 10.6 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 9.6ms, 핵연료 건전성 유지

다. REPNA-3 실험

- 실험일시 : 1994. 10. 6
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 4주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $122.2 \pm 6.7 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 9.5ms, 핵연료 건전성 유지

라. REPNA-5 실험

- 실험일시 : 1995. 5. 5
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 5주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $106 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 9.0ms, 핵연료 건전성 유지

마. REPNA-4 실험

- 실험일시 : 1995. 7. 28
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 5주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $95.3 \pm 4.8 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 70.0ms, 핵연료 건전성 유지

바. REPNA-8 실험

- 실험일시 : 1997. 7. 10
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 5주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $102.5 \pm 5.1 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 75.0ms, 핵연료 손상 발생

사. REPNA-10 실험

- 실험일시 : 1998. 7. 30
- 주요내용 : 저온/저압의 Na 냉각재에서 수행되었으며, 5주기 연소된 핵연료 실험
- 실험결과 : 축적에너지  $107.6 \text{ cal/g}$ , Power Pulse Width 9.5ms, 핵연료 손상 발생

### 제 3 절 ATWS 대응능력 평가

ATWS는 “예상운전과도(AOO) 발생시 원자로보호계통(RPS) 정지부의 고장에 의하여 원자로가 자동 정지되지 않는 사건”으로 정의된다. Salem 원전 사건이후 미국에서는 1984년에 10CFR 50.62 규정이 제정되었고, 당시 국내에서는 운전 중인 Westinghouse 설계 원전에 대해서 RPS 원자로정지 신뢰도를 향상시키기 위해 선트 정지 수단을 기존의 저전압 정지 수단에 추가하는 조치를 취한 바 있다. 이러한 조치는 원자로보호계통의 신뢰도를 향상시킴으로써 ATWS 위험도를 감소시키기 위한 것이다. 1989년 건설 허가된 영광 3,4호기 원전에 대하여는 10CFR 50.62에 따라 다중정지와 ATWS 완화기능을 동시에 제공하는 다양성보호계통(DPS)을 설치하도록 요구되었으며 이 DPS는 미국에서 기 승인된 System 80 설계에 설치된 것과 동일하다.

최근에 국내의 가동 중인 Westinghouse 설계 원전(프랑스의 Framatome 공급 울진 1,2호기 포함)에서의 RPS와 공학적안전설비작동계통(ESFAS)의 디지털화에 따른 변경 사항에 대하여 공통원인고장(CCF)의 취약성을 제고하여 ATWS 완화계통작동회로(AMSAC) 설치를 진행 중에 있다. 그렇지만, ATWS 결과를 완화하는 데 있어 AMSAC의 효용성에 대한 평가가 없었다. 이는 원자로 설계별로 다른 ATWS 대처 설비를 요구하고 있는 10CFR 50.62의 제정 배경에 대한 충분한 조사 없이 하드웨어적인 설비의 보완만으로 ATWS 규정을 만족시키는 것으로 이해했기 때문이었다.

2001년 7월 28일 공포·발효된 “원자로 시설 등의 기술 기준에 관한 규칙” 제 27조(다양성보호계통)는 미국 10CFR 50.62 규정 중에서 B&W와 CE 설계원전에 부과된 기술 내용과 동일하며 Westinghouse 설계원전에 부과된 내용과는 다르다. 이 규정은 하드웨어적으로 다양성보호계통의 설치를 요구하고 있을 뿐, ATWS 위험도를 감소시킬 수 있는 다른 대안에 대해서는 다음과 같은 논쟁의 여지를 제공한다.

첫째, 이 규칙이 다중정지계통(DSS)이나 AMSAC 중 하나만을 갖추고도 DPS를 갖춘 원전과 동일한 수준의 ATWS 위험도를 가지는 설계원전을 수용할 수 있는가?

둘째, 이 규칙이 ATWS 위험도를 감소시키는 일반적인 기준을 제공하여 현재 운전 중인 원전과 다른 신규 설계 원전에도 일반적으로 적용 가능한가?

이러한 질문에 답하기 위해서는 규칙 제 27조(다양성보호계통)에서 참조하고 있는 미국 10CFR 50.62 규정의 기술적 배경을 조사하고 이러한 배경 하에서 ATWS에 대한 국내 원전의 대응 현황을 평가하는 것이 필요하다. 또한, ATWS에 대한 심층방어

의 수준이 다른 사고와 비교하여 적절한 수준에 있는지를 평가하여 현재의 규칙을 기술적으로 보완하는 지침의 개발이 필요하다.

본 연구는 ATWS에 대한 법적 규제 요건인 “원자로 시설 등의 기술 기준에 관한 규칙” 제 27조 (다양성보호계통)(2001.7.28 공포)를 평가하고 이 규칙을 기술적으로 보완·지원하는 규제지침을 개발하기 위해 수행되었다.

## 1. ATWS의 기술 배경

일반적으로 위험도는 어떠한 결과가 일어나리라 예상되는 주기로 정의된다. 원자력 발전소의 가동에 대해 노심이 손상되는 것을 하나의 결과로 정의한다면, 위험도는 노심손상빈도(CDF)에 해당한다. 만약, 그 결과를 대중에게 피폭된 방사선이 대중의 건강과 안전을 위협하는 양으로 정의한다면, 이러한 방사선량이 대중에게 피폭되리라 예상되는 주기, 즉 조기대량방사능누출확률(LERP)이 위험도가 된다. 이러한 정의에 부합되도록 사고의 발생주기와 그 결과의 곱으로 표현되는 결과-가중 위험도 (CWR)가 발전소의 위험도의 평가에 일반적으로 사용된다. 결국, 위험도는 어떠한 결과가 일어날 확률을 결정하는 것이므로 확률론적 평가에 의해서 정량화될 수 있다.

원자력발전소의 안전성이 궁극적으로 방사선으로부터 대중의 건강과 안녕을 보호하는데 있다고 본다면, ATWS 위험도는 초기 예상운전과도 사건 발생과 원자로 정지 실패이후 대중에게 방사선이 피폭될 때까지 방사선의 시간적 및 공간적 모든 경로를 추적할 때라야 평가가 가능하다. 이러한 경로는 그 추적 자체가 복잡하고 많은 불확실성을 포함하기 때문에 평가의 정확성을 보장하기가 어렵다. 미국에서는 가동중인 가압경수형 원전의 ATWS 평가 결과에 근거하여, ATWS 발생 시 원자로 냉각재압력경계의 배관이 ASME Service level C 응력에 노출되는 압력, 즉, 3200 psig에 도달하였을 때를 노심손상, 격납용기 손상, 또는 대량 방사능 누출에 대한 한계로 결정하고 이를 초과하는 ATWS의 연간 발생 확률을 위험도의 척도로 고려하였다. 이것은 10CFR 50.62 제정 당시 산업체와 USNRC에 의해 채택된 P(ATWS)의 정의에 해당된다.

### 가. 10 CFR 50.62 규정 제정 이력

1973년 9월 미국원자력규제위원회(USNRC)는 WASH-1270[3-3-1-1]에서 ATWS 발생의 주 예상 원인과 위험도를 조사하여, “RPS의 신뢰도 입증에 어려우며 발전소

의 수가 늘어나는 만큼 적절한 안전여유의 확보가 필요하다는 견지에서 ATWS의 확률을 무시할만한 수준으로 감소시키고 그 결과를 수용 가능한 수준으로 낮추는 것이 필요하다”라는 입장을 발표하였다. 이에 대하여 산업체는 USNRC와 다른 결과를 보여 주는 RPS의 신뢰도, ATWS 발생 확률, 노심손상빈도(CDF)를 주장하였다. 이러한 다른 결과에 대한 논쟁으로 인해 USNRC는 ATWS를 미해결 안전성 문제(USI) TAP A-9으로 지정하고[3-3-1-2], ATWS로 인한 잠재적 위험도를 감소시키기 위한 연구를 착수하였다. NUREG-0460은 이러한 연구의 결과물로서 ATWS 현안을 해결하기 위한 여러 대안을 제시하고 있다[3-3-1-3]. USNRC의 입장에 대응하여, 산업체는 그들의 원자로에서 ATWS 발생시의 열수력적 거동을 분석한 연구 결과를 NRC에 제출하였다[3-3-1-4~3-3-1-6]. 1980년 6월에 비등경수로(BWR)인 Brown's Ferry 원전 3호기에서 185개의 제어봉 중 76개가 완전 삽입되지 않은 사건이 발생하였다. 또한, 1983년 2월에 가압경수로(PWR)인 Salem 원전 1호기에서 12% 출력 운전 중 하나의 증기발생기 저-저수위에 의한 원자로 정지신호에 대하여 원자로 정지 차단기가 개방되지 않은 사건이 발생하였다. 이러한 사건의 발생은 원자로정지 실패 확률이 기존에 고려한 것보다 크다는 인식을 주었고 이러한 RPS 신뢰도의 불확실성이 ATWS 규정을 제정하는데 중요한 고려 사항이 되었다. 이에 따라 NRC는 ATWS 규정 제정을 위한 규제 분석 결과물로서 SECY-83-293을 발간하고[3-3-1-7], 1984년 6월에 10CFR 50.62 "Requirements for reduction of risk from anticipated transients without scram ATWS"를 제정하였다.

SECY-83-293은 10CFR 50.62 제정을 위한 USNRC의 규제 분석 보고서로서 산업체와 USNRC에서 수행된 ATWS 평가 결과를 근거로 작성되었는데, 이에 따르면 ATWS 발생 시 허용기준을 만족시키기 위해서는 원자로 설계별(즉, 웨스팅하우스(W) 설계와 배브록윌콕스(B&W) 및 컴버스천엔지니어링(CE) 설계의 PWR, 제너럴일렉트릭(GE) 설계의 BWR 별로) 설계 개선을 하는 것이 바람직하다는 것이었다. 그래서, 10CFR 50.62은 모든 가압경수형 원전에 대하여 ATWS를 지시하는 조건에서 자동으로 보조급수계통을 동작시키고 터빈정지를 가져오는 다양하고 신뢰성 있는 독립적인 설비를 갖추도록 요구하는 한편, 상대적으로 과도한 원자로냉각재 과압의 잠재성이 있는 B&W와 CE 설계 발전소에 대하여는 독립적이고 신뢰성 있는 다중정지계통을 추가로 갖추도록 요구하고 있다. 또한, 비등경수형 원전에 대해서는 ATWS 감시 신호에 의한 재순환펌프 정지 수단 확보, 다중정지계통 설치 및 대기액 체제어계통 용량 격상 등의 여러 요건을 부과하였다.

## 나. SECY-83-293의 ATWS 위험도 평가

10CFR 50.62의 기술적 배경을 제공하는 SECY-83-293에서는 P(ATWS)의 인자를 원자로 정지를 요구하는 예상과도의 발생 빈도, 예상과도 시 원자로 자동정지의 실패 확률, 원자로 정지 실패 후 ATWS 완화 기능 실패 확률로 구분하고, 이에 대한 단순화된 PRA 모델을 설정하였다. 또한, 각 ATWS 위험도 인자와 그 추정치를 사용하여 P(ATWS)를 계산하고, ATWS 위험도 감소의 목표로써 이를  $1 \times 10^{-5}/RY$ 이하로 낮출 것을 제안하였다. 이와 더불어 이러한 P(ATWS) 목표치를 달성하기 위하여 산업체에서 제안된 설계 변경 안의 효과를 평가하는 가치-비용 비(VIR) 분석을 수행하였다. VIR은 설계 변경으로 인한 P(ATWS)의 감소 효과를 경제적 가치로 환산하였을 때 얻어지는 이득과 설계 변경 그 자체의 경제적 손실의 비로 정의된다.

### 1) ATWS 위험도 인자

예상과도의 발생빈도는 원자로 자동정지를 요구하는 과도의 연간 빈도에 해당하며 발전소 운전자료를 사용하여 평가된다. SECY-83-293에서는 P(ATWS) 평가 시 그 당시의 원자로정지 자료를 기준으로 연간 4회를 가정하였으며 이 경우 터빈정지와 비-터빈정지 시나리오를 각각 70 %와 30 %로 할당하였다.

원자로 자동 정지 실패 확률은 발전소의 RPS에 대한 주기적 시험과 운전 경험 자료에 근거하여 평가된다. SECY-83-293에서는 P(ATWS) 평가 시 RPS의 총 실패 확률을  $3 \times 10^{-5}$ 로, 이 중 전기적 원인이  $2 \times 10^{-5}$ , 기계적 원인이  $1 \times 10^{-5}$ 로 설정하였다. 이 값은 ATWS 현안 제기 후 미국 가압경수로에 대해서 수행된 RPS 개선사항을 고려한 값이다. 그렇지만, 이 값은 분석 자료와 분석 기법 등에 크게 의존하는 데 예를 들면, 발전소 원자로 정지자료를 근거로 Salem 원전 사건을 포함한 자료에 대하여 고전적 통계를 사용하면 Westinghouse형 원전은  $2 \times 10^{-4}$ 의 RPS 비신뢰도를 갖는다. 최근의 미국 원전에 대한 RPS 신뢰도 평가에서는 Bayesian 통계를 사용하여 주기적 시험과 비정기 정지 요구 자료를 평가하였을 때  $2.1 \times 10^{-5}$ 의 RPS 비신뢰도 값을 보여 주고 있다[3-3-1-8].

ATWS 완화기능의 실패 확률은 보조급수계통(AFWS) 및 안전주입계통(SIS) 등과 같이 능동기기를 포함한 계통의 신뢰도와 여러 계통 및 기기의 조건에 대하여 원자로냉각재압력경계의 압력이 3200 psig를 초과할 확률을 고려하여 평가된다. SECY-83-293에서는 P(ATWS) 평가 시 각 원전 설계 별로 발전소의 운전 및 주기 시험 자료에 근거한 AFWS와 SIS의 비신뢰도를 사용하였다. AFWS와 SIS 비신뢰도는 Westinghouse형 원전에 대하여 각각 0.001과 0.01을 CE형 원전에 대하여 각각 0.04와 0.05를 사용하였다. 원자로냉각재압력경계의 압력이 3200 psig를 초과할 확률을 결정할 때, USNRC는 이전의 연구 결과로부터 원자로냉각재압력과 감속재온도계수

(MTC)와의 상관성에 주목하였다. MTC는 주기초와 저출력 운전에서 보다는 핵연료 주기 말과 전출력 운전에서 더욱 큰 음의 값으로 접근한다. 주기초나 전출력 미만에 서와 같이 MTC가 양이거나 불충분하게 음일 때 ATWS가 발생한다면 어떠한 계통의 완화 기능도 효과적이지 않을 수 있다. ATWS 동안 RCS를 ASME Service Level C 응력에 해당하는 압력, 즉 3200 psig 이하로 유지하는 데 불충분한 MTC 값을 갖는 기간을 바람직하지 않은 MTC 기간이라고 정의하였다. ATWS 규정 제정 당시 한 주기의 노심 기간에 대하여 바람직하지 않은 MTC 기간 분율을 MTC 과압인자 (MTC OPF)라고 명명하여 PRA의 사건 수목을 구성하는 하나의 인자로 포함하였다. 그래서, 산업체의 이차측 열침원 상실 ATWS 사건 평가 결과에 근거하여 Westinghouse 형 원전에 대하여 터빈정지 시나리오의 경우 0.01, 비-터빈정지 시나리오의 경우 0.1의 MTC OPF가 P(ATWS) 평가시 사용되었다. B&W 및 CE 형 원전에 대하여는 터빈정지 및 비-터빈정지 시나리오에 관계없이 0.5의 MTC OPF가 사용되었다. 이러한 MTC OPF는 RCS 압력이 3200 psig에 달하는 MTC 값을 구한 후, 보수적인 부하 추종 및 원자로 정지 횟수를 고려하여 계산된 한 주기동안에 MTC의 궤적을 이용하여 이 값보다 큰 MTC의 기간이 한 주기동안에 몇 퍼센트에 달하는지를 계산함으로써 얻어진다. 그림 3-3-1-1은 Westinghouse 설계 원전과 CE 설계 원전에 대하여 동일한 MTC 궤적을 가정하였을 때 ATWS 발생 시 바람직하지 않은 MTC 기간을 보여주는 예이다.

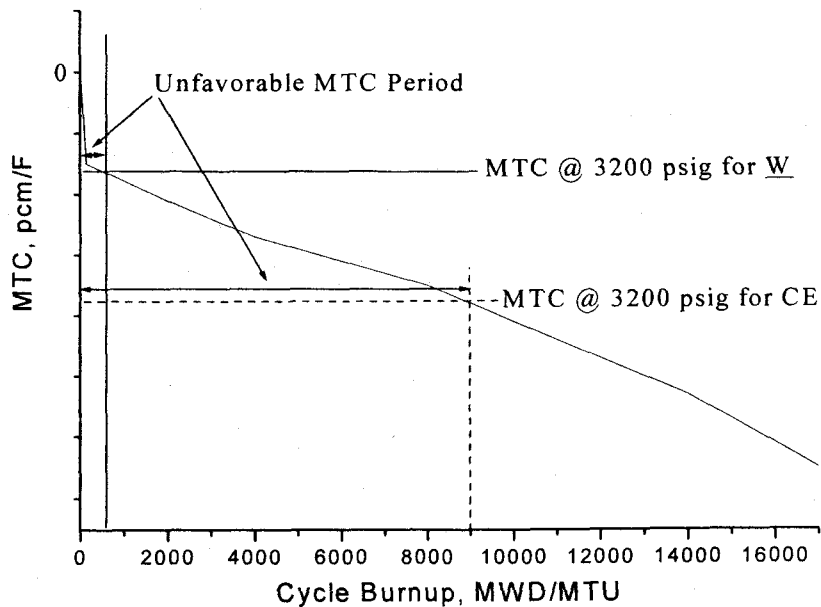


그림 3-3-1-1 MTC 궤적과 ATWS 발생 시 바람직하지 않은 MTC 기간

SECY-83-293에서는 이러한 MTC OPF 값들과 각 원전 유형별 AFWS 및 SIS 신뢰도 자료를 근거로 ATWS 완화기능 실패 확률을 계산하였는데 Westinghouse의 경우가 B&W와 CE의 경우보다 한 승수 높은 ATWS 완화 신뢰도를 보여 주었다.

## 2) 운전원 조치

운전원 조치의 경우 ATWS에 대한 원자로 계통의 열수력적 거동 평가의 일부로서 고려된다. ATWS 규정 제정 당시 운전원 조치에 대한 NRC의 입장은 사고 발생 후 10 분 이내에는 원자로의 수동 정지를 포함한 운전원 조치를 보증해서는 안되며, 원자로와 완화계통의 조건이 운전원에게 가용한 시간에 운전원이 조치를 취하는 것으로 가정해야 한다는 것이다.

운전원은 ATWS 상황을 인지하여, 수동으로 원자로를 정지시키고 RPS MG 세트를 정지시키고, 봉산수를 주입하도록 충분히 교육받는다. Salem 원전 ATWS 발생시 운전원이 30초 내로 원자로를 즉시 정지시킨 것이 그 예이다. 그렇지만, NUREG-1000에서는 Salem 원전 ATWS의 경우 저출력에서 발생하여 충분한 과압 여유와 증기발생기 질량이 있었으며, 출력상승 중이어서 제어판넬을 주목하고 있는 운전원이 ATWS 조건을 즉시 인지하는 것이 가능했기 때문이었다고 밝히고 있다 [3-3-1-9]. 또한, 이 보고서에서는 CE, B&W, Westinghouse 형 원전 설계사의 분석 결과를 근거로, ATWS 발생 시 운전원이 수동으로 원자로를 정지시키지 않는다면 각각 47, 70 및 100초에 원자로냉각재계통이 3200 psig에 도달한다고 기술하고 있다. 이 시간은 운전원이 계속해서 제어판넬을 주목하지 않고 있다면 운전원이 ATWS 상황을 인지하기에 매우 짧은 시간이다. 특히, 제어봉위치 지시기의 고장을 가져오는 원자로정지계통의 고장이 있었다면 운전원이 ATWS 상황을 인지하는 것이 더욱 어려울 수 있다. SECY-83-293에서는 ATWS 발생 초기에 운전원에 의한 원자로 수동 정지를 인정하지 않았다. 대신, 터빈 정지 시나리오를 갖는 ATWS와 같이 운전원이 보조급수계통을 수동 작동시킬 수 있는 시간이 가용한 경우에 운전원에 의한 보조급수의 수동 공급만을 인정하였다.

## 3) 가치-영향 분석

SECY-83-293에서는 ATWS 위험도를 낮추는 방안으로 제시된 산업체의 여러 설계 개선 안에 대하여 VIR 분석을 수행하였다. 가치(Value)는 산업체에서 제안한 설계개선 사항이 P(ATWS)를 감소시키는 효과를 경제적 이득으로 환산한 값이고 영향(Impact)은 산업체에서 추정된 설계 개선에 드는 비용이다. 그래서, VIR이 크면 클수록 설계 변경효과가 크다는 것을 의미한다. 가치는 다음과 같은 대략적인 추정치를 사용하여 계산되었다: 1) ATWS 1 회 발생 당 \$10B의 비용 (1 man-rem 당 \$1,000



로 고려하여 최대 107 man-rem의 ATWS의 방사선학적 효과 추정), 2) 30년의 가동중 원전 평균 수명. 그래서, Value는  $\Delta P(ATWS) \times 1 \times 10^{10} \times 30$  (\$)가 된다.

Westinghouse 원전에 대한 가치-영향 분석 결과는 AMSAC이나 DSS 공히 P(ATWS)를 목표치인  $1 \times 10^{-5}/yr$  이하로 낮출 수 있으면서도 높은 VIR을 가진 설계 개선임을 보여 주었다. P(ATWS)를 더욱 더 감소시키기 위해 DSS를 AMSAC에 추가 설치한다면 기존의 AMSAC에서 요구되는 하드웨어의 많은 부분을 이용할 수 있으므로 DSS 만을 단독 설치할 때보다 훨씬 비용이 줄 것으로 추정하였다. 그렇지만 AMSAC 설치를 선호한 Westinghouse형의 입장에 따라 그리고 AMSAC 설치만으로 P(ATWS) 목표치를 만족시키고 있기 때문에 ATWS 규정에서는 Westinghouse 설계 원전에 AMSAC을 설치하도록 요구되었다. B&W와 CE에서는 그들의 원전에 AMSAC과 동시에 DSS를 설치하는 방안을 제안하였으나 이 설계 개선만으로는 50%에 해당하는 높은 MTC OPF 때문에 P(ATWS) 목표치를 만족하지 못하였다. 그래서, B&W와 CE 설계 원전의 높은 MTC OPF를 낮출 수 있는 방안을 강구하기 위하여 USNRC 전담반이 구성되었다. 전담반은 가연성 흡수봉을 많이 사용하여 MTC를 보다 음의 값으로 낮추고 안전밸브를 추가 설치하면 MTC OPF를 10%로 낮출 수 있다고 제안하였다. 그렇지만, 이 안의 가동중 원전에 대한 VIR은 0.4 정도로 가동중 원전에는 별로 효율적이지 못한 것으로 평가되었으며 ATWS 규정에서는 B&W와 CE에서 제안한대로 AMSAC과 DSS 만을 동시에 설치하도록 요구되었다.

산업체에서 제안한 안을 근거로 10CFR 50.62가 제정되었지만, B&W와 CE 원전에 대한 USNRC 전담반의 견해는 주목할 필요가 있다: “MTC OPF를 10%로 낮추는 방안이 가동중 원전에 대해서는 비효율적이나 신규 원전에는 유효하다.” 더욱이 전담반은 향후 장주기 운전으로 가면서 MTC OPF가 줄어들 것이라는 낙관적 견해를 하였으므로 그 당시 산업체의 제안을 합리화시켜준 측면이 있다(이 경우 전담반은 장주기 운전의 경우 MTC가 보다 양의 방향으로 설계될 수 있다는 고려를 하지 않았다). System80+ 설계는 전담반에 의해서 권고된 바와 같이 기존보다 추가된 안전밸브를 갖추고 있으며 매우 낮은 MTC OPF를 보여주고 있다.

## 다. ATWS에 대한 정보

### 1) 원자로보호계통 설계 및 고장 분석

RPS는 발전소의 주요한 운전변수를 감시하고, 이상 상태 발생 시 경우에 따라 경보를 제공하고 출력을 제어하며 원자로를 정지시키는 안전등급의 계통이다. 원자로정지계통(RTS)은 RPS의 일부로써 원자로를 정지시키기 위해 요구되는 전원, 감시기, 작동 회로, 논리매트릭스, 우회, 연동, 랙, 판넬, 제어판, 구동 기기 등으로

구성된다. RTS는 핵연료의 허용설계제한치가 초과하지 않도록 하는 기능을 제공하며 수동으로 작동될 수 있다.

RTS의 필수설계기준은 어떠한 단일 고장도 원자로정지를 방해해서는 안되며 발전소 운전 중에도 모든 계기의 채널 및 정지 논리는 교정, 시험, 보수가 가능해야 한다는 것이다. 이러한 설계기준에 따라 각 운전 변수를 다중의 채널에서 취득하도록 보호계통은 설계된다. 대부분의 경우에 4 개의 다중 채널에서 각 운전변수가 측정되며, 그 중 2 개 이상의 채널에서 기설정된 조건에 도달하면 경보나 제어봉 삽입 혹은 원자로 정지 등의 기능을 자동적으로 수행한다. 이러한 다중성 설계는 어느 한 부기기에서의 고장에 의해 원자로 정지 기능이 상실되지 않도록 함과 아울러 오신호에 의해 예기치 않은 원자로 정지가 발생하는 것을 막기 위함이다.

원자로정지 기능을 보장하기 위하여 발전소 정기 점검 기간 중에 제어봉 낙하시험이 수행되고 운전기간 중에는 제어봉의 이동 능력을 보장하기 위하여 주기별로 제어봉의 이동 점검을 수행한다. 이러한 시험 및 점검 등은 원자로 정지 계통에 대한 어느 정도의 신뢰성을 보증한다. 또한, 대부분의 설계에서 RPS의 고장분석 결과는 개별의 random failure에 의한 RPS 고장 확률이 요구당 10<sup>-7</sup>이하로 매우 낮다는 것을 보여 준다. 이러한 낮은 고장 확률은 RPS가 고도의 다중성을 고려하여 설계되고 주기적으로 시험되기 때문이다.

독립적인 random failure와는 달리 공통원인고장(CCF)은 잘 정립된 분석 기법이 없다. CCF는 설계, 제작, 운영 및 보수 실패, 기능적 결함 등의 환경적 조건에 의하여 올 수가 있다. CCF에 대한 효율적인 방어의 수단은 다양성을 갖도록 설계하는 것이다. 이러한 다양성의 두 가지 형태는 기기와 기능의 다양성이다. 기기의 다양성의 예로 다른 종류의 정지 차단기나 감지기의 사용 등을 들 수 있다. 기능의 다양성의 예에는 하나의 과도에 대해 다양한 정지 변수에 의해 원자로가 정지될 수 있도록 계측 계통을 구현하는 것이다. CCF의 효과를 분석할 때 하나의 정지 변수가 속한 모든 채널은 불용이라고 가정한다. 일반적으로 이러한 분석의 결과는 감지기부에서는 RPS가 기능적으로 다양하다는 것을 보여준다. 그렇지만, 논리매트릭스 릴레이, 스위치, 정지차단기, 제어봉구동장치 등 뿐만 아니라 정지논리매트릭스(scram logic matrix)로 이끄는 전송기 및 회로들은 종종 완벽한 다양성을 구현하지 못한다. 그래서, NRC의 최근 조사에서 원자로정지차단기(RTB), 채널바이스테인블, 정지 논리 및 릴레이와 같이 다양성이 취약한 성분이 RPS 신뢰도와 위험도에 중요한 것으로 평가되었다[3-3-1-8].

## 2) ATWS에 대한 계통의 거동

가압경수형 원전에 대하여 ATWS 발생시 가장 안전성에 위협이 되는 사건은

전출력 운전 중 주급수 상실(Loss of Normal Feedwater: LONF)이나 부하 상실(Loss of Load: LOL) 등과 같이 이차측 열침원의 기능이 상실되거나 저하되는 경우로 평가되어 왔다. 이러한 사건들은 원자로를 가열시키는 과도로써 원자로냉각재 압력을 증가시켜 원자로냉각재압력경계의 건전성을 위협하게 되는 경우이다. LOL은 발전기 정지, 터빈 정지 또는 복수기 진공 상실(Loss Of Condenser Vacuum: LOCV) 등에 의해서 발생할 수 있으며 이중에서 LOCV가 가장 심각한 결과를 가져온다. 대부분 발전소에서 주급수 펌프는 터빈에서 추기된 증기를 이용하며 다시 복수기로 내보내므로 LOCV는 주급수 펌프의 상실을 가져와 LONF와 유사한 사건 전개를 가져온다.

노심의 열적 성능을 저하시키는 사건들, 예를 들면 소외전원 상실 (Loss Of Offsite Power: LOOP) 등은 핵연료의 손상을 가져올 수 있으나 이로 인한 방사선학적 영향은 ECCS 작동 불능의 대형냉각재상실사고, 즉, 부지선정 기준사고에 의해 제한된다. 다음은 일반적인 가압경수형 원전에서 LONF ATWS 시의 발전소 반응을 요약한다.

- 주급수 또는 복수기 펌프 또는 밸브의 우연한 고장으로 주급수 유량의 급격한 상실이 발생하면 주증기와 주급수 유량의 차이나 증기발생기(SG) 저 수위에 의하여 원자로 정지 신호가 발생한다.
- 하나 이상의 원자로 정지 신호가 발생할 수 있으나 정지 차단기 등의 고장에 의해 원자로가 정지되지 않는 것으로 가정한다. SG로의 주급수 유량이 공급되지 않으므로 증기발생기 수위는 감소한다.
- SG 수위가 감소하여 SG 전열관에서의 열전달은 감소하고 높게 유지되고 있는 원자로 출력 때문에 원자로냉각재 온도와 압력은 증가하기 시작한다.
- 주급수 또는 복수기 펌프의 상실시 보조급수펌프가 자동 작동할 수 있다. 그렇지만 보조급수용량은 노심에서 발생하는 모든 열을 제거할 만큼 충분치 않으며 결국 SG는 고갈된다.
- 1 차측 온도와 압력이 계속 증가하여 가압기 안전 방출 밸브가 열리고 증기를 방출하며 1 차측의 증가된 온도 때문에 냉각재는 팽창되고 가압기 수위는 상승한다.
- 가압기가 만수위에 이르면 안전밸브는 증기대신에 물을 방출하나 1 차측 압력의 급상승을 방지하기에는 부족하므로 압력은 계속 상승한다.
- 원자로 출력은 증가된 물의 온도와 밀도로 인한 음의 반응도 케환에 의하여 감소하게 되고 보조급수계통에 의한 열제거와 가압기 안전밸브를

통한 물의 방출 효과와 결합하여 압력을 감소시키게 된다.

- 가압기 안전밸브가 닫히지 않은 상태에서 증기가 가압기 상부에 다시 존재한 상태에서 발전소 별로 다르지만 3000 psi를 초과하거나 이의 근방에서 최대 압력에 도달하게 된다.
- 발전소 안전 정지를 위한 봉산수 주입은 1 차측이 충분히 낮은 압력이 되어야 가능하므로 긴 시간이 필요하다. 원자로냉각재계통이 이러한 긴 시간동안 높은 압력에 노출되어 있을 때 증기발생기 전열관의 건전성이거나 안전주입계통의 밸브 작동 등에 문제가 발생할 수 있다.
- 증기관에서의 저압이나 수동 조작에 의하여 발생하는 안전주입 신호에 의해 주입되는 봉산수가 노심에 도달하여 충분히 부반응도가 제공되면 발전소는 안전정지 상태로 갈 수 있다.

이러한 발전소 계통 거동은 고리 1 호기 LONF ATWS 계통 거동 평가에서 확인될 수 있다. 위와 같이 이차측 열침원 기능 상실로 인해 원자로 가열을 가져오는 ATWS의 경우 감속재온도계수 효과와 압력방출능력이 사고의 결과를 주도하는 것으로 평가되었다. 일반적으로 음의 값을 갖는 감속재온도계수는 1차 측의 출력을 감소시키는 효과를 주지만, 열제거 감소에 따른 압력증가를 충분히 상쇄할 수 없다. 감속재온도계수가 보다 양의 방향에 있다면 1차 측 출력의 감소 효과가 작아 1차 측의 더욱 급격한 압력 증가를 가져올 것이다. 그림 3-3-1-2는 감속재온도계수의 변화에 대해 ATWS 발생 시 원자로냉각재계통 압력 거동이 어떻게 변하는지 보여 준다.

그림 3-3-1-2는 고리 1 호기 정격 열출력 운전 중 주급수 유량 상실에 대하여 원자로 정지가 발생하지 않는 ATWS에 대한 일차 측 압력 거동을 RELAP5/MOD3.3 beta에 의한 계산 결과이다. 음의 값을 갖는 도플러계수가 출력을 감소시키는 역할을 할 수 있으나 이것은 핵연료의 열적 시정수 때문에 냉각재온도가 충분히 상승한 이후에 작용하게 된다. 사고의 진행과정 중 도플러계수와 감속재온도계수의 결합 효과는 항상 음이므로 결국 원자로 출력은 1차와 2차 측의 에너지를 균형을 이루는 방향으로 가지만, 이 때에는 이미 충분히 높은 원자로냉각재 온도와 압력에 의해 가압기는 만수 상태에 이를 수 있다. 결국, 이러한 가혹한 조건은 원자로를 안전정지 상태로 진입시키기 위하여 봉산수 주입 등과 같은 필요한 조치를 수행하는데 어려움을 야기할 수가 있다.

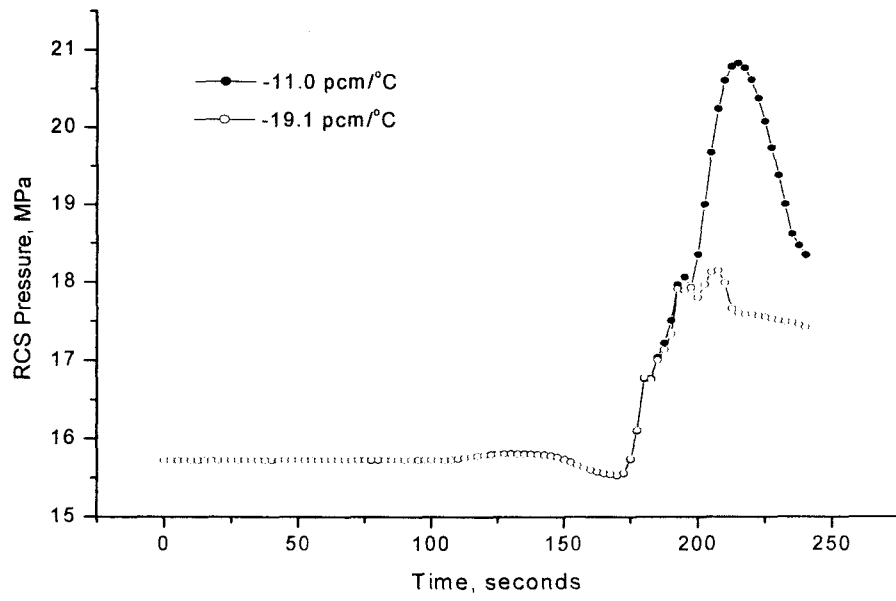


그림 3-3-1-2 고리 1 호기 ATWS 발생 시 다른 MTC 값에 대한 압력과도

## 2. 국내 원전의 ATWS 위험도 평가

10CFR 50.62에 대한 국내 사업자의 주된 입장은 이 규정을 단순히 하드웨어의 설치를 요구하는 규정으로 간주하고, 설계기준초과사고의 관점에서 고려하는 ATWS에 대해서는 ATWS 완화성능의 평가 없이 PSA 및 그의 결과물 (노심손상빈도 등) 만을 가지고 평가한다는 것이다. 이는 아래의 10CFR 50.62 기술 배경에 비추어볼 때 부적절하다.

10CFR 50.62 규정은 ATWS 완화 성능에 따라 ATWS 대처 설비를 설치하라는 의도 하에 제정되었다. SECY-83-293에서는 원전 설계별로 평가된 한 주기동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 비율에 근거한 설계 개선 사항을 도출하기 위하여 ATWS 사건-수목을 구성하였다. 또한 기기 및 계통의 운전 자료를 사용하여 ATWS 위험도 목표치,  $1 \times 10^{-5}/\text{yr}$ 를 만족시킬 수 있는 설계 개선 안을 제안하였다. 그 당시의 노심 및 원자로 설계에 근거하여 Westinghouse 설계 원전은 높은 ATWS 완화 성능을 보여 주었던 반면 B&W와 CE 설계 원전은 그러하지 못하였으므로 AMSAC과 더불어 DSS를 추가하도록 요구되었다. 만약, 한 주기동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 비율이 Westinghouse, B&W, CE 설계별로 동일하였다면 10CFR 50.62에서와 같이 원전 설계별 다른 요건이 제정되지 않았을 것이다. 따라서, 원자로 출력의 상승, 정방향으로 MTC 설계값의 상향 변경 등과 같이 10CFR 50.62 제정 당시의 ATWS 완화 성능을 위협하는 사항에 대해서는 이 요건에 따라 ATWS 완화 성능을 재평가하여야 한다.

여기에서는 SECY-83-293 분석을 근거로 국내 가압경수로에서의 ATWS 위험도 인자를 비교·평가하고자 한다.

### 가. 초기사건 발생빈도

초기 사건 발생 확률은 원자로 정지를 요구하는 과도의 횟수에 직접 관련이 있다. 이는 원전 성능과 직접적으로 관련이 있으므로 규제의 관점에서는 지속적으로 성능을 향상시키도록 요구하는 것이 필요하다. KINS에서 개발·이행 중인 원전별 성능 지표는 초기 사건 발생 확률을 감소시키는 효과가 있을 것이다. 일례로 미국의 경우 10CFR50.62 규정 제정시 고려한 PRA 모델에서는 연간 원자로 불시 정지 횟수를 4회로 가정하였으나 2001년 평가한 보고서에서는 거의 연간 0.5회까지 감소하였다고 밝히고 있다[3-3-1-9]. 국내의 경우 1993년부터 2001년까지 원전별 연 평균 원자로 정지 횟수는 0.5 회에서 2.3 회에 달하며 이는 미국의 경우보다 좀 높은 편이

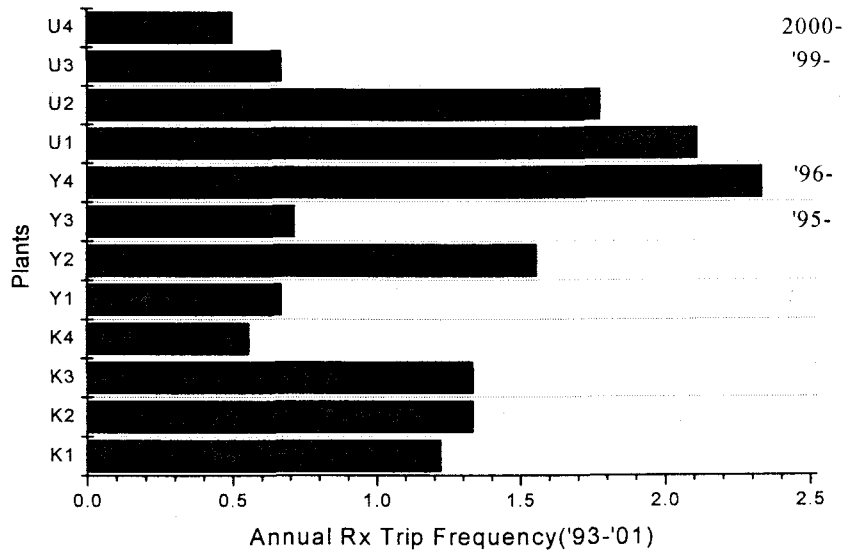


그림 3-3-2-1 발전소별 연간 평균 원자로 정지 횟수

다. 그림 3-3-2-1은 원전별 연간 평균 원자로 정지 횟수를 보여 준다.

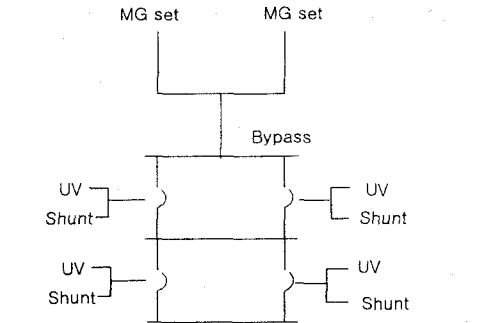
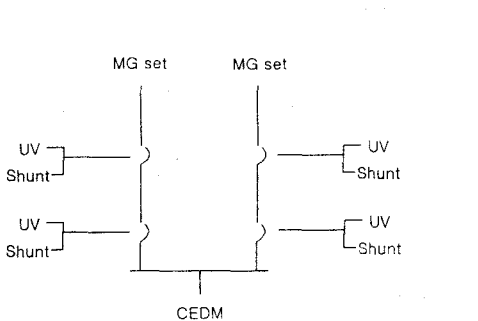
그림에서 올진 1, 2 호기의 잦은 원자로 정지는 취수구에 바다 생물 (새우 떼나 해파리)의 잦은 유입에 기인하였으며 1997년과 2001년 사이에 발생한 연간 4회 내지 6회의 원자로 정지 중 2회 내지 3회는 바다생물의 유입에 기인한 것이다. 영광 4 호기는 첫 주기 운전시 운전원들의 경험 부족과 기기의 잦은 고장에 기인하여 자주 원자로가 정지하였다.

모든 원전에서 ATWS에 의한 노심 손상의 주요 초기 사건이 되는 이차측 열침 원 관련 사건은 상기 원자로 정지 횟수의 반이 채 안되었다. 이러한 결과로 판단할 때, SECY-83-293에서 사용된 연간 4 회의 원자로 정지 횟수에 비교하여 국내 원전의 ATWS 초기 사건 발생빈도는 낮다. 앞으로 지속적인 원전 성능 감시 프로그램이 잘 이행된다면 이러한 발생빈도는 더욱 감소할 것으로 판단한다.

#### 나. 원자로정지 신뢰도

원자로 정지 신뢰도를 향상시키기 위하여 미국에서 ATWS에 대한 규제 조치의 일부가 가동중인 웨스팅하우스형 원전에 반영되었다. 국내 웨스팅하우스형 원전의 경우 기존에 원자로 정지 차단기가 저전압 만에 의해서 자동 개방되던 것을 선트에 의한 정지 기능을 보강하여 둘 중 하나에 의해 원자로가 자동 정지하도록 개선되었다. KSNP형 원전의 경우에는 2 개의 전동기-발전기 (M-G) 세트로부터 전원을 공급

표 3-3-2-1 국내 가압경수로 RPS 기능논리 개략도

Plant Type	Reactor Trip Breaker	Functional Logic
Westinghouse (W)	1/2 RTB, Undervoltage and Shunt	
CE	Selective 2/4 RTB, Undervoltage and Shunt	

받는 각 전력선은 직렬 연결된 두 개의 차단기를 가지고 있으며 각 차단기는 저전압과 션트에 의해 개방되도록 설계되어 있다. 표 3-3-2-1은 국내 가압경수로 RPS 기능논리의 개략을 보여 준다. 이 표에서 수동 정지 부는 표시되지 않았다.

현재 국내 원전에 대해서 미국에서 ATWS 현안이 제기되었을 때보다 원자로 정지 설비가 개선된 것은 사실이다. 그렇지만, RPS 신뢰도의 점추정치(point estimate)는 여전히 큰 불확실도를 가지고 있으며, 특히 국내 원전에 최근 도입되고 있는 디지털화된 RPS 및 ESFAS에 대해서 운전경험이 부족하고 CCF 취약성이 제고되어야 하므로 RPS 신뢰도 문제는 계속 주의해서 다루어져야 한다. 이와 더불어 미국에서 고연소도 및 장주기 운전 등에서 나타난 불완전한 제어봉 삽입 현상 등은 ATWS 현안이 제기된 당시에는 없었던 새로운 현상이며 이는 원자로 정지 신뢰도에 영향을 줄 수 있다.

따라서, 지속적인 RPS 신뢰도에 대한 데이터 확보와 관리를 통하여 RPS 신뢰도를 향상시킬 수 있는 프로그램의 개발이 필요하다.



표 3-3-2-2 ATWS 완화 관련 계통 및 기기

(2002.12 현재)

Operating PWRs	System & Components important for ATWS Mitigation			Remark
	Pressure Relief	SG Type	Diverse PPS	
Kori 1	2PORV,2PSV	W-Delta 60	AMSAC installed	PSV: spring-loaded.
Kori 2	2PORV,2PSV	W-Model F	AMSAC installed	
Kori 3	3PORV,3PSV	W-Model F	AMSAC installation planned	
Kori 4	3PORV,3PSV	W-Model F	AMSAC installation planned	
YongGwang 1	3PORV,3PSV	W-Model F	AMSAC installation planned	POSRV: Pilot Operated Safety Relief Valve
YongGwang 2	3PORV,3PSV	W-Model F	AMSAC installed	
YongGwang 3	3PSV	CE-Sys80 SG	DSS plus AMSAC	
YongGwang 4	3PSV	CE-Sys80 SG	DSS plus AMSAC	
Ulchin 1	3POSRV	F-Model 51B	AMSAC installation planned	
Ulchin 2	3POSRV	F- Model 51B	AMSAC installation planned	
Ulchin 3	3PSV	CE-Sys80 SG	DSS plus AMSAC	
Ulchin 4	3PSV	CE-Sys80 SG	DSS plus AMSAC	

다. ATWS 완화 성능

1) 국내 원자로 설계 및 노심 관리

SECY-83-293에서 고려한 각 설계사 별 ATWS 완화 능력 평가를 국내 원전에 직접 적용할 수 있는 지를 확인하기 위해서 ATWS 완화 관련 계통 및 기기의 설계내용을 조사하였다. 표 3-3-2-2는 압력방출 밸브, 증기발생기 유형, 그리고 ATWS 완화를 위한 설비 등의 설계 사양을 보여 주고 있다.

이 표에서 보듯이 고리 1 호기는 SECY-83-293 당시의 평가 대상과 다른 증기발생기를 가지고 있으며, 울진 1,2호기는 PORV가 없고 안전밸브대신 안전방출밸브(POSRV)를 가지고 있다. 더욱이 울진 1,2 호기는 Westinghouse 형 설계 원전(정격의 40 내지 60 %)과 달리 높은 증기 덩프 용량(정격의 85 %)을 가지고 있어 증기발생기 고갈이 매우 빨리 일어날 수 있다. 영광 3,4호기를 포함한 KSNP 형 원전은 계통이나 기기에 있어 System 80 원전과는 큰 차이가 없으나 노심의 축소와 일부 계통 및 기기의 용량 변경이 있었으므로 SECY-83-293 발간 당시와 다른 상황이다.

Westinghouse와 CE의 ATWS 분석 결과[3-3-1-4,3-3-1-5]를 동일 설계의 국내 원전에 직접 적용하기가 어려운 또 다른 이유는 국내 노심 관리 전략이 SECY-83-293 당시보다 MTC를 양의 방향으로 이동시켜 왔다는 점 때문이다. 표 3-3-2-3은 국내 가압경수로의 노심관리 전략에 따른 MTC 값들을 보여 준다.

표 3-3-2-3 국내 가압경수로 MTC 값

(2001.12 현재)

Oper. PWR	Thermal Power (MWth)	Cycle Max. MTC (cycle #)	MTC TS LCO (pcm/°F)	Reactor Vendor /Loaded Fuel
Kori 1	1723.5	+4.93 (11)	+5 at HZP to 70 %RTP, linearly to zero	W/ W-14x14OFA
Kori 2	1876.0	<0	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-16x16STD
Kori 3	2775.0	+1.01(12)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
Kori 4	2775.0	+1.12(13)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
YGN1	2775.0	+1.05(13)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
YGN2	2775.0	+1.05(13)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
YGN3	2815.0	+1.60(5)	+5 at HZP linearly zero to 50 %RTP	CE/CE-16x16STD
YGN4	2815.0	+3.80(6)	+5 at HZP linearly zero to 50 %RTP	CE/CE-16x16STD
UCN1	2775.0	+1.48(12)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
UCN2	2775.0	+1.67(11)	+5 at HZP to 50 %RTP, linearly to zero	W/ W-V5H
UCN3	2815.0	+4.10(4)	+5 at HZP linearly zero to 50 %RTP	CE/CE-16x16STD
UCN4	2815.0	+0.50(2)	+5 at HZP linearly zero to 50 %RTP	CE/CE-16x16STD

이 표에서 모든 가압경수로는 영출력에서 MTC 제한치가 +5 pcm/°F이며 특히 고리 1 호기와 영광 3,4호기를 비롯한 KSNP는 이러한 제한치에 육박하도록 노심 설계가 이루어지고 있음을 알 수 있다. 현재의 MTC 제한치가 SECY-83-293 발간 당시의 MTC 제한치 0 pcm/°F보다 높기 때문에 주기 전반에 걸쳐 MTC는 정방향으로 이동하여 결국 SECY-83-293 당시보다 한주기동안 바람직하지 않는 MTC 기간 분율을 증가시킨다. 이는 10CFR 50.62 규정의 기술적 근거를 위협할 수 있다.

2) 국내 ATWS 해석 현황

Westinghouse 설계 원전에 대하여 ATWS 해석은 수행된 바가 없었다. 최근 고리 1 호기에 AMSAC을 설치하면서 ATWS 해석의 필요성이 제기되었으나, 한수원은 ATWS 해석을 수행하지 않고 NS-TMA-2182의 민감도 분석 결과를 국내 Westinghouse 설계 원전에 확장 적용하였다. 이러한 확장 적용은 주요 설계 변수에 대한 원자로냉각재계통의 압력 변화가 선형적이지 않아 큰 계산 불확실도를 포함하고 있다. 더욱이 한수원은 한 주기동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 분율을 계산하는데 실제 원전 운전 조건과 다를 수 있는 설계 MTC 궤적을 사용하였다. 실제 원전의 운전 중에 부하의 변동이나 예기치 않은 원자로 정지 등이 상존하기 때문에 설계와 다른 MTC의 궤적을 그릴 수 있다. 확장 적용의 불확실성과 평가에 사용된 MTC 궤적의 비보수성이 존재하지만, 고리 1호기와 울진 1,2호기를 제외한 다른 Westinghouse 설계 원전에서는 ATWS가 발생하더라도 바람직하지 않는 MTC 기간

분율이 한 주기동안에 5 퍼센트를 초과하지 않을 것으로 판단한다. 그렇지만, 향후 출력의 변경이나 MTC를 보다 정방향으로 이동시키게 되면 보다 상세한 ATWS 해석이 필요하다.

고리 1호기에 대하여는 NS-TMA-2182의 민감도 분석결과를 확장 적용하였을 때 비보수적인 설계 MTC 궤적에서조차 바람직하지 않는 MTC 기간 분율이 한 주기동안에 5 퍼센트를 초과한다는 것을 보여 주었다. 울진 1,2호기의 경우 PORV가 없고 안전밸브로써 POSRV를 채택하는 등 프라마툼 원자로 설계이므로 NS-TMA-2182 결과를 직접 적용할 수 없었다. 따라서, 고리 1호기와 울진 1,2호기에 대해서는 ATWS에 대한 계통의 거동과 실제적인 MTC 궤적을 보다 상세히 평가하여 한 주기동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 분율이 5퍼센트 이내임을 입증하여야 한다.

CE 설계를 모델로 삼고 있는 KSNP의 경우 System 80 원자로를 들여오면서 노심의 축소 등이 있었으므로 System 80 원자로와는 다른 ATWS 계통 반응을 가질 수 있음에도 ATWS에 대한 해석은 수행되지 않았다. 또한, 표 3-3-2-3에서 보는 바와 같이 장주기 운전을 채택하면서 정방향으로 많이 이동한 MTC값은 SECY-83-293 분석 당시보다 원자로냉각재계통 압력을 증가시키는 요인을 제공한다. 그럼에도 불구하고 KSNP 각 발전소의 PRA 평가에서는 System 80+에서 사용한 0.01의 MTC OPF (한 주기동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 분율)를 아무런 검증 없이 사용하고 있으므로 이 값은 ATWS 해석을 통하여 검증되어야 한다. 더욱이 SECY-83-293 규제 분석 결과를 참조할 때 이와 같이 큰 MTC OPF는 ATWS 위험도 목표치,  $1 \times 10^{-5}/\text{yr}$ 를 만족시킬 수 없다. 10CFR 50.62 요건 제정 당시 이처럼 큰 MTC OPF를 허용할 수밖에 없었던 이유는 이를 줄이기 위한 추가의 설계 변경이 매우 낮은 VIR을 가져 오기 때문이었다. SECY-83-293에서의 사건-수목 및 데이터를 사용하면, CE 설계를 모델로 하는 신규 원전에 대해서는 한 주기 동안의 바람직하지 않는 MTC 기간 분율이 20 퍼센트 이하는 되어야 할 것으로 판단된다.

## 제 4 절 신형경수로1400 IRWST 및 배관건전성 평가

어떤 원인으로 인하여 원자로 냉각 계통(RCS : Reactor Coolant System)에서 냉각재의 누설이 일어나면 냉각재의 절대량이 부족하게 되어 계통 중의 압력이 낮아지고, 냉각재는 순간적으로 고온 고압의 과열 수증기가 되며 노 내의 온도 또한 급격히 증가하여 전 시스템의 안정성이 심각한 위협에 처하게 된다. 이와 같은 위협은 POSRV(Pilot Operated Safety Relief Valve)가 작동됨으로서 해소된다. 즉, 임계 압력에 도달하게 되면 POSRV가 개방됨과 동시에 냉각 계통 내 고온·고압의 과열 수증기는 방출 배관 계통을 통해 IRWST(In-containment Refueling Water Storage Tank) 내부에 잠겨 있는 스파저(sparger)를 통하여 방출된다. 스파저를 통해 방출된 수증기는 열 흡수 기능의 IRWST 수조(water pool)에서 응축되어 물로 상변화 하면서 가지고 있던 높은 에너지를 잃게 되고 계통은 안전하게 작동한다. 또한 새로운 냉각재가 계통 내로 유입되어 RCS 내의 온도가 내려감으로서 위협은 해소된다. 그러나 POSRV에 의해 방출되는 충격파와 과열 증기는 스파저에 도달하기 전까지 약 80m 거리의 각종 형상을 띄고 있는 방출 배관을 거쳐야 한다. 154bar의 과열 증기가 POSRV의 순간적인 개방(0.0017s)으로 방출된다면 이때의 충격파 마하수는 3.0 정도이며 기류의 마하수는 1.3 정도이고, 관 내의 압력 점프는 정지 상태의 24배에까지 이르게 된다. 이와 같이 POSRV가 순간적으로 개방되게 되면, 비록 RCS 내의 위협은 해소된다 하더라도 충격파나 기류가 약 80m 거리를 이동하는 동안 IRWST와 연결되어 있는 하부 배관 계통 및 지지 구조물 그리고 마지막 방출부인 스파저에는 상당한 부하가 부가되게 된다. 이러한 이유는 고압의 기체가 격리되어 있다가 순간적으로 격리가 해제되어 저압부로 진행할 때 일어나는 현상으로 기류의 이동과 동시에 미소 진폭 파인 음파가 발생하고 이와 같은 경우에는 이러한 음파가 강하여 압축파의 형태로 진행하게 된다. 더욱이 POSRV에서와 같이 압력비가 큰 경우에는 유한한 시간 동안 발생하는 압축파들이 통과한 영역의 온도를 높여서 뒤따르는 압축파의 속도가 증가하게 되고, 결국에는 압축파들이 집적되어 강한 충격파가 되기 때문이다. 충격파가 통과한 영역에서는 충격파만큼의 압력이 유지되어 POSRV 하부 배관 등에 중대한 위협을 끼칠 수 있게 되는 것이다.[3-4-1,3-4-2]

따라서 현재는 POSRV가 비상시 개방될 때 요구되는 하부 구조물의 안정성을 확보하기 위하여 POSRV의 개방 시간을 1.7s로 길게 하고 IRWST 내의 스파저 직전에 Load Reduction Ring을 설치하여 사용하고 있다. 개방 시간을 길게 하면 POSRV가 매우 짧은 시간에 개방되는 경우에 비하여 POSRV 하류에서의 유동 물성치의 변화량의 기울기가 완만해져 구조물 안정성 확보에는 유리하지만, 직접적으로 벽면

등에 미치는 정량적인 유동 해석은 완전하게 되어 있지는 않고, 더불어 RCS 내부의 과열 수증기를 완전히 제거하는데 필요한 밸브 개방 시간도 알려져 있지 않다. 또한 지금까지는 충격파가 개방된 고체 벽면을 따라 전파하는 경우에 발생하는 충격파의 반사 형태나 삼중점(triple point)의 궤적 변화, rolling-up, kink 현상 문제 등에 미치는 벽면의 형상이나 각도, 입사 충격파의 마하수, 기체 매질의 종류 등의 영향은 상세하게 조사되어 있어서 충격파의 역학적 특성이 비교적 잘 알려져 있었다.[3-4-3]

그러나 원전의 POSRV와 같이 압력비와 온도가 대단히 큰 경우에 대한 연구는 장치 설계상의 어려움, 충격파의 전파 마하수가 너무 크게 됨에 따른 각종 센서의 정도상의 문제, 높은 충격파 마하수에 기인된 온도와 압력의 갑작스런 증가에 따른 측정 장치의 인내성 때문에 연구가 거의 이루어져 있지 않은 실정이다. 그리하여 지금까지 실험적 연구인 경우에는, 충격파의 전파 마하수가 크지 않다고 하더라도 극히 짧은 시간 내에 유동장을 측정하여야 하기 때문에, 충격파가 관 내를 전파하는 유동장에 관해 압력비가 낮은 경우에 대하여, 고체 벽면에서 측정된 비정상 압력이나 가시화 결과로부터 전파 충격파에 의해 유기된 유동장을 역시 정성적으로 이해하여 왔을 뿐이다.[3-4-3~3-4-8] 또한 수치 계산의 경우에 있어서도 과도한 계산 시간으로 인하여 관 내의 극히 제한된 영역에 대해서만 유동 특성을 해석하였다.[3-4-9~3-4-14] 특히 POSRV와 같이 연속적으로 개방되는 밸브를 통해 유출된 고압 분출류의 유동 전파 메커니즘에 관한 연구 또한 완전하다고는 할 수 없다.

따라서 본 연구에서는 PWR(Pressurized Water Reactor) 원전 냉각 배관 계통의 안정성을 확보하기 위해 설치한 POSRV가, 순간 개방 및 점진 개방되는 경우를 수치 및 실험적 방법으로 해석하는 것을 목적으로 한다. 이를 위해 우선 본 연구의 수치 해석 기법을 검증하기 위하여 POSRV가 순간 개방 되는 경우에 있어서, 밸브 개방 이후의 다양한 배관 계통에 대한 유동 해석을 상용 코드를 사용하여 수행한다. 또한 충격파관을 사용하여 T-junction에서의 충격파 거동을 가시화하고, 그 결과를 상용 코드를 사용한 수치 해석 결과와 비교하였다. 이와 같이 하여 수치 해석 기법의 타당성을 확보한 후, 실제 POSRV의 작동 조건을 적용하여 POSRV가 순간 개방되는 경우에서 T-junction, 108°elbow, Branch 형태의 배관 계통에 있어서의 충격파 거동과 벽면에서의 하중을 수치 해석하였다.[3-4-15]

이러한 수치 해석 결과를 바탕으로 하여 관로에 부가되는 부하가 가장 크게 되는 형상인 T-junction형 관로에서, POSRV가 순간 개방 및 점진 개방되는 경우를 해석하기 위해, POSRV와 개방 형태가 닮은 2차원적인 밸브가 개방 시간이 서로 다른 두 가지 개방 시간을 가지는 경우에 대하여 수치 해석을 수행하고, 이를 비교 및 검토하였다.

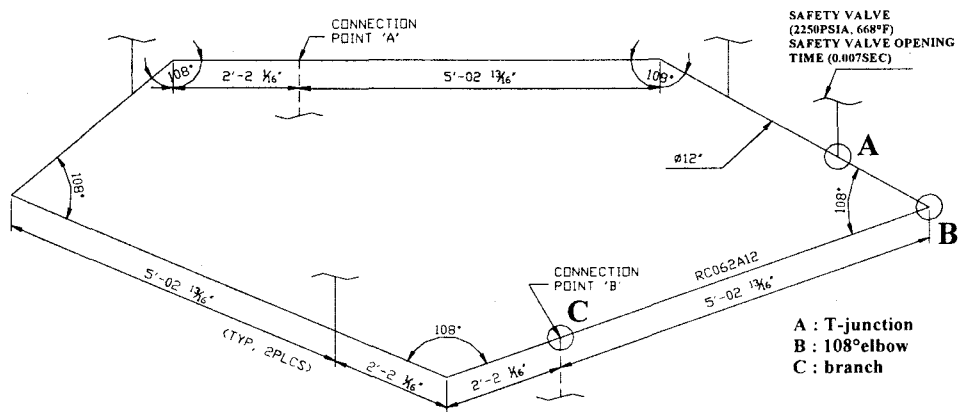
또한 실험을 통하여 POSRV의 밸브 개방 시간이 정성적으로 얼마간의 압력과 부하 강하를 일으키는지를 조사하였다. 그림 3-4-1은 실제 POSRV의 하부 배관 시스템의 개략도를 나타낸 그림이다. POSRV는 Reactor vessel의 상부에 위치하고 있으며, POSRV의 개방과 동시에 유동은 T-junction, 108° elbow, branch를 통하여 하부 배관 계통으로 전달된다. 이 세 부분의 상세도를 아래에 나타내었다.

본 연구에서는 이 세 부분의 기하학적 형상에서 각각 POSRV가 순간적으로 개방되었을 경우에 세 unit에서 각각 유동 해석과 벽면에 가해지는 하중을 구하였다. 또한 덕트의 직경은 30.48cm로 일정하며, 덕트의 길이는 충격파가 형성되어 전파된 이후, 다시 하나의 수직 충격파 형태가 되는 거리를 최소 기준 거리로 하여 수치 해석에 필요한 검사 체적을 설정하였다. POSRV는 원자로 내의 수증기의 압력과 온도가 각각 154atm, 626K로 되었을 때 밸브가 거의 순간적(개방 시간 0.007초)으로 개방되는 것으로 하였다.

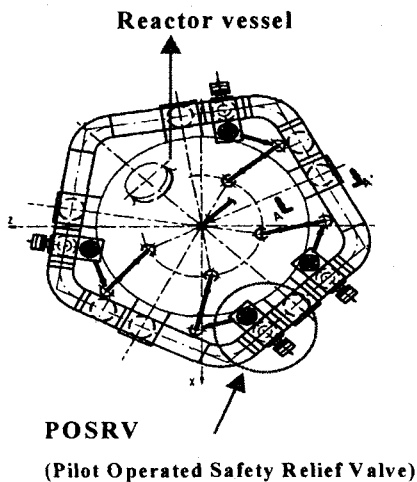
참고로 Ikui[3-4-16] 등은 비교적 큰 관 직경의 충격파관에서 압력비에 따라 관의 등가 직경이 충격파 마하수 변화에 주는 영향에 대하여 조사하였고, 게다가 파막 시격막 근방의 유동과 충격파의 형성 과정 및 형성 거리를 실험 및 수치 해석적으로 조사하였다. 이 연구에 따르면, 관의 등가 직경의 약 1.3배 되는 지점에서부터 3차원적인 약한 충격파 면이 생기기 시작하고, 이후 2.4배 되는 지점에서부터 2차원적인 평면 충격파 면으로 되는 결과를 얻었다. 이후 약 15배 이상의 거리에서 완전한 수직 충격파가 되었다. (현 실험 장치에서의 등가 직경은  $4 \times (\text{관 단면적} / \text{둘레 길이}) = 4 \times 60 \times 60 / 240 = 60\text{mm}$ 이고, 위의 연구의 결과로부터 본 장치에서의 충격파 형성 거리는 약 860mm 정도로 나타났다.) 그러나, 이 결과는 격막이 순간적으로 개구된다는 단순 이론을 바탕으로 한 결과이기 때문에, 실제 충격파 형성 거리는 이보다는 좀 더 길게 나타난다. 또한 Oota[3-4-17] 등의 연구에서는 초기 압력비  $P_4/P_1$ 와 격막의 개구 시간에 따른 충격파 형성 거리에 대하여 수치 해석적으로 조사하였다. 이 연구의 결과 중 하나를 그림 3-4-2에 나타낸다. 충격파의 형성 거리는 저압실의 초기 상태와 격막 개구 시간에 의존하는데, 이를 실제의 POSRV에 적용 해보면, POSRV가 완전히 개구되는 시간이 약 1.7s이고, 저압실은 대기압 상태이다. 따라서 그림 3-4-2의 그래프로부터 충격파의 형성 거리는 약 3500m 정도로 나타나며, 현 실험 장치에서 점진 개방하는 경우에는 약 300m로 나타난다. 이러한 결과로부터 밸브를 점진 개방하게 되면 충격파는 발생하지 않게 되어 실제의 POSRV에서는 충격파에 의한 관로의 부하는 없다고 판단할 수 있다. 즉, 단순 이론에서와 같이 격막 또는 밸브가 거의 순간적으로 개방되지 않고 유한한 시간을 가지고 개방되게 된다면, 충격파는 발생하지 않아서 벽면에 부가되는 부하는 충격파에 의해 부가되는 것이 아니라, 기류에 의해 부가되는 것이라 할 수 있고, 따라서 본 연구에서 이러한 결론을

바탕으로 하여 점진 개방을 하게 되는 경우에 대해서는 관로 내에서 압축파의 전파는 존재하지만 급격한 압력 변동을 수반하는 충격파의 발생은 없다고 하고, 단지 기류만이 관로에 부하를 추가하기 때문에, 이에 대해 초점을 맞추어 분석하고, 순간 개방의 경우와 비교하였다.

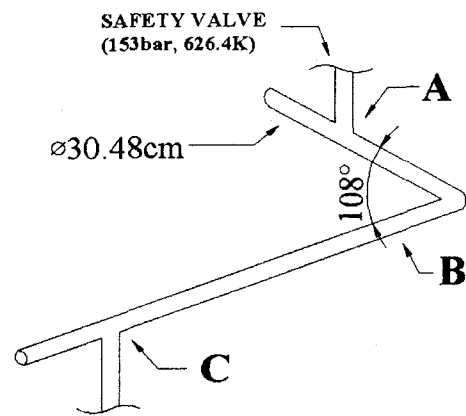
아울러, 응축 수조에 잠긴 스파저를 통한 공기 방출시 수력학적 거동에 대한 수치적 연구는 상용 프로그램인 FLUENT 6.0으로 Model for analysis of two-phase flow : VOF(Volume of Fluid) 모델을 사용하여 water clearing 및 air clearing 구분하여 수행하였다. 이에 상세한 내용은 본 연구에서 발간한 주제기술보고서 KINS/HR-520[3-4-18]과 KINS/HR-580[3-4-19]에 수록되어 있으므로 본 보고서에서는 연구결과를 요약하여 제시하였다.



(a) Subsystem of POSRV



(b) Plane view



(c) Detail of A, B, C parts

그림 3-4-1 POSRV 부계통(subsystem)

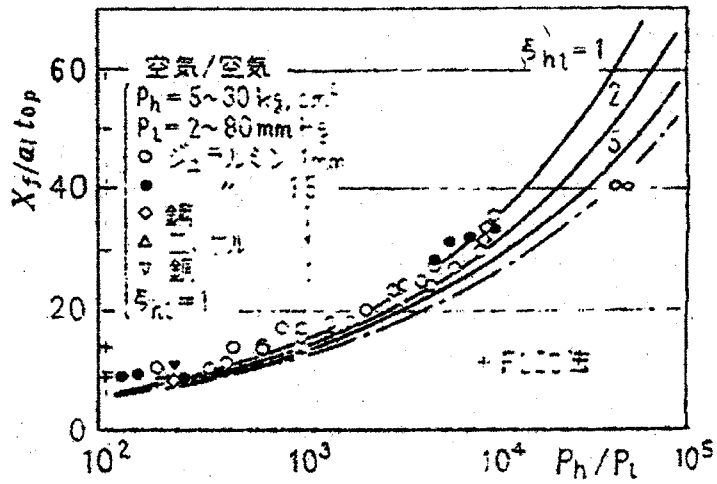


그림 3-4-2 Diaphragm에서 충격파 형성 거리

### 1. 배관 유동 특성 분석

신형경수로1400에 설치된 POSRV 하부 배관 계통에서의 유동을 해석하고, POSRV가 순간적으로 개방 되는 경우에 있어서 각 배관 부품 즉, T-junction, 108° elbow, branch에 작용하는 부하를 수치 해석적으로 구한 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 충격파관에 T-junction을 설치하여 실험하고, 이를 FLUENT 6.0를 이용한 수치 해석 결과와 비교한 결과 매우 잘 일치하는 것으로 나타났으므로 POSRV 하부 배관 계통의 유동 해석에 사용될 수치 해석의 타당성을 확보할 수 있었다.
- 2) 실제 POSRV의 하부 배관 계통 중에 T-junction, 108° elbow, branch에 동일한 수치 해석 기법을 적용하여 얻어진 초기 입사 충격파는 관 내에서 반사와 회절, vortex 간섭 등의 현상을 겪은 후, 관 직경의 약 3배 이상 되는 지점에서 유입 충격파와 강도가 거의 같은 새로운 수직 충격파 형태가 되었다.
- 3) POSRV 하부 배관의 각 부품에 작용하는 최대 하중을 계산한 결과, T-junction, 108° elbow, branch의 순서로 나타났다.



## 2. POSRV의 개방 시간에 따른 영향

충격파관과 POSRV에 상사시킨 밸브에 대하여 개방 시간을  $t_{de}=1\text{ms}$ ,  $t_{de}=2\text{ms}$ 로 하여 순차적으로 밸브를 개방한 경우의 유동 특성을 수치 해석하였다. 또한 충격파관을 이용하여 실제 POSRV와 같은 개방 시간을 가지는 밸브에 대하여 개방 시간을  $t_{op}=0.18\text{s}$ ,  $t_{op}=0.20\text{s}$ 로 하여 순차적으로 밸브를 개방하는 경우, 수치 해석 결과에서 가장 부하가 크게 나타난 T-junction의 벽면에서 압력을 측정하였다. 이 측정 결과를 바탕으로 하여 부하를 산출하고, 각 개방 시간이 벽면에 미치는 영향을 비교한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 충격파관과 두 가지 순차적 개방 밸브의 유동 특성을 수치 해석한 결과 하류에서 뚜렷한 분류의 형상 차이를 보였다. 즉 점진 개방을 하였을 경우, 충격파관에서 파막에 의한 충격파의 전파와는 달리 밸브가 노즐의 역할을 하여 개방 초기에 강하게 부족 팽창된 분류 구조를 가지는 유동 특성을 보였다.
- 2) 점진적으로 개방한 두 가지 개방 시간의 경우에 있어서, 강한 분출로 인한 압축파는 발생하였지만, 충격파관에서의와 같은 상태량의 불연속면인 충격파는 예측되지 않았다.
- 3) 실험 결과로부터 순간 개방의 경우에 있어서, 충격파의 회절이 일어나는 벽면 A보다 충격파가 직접 충돌하고 반사되는 벽면 B에서 높은 압력이 측정되었다.
- 4) 점진 개방의 경우에 있어서는 기류가 전향되는 벽면 A에서 보다 기류가 직접 충돌하는 벽면 B에서 높은 압력이 나타났다.
- 5) 순간 개방의 경우, 벽면 B에서는 압력비와 무관하게  $y/d$ 가 약 0.7 인 곳에서 반사파의 반사가 측정되었고,  $y/d$ 가 2.0 이상일 때 압력파들은 소산되었다.
- 6) 벽면에 부가되는 부하는 압력비가 낮을수록, 개방 시간이 길수록 낮은 부하를 나타내었다. 즉 동일한 압력비에서 점진 개방의 경우, 벽면 B에서 약 25%의 부하 강하가 일어났다.
- 7) 이러한 수치 해석 및 실험 결과로부터, 비상시 사용되는 POSRV의 개방 시간은 냉각 계통 내의 최고 압력을 충분히 해소할 수 있는 한도 내에서 가장 느리게 개방하여야 할 것이라 판단된다.

### 3. 스파저(Sparger) 유동 해석

스파저 유동 해석을 위하여 스파저 header에서 얻어진 실험 데이터를 이용하여 스파저 유동을 해석한 결과는 다음과 같다.

- 1) 스파저를 통한 물 방출(water clearing)은 스파저 hole 주위에 상변화(phase change)가 없어서 해석이 가능한데, 해석 결과 시스템적으로 안정하고 스파저 유동해석에서는 공기 방출(air clearing)과 증기 방출(steam clearing)에 초점을 맞추어야 한다.
- 2) 스파저를 통한 공기 방출(air clearing)은 load reduction ring과 스파저 head 주위의 유동 영역에 물과 공기가 공존하는 것을 해석하기 위해서 VOF(Volume of Fluid) 모델을 사용하여 0.2초 동안 수행하였다.
- 3) 스파저를 통한 증기 방출(steam clearing)동안 수조의 온도가 상승하게 되는데 응축 수조에서 열수력 현상은 모사하기 어려운 것으로 판단된다.

## 제 5 절 원자로계통 열성층 현상에 대한 실험적 평가

원자력발전소의 정상운전 및 기동정지나 고온대기와 같은 운전조건에서 원자로냉각재계통과 연결된 분기배관내의 체크밸브(Check valve) 또는 격리밸브(Isolation valve) 등의 누설이나 난류침투, 배관을 통한 열전달 등으로 인하여 배관 내에 열성층 현상이 발생하게 된다. 이러한 배관 내 열성층 현상은 배관에 열적 응력(Thermal stresses)이 발생하고, 이 열적 응력이 변화, 반복함에 따라 열적 피로(Thermal fatigue)에 의하여 배관의 특정부위에 크랙(Crack)이 발생, 성장하거나 배관이 본래의 위치에서 이탈하여 휘어지고, 배관의 지지대가 파손되는 등의 심각한 배관 손상의 원인이 되고 있다. 이와 같은 열성층 현상이 발생하는 원전의 주요 배관은 가압기 밀림배관, 주급수계통, 안전주입계통, 잔열제거계통 및 화학체적제어계통 등이며 외국의 사례가 이를 뒷받침 하고 있다.

열성층 현상에 의한 원자로냉각재계통에 연결된 분기기배관에서 균열이 발생하여 냉각재가 누설되는 사고가 1987년 Farley 2호기 발전소에서 발생한 이래로 미국 NRC는 Bulletin 79-13[3-5-1], 88-08[3-5-2] 및 88-11[3-5-3]를 통해서 주급수배관, 원자로냉각재계통과 연결된 분기배관 및 가압기 밀림배관 등 열성층 현상이 빈번할 것으로 예상되는 배관에 대해 해석적 평가, 설계 개선 또는 비파괴검사를 이용한 배관의 건전성을 입증하도록 요구하고 있다.

한편 미국 전력연구원(EPRI, Electric Power Research Institute)은 1991년 까지 미국 내외의 가동 원전에서 발생한 열성층 손상사례를 조사하고 이를 데이터베이스화 하였는데, 비정상 하중에 의한 피로손상 가능성의 몇몇 예를 제외하고는 대부분 실제로 발생된 손상 사례에 대한 내용이다.[3-5-4] 이 자료에서 손상이란 누수(Leakage) 또는 피로관련 균열(Fatigue-related cracking)에 해당되며 피로에 의한 압력경계파단(Gross pressure boundary rupture)은 보고 된 바 없다. EPRI의 자료에는 약 446개의 피로손상 사례가 정리되어 있는데, 이들 중 형태별로 보면 275개 사례는 가압경수로(PWR, Pressurized Water Reactor), 171개 사례는 비등경수로(BWR, Boiling Water Reactor)에서 발생한 피로손상이었다. 또한 손상의 형태로 구분하면 약96개의 사례는 열적 피로(Thermal fatigue)이고, 약 350개의 사례는 진동피로(Vibration fatigue)와 관련된 손상이었다. 진동피로는 일반적으로 소구경 배관에서 발생하고, 원전의 안전성에 큰 영향을 주지 않았기 때문에 사고빈도가 많음에도 불구하고 크게 문제점으로 부각되지 않고 있는 반면에, 열적 피로에 의한 손상은 많은 원전의 안전성과 관련된 사고사례가 빈번하게 발생하기 때문에 관심의 대상이 되고 있다.

또한 현재까지 국내 상업운전중인 원자력발전소에서 열성층 현상에 의한 사고 사례는 보고된 바 없으나, 국내의 규제입장은 원자로냉각재계통과 연결된 분기배관 중 수평배관에 대해 특수 초음파검사의 수행을 권고하고 있다.

또한 최근에는 피로 균열이 발생할 것으로 예상되는 수직배관 및 엘보 등에도 특수 초음파검사를 하도록 권고하는 등 가압기 밀림관 및 원자로냉각재계통과 연결된 격리 불가능한 분기배관에서의 열성층 발생 가능성 및 이에 대한 대책을 강화하도록 조치하고 있다.

한편 국내 원전에 대한 열성층 설계관행은 주요배관에 대해서만 열응력을 반영하고 안전 1등급의 분기배관에 대해서는 열성층에 의한 열응력을 반영하지 않고 있다. 따라서 현재 운전 중인 원전에 대한 열성층으로 인한 사고예방과 안전대책 및 조치 수립을 위해서는 계통내의 수많은 부위 중 열성층 발생이 예측되는 부위를 결정하는 열성층 선정기준이 필요하며 이에 따라 그 부위에 대한 열성층 해석코드의 정밀 분석과 응력해석이 뒤따르며 정밀검사 및 감시조치가 취해질 수 있다. 이를 위해서는 열성층 선정기준, 부위선정, 온도분포 및 열응력 해석 등의 이론 및 실험연구가 필요하다.

원자로 냉각재계통(RCS)에 연결되어 있는 잔열제거계통(RHR) 및 비상노심냉각계통(ECCS) 배관에서는 격리밸브(Isolation Valve)와 체크밸브(Check Valve)를 통하여 RCS의 고온수가 유출되거나 외부 수원의 저온수가 유입되어 계통이나 배관내에 저온수와 고온수가 섞이지 않고 따로 분리되는 열성층 현상이 자주 발생한다. 이로 인해 배관에 열응력이 반복적으로 발생하여 배관손상이 일어날 수 있다. 또한 누설 또는 유입된 유체는 상당한 온도차와 누설유량이 미량이므로 잘 혼합되지 않고 경계층을 이루며 이 경계층이 경계면의 불안정으로 인해 수시로 변한다. 이러한 경계면의 수시 변화를 경계면 주위에 열응력을 주기적으로 야기하여 열적 피로의 원인이 된다. 그 밖에도 유동이 상존하는 주 관로에 연결된 유동이 없는 연결부에서는 주 유동의 난류영향으로 연결부의 상당부분까지 유동이 침투하게 되며 이때 두 유체의 온도차가 존재하면(통상 온도차가 있음) 열적피로를 야기할 수 있다.

이러한 열성층이나 난류침투 등으로 인한 배관의 손상은 원전의 운전과 안전에 매우 중대한 영향을 미치므로 대책과 조치·감시 등이 필요하다. 이를 위해서는 열성층 선정기준에 따라 열성층 감시 및 해석 대상이 결정되어야 한다. 또한 다양한 열성층 Mechanism에 대한 이해와 영향 등의 연구도 필요하다.

이런 배경 하에서 본 연구에서는 국내원전 중 설계 자료가 충실하고 충분한 운전경험을 가진 울진발전소를 대상으로 잔열제거계통과 안전주입계통에 대한 실증 실험을 통해 열성층 선정기준과 관련된 난류침투깊이, 밸브와 배관을 통한 열전달

이 열성층에 미치는 영향 등을 분석하였다. 이에 대한 상세한 내용은 본 연구에서 발간한 주제기술보고서 KINS/HR-519[3-5-5]와 KINS/HR-579[3-5-6]에 수록되어 있으므로 본 보고서에서는 연구내용을 요약하여 정리하였다.

## 1. 열성층 현상 실험

### 가. 실험장치

원자력발전소 분기관의 열성층 실험 연구 대상 배관은 EPRI 열성층 선정 기준 등을 토대로한 국내 발전소에 대한 열성층 배관 선정 기준에 의하여 원자로냉각재계통 배관을 포함한 안전주입 배관과 정지냉각계통 배관으로 선정하였다. 이와 같은 절차에 의하여 선정된 실험 대상배관에의 대상발전소를 옮긴 3,4호기로 하였다.

본 연구의 주요 관심 대상인 원자로냉각재계통의 고온관과 저온관을 살펴보면, 우선 고온관은 원자로용기와 증기발생기를 연결하는 2개의 42" 배관을 지칭하며 각 고온관의 하부에 정지냉각계통(Shutdown cooling system)의 16" 출구 노즐이 분기 연결되어 고온관 안전주입 유로를 형성하며, 1번 Loop 고온관의 정지냉각계통 노즐에는 재장전수 수위지시기와 원자로배수탱크(Reactor drain tank)의 연결부가 있다. 저온관의 경우에는 원자로냉각재펌프를 중심으로 흡입 저온관과 방출 저온관으로 나눌 수 있으며, 실험 대상인 원자로냉각재펌프 방출저온관은 냉각재펌프와 원자로용기를 잇는 4개의 30" 방출관으로 열소매가 부착된 14" 안전주입노즐이 연결되어 있다. 원자로냉각재계통과 안전주입계통(Safety Injection System, SIS)을 연결하는 4개의 연결배관 중 30" 의 저온관에 14" 의 안전주입배관이 연결되어 있다. 이러한 안전주입배관은 사고 시 안전주입탱크(SIT)와 고압안전주입(HPSI) 펌프로부터 저온의 안전주입수를 원자로냉각재계통의 저온관으로 공급하게 된다. 고온관과 정지냉각계통(Shutdown Cooling System, SCS) 배관과의 연결부위는 원자로냉각재계통에 연결된 분기배관들 중 가장 큰 직경이 16"이다.

실험 대상 배관에 대한 SI 배관과 SCS 배관의 배치도를 검토하여, 실험 대상 범위를 모관을 포함한 분기관의 첫 번째 밸브 이후부분까지로 정했다. 실제 실험장치는 실험조건에 맞추어 이 부분을 간략화 하였다. 실험장치는 1/10로 축소 설계 제작하였다. 그림 3-5-1-1은 실험 장치를 설계한 도면으로 안전주입계통 배관과 정지냉각계통 배관을 하나의 모관에 설치하였다.

앞서 언급한바와 같이 안전주입배관 및 정지냉각계통 배관에 대한 열유동 모사를 위한 실험 장치를 설계 및 설치하였으며, 밸브의 작동상태는 (밸브 격리 시, 밸브

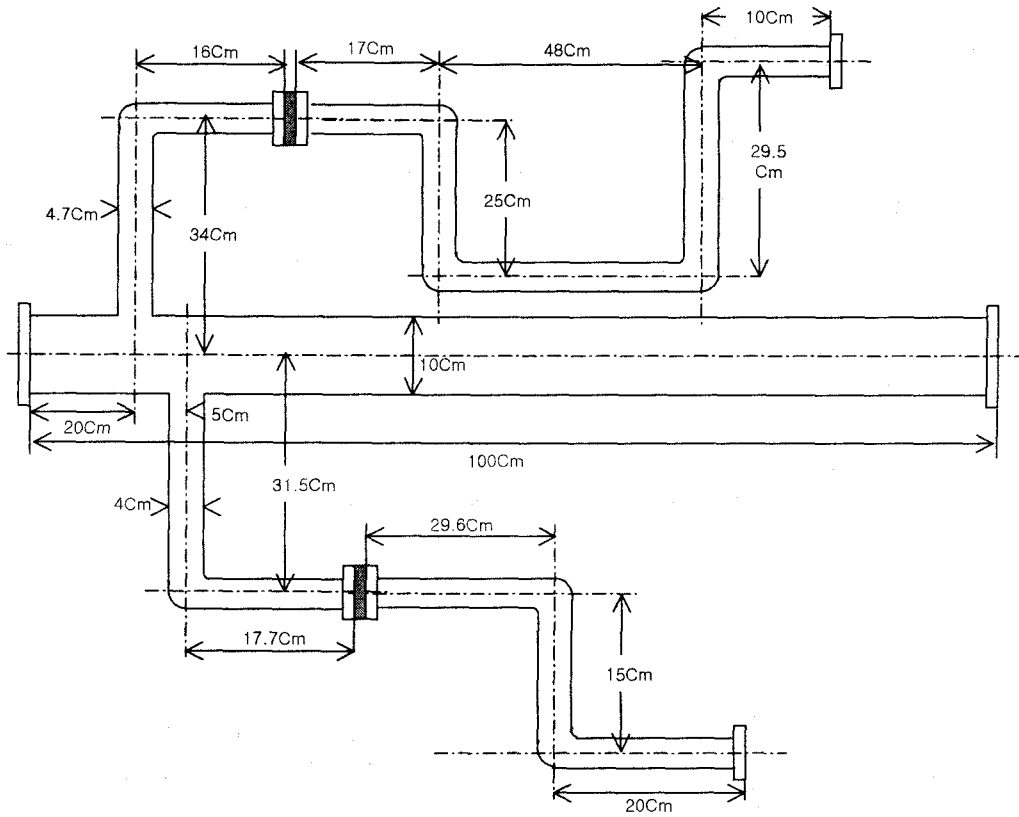


그림 3-5-1-1 실험 장치 배관 도면

의 누설 및 유입 등) 배관내의 카드형태로 모사 설계 및 제작 하였다. 밸브 격리 시 온도분포 실험에는 막힌 원관의 형태로 카드를 제작하여 설치하였고, 밸브의 누설 모사에는 단면적의 5%가 파손되어 누설 및 유입이 된다고 가정하여 그림 3-5-1-2와 같이 제작하였다.

실험 장치의 모관에 흐르는 유량은 실험 대상 원전인 울진 3, 4호기 및 영광 3, 4호기의 물성치 및 경계조건들을 검토하여 배관과 실험장치에서 무차원 변수인 Richardson 수가 동일하도록 결정하였다. 실험장치에 대한 개략도는 그림 3-5-1-3과 같다. 실험장치는 수조, 가열기, 펌프, 아크릴 파이프, 유량계, 밸브, 온도 측정장치 등으로 구성되어 있다.

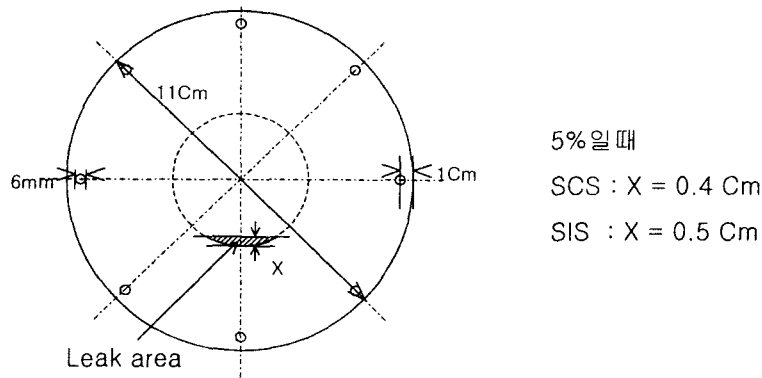


그림 3-5-1-2 Leakage Valve 모사

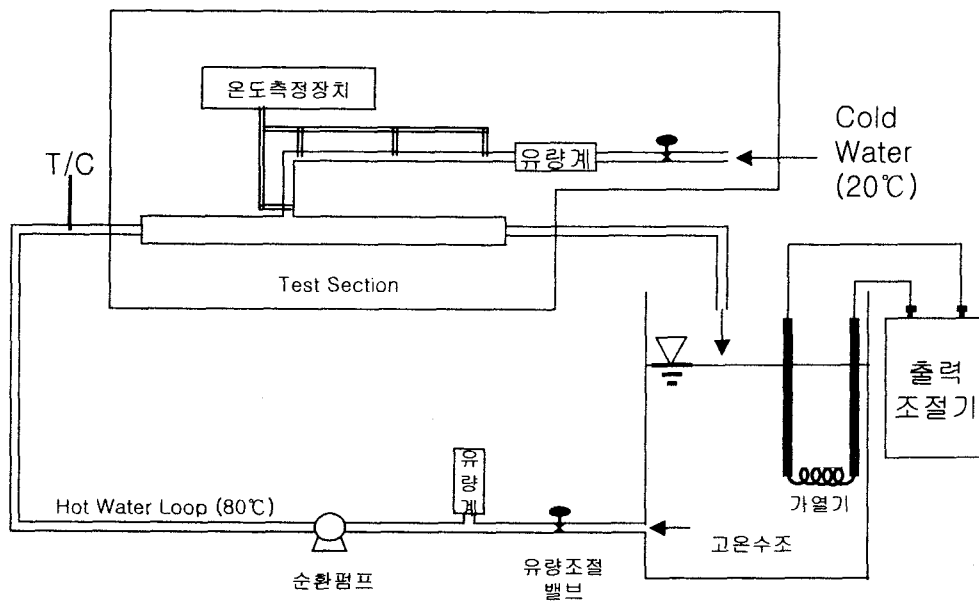


그림 3-5-1-3 실험 장치 개략도

나. 실험 방법

실험에 사용된 냉각수는 증류수를 이용했으며 다음과 같은 방법에 의하여 실험을 수행하였다. 먼저 고온수조와 저온수조에 물을 가득 채운다. 고온 수조내의 가열기를 작동시키며 펌프를 돌려서 수조의 물이 고르게 가열되도록 한다. 고온수조의 물이 실험 온도까지 가열되면 모관 및 분기관에 있는 물을 완전히 제거하고, 저온수조에 있는 물을 저온 펌프를 사용하여 모관 및 분기관에 가득 채운다. 단 분기관

까지 물을 채울 배관에 남아있는 공기는 공기 방출 밸브를 통해 완전히 배출하였다. 모든 밸브를 닫고 고온 수조와 연결된 펌프를 가동한다. 모관의 유량 밸브를 조절하여 유량에 따른 온도분포를 Data Acquisition System을 이용하여 측정한다.

원자로의 정상운전을 가정하여 다음과 같은 실험을 수행하였다.

1) SI 배관과 SCS 배관의 난류 침투 깊이 실험.

배관의 중심에 열전쌍을 배열하여 각각의 배관 대하여 나누어 실험을 수행하였다.

2) 완전격리 실험 (SI 배관과 SCS 배관에서 완전 분리되었고 밸브를 통한 열전달이 없을 경우).

SI 배관과 SCS 배관에서 각각의 첫 번째 밸브가 완전히 격리되어있고 밸브를 통한 열전달이 없다고 가정하고 실험을 수행하였다. 열전쌍은 수직배관에서는 모관의 유동 방향과 수평으로 열전대를 배열하였고, 수평배관에서는 중력과 수평으로 열전대를 배열하여 온도 분포를 측정하였다.

3) 격리 실험 (SI 배관과 SCS 배관에서 완전 분리되었으나 밸브를 통한 열전달이 있을 경우).

SI 배관과 SCS 배관에서 각각의 첫 번째 밸브가 파손되지 않고 격리되어있으나 밸브를 통한 열전달이 있을 때, 이의 효과에 대한 실험으로 아크릴로 모사하여 제작된 Isolation Valve 대신 두께 0.15mm의 스테인리스 원판을 사용하여 실험하였다. 열전쌍은 2번 실험과 같은 방법으로 배열하여 온도 분포를 측정하였다.

4) SI 배관과 SCS 배관의 Out-Leakage 실험

분기 배관의 첫 번째 밸브가 배관단면적의 5%에 해당하는 누설 유로면적만큼 파손되었고, 두 번째 밸브는 격리되어 있다고 가정하고 실험을 수행하였다. 첫 번째 밸브의 누설 위치는 상부와 하부로 나누어 각각 실험을 하였다.

5) SI배관과 SCS 배관의 In-Leakage 실험

분기 배관의 첫 번째 밸브가 배관의 단면적의 5%에 해당하는 누설 유로면적만큼 파손되었고, 두 번째 밸브도 파손되어 저온의 유체가 0.5gpm의 유량으로 유입된다고 가정하고 실험을 수행하였다.



## 2. 실험 결과

### 가. 난류 침투 깊이

분기배관의 첫 번째 밸브는 격리되었고 밸브를 통하여 열전달이 이루어지지 않는다는 가정 하에 SI 배관과 SCS 배관에서의 난류 침투 깊이 실험을 수행하였다.

배관내의 난류 침투의 형태를 살펴보면 모관과 연결된 수직 배관에서는 SI 및 SCS 배관 모두에서 난류의 침투가 활발하게 이루어짐을 알 수 있다. 특히 SI 배관의 경우에는 실험 시작 후 10초 내에 수직배관의 끝인 엘보 부분까지 침투되었고, SCS 배관의 경우에는 240초가 되었을 때 엘보로부터 1D 깊이까지 난류침투가 이루어졌다. 실험시작 후 600초(10분)후에는 엘보의 중간점 까지 난류침투가 이루어졌다. 수평배관에서의 온도 분포는 SI 배관과 SCS 배관에 대하여 공통적으로 큰 온도 차이 없이 일률적으로 상승함을 볼 수 있었다.

SI 배관과 SCS 배관의 수직과 수평부분에서 난류 침투 실험 결과를 분석해 보면 그림 3-5-2-1에서와 같은 형식으로 난류 침투가 일어나는 것을 추측할 수 있다. 이러한 현상은 SCS 배관에서 보다 현저함을 알 수 있다. 수평배관에서 온도 분포를 보면 수직 배관에 고온의 유체가 거의 가득히 채워졌을 때 수평 배관으로 대류가 일어나 수평배관의 온도가 증가하게 됨을 알 수 있다. SI 배관과 SCS 배관에서의 난류 침투에 소요되는 시간이 차이가 있는데 이것은 부력에 의한 차이로 고온의 유체가 밑에 존재하고 저온의 유체가 위에 있을 때 고온의 유체가 저온의 유체를 뚫고 위에 올라오는 것으로 보인다.

### 나. 완전격리(밸브를 통한 열전달이 없을 경우)

분기배관의 첫 번째 밸브에 의한 완전격리가 이루어지고 밸브를 통한 열전달도 없다는 가정에서 실험을 수행하였다. SI 배관의 경우에는 실험 시작 후 300 초(5분) 후에 배관의 상하부 온도차가 거의 일치함을 알 수 있었다. 이는 열성층 현상이 사라지고 고온의 유체로 배관이 채워지는 것을 의미한다. SCS 배관의 경우에는 실험 시작 후 1시간경과 할 때 까지도 수평배관의 상하부의 온도차가 나타나고, 열성층이 형성됨을 알 수 있었다. 특히 밸브로부터 D/2 거리에서 확인한 열성층을 볼 수 있었다.

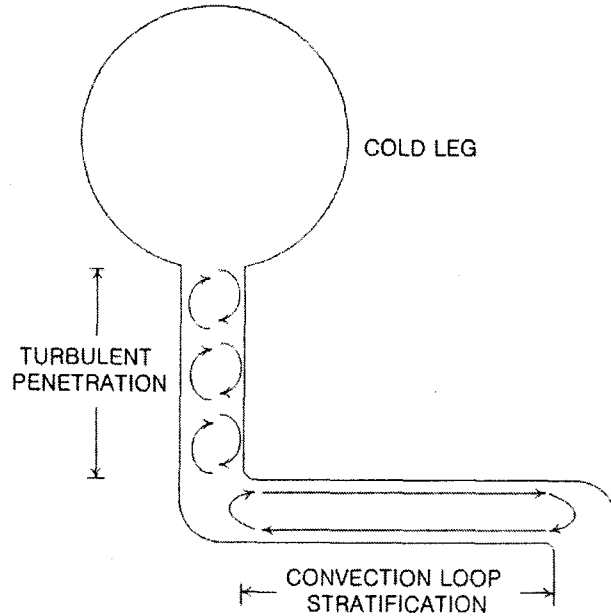


그림 3-5-2-1 분기 배관의 수직과 수평  
부분의 유체 유동

다. 격리되었으나 밸브를 통한 열전달이 있는 경우

분기배관의 첫 번째 밸브가 파손되지는 않았지만 밸브 디스크를 통하여 열전달이 발생한다고 가정하여 실험을 수행하였다. 이 실험을 위하여 모사 밸브 대신에 두께 0.15mm의 스테인리스 원판을 이용하여 열전달이 이루어지도록 하였다.

SI 배관의 경우에는 밸브 이전 1D의 거리로부터 밸브 이후의 수평배관에 이르는 부분까지 열성층 현상이 발생하는 것을 알 수 있고, 특히 밸브 전후로 열성층 현상이 두드러짐을 알 수 있었다. SCS 배관의 경우에는 밸브 이전의 수평배관 전체에서 열성층 현상이 발생함을 알 수 있었다. 그러나 이 실험은 실제발전소의 밸브를 통한 열전달을 정량적으로 모사하기보다는 열전달의 효과를 보기 위한 실험으로 밸브 디스크를 통한 열전달의 효과로 배관에서 열성층 현상이 발생 또는 확대가 가능함을 보여주는 실험이라고 할 수 있다. 따라서 전산코드를 통해 동일 조건을 모사하여 비교하여 봄으로 밸브를 통한 열전달 효과를 전산코드로 모사시 이의 정당성을 입증하는데 유용한 정보가 될 수 있다.

다. Out-Leakage 실험

이 실험은 분기 배관의 밸브 디스크에 배관 단면적의 5%가 손상되었으나 두 번

재 밸브는 파손되지 않고 격리되어 있다고 가정하여 실험을 수행하였다. 이 실험은 밸브 손상으로 인한 누설 시 배관내의 열성층(온도분포)를 측정하기 위함이다. 이 실험에서 밸브 디스크의 파손 위치는 안전주입 계통과 정지냉각 계통 배관의 상단부와 하단부에 각각 존재하는 것으로 가정하여 총 4차에 걸쳐 실험을 수행하였다.

1) SI 배관에서 밸브의 상단부에 파손이 발생한 경우

밸브의 파손 부분으로부터 고온의 유체가 첫 번째 밸브 이후 부분으로 유입되어 배관의 상하부에 상당한 온도차가 형성되어 열성층 현상이 발생함을 알 수 있었다. 특히 밸브로부터 3D이내의 거리에서 열성층 현상이 두드러짐이 보였다.

2) SI 배관에서 밸브의 하단부에 파손이 발생한 경우

밸브 하단부에 발생한 파손부분에서 고온의 유체가 밸브 이후의 저온관으로 이동함을 알 수 있었고, 저온의 유체는 고온관 쪽으로 이동을 하여 배관의 하단부분에 분포하는 것을 알 수 있었다. 이것은 밸브 이후 부분에서는 고온의 유체가 유입되어 부력에 의하여 상승하면서 저온관 영역의 유체와 혼합되어 밸브 이후의 부분에서 열성층 현상이 발생하지 않는 것으로 보인다. 고온관 영역에서는 저온의 유체가 고온관 영역으로 유입되었을 때 밀도 차에 의해 배관의 하단부에 존재하면서 천천히 섞이는 것을 관찰할 수 있었다.

3) SCS 배관 밸브의 상단부에 파손이 발생한 경우

밸브의 상단 파손부분을 통해 저온관의 저온 유체가 고온관 영역으로 유입되었고 저온관 영역으로는 고온의 유체가 유입되어 열성층현상이 수평배관 전체에 걸쳐 퍼져 있음을 알 수 있었다. 특히 엘보와 수평관이 만나는 영역과 밸브로부터 1D이내의 거리에서 열성층 현상이 두드러짐을 알 수 있었다. 엘보부분에서 발생하는 열성층 현상은 난류 침투에 의한 고온의 유체와 밸브 이후 부분에서 유입된 저온의 유체가 만남에 기인하는 것으로 판단된다.

4) SCS 배관 밸브의 하단부에 파손이 발생한 경우

배관의 하단부에 발행한 파손부분을 통하여 저온의 유체가 고온관 영역으로 유입되고 고온관의 유체는 저온관 쪽으로 유입됨을 알 수 있었다. 온도 분포를 분석하면 열성층 현상이 발생하는 위치는 밸브로부터 고온관 쪽으로 1D 거리 이내에서 형성됨을 볼 수 있다. 그러나 저온관 영역에서는 수평배관 전체의 온도가 천천히 상승하고 있으며, 열성층이 형성된다고 보기 어려움을 알 수 있었다.

## 라. In-Leakage 실험

이 실험은 분기 배관의 첫 번째 밸브 디스크에 유로단면적의 5%에 해당하는 파손과 두 번째 밸브의 파손으로 저온의 유체가 분기관쪽에서 모관 방향으로 유입된다는 가정 하에 실험을 수행하였다. 저온관에서 유입되는 저온 유체의 양은 0.5gpm으로 하였다.

실험 시작직후 난류 침투에 의하여 고온의 유체가 분기관으로 유입되나 밸브 누설에 의해 저온유체가 유입됨에 따라 고온의 유체를 분기관 입구 쪽으로 밀어냄을 볼 수 있었다. 원래 실험의 목적상 소량의 저온 유체를 일정하게 유입하여야 하는 실험이 되어야 하므로 차후 연구에서는 이런 실험절차가 만족되는 연구가 실행되어야 할 것으로 보인다.

## 3. 결론

원전의 안전에 매우 중요한 정지냉각계통과 안전주입계통에서 배관의 건전성에 중대한 영향을 미치는 열성층, 난류침투깊이에 대해 누설 방향, 밸브를 통한 열전달 유무 등의 영향을 모사하는 실험을 수행하여 다음과 같은 결론이 도출되었다.

- 1) 원자로냉각재계통 배관으로부터 안전주입 배관 및 정지냉각 배관으로의 난류 침투 깊이는 수직 배관까지이다.
- 2) 본 실증실험에서 열성층 현상의 발생을 판단하는 기준은 배관의 상부와 하부의 온도차( $\Delta T_{top} - \Delta T_{bottom}$ )가 0.3이상일 때로 하였다. 이는 본 실험장치에서 환산한 온도는 약 20°K이나 실제 원전에서의 운전 시 온도로 환산하였을 경우 SCS배관과 SI배관의 경우 각각 84 K와 75 K로 열성층 현상이라고 충분히 판단할 수 있는 온도차이기 때문이다.
- 3) 정상 운전중인 원자력발전소에서 밸브 디스크에 의한 열전달을 무시할 수 있다면 안전주입 배관의 열성층 발생 가능성은 적고, 정지냉각 배관의 밸브 주위에서는 열성층 현상의 발생 가능성을 실험을 통하여 확인하였다. 그러나 만약 밸브 디스크의 열전달의 영향이 크다고 판단되는 경우 안전주입 배관의 첫 번째 밸브 이후 부분에서 열성층의 발생할 가능성이 높고, 정지냉각 배관은 수평배관 전체에 열성층 발생 가능성이 높아지게 된다.
- 4) 분기 배관의 첫 번째 밸브에 파손이 있을 경우, 특히 파손부분이 배관의 윗면일 경우에는 열성층 현상이 확대된다고 볼 수 있다. 열성층이 밸브의 손상의 원인이 될 수 있다고 볼 때 밸브파손과 열성층의 악순환에 의해 열성층

현상의 확대가 예상된다.

- 5) 지금까지의 열성층 현상에 대한 실증 실험에 따르면 주요 정밀 검사가 수행되어야 할 배관은 정지냉각 배관이라고 할 수 있다. 정지 냉각 배관의 밸브 주위에서 열성층 현상이 발생할 가능성이 안전주입 배관에 비하여 높음을 알 수 있었다.

## 제 4 장 안전해석 규제지침의 체계적 개발

### 제 1 절 사고해석 전산코드 및 방법론 규제지침 개발

원자력발전소의 사고해석에서 사용되는 전산코드(이하 코드)들은 적절한 현상 예측 능력과 보수적인 결과 생산 능력을 가지고 있어야 한다. 따라서 이러한 코드들은 사고해석에 사용되기 전에 앞서 신중하게 그 능력과 타당성이 검토되어야 한다. 그 간 다양한 종류의 원자로 수입에 따라 많은 사고해석 코드가 입수되었다. 이러한 코드들은 수입국에서 이미 검토되었기 때문에 코드 사용에 대한 근원적인 검토가 국내에서 수행되지는 않았다. 국내에서 수행된 코드 검토의 주목적은 코드 사용의 승인 배경과 코드에 대한 기술적 내용을 심층 이해하기 위함이었다.

울진 3,4호기를 기점으로 국내 원전 사업이 기술 자립화해 나가는 현실에서 하드웨어분야의 자립뿐만 아니라 소프트웨어의 자립 노력도 병행되어 나가야 할 것은 자명하며, 특히 사고해석 분야의 코드 개발 노력이 예상된다. 그 이유로 우선 사고해석에 사용되고 있는 기존 코드들의 사용권 문제가 있을 수 있고, 같은 맥락에서 사고해석 코드들이 국산화될 때 비로소 기술 자립이 가능한 면이 있기 때문이다. 또한 사고해석에 사용되고 있는 코드들이 비교적 오래되었기 때문에 현재의 기술수준을 반영하지 못하는 면이 있어 이를 대체하는 코드 개발의 필요성이 대두되고 있다.

실제로 국내 원자력산업계에서는 원전기술고도화 사업의 하나로 국산 사고해석 코드를 개발[4-1-1]하고 있으며, 한국원자력연구소에서는 최적 사고해석 코드인 MARS 코드를 개발[4-1-2]하고 있는 등 안전해석 코드의 개발이 활발하게 진행되고 있다.

그리고 과거에 비해 기술수준이 많이 향상된 지금 최적평가방법으로 사고해석을 시도하려는 노력은 이미 국제적인 추세가 되어 있다. 계산기의 성능이 과거에 비해 눈부실 정도로 향상되었기 때문에 최적해석에 걸리는 계산시간의 장벽은 이미 더 이상 문제가 되지 않고 있다. 최적평가방법을 사용하게 되면 사고 시 발생하는 현상을 실제적으로 평가함으로써 부적절한 규제 부담을 경감할 수 있는 것과 함께, 중요한 문제를 제대로 볼 수 있기 때문에 최적평가방법은 원전 운영뿐만 아니라 안전규제에도 많은 장점을 제공한다.

반면 최적평가방법은 최적해석코드를 구비하고 불확실도를 평가해야 하는 기술적인 어려움을 가지고 있다. 최적해석코드는 과거의 단순하지만 보수적인 코드에

비해 상당히 복잡하고, 실제적인 현상 예측 능력을 갖추어야 하며, 사용자 효과 등을 배제하는 등 보다 엄밀한 품질보증 체제하에서 개발·운영되어야 한다. 따라서 최적해석코드의 경우에는 코드의 검증 수준과 방법, 현상 예측능력의 입증 범위와 방법, 품질보증 방법 등에 상대적으로 많은 논란이 예상된다. 그리고 이러한 부분들에 대해 사전에 정리된 입장이 없다면, 인허가와 안전성 평가와 같은 실제 활용에 있어 많은 논란이 발생할 소지가 있다.

KINS는 원자력발전소(이하 원전) 안전심사를 효율적으로 수행하고 심사내용의 일관성을 확보하기 위해 규제지침서를 개발하고 있으며, 이는 사전에 원전 운영자와 설계자에게 규제입장을 제시하여 인허가의 안정성을 도모하는 역할도 하고 있다.

본 연구에서는 원전 운영자 또는 설계자의 사고해석 코드와 방법론 심사에 필요한 규제지침서를 개발하여 제정하고자 한다. 국내 산업계와 연구계에서 개발하고 있는 사고해석 코드 개발의 최종 목표는 실제 원전 운영의 인허가와 안전성 평가에 사용하고자 하는 것이므로, 사고해석 코드의 특성과 활용에 대한 규제입장이 제시된다면 규제자와 개발자 모두에게 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

## 1. 규제지침의 목적 및 적용 범위

원자력시설의 사고해석 전산코드 및 방법론과 관련된 특정기술주제보고서 등의 심사에 있어 KINS에서 수행되는 심사를 객관적이고 효율적이며 일관성 있게 수행하기 위하여, 그에 필요한 일반적인 검토분야, 허용기준, 검토절차를 정하기 위함이다.

관련 상위 기준은 원자력법 시행규칙 제7조 (건설허가 첨부서류의 작성), 원자력법 시행규칙 제16조 (운영기술지침서 등의 기재사항), 원자력법 시행규칙 제23조 (건설·운영허가의 신청 등), 원자력법 시행규칙 제128조 (특정기술주제보고서의 승인 신청 등) 등이 있다.

이 규제지침은 원자력법 시행규칙 제7조, 제16조, 제23조에 따라 발전용 원자로 및 연구용등 원자로시설의 인허가 신청의 일부로써 사업자가 제출한 사고해석 전산코드 및 방법론의 심사와 원자력법 시행규칙 제128조에 따라 사고해석 전산코드 및 방법론의 승인을 받고자 사업자가 제출한 특정기술주제보고서의 심사에 적용된다.

## 2. 개발 배경 및 경위

월성2호기 운영허가를 위해 CATHENA 코드[4-1-2-1]를 사용한 사고해석이 수행되었다[4-1-2-2]. AECL이 개발한 열수력 계통해석 최적코드인 CATHENA 코드는 세계에서 처음으로 인허가에 사용되었기 때문에 KINS에서는 이에 대한 심사에 상당한 인력과 시간을 투입하였다. 특히 코드의 예측능력 확인과 사고해석에 적용하는 과정에 대해 심도 있는 검토가 수행되었다.

그간 KINS에서는 다양한 종류의 사고해석 코드들이 심사된 바 있으나, 모두 원자로 설계 도입국 규제기관의 심사를 거쳐 승인을 받은 것들이었기 때문에 근원적인 검토가 수행될 필요는 없었다. 그러나 CATHENA 코드의 경우는 월성2호기에서 처음으로 적용되는 것이었고 또한 최적해석코드였기 때문에, 근원적인 검토가 필요하였고 또한 검토항목도 상당히 많았다[4-1-2-3].

CATHENA 코드와 이를 사용한 사고해석의 심사를 통해 사고해석 코드와 방법론에 대한 검토내용과 절차가 명확히 수립할 필요를 느끼게 되었다. 또한 1997년 당시 국내 원자력산업계는 원전의 사고해석코드 국산화를 모색하고 있었기 때문에 사고해석 코드와 방법론에 대한 심사지침을 명문화하는 것이 시기 적절하다고 판단되었다.

참고로 KINS가 이 규제지침의 명문화에 착수한 이후 1,2년이 지나 미국 NRC와 캐나다의 CNSC가 각각 이와 유사한 규제지침 개발[4-1-2-4 ~ 4-1-2-7]에 착수한 것을 보면, 사고해석 코드와 방법론에 대한 규제 방향에 공감대가 형성되어 있음을 추정할 수 있다.

이 규제지침은 1997년부터 개발이 시작되었다. KINS 내부 전문가 그룹이 초안을 작성하고 산·학·연 전문가 총 17인으로부터 자문을 받아 개발 착수 3년 후인 2000년에 『원자력시설의 사고해석 전산코드 검토지침』 [4-1-2-8]이 발간되었다. 이렇게 개발된 검토지침은 KREM 심사에 시범 적용되었다.

상기 검토지침이 개발될 당시에는 KINS 내부 규제지침의 인증절차가 확보되지 않아 규제지침으로의 위상 부여는 할 수 없었다. 이후 2000년 말에 『안전규제지침의 개발 및 인정 절차에 관한 규정』이 KINS 원규로 제정되었다. 2001년 KREM 심사에 시범 적용을 마치고 2002년부터 동 검토지침에 규제지침서로 위상을 부여하는 연구에 착수하였다. 처음 이 규제지침이 “검토지침”의 형태로 개발된 이후의 시간 경과를 고려하고 KREM 시범 적용의 결과를 반영하기 위해 KINS 내부 해당 실무부서와 전문가 의견 수렴과정을 거쳤다. 이 과정에서 규제지침서의 제목이 『원자로



시설의 사고해석 전산코드 및 방법론 심사지침서』로 개명되었고, KINS 원규 『안전 규제지침의 개발 및 인정절차에 관한 규정』에 따라 원자력안전심의회 평가분과위원회('03.12.16)와 기준·연구전문분과위원회('03.12.26)의 심의를 거쳐 규제지침서 (KINS/GE-N005)[4-1-2-9]로 제정되었다.

### 3. 규제지침의 개요

이 규제지침서의 구성은 KINS 원규 『안전규제지침의 개발 및 인정절차에 관한 규정』에 따른다.

제1장 총칙에서는 이 규제지침의 목적, 상위 근거기준, 적용범위, 그리고 규제지침서 내의 용어 정의가 기술되어 있다.

제2장 내용으로 “I. 배경 및 검토분야”에서는 규제지침의 배경과 적용 대상이 명시되어 있으며, 코드의 품질 보증, 코드의 사용 목적과 사용법, 코드 내부의 구조 등을 기술한 관련 서류, 코드 검증 및 예측능력 입증 자료, 사고해석에의 적용 방법론 등을 검토분야로 규정하고 있다. “II. 허용기준”에서는 코드의 사용 승인을 받기 위해 문서구비, 품질보증, 그리고 코드의 검증 수행 등 3가지를 전제조건으로 명시하였다. “III. 검토절차”에는 검토를 예비검토와 세부검토로 구성하였다. 예비검토에서는 주로 제출 문서의 형식상 충족 여부를 평가하고, 상세검토를 위한 심사계획을 수립한다. 세부검토에서는 코드의 특징과 계산 능력 입증, 코드 사용에 대한 사업자의 검증 내용, 그리고 사고해석 방법론 등을 검토한다. “IV. 평가결과”는 검토 결과의 명확성을 위해 검토결과와 그 배경을 형식에 따라 기술토록 하였다.

### 4. 전문가 검토의견 반영 내용

이 규제지침의 개발 과정에 KINS 원내 전문가외에 국내외 전문가 총 17인의 외부 전문가 검토가 있었다. 외부 전문가는 국내 전문가 15인(산업계 6인, 학계 5인, 연구계 4인)과 국외 전문가 2인(미국 NRC 1인, 캐나다 CNSC 1인)으로 구성되었다. 세부적인 사항에 대해서 논점들과 규제지침서에 최종적으로 반영된 배경에 대해서는 『원자력 시설의 사고해석 전산코드 검토지침 개발』 [4-1-2-8]과 본 연구에서 발간된 별도의 주제기술보고서[4-1-4-1]에 수록하였다.

## 제 2 절 PWR ECCS 성능평가방법 규제지침 개발

국내 원전 비상노심냉각계통 설계에 적용될 수 있는 기술 기준은 원자력법 원자력시설등의기술기준에관한규칙 제30조 (비상노심냉각장치)에 명시되어 있으며, 정량적인 기준 및 평가 방법은 과학기술부고시 제2001-39호(가압경수로 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준)에 제시되어 있다.

과학기술부고시 제2001-39호에서는 비상노심냉각계통 성능이 가져야 할 허용기준으로 (i) 최대 피복재 온도, (ii) 최대 피복재 산화, (iii) 최대 수소생성을, (iv) 냉각 가능 형상, (v) 장기 냉각 등의 다섯 가지 기준을 제시하고 있다. 또한 비상노심냉각계통 성능을 평가하는 방법으로 보수적 평가방법과 최적평가방법을 수용하는 것으로 되어 있다.

과학기술부고시 제2001-39호의 허용기준 만을 제시하고 있기 때문에, 보수적 평가방법과 최적평가방법이 가져야 할 특성들과 어떻게 허용기준이 만족됨을 보이는가에 대한 세부 기술적 사항들이 제시되어야만 비상노심냉각계통 성능 평가의 규제체계를 갖추게 된다.

비상노심냉각계통의 보수적 성능평가는 주로 미국의 10 CFR 50 Appendix K(이하 Appendix K) 규정[4-2-1]을 준용하여 왔기 때문에 기술요건이 없었던 것은 아니지만, 심사 경험을 반영하고 요건을 국산화하여 국내 규제체계를 완비하기 위해 관련 규제지침서의 개발이 필요하다.

미국은 1988년 10CFR50.46 규정[4-2-2]을 개정하여 최적평가방법을 채택하고 있다. 국내에서도 1980년대 말부터, 국산 원전연료 교체 안전해석 방법론의 현안을 방안으로 최적평가방법을 시도[4-2-3]한 이래, 1991년 KINS에서 최적평가방법의 시현성을 평가하기 위해 예시방법론인 KECCS-EM을 개발[4-2-4]하는 등 활발한 기술개발이 있었다. 한전전력연구원은 1997년 그간의 연구 활동을 토대로 최적평가방법(KREM : KEPRI Realistic Evaluation Model)을 특정기술주제보고서[4-2-5]로 제출하여 인허가 승인을 얻었다. KREM 특정기술주제보고서 심사 당시 국내 규제요건과 기술기준이 정립되지 않아, 미국 NRC의 규제지침서인 Reg.Guide 1.157[4-2-6]과 USNRC가 개발한 CSAU 방법[4-2-7]을 참조하여 심사를 수행하였다.

최적평가방법에 대한 많은 연구가 이루어졌음에도 불구하고 KREM 심사 과정에서 규제요건의 기술적 해석에 상당한 견해 차이가 발생하였으며, Reg.Guide 1.157의 적용에도 적지 않은 어려움이 있었다. 이러한 이유로 KREM 심사에 당초 계획했던 것 보다는 훨씬 더 많은 인력과 시간이 투입되었으며, 당초 제안된 KREM이 심사와

정에서 상당 부분 개정되는 등 특정기술주제보고서 제출부터 심사가 종료될 때까지 4년 반이라는 기간이 소요되었다. 이와 같은 시행착오는 사전에 명확한 규제요건과 기술기준 등의 규제입장이 제시되지 못한 것도 그 이유 중의 하나이다.

KREM 심사를 통해 얻어진 경험을 반영하고, 비상노심냉각계통 성능의 최적 평가에 대한 국내 규제요건과 기술기준을 정비하기 위해 관련 규제지침서의 개발이 필요하다.

## 1. 규제지침의 목적 및 적용 범위

가압경수로(PWR) 비상노심냉각계통(ECCS)의 성능평가와 관련하여 과학기술부고시 제2001-39호(가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준)를 만족시키는 보수적 평가방법에 대한 구체적인 내용, 즉 비상노심냉각계통 성능을 평가하기 위해 수행되는 원자로계통 냉각재상실사고(LOCA)의 보수적 및 최적해석방법을 심사하는데 사용하는 KINS의 규제입장을 제시하기 위함이다.

관련 상위 기준은 원자력법 제12조 (허가기준), 원자력법 원자로시설등의기술기준에관한규칙 제30조 (비상노심냉각장치), 과학기술부고시 제2001-39호 (가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준) 등이다.

이 규제지침은 과학기술부고시 제2001-39 제4조1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 평가하고자 하는 사업자에 대한 건설허가 심사, 과학기술부고시 제2001-39 제4조1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 평가하고자 하는 사업자에 대한 운영허가 심사에 활용될 수 있다.

참고로 이 규제지침의 시행일 이전 가동중 원전의 운영허가 소지자는 과학기술부고시 제2001-39 제4조에 따라 보수적 평가방법을 사용하는 새로운 신청 사안을 제외하고 이 규제지침의 적용에서는 배제된다.

## 2. 개발 배경 및 경위

비상노심냉각계통은 설계기준사고인 원자로 냉각재상실사고 시 원자로심의 안전성을 보장하고, 사고를 완화할 목적으로 설계된다. 원자력발전소를 보유한 국가들은 비상노심 냉각계통의 안전성 및 경제적 측면에서의 중요성을 고려하여 나름대로 적절한 규제기준과 평가 방법을 법의 형태 혹은 규제기관의 지침으로서 설정하고

있으며, 비상노심 냉각계통의 성능은 적절한 현상학적 모델과 해석 방법을 통하여 분석되어 냉각재 상실사고 시 노심의 안전성을 보장할 수 있도록 제시된 허용기준을 만족해야 한다.

2000년 이전에 국내에서는 원자력법 시행령 제 76조에서 비상노심냉각장치의 설치요건 및 기능에 대하여 개략적으로 명시하고 있으나 비상노심냉각계통의 기술적인 설계 기준 및 평가방법이 명확히 설정되어 있지 않았었다.

따라서 최근까지의 국내 인허가 방법은 고유한 법적 기준에 근거하였다기보다는 적용되는 방법론의 기술적 타당성과 보수성 입증에 근거한 것이었다. 이러한 방법은 성능 평가방법에 새로운 기술을 접목하는 것을 용이하게 하고 또한 평가방법론의 탄력적 변경을 가능하게 한다는 장점이 있다. 하지만 이런 인허가 방법은 새로운 평가방법론을 개발할 경우에는 인허가의 시현성을 예측하기 어렵고 인허가 근거의 객관성을 확보하는데 상대적으로 취약점이 있다는 단점이 있다.

그간 인허가 대상이 되었던 비상노심냉각계통 성능 평가방법은 이미 공급국에서 심도 있게 검토되었고 인허가에 사용된 바 있기 때문에 국내 인허가의 시현성과 허가의 객관성 등에 현재의 규제방법이 가지고 있는 단점이 부각되지는 않았다.

그러나 1997년부터 KREM이라는 최적평가방법이 특정기술주제보고서[4-2-5]로 인허가 승인 신청되었고 앞으로도 핵연료 설계의 다양화에 따른 새로운 비상노심냉각계통 성능 평가방법이 도입될 것으로 예상되기 때문에, 향후 합리적인 인허가 심사를 위해서는 명문화된 규정 없이 기술적인 타당성과 보수성에 따라 판단하는 국내의 규제방법이 가지는 단점은 큰 문제로 부각될 가능성이 높아지게 되었다.

이런 배경에서 2000년도에 국내 비상노심냉각계통의 규제요건을 설정하기 위한 노력에 착수하였으며, 규제요건 설정 방안으로 비상노심냉각장치 성능의 허용기준은 원자력법 시행령 76조의 위임에 따라 과학기술부고시로 작성하고 성능 허용기준에 만족함을 보이기 위한 평가방법에 관한 상세한 규정은 KINS 규제지침으로 제시하는 것이 채택되었다[4-2-2-1].

KINS는 원자력법 시행령 제 76조에 명시된 비상노심냉각계통의 기술적인 설계 기준 및 평가방법에 대한 구체적인 요건을 정하여 과학기술부고시 제2000-19호(2000.12.29)(가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능 기준에 관한 규정)로 제정하였다. 참고로 현재 원자력법 시행령 제 76조는 원자력법 원자로 시설등의 기술기준에 관한 규칙 제30조로 바뀌었으며, 과학기술부고시 제2000-19호는 과학기술부고시 제2001-39호(가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준)로 바뀌어 있다.

과학기술부고시 제2000-19호의 제정에 따라 비상노심냉각계통 성능의 허용기준

에 만족함을 보이기 위한 평가방법에 관한 KINS 규제지침 제정 노력이 본격화되었다. KINS는 비상노심냉각계통 성능 평가를 위한 규제지침에서 허용하는 방법론에 대한 기술적 입장을 세우기 위해, 국내에서 주로 사용하고 있는 미국의 Appendix K와 Regulatory Guide 1.157에 기술된 각 열수력 모델 및 데이터를 검토하여 국내 비상노심냉각계통 성능 평가 규제에서 사용하는데 문제가 없는지 평가하였다[4-2-2-2].

그간의 연구를 종합하여 KINS는 2001년 2월 기술보고서 『열수력 안전해석 규제기술 개발』(KINS/RR-047)[4-2-2-3]에서 규제지침의 개발 방향을 제시하였다. 비상노심냉각계통 규제지침은 국내 원자력 법령 및 고시 등 규제체계 완성에 필요한 요소로서 개발되어야 하며, 그 내용은 국내 경험과 현실을 반영해서 개발되어야 하고 최근의 국외 동향 및 개선 사항은 일단 규제지침을 제정한 후에 고려하는 것이 바람직하다는 결론이었다.

이후 계속된 연구를 통해 2002년 3월 KINS는 기술보고서 『가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가 규제지침 개발』(KINS/RR-126)[4-2-2-4]을 발간하였다. 동 보고서에는 보수적 평가방법과 최적평가방법에 대한 규제지침 초안이 수록되어 있다. 보수적 평가방법에 관한 규제지침은 미국 Appendix K를 기준으로 작성되었고, 최적평가방법의 규제지침은 미국 NRC 규제지침서 Reg Guide 1.157을 참고하고, 국내의 연구결과와 KREM 심사경험을 반영하여 작성하였다.

2002년 중반에 개발된 규제지침 초안에 대한 원외 전문가 기술검토가 약 3달에 걸쳐 수행되었다. 기술검토에 참여한 전문가는 총 10인으로 산업계 4인, 연구계 2인, 학계 4인으로 구성되었다. 검토결과 보수적 평가방법과 최적평가방법 규제지침 모두에 대해 총 101개 항목에 대한 의견(일부 내용이 중복)이 접수되었다. 보수적 평가방법에 대해서는 규제지침이 그간 국내에서 주로 사용했던 Appendix K 내용에 충실했기 때문에 최적평가방법의 규제지침에 비해 검토의견은 많지 않았다.

2003년 1월에 외부 전문가 검토결과를 토의하기 위한 KINS 내부회의가 있었다. 이 회의결과에 따라 논점이 되었던 부분에 대해 개정이 진행되어 규제지침안으로 작성되었고, 이에 대한 실무부서 검토와 의견 수렴을 거쳤다.

최종 규제지침안은 KINS 원규 『안전규제지침의 개발 및 인정절차에 관한 규정』에 따라 원자력안전심의회 평가분과위원회('03.12.16)와 기준·연구전문분과위원회('03.12.26)의 심의를 거쳐 『가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 보수적 평가방법에 대한 기술지침서』(KINS/GT-N007-1)[4-2-2-5]과 『가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 최적 평가방법에 대한 기술지침서』(KINS/GT-N007-2)[4-2-2-6]로 제정되었다.

### 3. 규제지침의 개요

PWR ECCS 성능평가와 관련된 보수적 평가방법과 최적평가방법의 규제지침서의 구성은 KINS 원규 『안전규제지침의 개발 및 인정절차에 관한 규정』에 따른다.

보수적 평가방법의 규제지침서 제1장 총칙에서는 이 규제지침의 목적, 상위 근거기준, 적용범위, 그리고 규제지침서 내의 용어 정의가 기술되어 있다. 그리고 제2장 내용으로 “I. 배경 및 검토분야”에서는 규제지침의 개발 배경이 나타나 있으며, “II. 규제입장”에서는 보수적 평가모델이 관련 현상에 대해 필수적으로 가지고 있어야 모델 또는 상관식과 허용 가능한 내용들, 그리고 검토에 필요한 문서를 제시하고 있다. 평가모델의 필수요건사항과 허용 가능한 사항은 Appendix K 원문에 충실하게 작성되었으나, 임계열속후(Post CHF) 열전달상관식 중 Dougall-Roshenow 상관식은 배제하였다. 그리고 APR-1400 심사 경험을 반영하여 배출 단계 후 DVI 등과 같이 특별한 주입방식에서 나타나는 열수력 현상을 고려할 것을 강조하였다. “III. 참고문헌”에는 Appendix K 본문에 인용된 모델들이 제시되어 있다.

최적평가방법의 규제지침서 제1장 총칙에서는 이 규제지침의 목적, 상위 근거기준, 적용범위, 그리고 규제지침서 내의 용어 정의가 기술되어 있다. 제2장 내용으로 “I. 배경”에서는 규제지침의 개발 배경이 나타나 있으며, “II. 규제입장”의 “1. 일반사항”은 최적계산과 최적계산코드가 가져야 할 일반요건을 제시하고 있다. “2. 최적계산코드에 대한 세부 사항”에서는 최적계산코드에 대한 구체적인 요건을 다루고 있다. 내용과 구성은 보수적 평가방법에 비해 최적평가방법이 얼마나 달라질 수 있는가를 예시하기 위해 보수적 평가방법과 같이 하였다. “3. 전체계산불확실도의 평가”에는 불확실성 정량화(정량화의 결과가 불확실도)에 대한 일반요건과 코드불확실도와 통계적 처리에 대한 구체적 요건들이 제시되어 있다. “4. 검토 필요 문서”에는 심사를 위해 필요한 문서들을 제시하였다. 미국 Reg. Guide 1.157의 구성과 달리, 규제지침에 인용된 문헌을 별도로 “III. 참고문헌”에 나타내었다.

### 4. 전문가 검토의견 반영 내용

보수적 평가방법과 최적평가방법에 대한 규제지침의 개발 과정에 『가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가 규제지침 개발』(KINS/RR-126)[22]에 수록된 규제지침 초안에 대해 전문가 총 10인(산업계 4인, 학계 4인, 연구계 2인)의 외부 전문가 검토가 있었다. 검토결과 총평으로서 규제지침은 전반적으로 잘 구성되어 있으며, 국내

규제관행과 현실을 고려해 마련되었고 그 내용도 국제적인 수준으로 적절하다는 것이었다. 세부적인 사항에 대해서 논점들과 규제지침서에 최종적으로 반영된 배경에 대해서는 별도의 주제기술보고서[4-1-4-1]에 수록하였다.

### 제 3 절 ATWS에 대한 규제지침안 개발

#### 1. ATWS에 대한 규제 방안

##### 가. ATWS 위험도에 대한 규제 관점

ATWS 위험도에 대한 원자력 발전소의 대응 능력은 원자력법 제 1 조를 만족시키기 위해 요구되는 안전 수준이상이어야 한다. 원자력법 제 1 조(목적)에는 “... 국민생활의 향상과 복지증진에 기여하며, 방사선에 의한 재해의 방지와 공공의 안전을 도모함을 목적으로 한다.”라고 기술되어 있다. 그래서, 원자력 발전소의 안전성은 국민생활의 향상과 복지증진에 기여하는 정도보다 재해의 위험이 더 커서는 안 되는 수준이 되어야 할 것이다. 이러한 수준의 안전성을 정량화하는 대신 전통적으로는 방사선 재해를 가져올 수 있는 발전소 조건에 대비한 심층방어를 원전 설계 및 운영에 적용하는 접근 방식을 채택해 왔다. 그래서, 심층 방어는 사고의 발생을 낮은 확률로 유지하고, 만약 사고가 발생할 경우에도 이를 완화시킬 수 있는 성능을 요구한다. 일례로써 원자로냉각재압력경계의 배관은 발전소의 여러 내외적 조건에 대해서 파손되지 않도록 설계·감시·점검되므로 배관 파단에 의한 사고 발생 가능성은 매우 희박하다. 그럼에도 불구하고, 심층방어 개념은 배관 파단을 대비하여 노심을 적절히 냉각시키고, 핵분열생성물에 의한 외부로의 방사능 방출을 최소화할 수 있는 공학적안전설비(ESFAS) 및 격납용기를 갖추도록 요구한다. 그 낮은 발생 확률에도 불구하고 배관 파단 사고가 설계의 주요한 고려사항이 되었던 것에 반하여 ATWS 위험도에 대한 견해는 매우 다양하다. 미국에서 ATWS 위험도에 대한 연구를 수행하기 시작하였을 당시에도 사업자들은 ATWS의 발생 확률이 매우 낮아 고려할 필요가 없다고 주장한 반면 NRC는 ATWS 위험도를 감소시킬 수단이 필요하다고 판단하였다. 실제 미국에서 ATWS 발생 경험이 없었다면, 이러한 대치되는 견해 때문에 10CFR 50.62의 제정이 어려웠을 것이다.

ATWS 위험도를 감소시키기 위하여는 (1) AOO의 발생 빈도뿐만이 아니라 AOO 발생시에 원자로가 정지되지 않을 확률을 감소시키고 (2) ATWS 발생시 사고의 결과를 완화시켜야 한다. ATWS 발생시의 완화 능력은 계통 열수력 코드등에 의한 해석에 의해 평가된다. RPS 신뢰도의 경우 운전경험과 공통원인고장 연구로부터 제한적인 정보만이 얻어질 수 있다. 만약에 최근의 RPS와 ESFAS의 디지털화의 경우처럼 충분한 운전 경험이 부족하거나 공통원인고장 증가 가능성이 있는 경우 RPS 신



위험도에 대해서는 많은 부분이 보수적인 공학적 판단에 의지할 수밖에 없다. 이러한 RPS 신뢰도를 고려한다면 ATWS 발생 확률은 배관파단사고 등의 가상사고보다 높을 수도 있다. 이러한 관점에서 발생 가능성이 희박한 다른 가상사고에 대하여 사고 완화 성능이 요구되는 것처럼 ATWS에 대해서도 적절한 수준의 완화 성능을 요구하는 것은 합리적이다. 표 4-3-1-1는 상기와 같이 규제 관점에서 본 ATWS 위험도에 대한 심층방어적 보완 조치를 기술한 것이다.

**표 4-3-1-1 규제관점에서 본 ATWS의 심층방어적 보완조치**

Defense Barrier	Conventional Design Approach	Required Action to reduce ATWS Risk	Expected Regulatory Action
Prevention	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Plant management for minimizing AT occurrence per year</li> <li>2. Automatic reactor trip against AT challenging fuel and RCS barrier</li> </ol>	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Reduce AT per year requiring AT</li> <li>2. Enhance RTS reliability</li> </ol>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Apply PI to assess plant performance</li> <li>- Track continuously plant RTS data through regulatory inspection</li> </ul>
Mitigation	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Operator action,</li> <li>2. Reactivity feedback effect,</li> <li>3. Response of passive components,</li> <li>4. ESF actuation against failure of automatic reactor trip</li> </ol>	Complement ATWS mitigation capability	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Require assessment of operation procedure and ATWS mitigation capability</li> <li>- For insufficient mitigation capability, require additional ATWS mitigation function</li> </ul>

\*note, PI: Performance Indicator, AT: Anticipated Transients

나. ATWS 규정에 고려되어야 하는 심층방어개념

미국에서 10 CFR50.62를 제정하기에 앞서 ATWS에 대한 많은 연구가 있었으므로 국내 가압경수로에 대하여도 이러한 미국에서의 연구와 경험을 참조로 하여 ATWS 위험도 감소 방안을 마련하는 것이 효율적이다. 그래서, SECY-83-293의 분석

결과를 참조한다면, 그림 4-3-1-1에서와 같이 가압경수로 ATWS에 대한 심층방어의 개념도가 구성될 수 있다.

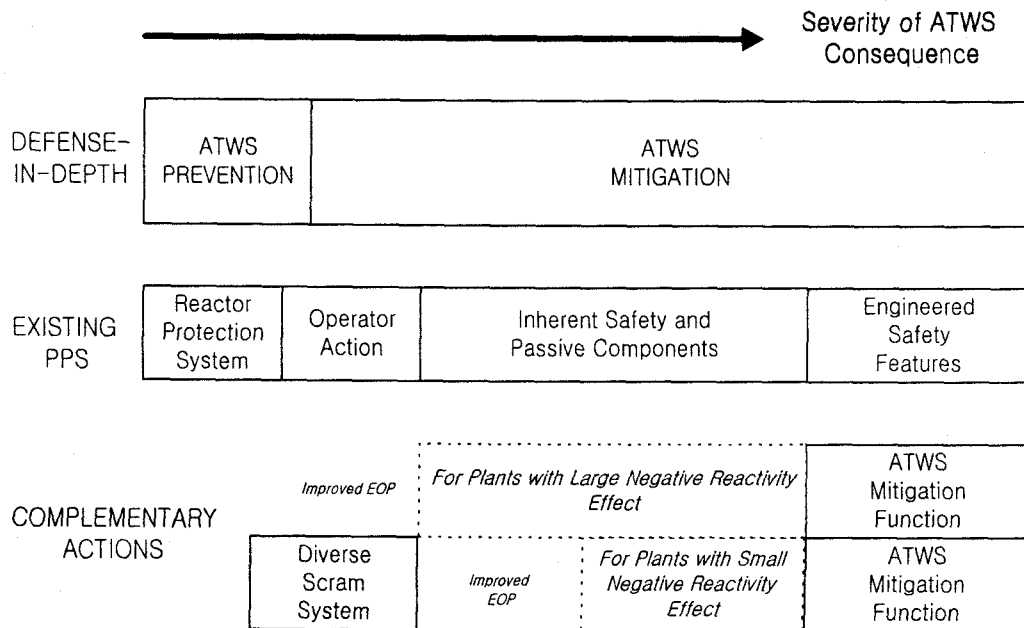


그림 4-3-1-1 가압경수로 ATWS에 대한 심층방어 개념도

다중정지계통은 원자로 가열을 유발하여 원자로냉각재계통의 과압이 일어나는 ATWS에 대하여 RPS와 별도로 가압기 고압에 의한 원자로 정지를 제공한다. 그래서, 원자로가열을 유발하는 예상과도에 대하여 전기적 고장에 의한 RPS의 작동 실패시 RCS 압력이 상승하면 추가의 원자로 정지를 제공하므로 개념적으로는 ATWS mitigation이지만 기능적으로는 ATWS prevention을 보완하는 역할을 한다. ATWS EOP는 ATWS 상황을 인지하고 운전원이 원자로를 수동 정지시키거나 ATWS 결과를 완화시키기 위하여 봉산수 주입 등의 조치를 취하는 절차를 제공한다. ATWS에 특정하여 최적복구절차를 작성하는 경우는 없으나, 기능회복 절차 등에는 이러한 ATWS 상황이 고려될 필요가 있다. 음의 감속재계수나 압력방출밸브 등은 ATWS 결과를 완화시키는데 중요하다. 더욱이 이들은 다른 능동기와 달리 보다 자연적인 현상에 근거함으로써 높은 신뢰도를 제공한다. 만약, 이러한 피동 안전기능이 충분치 않을 경우 ATWS 완화를 위해 능동 안전기능을 수행할 수 있는 별도의 설비가

필요하다. 가동중인 가압경수로에 대하여 보조급수의 공급과 터빈정지가 원자로 가열 ATWS에 대하여 효율적인 것으로 평가되었으며 ATWS 완화계통은 이러한 기능을 수행하도록 설계된다.

그림 4-3-1-1의 ATWS 심층방어 개념도는 가압경수로와 동일한 ATWS 결과를 가져오는 경우에만 적용될 수 있으나 ATWS 발생 방지와 완화라는 측면에서는 모든 유형의 원전에 그 개념이 적용될 수 있다. 예를 들어 비등경수로의 경우 ATWS 발생방지를 보조하는 기능은 재순환펌프 정지(RPT)이며 ATWS 완화 기능은 대기액 체제어제통(SLCS)의 자동 작동에 의해 달성된다. 특히 비등경수로의 경우 운전원 조치가 사고 결과에 매우 중요한 역할을 하므로 이에 대한 여러 평가가 수행되고 비상운전절차에 반영되었다. 최근에 개발중인 일체형 원자로에 상기의 개념을 적용한다면, ATWS 계통의 거동 평가를 포함한 위험도 평가를 통하여 ATWS 발생 방지와 완화의 기능이 규제기관이 요구하는 안전수준에 적정한지에 따라 각 방어의 단계에 필요한 조치를 취해야 할 것이다.

ATWS 위험도에 대해서 각 방어의 단계에 필요한 조치를 결정하는 것은 PRA 결과를 참조로 하되, 공학적인 판단이 아울러 필요하다. 음의 MTC나 압력방출능력을 포함한 피동 안전기능이 우수한 원전에 대해서는(예를 들면 ATWS 발생시 원자로냉각재계통 압력이 3200 psig를 초과할 확률이 한 주기중 5 퍼센트 이하), DSS나 AMSAC 중 하나를 택하여 ATWS 완화성능을 향상시킬 수 있다. 어느 방어의 단계를 보완하는 것이 위험도를 감소시키는데 효율적인지 평가하여 적절한 조치가 이루어져야 한다. 만약, 피동 안전기능이 부족한 원전에 대하여는 DSS와 AMSAC를 동시에 채택하는 식으로 방어의 수준을 보완할 수 있으나, USNRC Reg. Guide 1.174에서 기술된 것처럼 각 방어의 단계가 적절한 균형을 갖추어야 할 것이다[4-3-1-1]. 특히 MTC와 같이 자연적인 현상에 의하여 ATWS를 완화시키는 효과를 제공하는 기능의 중요성은 아무리 강조해도 지나치지 않다. 이러한 관점에서 ATWS 발생시 원자로냉각재계통 압력이 3200 psig를 초과할 확률에 대해서 적절한 제한이 필요하다.

## 2. ATWS 위험도 감소를 위한 규제 대안

국내 원전 ATWS 위험도 감소와 관련한 규정은 과학기술부장관 영에 의한 “원자로 시설 등의 기술 기준에 관한 규칙” 제 27조(다양성보호계통)이다. 이 규정에서는 다음과 같이 기술하고 있다.

- “① 원자로시설에는 원자로가 정지되어야 할 조건임에도 정지되지 아니하는 과도상태가 발생할 경우에 대비하여 원자로정지, 비상보조급수 작동 및 터빈정지 기능들을 구비한 별도의 보호계통(이하 ”다양성보호계통“이라 한다)을 설치하여야 한다.
- ② 다양성보호계통은 작동조건을 감지하는 장치의 출력부분부터 최종작동기의 구동장치까지 원자로 보호계통으로부터 독립된 별도의 계통으로 설치하여야 한다.”

이 규정에서 “원자로가 정지되어야 할 조건임에도 정지되지 아니하는 과도상태에 대비하여”는 모든 원자로에 대해 ATWS가 발생한다고 임의적으로 가정하고 있다. 현재 국내에서 운전중인 가압중수로(CANDU)의 경우 이중안전정지계통을 취함으로써 ATWS를 설계 고려 대상에서 제외하고 있으므로 이 규정은 적용할 수 없다. 또한, ATWS에 대비하여 “원자로정지, 비상보조급수 작동 및 터빈정지와 같은 과도상태 완화 기능들을 구비한 다양성보호계통을 설치하여야 한다.”라고 기술함으로써 다양성보호계통의 설치를 무조건적으로 요구하고 있으나 앞서 조사연구한 바와 같이 미국이나 프랑스의 W 설계 원전은 타 설계 원전보다 압력방출의 상대 성능의 우수함을 고려하여 다양성보호계통 중 AMSAC 만을 설치하고 있으며 국내 W 설계 원전에도 이에 따라 AMSAC 설치 만을 추진 중에 있다. 또한, 이 문구는 비상보조급수 작동과 터빈정지와 같은 완화계통의 적용이 무의미한 원자로(최근에 한국원자력연구소에서 개발 중인 일체형 원자로는 보조급수계통 자체가 없으며, 증기발생기 2차 계통의 물 용량이 원천적으로 소량이어서 터빈정지 기능이 ATWS 완화 기능에 별 영향을 주지 못한다)에 대해서는 적용이 곤란하다. 그래서, 규칙 제 27조는 국내 원전에 적용하기에 일반적이지 않다고 결론 내린다.

그렇지만 이 규정이 일반적이지 않더라도 규정의 개정 없이 별도의 지침이나 미국의 관례를 참조하여 규제 행위를 하는 것은 가능하다. 그래서 이 역시 ATWS 위험도 감소를 위한 규제 방안이 될 수 있다. 본 연구에서는 이러한 사항을 고려하여 다음과 같은 4 가지 규제 대안을 제시한다.

- 1) 대안 1 : 규칙 제 27조 이외에 추가의 조치 없음

- 2) 대안 2 : 규칙 제 27조를 변경하지 않고 이를 보완하는 규제지침 개발
- 3) 대안 3 : 원자로 설계별 ATWS 대처설비를 요구하도록 규칙 제 27조의 수정 및 이를 보완하는 규제지침의 개발
- 4) 대안 4 : ATWS 위험도 인자를 인지하고 그 결과를 완화시키는 방안을 강구하도록 규칙 제 27조를 삭제하고 별도 규칙 제정

본 연구에서는 각 안에 대한 정성적인 평가로부터 대안 3이 드는 비용에 비해 규제 효과가 충분한 것으로 평가하였다. 이에 따라 본 연구에서는 대안 3을 충족시키는 규제지침안을 개발하였으며, 이를 특정기술 주제보고서 KINS/RR-185(Rev.1) [4-3-2-1]으로 발간하였다.

## 제 4 절 제어방출사고의 3차원 노심동특성해석 규제지침안 개발

### 1. 배경

과도상태 동안 노심출력 변화는 핵연료소결체 용융, 핵연료 손상, DNBR, 방사선량 방출 등의 안전해석 허용기준에 상당한 영향을 미칠 수 있기 때문에 사고해석 규제검토시 노심출력 계산 방법은 중요하게 평가되고 있다. 그러나 중성자 거동의 복잡성과 노심계통의 다양한 구조물로 인해 현재까지는 사고해석시 노심출력 변화를 단순하고 보수적인 방법으로 고려하고 있어, 그의 타당성을 규제 검토하는데 비교적 용이하였다. 예를 들면, 점동특성 모델 (Point Kinetics Model)은 노심 전체를 하나의 점(Point)으로 인식하는 단순하고 쉬운 방법으로써 가장 널리 사용되고 있는 보수적인 기법이며, 축방향 출력 분포를 고려하는 1차원적 모델도 종종 사용되고 있다.

핵설계 기술이 발달되고 컴퓨터의 기능이 개선됨에 따라 현재는 노심계통을 다차원으로 모델하여 노심출력 변화를 계산할 수 있는 기술적 수준에 이르렀다. 점(Point) 또는 1차원적 노심동특성 모델에서 사용되는 변수는 몇 개 안 되고 적용이 용이하여 그의 타당성을 규제 검토하는데 용이한 반면, 다차원 동특성 모델에서는 고려해야 할 변수가 아주 많을 뿐만 아니라 그 추이가 복잡하기 때문에 그의 적용 타당성을 검토하는데 많은 노력이 수반될 것으로 예상된다.

다차원 노심동특성 모델을 사용하여 사고해석을 수행할 경우에는 각종 노심변수에 대한 민감도 분석, 불확실성 정량화 등과 같은 다양한 해석이 뒷받침되어야 한다. 단순한 점동특성 또는 1차원적 노심동특성 모델과는 달리, 다차원 노심동특성 모델의 타당성 평가는 규제자의 경험에 의존하는 검토만으로는 한계가 있으며, 절차화된 지침서에 따라 체계적으로 검토하고 필요시 독립적인 검증계산으로써 개발자의 분석방법 및 결과의 타당성을 평가하는 것이 바람직하다. 이와 같은 취지에서 본 규제지침서가 개발되었다.

본 지침서는 여러 예시계산을 제시하고 있다. 각 지침의 내용을 기술적으로 뒷받침하는 계산결과를 제공하여 주요 변수에 대한 일반적인 특성을 보여줌으로써 규제 검토를 용이하도록 하였다.

3차원 노심동특성 방법을 사용하는 사고해석 코드의 규제 검토, 제어방출사고의 3차원 노심동특성 해석 방법론의 규제 검토 또는 이와 관련된 독립적인 규제 검증계산(Regulatory Audit Calculations)을 수행하는데 있어서 규제지침서로 활용하는데

목적이 있다.

## 2. 검토분야

### 가. 검토범위

3차원 노심동특성 방법론의 사고해석 적용에 있어서 가장 중요하게 고려해야 할 사항은 주요 노심변수의 고려 방법, 즉 통계적 평가로써 최적으로 고려할 것인지 또는 결정론적 평가로써 보수적으로 처리할 것인지에 대한 확고한 입장이라 할 수 있다. 최적으로 고려되는 변수는 상대적으로 보다 큰 운전여유도를 확보할 수 있는 이점이 있는 반면, 불확실성 평가 또는 통계적 처리 등과 같은 많은 노력과 시간 그리고 다양한 분석이 요구된다. 그리고 보수적으로 고려되는 변수는 운전여유도 확보 측면에서는 불리하지만, 반복적인 계산 노력을 줄일 수 있고 단순하여 실제 적용이 용이한 이점이 있다.

사고시 출력변화로 인한 핵연료 손상을 제한하기 위한 일반 기준요건은 핵연료 축적에너지(Fuel Storage Enthalpy)와 핵비등이탈률(DNBR)이 있다. 핵연료축적에너지는 핵연료봉 출력과 직접적으로 관련이 있으며, 핵비등이탈률은 노심출력도 중요하지만 냉각재의 열수력적 조건과 더욱 밀접한 관련이 있어, 이 두 값의 물리적 성향은 근본적으로 다르다고 할 수 있다. 다시 말해, 핵연료축적에너지와 핵비등이탈률은 상이한 조건과 상태에서 가장 제한적인(Limiting) 경향을 보여줄 수 있기 때문에 이 두 기준요건 각각에 대해 다른 관점에서 검토할 필요가 있다. 본 지침서는 핵연료축적에너지 계산의 규제검토에 유용하다.

### 나. 검토 담당자

3차원 노심동특성 방법론은 원자로심 핵설계 검토자와 반응도 사고해석 검토자 및 열수력 사고해석 검토자로 구성된 팀이 검토하여야 하며, 각 검토자의 담당분야는 다음과 같다.

#### (1) 원자로심 핵설계 분야 검토자

- 정상상태 및 과도상태 핵설계 방법론
- 균정수 생산 코드 및 균정수 고려 모델
- 핵설계 수치해석 모델

- 관련 입력자료(Input Deck) 작성 등
- (2) 반응도 사고해석 검토자
  - 사고해석 모델
  - 사고해석 가정
  - 관련 입력자료 작성 및 검증계산 수행 등
- (3) 열수력 사고해석 검토자
  - 원자로심 및 계통의 열수력 모델
  - 관련 입력자료 작성 등

### 3. 검토 주안점

제어봉방출사고는 원자로심의 반응도가 순간적으로 증가하여 출력이 급격하게 상승하는 사고이다. 짧은 시간 내에 원자로심에 큰 반응도가 삽입되면, 핵연료에서의 핵분열 에너지는 급격하게 증가하게 되고, 이 에너지는 모두 핵연료에 그대로 축적된다. 핵연료에 축적된 에너지는 소결체 및 피복재의 구조를 변화시켜 핵연료의 심각한 손상의 원인이 되기 때문에 현재 제어봉방출 사고해석의 허용기준으로 핵연료엔탈피의 최대 제한치를 규정하고 있다.

제어봉방출사고의 핵연료엔탈피 제한치는 Regulatory Guide 1.77에 제시되어 있으며, 핵연료봉의 반경방향평균엔탈피(Radial Average Fuel Enthalpy; cal/g)로 정의하고 있다. 현재 반경방향평균엔탈피 허용기준은 PWR에 대해 280cal/g으로 설정되어 있으나, 이 값의 타당성에 대해서 전 세계적으로 논란이 제기되어 있는 상태이다. 현재 이에 대한 재해석이 프랑스와 미국을 중심으로 활발히 수행되고 있어, 추후 재설정되면 그 값이 사용되어져야 한다.

3차원 노심동특성 모델은 크게 원자로심의 출력계산 모델과 열수력 모델로 나눌 수 있다. 출력계산 모델은 핵설계 이론에 기본을 두고 개발되며, 중성자 거동 지배 방정식 및 수치해석 방법, 균정수 생산 격자코드, 냉각재와 핵연료 조건에 따른 균정수 모델, 연소도 그룹핑, 각 핵연료봉의 축적에너지 계산, 원자로심계통 Nodalization 등이 핵심 검토 대상이다.

그리고 원자로심의 열수력 모델은 냉각재와 핵연료의 열역학적 이론에 기본을 두고 개발된다. 출력계산 모델로부터 얻어진 핵연료봉 출력은 핵연료와 냉각재의



온도를 변화시키고 이것은 다시 핵분열에 영향을 주기 때문에 핵설계 모델과 더불어 핵연료와 냉각재의 온도 계산 모델도 중요하게 검토되어야 한다.

#### 가. 원자로심 출력 계산 모델

##### (1) 중성자 거동 지배방정식 및 수치해석 방법

- 원자로심의 중성자 거동은 중성자수송방정식(Neutron Transport Equation) 또는 이 지배방정식으로부터 근사화하여 유도되는 중성자확산방정식(Neutron Diffusion Equation)으로 표현된다.
- 중성자수송방정식은 물론 중성자확산방정식의 적용은 타당하다. 중성자 지배방정식을 푸는 수치해석 방법론은 정상상태 계산을 통해 충분한 검증이 이루어져야 하며, 불확실성이 규명되어야 한다.

##### (2) 균정수 생산 격자코드

- 균정수는 주어진 원자로 운전 조건을 입력으로 핵설계 격자코드로써 얻어진다. 다양한 격자코드가 개발되어 있으며, 각 격자코드는 독자적인 방법을 사용하고 있다.
- 격자코드로 계산된 균정수의 타당성이 평가되어야 하며, 정확도와 불확실도 등이 규명된 분석자료의 검토가 요구된다.

##### (3) 냉각재와 핵연료 조건에 따른 균정수 모델

- 균정수는 냉각재와 핵연료 조건 특히 온도에 아주 민감한 변수이며, 그의 의존성이 매우 크다. 급격한 과도상태에서 원자로계통의 온도는 크게 변할 수 있기 때문에 넓은 온도 범위를 고려할 수 있는 적절한 균정수 모델이 사용되어야 한다.
- 우선 사고시 변할 수 있는 온도 범위를 파악한 후에 균정수 모델이 전체 온도 범위를 포괄할 수 있는지 그리고 각각의 온도에서 정확하게 균정수가 생산될 수 있는지 검토하는 것이 중요하다.

##### (4) 연소도 그룹핑

- 원자로심의 핵연료집합체는 넓은 연소도 분포를 이루고 있다. 3차원적 출력 분포 계산을 위해서는 주어진 핵연료집합체 장전모형에 대해 몇몇 연소도군으로 그룹핑하여 분류하여야 한다.
- 연소도 그룹핑은 분석자에 따라 다양하게 이루어질 수 있기 때문에 연소

도 그룹핑 방법은 다양한 민감도 분석을 통해 정량적으로 규명된 근거 자료를 바탕으로 사용되어야 한다.

(5) 각 핵연료봉의 축적에너지 계산

- 일반적으로 3차원 노심동특성 계산은 핵연료집합체를 기본적으로 1개 혹은 몇 개의 노드(Node)로 균질화하는 노달방법(Nodal Method)을 사용한다. 따라서 계산결과는 핵연료집합체 노드의 평균값이며, 각 핵연료봉의 상세 출력을 계산하기 위해서는 별도의 계산과정을 필요로 한다.
- 핵연료집합체의 평균 출력으로부터 핵연료봉 출력을 산출하여 최종적으로 핵연료봉의 축적에너지를 계산한다. 이에 대한 검토가 요구된다.

(6) 원자로심계통 Nodalization

- 원자로심계통의 핵설계 Nodalization은 축방향 (z)과 반경방향 (x,y)으로 3차원으로 모델된다. 축방향과 반경방향은 노드 크기, 분할방법 등에 따라 출력 변화는 영향을 받을 수 있다.

나. 원자로심 열수력 모델

(1) 핵연료온도 모델

- 핵연료온도 변화는 과도상태시 도플러효과에 의하여 반응도 변화에 중요한 영향을 미친다. 핵연료온도 계산 모델의 적절성이 검토되어야 한다.

(2) 냉각재(감속재)온도 모델

- 냉각재(감속재)온도 변화는 과도상태시 냉각재(감속재)온도 케환효과에 의하여 반응도 변화에 중요한 영향을 미친다. 냉각재(감속재)온도 계산 모델의 적절성이 검토되어야 한다.

(3) 원자로심계통 Nodalization

- 원자로심계통의 열수력 Nodalization은 축방향 (z)과 반경방향 (x,y)으로 3차원으로 모델된다. 축방향과 반경방향은 노드 분할에 따라 출력 변화는 영향을 받을 수 있다.

4. 검토 과정

가. 민감도 및 불확실도 변수 검토

원자로심은 핵연료집합체, 핵연료봉 지지격자, 냉각재 채널 등 각종 구조물들로 복잡하게 구성되어 있어, 과도상태시 노심의 중성자 거동을 3차원 수치 해석적으로 묘사하기에는 많은 제약이 따른다. 또한 3차원으로 모델된 여러 지배방정식들은 많은 변수를 가지게 되며, 사고해석에서 이 변수들은 대부분 근사값으로 사용되기 때문에 각 변수의 특성에 맞게 물리적으로 정량화되어야 한다.

3차원 노심출력 계산의 타당성 평가를 위해서는 주요 물리변수의 사고해석 적용 타당성 또는 보수성이 입증되어야 하며, 이것은 다양한 민감도 및 불확실도 분석으로 가능하다. 따라서 제어봉방출사고의 3차원 노심출력 계산에서는 사고에 중요하게 영향을 미칠 수 있는 노심계수와 고려인자를 도출하는 것이 우선적으로 중요하다.

제어봉방출사고의 3차원 노심출력 계산에서 중요하게 고려되는 노심계수 또는 고려인자는 크게 출력 계산 방법, 초기조건 및 경계조건, 원자로 노심계통 Nodalization 과정 등에서 나타나는 변수이다. PIRT(Phenomena Identification and Ranking Table)는 주요 노심 물리변수와 사고해석 현상을 도출하는데 도움을 줄 수 있다.

3차원 노심출력은 핵설계 이론에 근거하여 계산된다. 노심출력 계산과 관련된 주요 인자는 다음과 같다.

- 중성자 거동 지배방정식에 사용되는 계수
- 균정수 모델에 사용되는 계수
- 핵연료 연소도 그룹핑
- 핵설계 격자코드 관련 고려인자 등

초기조건과 경계조건은 사고해석에 중요한 영향을 미친다. 초기조건과 경계조건의 선정은 여러 전문가의 경험은 물론 사고추이 특성과 다양한 민감도 분석을 통해 이루어져야 한다. 초기조건과 경계조건과 관련된 주요 민감도 변수로 다음과 같이 선정할 수 있다.

- 지발중성자분율(Delayed Neutron Fraction) :  $\beta = \sum_i \beta_i$
- 방출제어봉가(Ejected Rod Worth) : prod
- 운전 연소도(Life of Cycle)
- 원자로심 초기출력

- 냉각재(감속재)온도 (또는 밀도) 제한 반응도계수
- 핵연료온도 제한 반응도계수
- 붕소농도
- 핵연료열생성률(Fuel Heat Capacity)
- 열전달 모델에 사용되는 계수
- 방출제어봉 및 그의 초기 위치
- 방출제어봉 이외의 제어봉/정지봉 위치 등

원자로심의 3차원 기하학적 구조는 규격화된 크기로 균질화하는 Nodalization을 통해 이루어진다. 이 규격화된 크기를 선정하는 기준이 명확하게 규명되어야 한다. 다음과 같이 원자로심계통의 Nodalization과 관련된 민감도변수들을 선정할 수 있다.

- 원자로심 축방향의 노드 크기
- 원자로심 반경방향의 노드 크기
- 반사체 계통의 노드 크기
- 냉각재(감속재)계통의 노드 크기 등

#### 나. 민감도 분석 검토

사고해석에 사용되는 주요 변수의 물리적 정량화는 다양한 민감도 분석을 통해 가능하다. 민감도 분석은 변수의 변화에 대한 사고해석 영향을 평가하는 것으로 사고해석에 사용된 변수들의 보수성 또는 타당성을 평가하는 척도로 사용되고 있다.

일반적으로 민감도 변수는 개발자의 방법론에 의존하여 선정될 수 있기 때문에 일반 규제지침서에서 제어봉방출사고의 3차원 해석 관련 모든 민감도 변수에 대해 기술할 수는 없다. 다시 말해, 개발자가 제안한 3차원 노심동특성 방법론에 사용되는 계수 또는 변수들이 어떤 것이 있는지 검토한 연 후에 이를 토대로 사고결과에 중요하게 영향을 미칠 것으로 판단되는 계수와 변수를 도출하는 것이 적절하다. 본 지침서에서는 3차원 제어봉방출사고 해석에서 일반적으로 중요한 것으로 알려진 민감도 변수를 토대로 그 특성을 살펴본다.

Nordheim-Fuchs 모델은 점동특성모델에 대해서 순간적인 반응도 투입시 엔탈피 변화량을 이론적으로 보여준다 [4-4-4-1]. 즉 주어진 조건에서 엔탈피 축적량은  $(\rho_{\text{rod}} - \beta)$ 에 비례하는 것으로 나타난다. 본 지침서에서는  $(\rho_{\text{rod}} - \beta)$ 에 대한 최대 엔탈피증가량으로써 제어봉방출사고의 추이를 관찰한다.

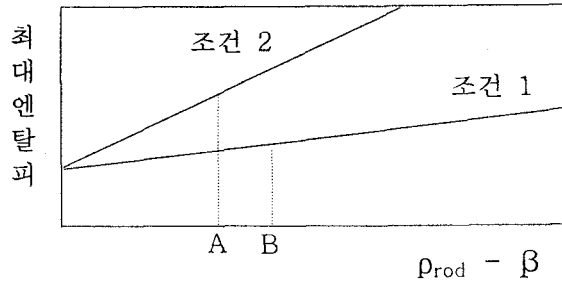


그림 4-4-1 ‘ $\rho_{rod} - \beta$ ’에 대한 최대 엔탈피 증가 개념 곡선

특정 조건에서 ( $\rho_{rod} - \beta$ ) 값의 보수성만으로 제어붕방출사고 해석의 타당성을 평가한다는 것을 의미하지 않는다. 주어진 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 대해서 초기/경계조건 또는 수치해석 조건이 변화되면 최대 엔탈피 축적량도 변한다. 그림 4-4-1은 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 대한 최대 엔탈피 축적량의 개념적 추이를 보여주고 있다. 조건 1 또는 2 각각에서는 최대 엔탈피는 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 비례하지만, 조건 1과 2를 상호 비교한 B점과 A점에서는 ( $\rho_{rod} - \beta$ )의 작은 값이 더 큰 최대 엔탈피를 제공하고 있다. 조건 2가 조건 1보다 더 보수적인 곡선임을 알 수 있다. 따라서 ( $\rho_{rod} - \beta$ )의 타당성은 물론 조건 1과 2와 같은 ( $\rho_{rod} - \beta$ )에 대한 최대 엔탈피 곡선을 결정하는 주요 원자로변수의 타당성을 토대로 규제 검토하는 것이 바람직하다.

(1) 중성자 거동 지배방정식 및 수치해석 방법

- 중성자 거동 지배방정식과 그의 수치해석 방법의 정확도 평가는 다양한 실험결과와의 비교를 통해 이행되는 것이 가장 바람직하다. 그러나 제어붕방출사고와 관련된 과도사고의 실제 실험데이터는 극히 드문 것이 현실이다.
- 정상상태 노심 핵설계에서는 여러 국제적인 Benchmark Problem들이 제시되어 있기 때문에 이들은 과도해석을 위해 사용되는 중성자 지배방정식과 수해석방법의 오차 또는 불확실성 평가에 유용하게 사용될 수 있다. 전문가의 판단, 정상상태 및 과도상태 정확성 평가결과 등을 바탕으로 과도해석의 중성자 지배방정식과 수치해석 방법의 전체 불확실성이 정량화될 수 있다.

(2) 균정수 근사 모델

- 3차원 노심출력 계산에서 균정수는 핵심적인 데이터 입력자료라고 할 수

있다. 사고 진행 동안 각 수치해석 노드(Node)에서의 물리적 조건이 매 Time Interval 마다 변하며, 특히 제어봉방출사고시 핵연료 온도는 급격하게 변한다. 따라서 과도상태 동안 Time Interval 마다 각각의 핵연료 및 냉각재 노드 조건에 대하여 핵설계 격자코드를 실행하여 균정수를 생산하여 출력계산에 사용되는 것이 이상적이다. 그러나 사고해석 전 기간 동안 각각의 핵연료 노드에 대해 매 Time Interval 마다 핵설계 격자코드를 실행하는 것은 아주 많은 계산시간과 큰 컴퓨터 저장용량을 요구하여 현실적으로 쉽지 않다.

- 이와 같은 단점을 보완하기 위해 여러 단순화된 방법들이 사용될 수 있다. 가장 일반적인 방법이 균정수를 냉각재온도, 핵연료온도, 붕소 등의 주어진 몇몇 세트에서 핵설계 격자코드로서 균정수들을 미리 테이블 형태로 저장해 놓고, 과도상태 조건에 따라 적절한 관계식으로 내삽 또는 외삽하여 대응되는 균정수를 산출하는 방법이다.
- 단순 근사화된 균정수 고려 방법들은 여러 불확실도를 포함하고 있기 때문에 이에 대한 철저한 규명이 필요하다. 다음의 예는 미국 NRC에서 개발한 PARCS 코드에 사용된 방법을 기초로 민감도 분석을 수행한 결과를 보여주고 있다. PARCS 코드에서는 다음과 같이 근사화된 균정수 방정식이 사용된다.

$$\Sigma(B, T_f, T_m, D_m, \alpha, \xi) = \Sigma_0 + a_1(B - B_0) + a_2(\sqrt{T_f} - \sqrt{T_{f0}}) + a_3(T_m - T_{m0}) + a_4(D_m - D_{m0}) + a_5(D_m - D_{m0})^2 + a_6\alpha + a_7\alpha^2 + \xi\Delta\Sigma_{CR} \quad \dots\dots(4-4-4-1)$$

- 식 (4-4-4-1)은 붕소농도(B), 핵연료온도(T<sub>f</sub>), 냉각재온도(T<sub>m</sub>), 냉각재밀도(D<sub>m</sub>), 기포율(α)의 기준값(B<sub>0</sub>, T<sub>f0</sub>, T<sub>m0</sub>, D<sub>m0</sub>, α)에서 계산된 균정수 세트(Σ<sub>0</sub>, a<sub>1</sub> ~ a<sub>7</sub>, ξ)를 기본으로 과도조건에 따라 변화된 양만큼 1차 혹은 2차 함수로 내삽 또는 외삽하여 균정수를 산출하는 방법이다. 이 방법은 크게 기준값 선정에 대한 의존성과 기준값에서 벗어난 정도에 따른 영향도에 의해 불확실도 또는 오차가 발생된다고 볼 수 있다.
- 기준값 선정에 대한 균정수의 의존성이 작다면, 임의로 기준값 선정이 가능하며, 이로 인한 오차는 발생되지 않을 것이다. 반면, 이의 의존성이 크다면, 기준값의 선정에 신중을 기해야 할 것이다. 또한 식 (4-4-4-1)은 기준값에서 크게 벗어나지 않은 선형이론에 근거하고 있기 때문에 핵연

료온도 또는 냉각재온도/밀도 등이 크게 변하는 사고에 대해서는 불확실성은 크다고 할 수 있다.

- 붕소농도 기본값에 따라 제어봉의 반응가도가 큰 차이를 보여줄 수 있으며, 또한 제어봉방출사고시 핵연료의 엔탈피 축적량 또한 큰 차이를 보일 것으로 예상된다. 따라서 규제검토시 붕소농도의 기본값 선정에 따른 민감도 분석결과 또는 타당성 근거 자료 등의 면밀한 검토가 요구된다.
- 식 (4-4-4-1)에서 기본 핵연료온도의 의존도는 상당히 크게 나타날 수 있으며, 균정수 고려 모델에서 핵연료온도의 기본값 선정에 따른 민감도 분석결과 또는 타당성 근거 자료 검토가 요구된다.
- 마지막으로 냉각재온도, 밀도 기포율의 기본값도 근본적으로 상기의 붕소농도와 핵연료온도의 결과와 같은 경향을 보일 것으로 보인다. 일반 PWR의 제어봉방출사고 동안 냉각재밀도는 냉각재온도와 기포율 효과를 포괄할 수 있기 때문에 냉각재밀도에 대한 평가만으로 충분하다.

### (3) 핵연료연소도 그룹핑

- 넓은 영역의 연속적인 연소도 분포를 세밀하게 그룹핑하면 할수록 실제 값에 근접하겠지만, 큰 컴퓨터 저장용량과 많은 계산시간이 요구된다. 다양한 연소도 그룹핑에 대한 민감도 분석을 통해 최적의 연소도 그룹핑 영역을 선택하는 것이 바람직하며, 연소도 그룹핑 영역 선택방법의 타당성 평가결과를 검토한다.

### (4) 지발중성자분율(Delayed Neutron Fraction)

- 중성자는 즉발중성자와 지발중성자로 나눌 수 있으며, 지발중성자는 원자로의 제어에 없어서는 안 될 중요한 중성자이다. 지발중성자가 상대적으로 많으면 많을수록 원자로의 중성자 제어는 쉬워진다. 제어봉방출사고에서 전체 지발중성자분율을 초과하는 반응도 삽입시 중성자 증가는 폭발적으로 늘어날 수 있어, 제어봉방출사고시 지발중성자분율은 중요한 인자로 작용하게 된다.
- 지발중성자는 Precursor라고 부르는 핵분열생성물에 의해 발생되기 때문에 지발중성자분율은 Precursor들의 농도에 따라 변한다. Precursor들의 농도는 핵분열물질에 의존하며 우라늄보다 플루토늄에 대해서 더 작기 때문에 지발중성자분율은 핵연료의 연소도가 증가할수록 감소한다. 일반적으로 Precursor들은 6개 그룹으로 분류하고 있다.
- 지발중성자분율의 고려는 핵연료의 연소도 그룹핑과도 밀접한 관련이

있다. 일반적으로 핵연료 연소도를 먼저 그룹핑하고, 각 그룹의 핵연료에 대해 지발중성자분율을 계산하여 고려된다. 더욱더 근사적인 방법이 전체 핵연료에 대해 동일한 지발중성자분율을 적용하는 방법이다. 어떤 방법이든지 타당성 평가결과에 근거하여 사용되었는지 검토한다.

- 지발중성자분율이 증가할수록 방출제어봉의 상대적 반응도가 감소하는 효과가 있기 때문에 제어봉방출사고시 노심출력과 핵연료 최대 축적 엔탈피는 감소한다. 지발중성자분율이 증가할수록 최대 엔탈피 값은 선형적으로 반비례하고 있음을 알 수 있다.

#### (5) 방출제어봉가(Ejected Rod Worth)

- 제어봉방출사고 해석에서 가장 중요한 인자가 지발중성자분율과 더불어 방출제어봉가라고 할 수 있다. 방출제어봉의 반응도가는 방출 제어봉 및 그의 위치, 방출제어봉 이외의 제어봉 위치, 노심 열수력 및 출력 조건, 운전연소도(Life of Cycle) 등에 의존한다.
- 방출제어봉가는 가능한 여러 조건에서의 제어봉가를 포괄하는(Bounding) 보수적인 값을 사용하여 사고해석을 수행하는 것이 바람직하다. 다양한 원자로심의 운전조건을 모두 고려하여 가장 큰 제어봉 반응도가를 찾아내는 것은 쉬운 일이 아니며, 그의 타당성을 규제 검토하는 것은 더욱더 한계가 있다. 보수적인 방출제어봉가 산출을 위해 가장 쉬운 방법이 제어봉의 흡수단면적을 임의로 변화시켜 방출제어봉가를 조절하는 것이다. 이 방법이 방출제어봉가 이외 다른 인자에 영향을 미치지 않는다면 타당하다.

#### (6) 운전연소도(Life of Cycle)

- 핵연료가 연소되어 감에 따라 핵종농도가 달라지고 노심출력 분포가 변하기 때문에 사고 초기의 운전연소도(Life of Cycle) 조건 선정은 매우 중요하다. ' $\rho_{\text{rod}}/\beta$ '로 나타내는 'Dollars'로서 사고 초기 운전연소도에 있어서 방출제어봉가의 영향을 검토하는 것이 바람직하다. 운전 연소도 전체 범위에 대한 사고해석 결과의 검토는 불필요하며, 일반적으로 BOC와 EOC 두 연소도에서의 계산결과만으로 운전연소도의 초기조건 선정의 타당성 및 보수성을 검토하는데 충분하다.

#### (7) 초기 노심출력

- 사고해석에서 노심출력 선정은 아주 중요하다. 특히 제어봉방출사고 해석시 초기 노심출력과 그 조건에 대응되는 임계봉소농도는 사고해석에



중대한 영향을 끼친다. 초기 노심출력에 따라 다양한 경향을 나타내는 것이 일반적이다.

- 일반적으로 기술지침서에는 노심출력에 대한 제어봉 삽입 한계치를 규정하고 있다. 따라서 이와 같은 제어봉 제한조건을 고려하여, 초기 노심출력 선정에 대한 보수성 또는 타당성 평가가 이루어져야 한다. 초기 노심출력의 전 범위에 대한 평가결과를 검토할 필요는 없으며, 영출력과 전출력에 대한 결과를 기초로 초기 노심출력에 대한 민감성을 검토한다.

#### (8) 냉각재(감속재)온도/밀도 궤환 반응도계수

- 제어봉방출사고는 냉각재(또는 감속재) 온도를 증가시키는 사고로써 양방향의 최대 냉각재온도계수를 사용하는 것이 보수적이며, 냉각재밀도계수는 이의 반대이다. 일반적으로 냉각재온도계수보다 냉각재밀도계수가 고려되는 것이 타당하다.
- 3차원 노심동특성 방법에서는 냉각재밀도에 의한 궤환 반응도는 냉각재 밀도 변화에 의한 균정수 변화로 나타난다. 균정수는 주어진 연소도의 핵연료 형태에 따라 정확성을 근거로 고려되는 최적변수이기 때문에 사고해석시 사용된 냉각재밀도계수의 보수성, 불확실도 또는 타당성 검토가 다양한 방법으로 이루어져야 한다.
- 사고해석시 사용된 균정수를 기초로 밀도에 따른 냉각재밀도계수 곡선을 요구하여, 이 곡선을 설계값과 비교하여 냉각재밀도에 의한 궤환 반응도의 타당성을 검토하는 것이 적절하다.

#### (9) 핵연료온도 궤환 반응도계수

- 제어봉방출사고 해석시 핵연료온도계수는 큰 값을 사용하는 것(0에 가까운 Negative 값)이 제한적이다. 3차원 노심동특성 방법에서는 핵연료온도에 의한 궤환 반응도는 핵연료온도 변화에 의한 균정수 변화로 나타난다. 균정수는 주어진 연소도의 핵연료 형태에 따라 정확성을 근거로 고려되는 최적변수이기 때문에 사고해석시 사용된 핵연료온도계수의 보수성, 불확실도 또는 타당성 검토를 다양한 방법으로 이루어져야 한다.
- 사고해석시 사용된 균정수를 기초로 핵연료온도에 따른 핵연료온도계수 곡선을 요구하여, 이 곡선을 설계값과 비교하여, 핵연료온도에 의한 궤환 반응도의 타당성을 검토하는 것이 적절하다.

#### (10) 초기 붕소농도

- 주어진 다양한 제어봉/정지봉 위치에서 사고 초기 노심의 임계를 위해서

대응되는 특정 붕소농도가 사용된다. 일반적으로 실제 운전에서는 주기 말로 갈수록 붕소농도는 점점 감소하며, 붕소농도가 증가할수록 냉각재 온도계수는 증가하게 된다. 장주기 운전으로 인한 주기초 붕소농도의 증가는 양(Positive)의 냉각재온도계수 값을 가져올 수 있어 원자로심의 Self-Instability의 원인이 되고 있다.

- 초기 붕소농도에 대한 직접적인 제어붕방출사고 해석 영향이 있는지 검토할 필요가 있다. 초기 붕소농도가 증가하면 냉각재온도계수 값은 양의 방향으로 이동하게 되고, 이는 사고를 악화시키는 요인으로 작용하는 것은 간접적인 영향이라 할 수 있다. 초기붕소농도에 대한 민감도 분석결과를 검토할 필요가 있다.

#### (11) 핵연료열생성률(Fuel Heat Capacity)

- 핵연료열생성률은 핵연료의 출력 증가와 직접적으로 관련이 있는 인자이다. 제어붕방출사고시 핵연료 에너지 축적량은 핵연료열생성률에 직접적으로 비례하는 것으로 알려져 있다. 예를 들면, 10%의 핵연료열생성률 증가는 제어붕방출사고시 핵연료 에너지 축적량의 10% 증가를 가져온다. 따라서 핵연료열생성률의 불확실도를 검토하여 사고해석시 사용된 핵연료열생성률의 보수성 또는 타당성을 평가한다.

#### (12) 열전달 모델에 사용되는 계수

- 핵연료소결체에서 일어나는 핵분열로부터 발생된 열은 갭(Gap)으로 전달되고, 갭을 통한 열은 피복재 그리고 다시 냉각재로 전달된다. 따라서 열수력 계산에서는 핵연료소결체, 갭(Gap), 피복재 그리고 냉각재의 열전달 모델이 요구된다. 이와 같은 열전달 모델에서는 다양한 계수가 사용되며, 이들 계수들은 사고해석 결과에 중요한 영향을 미칠 수 있기 때문에 열전달 모델에 사용되는 주요 계수에 대한 분명한 규명이 필요하다. 특히 핵연료소결체 지역의 분할 노드 수, 갭의 압력, 냉각재 열전달 상관식의 계수 등에 대한 민감도 해석결과를 검토한다.

#### (13) 방출제어봉

- 제어붕방출사고 해석시 방출제어봉의 선정은 상당히 중요하며, 방출제어봉가가 큰 제어봉을 선정하는 것이 바람직하다. 따라서 제어봉 선정에 따른 사고해석 평가결과를 검토해야 한다. 또한 주기초와 주기말에 대하여 다른 특성을 보일 수 있기 때문에 주기초와 주기말에 대한 방출제어봉의 선정을 별도로 고려하는 것이 바람직하다. 큰 방출제어봉가를 가지

는 제어봉의 선정도 중요하지만, 핵연료 축적 에너지 증가량을 크게 하는 방출제어봉의 선정 또한 중요하다.

(14) 방출제어봉 이외의 초기 제어봉/정지봉 위치

- 원자로심의 제어봉과 정지봉의 초기 위치에 따라 방출제어봉의 반응도가와 출력분포 등이 달라지기 때문에 정지봉과 제어봉의 초기 위치가 사고결과에 영향을 미칠 수 있다. 일반적으로 출력 운전중에는 기술지침서에서 정지봉이 모두 인출되도록 제한하고 있으며, 제어봉뱅크에 대해서는 출력준위에 따라 삽입 한계위치를 규정하고 있다. 따라서 초기 제어봉들의 위치에 대해서만 그 영향을 검토하는 것이 적절하다.
- 방출제어봉의 반응도가는 주위 제어봉의 위치에 따라 큰 차이를 보여주고 있다. 방출제어봉이외의 초기 제어봉의 위치에 따라 다양한 분포를 하고 있어, 제어봉방출사고 해석시 초기 방출제어봉 이외의 제어봉의 위치가 중요한 인자로 작용함을 알 수 있다. 따라서 이에 대한 여러 민감도 분석결과를 검토할 필요가 있다.

(15) 원자로심 축방향의 노드 크기

- 현재 정상상태 핵설계 계산 기술은 이미 검증되어 축방향 Nodalization에 대한 민감도는 규명되어 있다고 볼 수 있다. 그러나 사고해석시 이에 대한 민감도는 정상상태 핵설계에서의 민감도와는 별도로 규명하는 것이 타당하다. 일반적으로 사고해석시 사용되는 축방향 Nodalization은 정상상태 핵설계 계산과 같은 방법으로 사용되고 있으나, 축방향 Nodalization에 대한 사고해석 민감도는 별도로 규명하는 것이 바람직하다.
- 사고해석을 위한 축방향 노드 수는 많으면 많을수록 실제 모형에 가깝게 모델되겠지만, 수치해석 안정성과 컴퓨터 용량의 제약성으로 인해 최적의 노드로 분할되는 것이 적절하다. 핵연료의 축방향 노드 분할은 연소도 분포에 대한 그룹핑과 밀접한 관련이 있어 상호 연계하여 민감도를 평가해야 한다.
- 주어진 연소도 그룹 내에서의 축방향 노드 수 변화는 사고해석에 별 영향을 주지 않는 것으로 분석되었다. 따라서 축방향 노드 수에 대한 민감도 분석은 연소도와 연계된 축방향 노드 선정에 초점을 맞추어야 한다. 즉 축방향 노드에 따라 그룹핑된 연소도를 기본으로 수행된 민감도 분석 자료를 토대로 축방향 노드 수의 적절성을 검토한다.

(16) 원자로심 반경방향의 노드 크기

- 반경방향 노드는 하나의 핵연료집합체를 (x,y) 방향으로 몇 개로 분할하느냐로 나타낼 수 있다. 일반적으로 1×1, 2×2, 3×3 또는 4×4 등으로 나눌 수 있으며, 미세하게 나눌수록 수치해석 불안정성과 컴퓨터 저장용량의 제약성이 나타날 수 있다.
- 반경방향 노드 수의 변화로 인한 영향은 방출제어봉가 변화에 영향을 끼치는 것으로 나타나고 있다. 즉 반경방향 노드 수의 변화는 방출제어봉가를 변화시키고, 이것은 최대 엔탈피증가량에 직접적으로 영향을 주게 된다. 따라서 반경방향 노드에 대한 민감도 분석의 검토는 반경방향 Nodalization에 의한 방출제어봉가의 불확실도를 고려하여 보수적인 방출제어봉가를 사용하였는지 확인하는 것에 초점을 맞춘다.

#### (17) 냉각재(감속재)계통의 노드 크기

- 냉각재(감속재)의 물성치를 계산하기 위해 열수력학적 모델이 사용된다. 3차원 동특성 코드 내에 단순한 열수력 모델이 사용될 수도 있으며, 더욱 정확한 열수력 변화값을 계산하기 위해서 열수력 전용 코드를 사용하여 3차원 동특성 코드와 연계하여 사용될 수도 있다. 어느 경우이든지 냉각재(감속재)의 노드에 따른 민감도 분석결과를 검토한다.

#### (18) 핵연료봉의 엔탈피 계산

- 제어봉방출사고의 허용기준 중의 하나로 핵연료봉의 단위 질량당 축적 엔탈피량을 사용하고 있기 때문에 과도상태 동안 전체 핵연료봉에 대해 축적 엔탈피를 계산할 필요가 있다. 특히, 최대 핵연료집합체 출력이 발생하는 핵연료집합체에서 반드시 최대 핵연료봉 엔탈피가 발생하는 것이 아니라는 연구결과가 나와 있다.
- 핵연료집합체를 하나의 노드로 사용하는 노달방법일 경우에는 핵연료봉의 엔탈피값이 별도의 과정으로 얻어진다. 사고해석에서 얻어진 각 노드의 평균 출력값으로부터 최대 핵연료봉 출력과 엔탈피를 계산하고, 그로부터 전체 노드 중에 가장 큰 핵연료봉 엔탈피가 계산된다. 최대 엔탈피를 계산하는 방법이 보수적인지 혹은 타당한지 검토한다.

#### 다. 불확실성 평가결과 검토

원자로시스템을 지배하는 물리변수들은 항상 변하며 특정 조건에서 이 물리변수를 정확하게 측정 또는 계산하는 것은 쉬운 일이 아니다. 반면, 사고해석을 위해 사용되는 각 물리변수는 대표되는 하나의 값을 입력하여 사용되기 때문에 사고해

석 관점에서 이 물리변수들은 항상 불확실도를 가지게 된다. 그러나 원자력시스템의 각종 물리변수들의 불확실성을 정량화하기란 어렵기 때문에 이를 위하여 여러 기술적 기법들이 도입되고 있다.

가장 쉬운 방법이 특정 물리변수를 보수적으로 고려하는 방법이다. 이것은 불확실성을 정량화하기 어렵거나 반복적인 계산을 피하기 위해 사용되는 아주 단순한 방법이며, 운전상황의 변화와 예상되는 불확실도가 포함되도록 보수적인 값을 사용한다. 그러나 보수적 방법에서도 어느 정도의 불확실성 규명이 이루어져야 하며, 사고해석에 사용된 물리변수값이 보수성을 적절히 고려하여 선정되었는지 확인한다.

보수적 방법의 가장 큰 단점은 원자로시스템의 운전여유도에 많은 보수성이 포함되어 있다는 것이다. 이를 보완하는 방법이 물리변수를 최적의 값을 사용하여 사고해석을 수행하는 것이다. 최적해석 방법을 위해서는 우선 물리변수의 불확실성 정량화가 우선적으로 이루어져야 한다.

3차원 노심동특성 방법론을 사용한 제어봉방출사고 해석에서 불확실성 평가가 요구되는 주요 변수로는 다음과 같은 것들이 있다.

(1) 초기조건 및 경계조건

- 원자로심 압력
- 원자로심 입구 냉각재(감속재)온도
- 핵연료열생성률 및 핵연료 열전도도
- 방출제어봉가 및 지발중성자분율 등

(2) 중성자 거동 근사모델 등

또한 최종적으로 주요 수치해석 방법론과 사고해석 코드의 전체 불확실도가 평가되었는지 검토한다.

### 라. 3차원 노심동특성 해석코드 검증 및 타당성(Validation & Verification)

사고해석 코드는 검증 및 타당성(V&V) 과정을 거쳐 검증되고 타당성이 인정되어야 하며, 규제기관으로부터 사용 허가가 나와야 한다. 3차원 노심동특성 해석코드의 인-허가를 위한 심사 지침은 일반 사고해석 코드의 검토지침을 기술한 참고문헌 [4-4-4-2]를 따른다.

3차원 노심동특성 해석코드의 V&V는 다양한 사고모사 실험 또는 유사한 코드 해석결과와의 비교 등을 통해 수행되었음을 확인한다. 3차원 노심동특성 해석코드

의 V&V를 위해 사용되는 실험이나 유사 코드는 반드시 국내·외 공인기관에 의해 검증이 완료된 것이어야 한다. 국제적으로 공인된 Benchmark 문제는 유용하게 사용될 수 있다.

공인된 사고모사 실험 또는 유사 코드로 분석결과가 충분하다면 3차원 노심동특성 해석코드의 전체 바이어스를 결정할 수 있으며, 코드에 사용된 기본모델의 불확실도는 정량화되었다고 볼 수 있다.

## 5. 검증계산

규제기관에서 의해 수행되는 검증계산은 개발자가 제안한 방법의 타당성을 전반적으로 확인할 수 있도록 대표적인 몇 가지 조건에 대해 이행하며, 여러 결과 중에 중요한 현상이나 특이한 경향을 보이는 현상을 집중적으로 확인하기 위해 수행할 수 있다.

필요시 개발자에게 데이터를 요구할 수 있으며, 이를 규제 검증계산에 사용될 수 있다. 검증계산 과정에서 도출되는 문제점 또는 질의 등의 해결을 위해 개발자와 충분한 협의를 할 수 있으며, 정기적인 회의를 통해 개발자의 코드 또는 방법론의 특징을 파악한다.

### 가. 검증계산 조건 선정

제어봉방출사고의 3차원 노심동특성 해석 관련 검증계산은 다음에 근거하여 운전연소도와 노심출력의 사고 초기조건을 선정하여 수행한다.

#### (1) 운전연소도

- BOC
- EOC

#### (2) 노심출력

- 영출력
- 전출력

개발자와의 비교 계산을 위해 개발자가 수행한 동일한 방법의 노심모델로써 검증계산을 수행할 수 있으며, 규제 검토자의 독자적인 노심모델로써 검증계산을 수행할 수 있다.

## 나. 검증계산 수행

검증계산을 수행하기 위해서는 선정된 원자로 조건에 대응되는 입력자료(Input Deck)를 생산해야 한다. 입력자료들은 핵설계 검토자, 반응도 사고해석 검토자 그리고 열수력 사고해석 검토자가 작성한다. 각 검토자의 주요 업무는 다음과 같다.

### (1) 핵설계 검토자 및 반응도 사고해석 검토자

- 원자로심계통 Nodalization
- 핵연료 연소도 그룹핑 등

### (2) 핵설계 검토자

- 핵설계 격자코드를 이용한 균정수 생산 등

### (3) 반응도 사고해석 검토자

- 노심동특성 관련 사고해석 입력자료 생산
- 사고해석 수행 등

### (4) 열수력 사고해석 검토자

- 노심열수력 관련 사고해석 입력자료 생산 등

## 다. 결론 도출

검증계산 결과들을 요약하여 결론을 도출한다. 개발자와 다른 결과가 얻어졌거나 특이한 현상이 발견되었을 경우에 검토자 전원의 회의를 통해 질의서 등을 작성한다. 이 질의서 등을 개발자에게 제시하여 해명 또는 개선 대책을 모색하도록 한다.

## 제 5 장 요약 및 결론

### 제 1 절 연구결과 요약

본 연구는 가동/신규 원자로와 미래형 원자로의 안전 규제에 핵심 부분인 열수력 및 노심 안전해석 규제기술의 개발을 위한 중장기 연구의 2단계 연구로, 검증기술의 개선, 안전 현안 평가 기술 개발, 규제요건 평가 기술 개발 등 세 부분으로 나누어 수행하였다. 본 연구의 주요 연구내용 및 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

#### 1. 안전해석코드/방법론의 규제검증 기술 개선

가. CAMP 국제공동연구를 통한 최신 RELAP5, TRACE 코드 도입 및 평가

본 연구에서는 최신의 최적해석코드를 도입하기 위해 미국원자력규제위원회(USNRC)와 CAMP(Code Applications and Maintenance Program)을 체결하고 있다. CAMP 협정은 1993년 8월에 5년 단위로 재계약하는 조건으로 처음 체결되었다. 2002년 8월에 CAMP 협정을 갱신하였고, 기존과 동일한 의무사항 하에서 TRACE 코드와 입출력 처리용 SNAP 프로그램을 제공받는 유리한 조건으로 협정을 체결하였다. CAMP 협정을 통해 계통 열수력 최적코드인 RELAP5/MOD3.3 코드와 TRACE 코드, 그리고 노심동특성 해석코드인 PARCS 코드가 도입되었다.

본 연구에서는 CAMP 협정하에서 도입된 최신 최적해석코드와 관련 문서를 체계적으로 국내에 배포하기 위해 한국원자력안전기술원을 중심으로 유관기관과 “열수력 연구협력 협정”을 체결하고 있다. 2003년 9월에 한국원자력안전기술원과 USNRC간의 CAMP 협정 갱신에 따라 모두 15개 국내 산학연 기관과 협정이 갱신되었다.

본 연구 기간 중 다음 3건의 코드평가 보고서가 USNRC에 제출되었으며, USNRC의 검토를 거쳐 NUREG/IA 보고서로 발간될 예정이다.

- 1) Assessment of RELAP5/MOD3.3Beta Code for the LOFT Experiment L9-1/L3-3
- 2) Extension of RELAP5/MOD3 Horizontal Off Take Model for Application to Reactor Headers of CANDU Type Reactors



### 3) Improvement of the Liquid Entrainment and Vapor Pull-through in Angled Branch Lines

신형경수로1400의 원자로용기직접주입 현안에 RELAP5 코드의 적용성을 살펴보기 위해 한국원자력연구소에 설치되어 있는 MIDAS (Multi-Dimensional Investigation in a Downcomer Annulus Simulation) 실험을 이용하여 RELAP5 코드평가를 수행하였다. 그 결과 RELAP5 코드는 낮은 증기속도에서는 우회율을 과도 예측하며, 높은 증기 속도에서는 우회율을 약간 과소평가 하는 것으로 나타났다.

대형냉각재상실사고 시 강수부에서는 복잡한 3차원 유동이 발생하므로, 강수부에서의 열수력 현상을 현실적으로 예측하기 위해서 다차원 해석코드의 사용이 필요하다. 따라서 UPTF 실험을 이용하여 다차원 해석능력을 보유한 TRACE 코드에 대한 코드평가가 수행되었다. 그 결과 TRACE 코드는 대체로 UPTF 실험결과와 유사하게 관입율을 예측하였다. 그러나 UPTF Test 21(Run 272) 및 UPTF Test 5(Run 062)와 같이 과냉각도가 높은 냉각수가 주입되는 실험에서는 실험결과와 많은 차이를 보여 주었다. TRACE 코드의 증기응축 모델에서는 강수관 상부에서의 증기응축을 과다하게 예측하는 것을 확인할 수 있었고, 따라서 증기응축 모델에 대한 개선이 필요한 것을 알 수 있었다.

RELAP5/MOD3.3 코드를 신형경수로1400 대형냉각재상실사고 해석에 적용하기 위해, RELAP5 코드의 열수력 모델을 검토하고 취약 부분을 평가하고 개선사항을 도출하였다. 강수부에서의 계면마찰계수, 상부 강수부에서의 응축열전달, 다차원 유동효과에 대한 평가를 수행하였다. 그 결과 대형 환형수직관에서의 계면마찰 모델, 수직환형관-저온관의 상분리(Phase Separation) 모델, 원자로용기직접주입의 수막 유동 특성 모델, 강수부의 다차원 유동모델이 개발 항목으로 도출되었다.

KINS는 중수로 열수력 현상에 중요한 RELAP5/MOD3 코드 모델을 개선하여 중수로의 안전규제에 활용하여 왔다. 본 연구에서는 기존의 RELAP5/MOD3 코드의 헤더 모델을 개선하는 연구를 수행하였다. 이론적으로 구한 상관식의 형태에 실험결과에 기초한 상수를 도입하여 모관과 자관간의 열수력 거동을 예측하는 상관식을 개발하였다. 개념문제와 부분효과실험 및 전체효과실험을 통해 RELAP5 코드에 적용한 헤더 모델의 타당성을 확인하였다.

마지막으로 신형경수로 1400 원전에 대한 TRACE 코드 입력자료에 대한 적절성을 검토하고 대형냉각재상실 사고해석을 위한 신뢰성 있는 입력자료로 개선하였다.

#### 나. ECCS 성능 최적평가 검증방법론 (KINS-REM) 구축

1991년 개발된 KINS의 비상노심냉각계통 최적평가방법론에 대해서 코드의 정확성 및 불확실성 평가의 통계적 방법에 대한 개선이 요구되어 왔으며, 현재 및 향후의 최적평가방법에 관련된 규제 수요에 대비하기 위해서 방법론의 개선이 요구되어 왔다. 본 연구에서는 냉각재상실사고 최적계산 및 불확실성 정량화에 관한 기존의 KINS 최적평가방법론을 개선하고 그 적용성을 평가하였다.

이를 위해 열수력 코드로서 RELAP5/MOD3.3을 도입하였고, 불확실성의 통계적 처리방법으로서 비모수 통계학 기법을 사용하였으며, 기존 방법의 논리 하에서 최적평가 개념에 좀 더 충실하도록 방법론 각 단계의 역할을 명확히 하고 논리성을 향상시켰다. 또한 개선된 최적평가방법론의 적용성과 실제성을 입증하기 위해 OECD/NEA 주관의 국제공동연구BEMUSE 프로그램으로 수행하는 LOFT L2-5 대형 냉각재상실 사고 모사실험에 대한 평가계산에 본 개선 방법론을 적용하였다.

개선된 KINS 최적평가 방법론은 사고 시나리오 선정부터 전체 불확실성 평가까지 전체 14 단계로 구성되었다. 방법론 개선에서는 계산의 정확성, 불확실성 평가의 타당성 및 분석 방법상의 경제성 등 기존 방법론의 취약점을 해결하고자 하였으며, LOFT L2-5 적용 계산을 통해 이 사항들을 적절히 해결되었음을 확인하였다. 향후 비상노심냉각수 우회, 스팀바인딩 등과 같은 현상에 대한 불확실성 혹은 바이어스를 결정하기 위한 데이터 확보 및 코드 평가를 통해 KINS 최적평가 방법론은 지속적으로 개선이 되어야 할 것이다.

#### 다. 다차원 노심동특성 사고해석 평가기술 확보

본 연구에서는 PARCS 코드 또는 PARCS/RELAP5 연계코드를 사용하여 3차원 노심동특성 방법을 사용하여 규제검증 계산을 수행할 수 있는 체계를 구축하였다. 본 연구에서는 CASMO-3를 사용하여 균정수 데이터를 계산하고, 이 값을 PARCS 코드의 입력자료에 사용할 수 있는 체계를 구축하였으며, CASMO 출력을 PARCS에 입력으로 자동적으로 변환하여 사용하기 위한 후처리기(Post-Processor)를 개발하였다. 아울러 3차원 노심동특성 방법론을 계통 열수력 코드에 도입하기 위해서 PARCS 코드와 RELAP5 코드를 연계하여 계산할 수 있는 체계인 PARCS/RELAP5 코드 수행 체계를 수립하였다. PARCS 계산 체계는 CASMO-3/PARCS로부터 PARCS 코드의 입력자료(Input Deck)가 완성된다. PARCS/RELAP5 코드 체계는 PARCS 수행과 RELAP5 수행이 독립적으로 수행된다는 것이며, 단지 이 두 체계를 연계하는 GI(General Interface)를 작성하여 상호 데이터의 교환이 이루어진다.

#### 라. 실증실험을 통한 DVI 열수력모델 개발 및 해석코드 개선

원자로용기직접주입(DVI: Direct Vessel Injection) 방식을 채택하고 있는 신형경수로1400의 안전현안인 대형관 파단시 강수부에서 일어나는 현상과약을 위해 RELAP5 코드의 적용성 평가가 이루어졌다. 이를 통해 강수부의 계면마찰모델과 환형분기관에서의 수막이탈모델에 대한 개발 필요성이 제기되었다. 본 연구에서는 실험을 통해 강수부의 계면마찰모델과 환형분기관에서의 수막이탈모델을 개발하였다.

강수부 계면마찰모델은 드리프트 플럭스(Drift flux) 방법을 사용하는 기존의 모델에서의 기포상승 상관식에 환형수직관 증배계수를 곱하는 형태로 개발하고, 실험의 높이와 너비를 갖는 실험장치에 대하여 기포상승 실험을 수행하여 실험적인 계수를 결정하였다. 환형관 수막이탈모델은 수평관에서의 수직연결관에 적용하고 있는 기존의 상관식과 유사한 형태로 개발하였으며 축소설계 실험을 수행하고 기존의 실험자료와 비교하여 수막이탈이 발생하는 임계깊이와 출구 건도 상관식의 계수를 결정하였다.

개선된 모델과 실험상관식을 RELAP5/MOD3.3 코드에 적용하여 그 영향을 평가하였다. 해석 결과 강수부 비등으로 인한 노심재가열 현상은 본 연구에서 개발된 계면마찰모델의 적용으로 상당히 완화되는 것을 확인하였고, 수막이탈모델의 적용으로 안전주입우회율이 작아지고 이에 따라 재관수 후 노심냉각이 지속적으로 유지됨을 알 수 있었다.

#### 마. 미래형원자로 사고해석 기술수요 목록

본 연구에서는 미래형원자로인 GEN-IV 원자로의 개발 현황을 조사하고 안전요건 체계를 분석하였다. 또한 GEN-IV 원자로의 특징 및 연구개발 항목을 도출하였다. GEN-IV 원자로 중 우리나라에서 원자력수소와 관련하여 연구가 진행되고 있는 신형고온가스로 열수력 현상을 분석하고 현재의 규제검증코드의 모델 결함을 파악하였다.

#### 사. 사고해석 검증기술 통합 관리프로그램 개발

KINS는 정부 원자력연구사업의 중장기계획사업을 통해 사고해석 검증기술을 개발하고 있다. 2단계 연구에서는 보다 종합적이고 체계적으로 사고해석 검증기술이 개발되고 관리되어야 할 필요가 있다. 사고해석 검증체계 내에는 여러 분야의 검증기술이 서로 연계되어 있기 때문에 이를 종합적으로 관리할 수 있는 “사고해석 검증기술 관리프로그램”(영문 : *Safety Analysis Platform for Independent Audit*)

Calculation, SAPAIA)을 개발하였다. 사고해석 검증기술 관리프로그램 SAPAIA는 2003년 12월부터 본격적으로 사용될 수 있는 수준으로 개발되었다. 본 프로그램은 2003년 12월 15일 정보통신부 산하 프로그램심의조정위원회에 등록되었다.

## 2. 핵심현안의 열수력학적 평가와 규제근거 확립

### 가. 신형경수로1400 노심냉각성능 평가

본 연구에서는 RELAP5 코드를 이용하여 신형경수로1400 노심냉각 성능을 평가하였다. 이를 위해 대형냉각재상실사고의 주요 변수들이 신형경수로1400 노심냉각 성능에 미치는 영향을 평가하였다. 그리고 노심냉각 성능에 중요한 영향을 미치는 격납건물 최소압력을 구하기 위한 CONTEMPT4 모델을 개발하였다. 그리고 주요 변수에 대한 민감도 분석 결과와 KINS 최적평가방법론을 적용하여 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능의 최적평가를 예시적으로 수행하였다. KINS 최적평가방법을 적용하여 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 성능을 최적평가한 결과, 비록 예시계산이기는 하지만 최적평가방법의 실현성을 확인할 수 있었고 그 결과는 안전기준을 만족하는 것을 알 수 있었다.

### 나. 고연소도 핵연료 안전현안 분석

고연소도 핵연료의 재료 특성과 관련 안전현안을 분석하였다. 안전현안은 냉각재상실사고와 제어봉방출사고에 대해서 각각 분석하였으며, 사고해석 방법론으로써 3차원 노심동특성 방법론과 핵연료 성능 분석 코드에 대한 현황도 조사하였다. 고연소도 핵연료에 대한 최신 실험결과를 확보하기 위해 2003년 5월에 CABRI Water Loop 프로젝트에 참여하였다. CABRI Water Loop 프로젝트 참여에 따라 CABRI 연구소에서 현재까지 수행된 모든 실험 자료를 입수하였다.

### 다. ATWS 대응능력 평가

본 연구에서는 ATWS에 대한 법적 규제 요건인 “원자로 시설 등의 기술 기준에 관한 규칙” 제 27조 (다양성보호계통)(2001.7.28 공포)를 평가하고 이 규칙을 기술적으로 보완·지원하는 규제지침을 개발하는 연구를 수행하였다. ATWS의 기술 배경과 국내 원전의 ATWS 위험도 평가를 수행하여 규제지침 개발에 필요한 기술적 입장을 정리하였다.

#### 라. IRWST 및 배관 건전성 평가

본 연구에서는 냉각 배관 계통의 안정성을 확보하기 위해, POSRV가 개방된 이후의 다양한 배관 계통에 대한 유동 해석에 대해서 상용 코드(FLUENT 6.0)를 사용한 수치 해석을 수행한다. 이러한 수치 해석 기법을 검증하기 위하여 충격파관을 사용하여 T-junction에서의 충격파 거동을 가시화하고, 그 결과를 수치 해석 결과와 비교하였다. 또한 스파저에서 물, 공기 및 증기가 방출될 때 발생하는 수력학적 거동을 살펴보았다. 이를 위해 단열 2상 유동 해석에 적합한 VOF(Volume of Fluid) model을 이용하여 물과 공기의 경계면 해석을 수행하였다.

#### 마. 원자로계통 열성층 현상 평가

열성층현상이 예상되는 배관들에 대한 설계 및 운전 조건들을 수집 및 분석을 통해 안전주입 배관 및 정지냉각계통 배관에 대한 실험장치를 제작하고 실험을 수행하였다. 실험은 원자력발전소의 운전조건으로부터 무차원 변수에 의하여 계산되어진 유량으로 수행되었으며, 모관에 고온의 물이 실험 유량으로 흐를때 저온의 물이 채워진 분기관으로 모관의 고온수가 유입되어 측정할 수 있는 난류 침투 깊이 및 각각 다른 실험 조건에서 구하여지는 분기관 첫 번째 밸브 전후에서의 온도 분포를 통하여 실험 대상 배관들의 열성층 발생 예상부위를 예측할 수 있는 모델들 개발하였다.

### 3. 안전해석 규제지침의 체계적 개발

#### 가. 안전해석코드 심사지침 개발

원자력법 시행규칙 제7조, 제16조, 제23조에 따라 발전용 원자로 및 연구용등 원자로시설의 인허가 신청의 일부로써 사업자가 제출한 사고해석 전산코드 및 방법론의 심사와 원자력법 시행규칙 제128조에 따라 사고해석 전산코드 및 방법론의 승인을 받고자 사업자가 제출한 특정기술주제보고서의 심사를 위해, 『원자로시설의 사고해석 전산코드 및 방법론 심사지침서』(KINS/GE-N005)를 개발하였다.

#### 나. ECCS 성능평가 기술지침 개발

과학기술부고시 제2001-39 제4조1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능

을 평가하고자 하는 사업자에 대한 건설허가 심사, 과학기술부고시 제2001-39 제4조 1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 평가하고자 하는 사업자에 대한 운영허가 심사를 위해, 『가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 보수적 평가방법에 대한 기술지침서』(KINS/GT-N007-1)와 『가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 최적 평가방법에 대한 기술지침서』(KINS/GT-N007-2)를 개발하였다.

#### 다. ATWS에 대한 규제요건 개발

본 연구를 통해 ATWS 위험도 감소를 위한 규제 대안으로 원자로 설계별 ATWS 대처설비를 요구하도록 규칙 제 27조의 수정 및 이를 보완하는 규제지침을 개발하는 것이 바람직한 것으로 평가되었다. 이에 따라 본 연구에서는 이러한 규제 대안을 충족시키는 규제지침안을 『가압경수로 원자로정지불능예상과도에 대한 규제지침 개발』(KINS/RR-185, Rev.1)로 제시하였다.

#### 라. 반응도사고 3D 사고해석 검토지침안 개발

다차원 노심동특성 모델을 사용하여 사고해석을 수행할 경우에는 각종 노심변수에 대한 민감도 분석, 불확실성 정량화 등과 같은 다양한 해석이 뒷받침되어야 한다. 단순한 점동특성 또는 1차원적 노심동특성 모델과는 달리, 다차원 노심동특성 모델의 타당성 평가는 규제자의 경험에 의존하는 검토만으로는 한계가 있으며, 절차화된 지침서에 따라 체계적으로 검토하고 필요시 독립적인 검증계산으로써 개발자의 분석방법 및 결과의 타당성을 평가하는 것이 바람직하다. 이와 같은 취지에서 규제지침안을 『제어봉방출사고의 3차원 노심동특성 해석 검토 지침서.- 핵연료 축적엔탈피에 대해서』(KINS/RR-223)로 제시하였다.

## 제 2 절 결 론

본 연구는 과학기술부 중장기 계획사업 “원자력 안전규제 기술 개발”의 세부과제 ‘열수력 및 노심 안전해석 규제기술 개발’의 2단계 연구로 2002년 4월부터 약 3년간에 걸쳐 수행되었다. 본 연구는 기존의 가동/신규 원자로 및 미래형 원자로의 합리적인 안전 규제에 필요한 열수력 및 노심 안전해석 규제 기술을 개발하는 데 최종 목표를 두고 열수력 및 노심 안전해석 규제 검증기술의 개선, 안전 현안 평가 기술 개발, 규제요건 평가 기술 개발 등의 3 가지 분야에 대해 연구를 수행하였다. 본 연구의 결과는 전절에 요약되어 있으며 이를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

열수력 및 노심 안전해석 검증기술의 개선, 주요 열수력 안전현안 평가, 규제요건 평가 등 전체 연구 내용이 당초의 연구 계획에 충실하게 수행되었고, 신뢰성이 개선된 코드, 안전 현안에 대한 주제기술보고서, 규제 요건 및 지침 등 계획된 결과물을 적절하게 생산될 수 있었다.

검증기술의 개선 분야에서는 CAMP 국제공동연구 참여를 통한 규제 검증 코드를 확보하였고, 개별효과실험 등을 이용한 코드 평가와 세부 열수력 모델의 개발과 평가 등을 통해 코드의 적용성을 개선함으로써 규제 검증 기술의 질적 향상을 이루었다. 특히 신형경수로1400의 강수부에 관련된 주요 열수력 모델을 개발하여 이를 RELAP5 코드에 적용함으로써 신형경수로1400 열수력 거동을 보다 신뢰성 있게 예측하는데 기여하였다. 또한 KINS의 최적평가방법론을 개선하고 실용화함으로써 향후 최적평가방법에 대한 검증능력을 확보하였다.

본 연구를 통해 확립된 검증기술을 이용하여 신형경수로1400의 노심냉각능력 평가, 고연소도핵연료의 건전성 평가, ATWS 대응능력 평가, IRWST 및 배관 건전성 평가, 원자로계통 열성충 현상 평가 등을 수행하였다. 이러한 안전현안에 대한 평가는 규제결정에 기술적 근거를 제공하였다. 특히 KINS 최적평가방법을 사용한 신형경수로1400 비상노심냉각계통의 예시적 평가를 통해 최적평가방법의 실현성을 확인할 수 있었고 그 결과는 안전기준을 만족하는 것을 알 수 있었다.

본 연구를 통해서 사고해석 전산코드와 방법론에 대한 규제지침서가 제정되었으며, 과학기술부고시 제2001-39를 제4조1항에서 언급하는 가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가의 기술적 세부사항에 대한 규제지침서가 제정되었다. 아울러 ATWS에 대한 규제요건과 규제지침안이 개발되었으며, 반응도사고 3D 사고해석 검토지침안이 개발되었다. 이상의 규제지침서는 합리적인 기준과 구체적인 내용을 제시하고 있어 원전 설계 및 안전성 평가에 효과적으로 이용될 수 있다.

## 참고문헌

- [2-1-3-1] NRC, Reactor Safety Issues Resolved by the 2D/3D Program, MUREG/IA-0127, 1993.
- [2-1-3-2] GRS, UPTF Test No. 5 test data report : R515/87/16
- [2-1-3-3] GRS, UPTF Test No. 6 Test data report, U9/316/88/18, 1988.
- [2-1-3-4] GRS, UPTF Test No. 7 Test summary and data report, E314/90/003, U9/316/89/14, 1989.
- [2-1-3-5] GRS, UPTF Test No. 21 Test summary and data report, E314/90/16, 1990.
- [2-1-3-6] GRS, UPTF Test No. 25 Test summary and data report, E314/90/13, 1990.
- [2-1-3-7] MPR Associates, INC., Summary of Results from the UPTF Downcomer Separate Effects Tests, Comparison to Previous Scaled Tests, and Application to U.S. Pressurized Water Reactors, MPR-1163, 1990.
- [2-1-3-8] H. Glaeser and H. Karwat, The contribution of UPTF experiments to resolve some scale-up uncertainties in countercurrent two phase flow, Nuclear Engineering and Design 145, 63-84, 1993.
- [2-1-3-9] J. Liebert and R. Emmerling, UPTF experiment Flow phenomena during full-scale loop seal clearing of a PWR, Nuclear Engineering and Design 179(1998)51-64, 1998.
- [2-1-3-10] Horst Glaeser, Downcomer and tie plate countercurrent flow in the Upper Plenum Test Facility (UPTF), Nuclear Engineering and Design 133, 259-283, 1992.
- [2-1-3-11] 한국원자력안전기술원, 원자로용기직접주입 열수력 해석을 위한 TRACE 코드 평가, KINS/RR-281, 2005.
- [2-1-3-12] KWU, UPTF Test Instrumentation/Measurement System Identification/Engineering Units and Computed Parameters, R515/85/23, 1985.
- [2-1-3-13] KWU, UPTF : program and System Description, U9/414/88/023, 1988. 10
- [2-1-3-14] LANL, Summary of Cold-leg Flow Phenomena Observed in UPTF and CCTF Tests and TRAC Posttest Analysis, LA-CP-91-332, 1991.



- [2-1-3-15] Mullen, E.B., Stumpf, H.J., and Siebe, D.A., Summary of Downcomer Injection Phenomena for UPTF and TRAC Post-test Analysis, Los Alamos National Laboratory, LA-CP-92-188, 1992.
- [2-1-3-16] Siebe, D.A., and Stumpf, H.J., Posttest Analysis of the Upper Plenum Test Facility Downcomer Separate Effects Tests with TRAC-PF1/MOD1 and MOD2, Los Alamos National Laboratory, LA-CP-90-299, 1990.
- [2-1-4-1] 한국원자력안전기술원, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력 모델 개발, KINS/HR-518, 2003.
- [2-2-1-1] Korea Electric Power Company, Wolsong Nuclear Power Plant Unit 2,3,4 Final Safety Analysis Report, 1995.
- [2-2-1-2] Thermal Hydraulics Group RELAP5/MOD3 Code Manual Volume 4 : Models and Correlations, Sciencetech, Inc. , NUREG/CR-5535, 1998.
- [2-2-1-3] Zuber, N., Problems in Modeling of Small Break LOCA, Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG-0724, 1980.
- [2-2-1-4] C. Smoglie, Two-Phase Flow Through Small Branches in a Horizontal Pipe with Stratified Flow, KfK 3861, Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH (KfK), Karlsruhe, FRG, 1984.
- [2-2-1-5] V. E. Schrock, S. T. Revankar, R. Mannheiner, and C. H. Wang, Small Break Critical Discharge The Role of Vapor and Liquid Entrainment in a Stratified Two-Phase Region Upstream of the Break, NUREG/CR-4761, LBL-22024, Lawrence Berkeley Laboratory, 1986.
- [2-2-1-6] Yonomoto, T. and Tasaka, K., New Theoretical Model for Two-Phase Flow Discharged from Stratified Two-Phase Flow Discharged from Stratified Two-Phase Region Through Small Break, J. Nucl.Sci.Tech., 25, 441-455, 1988.
- [2-2-1-7] Yonomoto, T. and Tasaka, K., Liquid and Gas Entrainment to Small Break Hole from a Stratified Two-Phase Region, Int. J. Multiphase Flow, 17, 745-765, 1991.

- [2-2-1-8] T. Maciaszek and A. Menponteil, Experimental Study on Phase Separation in a Tee Junction for Steam-Water Stratified Inlet Flow, Paper C2, European Two-Phase Flow Working Group Meeting, Munich, FRG, June 10-13, 1986.
- [2-2-1-9] Armstrong, K.F., et al., Theoretical and Experimental Study of the Onset of Liquid Entrainment During Dual Discharge from Large Reservoirs, Int. J. Multiphase Flow, 18, 217-227, 1992.
- [2-2-1-10] Ibrahim G. Hassan, Hassan M. Soliman, Grant E. Sims and Janusz E. Kowalski, The Onset of Liquid Entrainment during Discharge from Two Branches on an Inclined Wall, The Canadian Journal of Chemical Engineering, Volume 77, 1999.
- [2-2-1-11] Craya, A., theoretical Research in the flow of Non-Homogeneous Fluids, La Houille Blanche, pp. 44-55, January-February 1949.
- [2-2-1-12] Y.J. Cho et al., Improvement of the Liquid Entrainment and Vapor Pull-through in Angled Branch Lines, submitted to USNRC for NUREG/IA Report, 2004.
- [2-2-1-13] J. L. Anderson and R. L. Benedetti, Critical Flow Through Small Pipe Breaks, EPRI NP-4532, Idaho National Engineering Laboratory, 1986.
- [2-2-1-14] T.S. Andreychek, et al, Loss of RHRS cooling while the RCS is partially filled, WCAP-11916, 1988.
- [2-2-2-1] 한국원자력연구소, 차세대원자로 대형 냉각재상실사고 모의를 위한 물-공기 실험(DIVA)의 장치 구축 보고서 :Construction of the DIVA (Direct Vessel Injection Visualization and Analysis) Test Facility for the LBLOCA of KNGR, KAERI/TR-2102/2002, 2002.
- [2-2-2-2] 조형규 대형냉각재 상실사고시 DVI방식 원자로 강수부에서 발생하는 다차원 안전주입수 우회현상에 대한 척도해석, 공학박사학위논문, 2004년8월, 2004.
- [2-2-2-3] 한국원자력연구소 Quick Look Report: Direct Vessel Injection Test using the MIDAS Test Facility Test No MIDAS-KM-203 - 0710-Test-1 (direct) MIDAS-QLR-003, Rev.00, KAERI, 2002.

- [2-2-3-1] Thermal Hydraulics Group, RELAP5/MOD3 Code Manual Volume 1 : Code Structure, System Models, and Solution Methods, Scientech, Inc., pp. 3-95, NUREG/CR-5535, 1998.
- [2-2-3-2] N. Zuber and J. Findlay, Average Volumetric Concentrations in two-phase flow systems, J. Heat Transfer, vol. 87, pp. 453-568, 1965.
- [2-2-3-3] I. Kataoka and M. Ishii, Drift flux model for large diameter pipe and new correlation for pool void fraction, In'l J of Heat Mass Transfer, Vol. 30, pp.1927-1939, 1987
- [2-2-3-4] 한국원자력연구소, MARS 2.2 code manual Input requirement, KAERI/TR-2529/2003, 2003.
- [2-2-3-5] FLUENT 6.0 User's Guide, Fluent Inc., 2001.
- [2-2-3-6] D.J. Euh, B. J. Yun and C. H. Song, Numerical simulation of an improved five-sensor probe method for local interfacial area concentration measurement, Nuclear Engineering and Design, Vol. 234, pp.99-116, 2004.
- [2-3-1] 과학기술부 고시 2001-39, 가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준, 2001.
- [2-3-2] Letter E.P. Rahe (Westinghouse) to D.F. Ross (USNRC), LOCA Margin Benefits, USNRC-85-3004, SED-FFC-0184, 1985.
- [2-3-3] 한국원자력안전기술원, 가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의 최적 평가방법에 대한 기술지침서, KINS/GT-N007-2, 2004.
- [2-3-4] Federal Register, Vol. 53, No. 185, September 1988.
- [2-3-5] 한국원자력안전기술원, 비상노심냉각계통 평가방법 개발 및 응용, 최종 보고서, KINS/GR-021, 1991.
- [2-3-6] Technical Program Group, Quantifying Reactor Safety Margin; Application of Code Scaling, Applicability and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large Break Loss of Coolant Accident, NUREG/CR-5249, October 1989.
- [2-3-7] Los Alamos National Laboratory, TRAC-PF1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Loss-of-Coolant Accident Analysis, LA-9944-MS, NUREG/CR-2054, 1987.

- [2-3-8] Idaho National Engineering Laboratory, RELAP5/MOD2 Code Manual, NUREG/CR-4312, 1985.
- [2-3-9] 한국원자력안전기술원, 고리 3/4호기 재장전천이노심안전성보고서에 대한 심사보고서, KAERI/NSC-403-89, 1989.
- [2-3-10] 한전전력연구원, 비상노심냉각계통의 최적평가방법론 특정기술주제보고서 (승인본), 01-전력연-단539, TN-92NJ07-V001.535, 2002.
- [2-3-11] H. Glaeser et al., GRS Analyses for CSNI Uncertainty Methods Study, OECD/CSNI Workshop, Annapolis, USA, 1996.
- [2-3-12] Framatome-ANP, Industry Approach to BE Applications Past and Future, Presented by Robert Martin, Proceedings of, International Meeting on Updates in Best Estimate Methods in Nuclear Installation Safety Analysis, BE-2004, Topical Embedded Meeting of ANS Winter Meeting, November 2004.
- [2-3-13] Information System Lab., RELAP5/MOD3.3 Code Manual, NUREG/CR-5535, Rev.1, Washington D.C., USA, 2002.
- [2-3-14] 한국원자력안전기술원, 신형경수로 1400 표준설계인가 심사보고서, KINS/AR-790, 2002.
- [2-3-15] 한국원자력안전기술원, 제2회 원자력 안전해석 심포지움, 대천, KINS/PR-046, 2004.
- [2-3-16] Input and Output Specifications for the LOFT L2-5 Experiment, Phase 2 of BEMUSE Programme NEA/CSNI, DIMNP NT 517(03), 2003.
- [2-3-17] Adams, J.P., Quick Look Report on Nuclear Experiment L2-5, EGG-LOFT-5921, Idaho Falls, USA, 1982.
- [2-3-1-1] Regulatory Guide 1.157, Best Estimate Calculations of Emergency Core Cooling System Performance, USNRC, 1989
- [2-3-1-2] R.L. Iman and M.J. Shortencarier, A FORTRAN 77 Program and User's Guide for the Generation of Latin Hypercube and Random Samples for Use with Computer Models, NUREG/CR-3642, SAND-83-2635 RG, 1984
- [2-3-1-3] R.H. Myers, Response Surface Methodology, Allyn and Bacon Inc.
- [2-3-1-4] R.L. Scaffer and J.T. McClave, Probability and Statistics for Engineers, 2nd Edition, Boston, Duxbury, 1986.

- [2-3-1-5] 한국원자력안전기술원, ECCS 최적평가방법론의 개선 및 LOFT L2-5 실험 평가, KINS/RR-279, 2005.
- [2-3-2-1] 한국원자력안전기술원, ECCS Evaluation에 이용되는 개별 모형의 평가 및 이를 위한 데이터뱅크의 확립, 최종보고서, KINS/GR-011, 1990.
- [2-3-2-2] The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Volume 1: Summary Report, EPRI-NP-2370, 1982.
- [2-3-2-3] R. L. Iman and M. J. Shortencarier, A FORTRAN 77 Program and User's Guide for the Generation of Latin Hypercube and Random Samples for Use with Computer Models, NUREG/CR-3624, SAND-83-2365 RG, 1984.
- [2-4-2-1] 한국원자력안전기술원, 3차원 노심동특성/계통 열수력 연계 검증기술 개발 - 고리 1호기 주증기관과단사고 분석, KINS/RR-046, 2001.
- [2-4-2-2] 한국원자력안전기술원, 제어봉방출사고 3차원 노심동특성 해석 규제검증 기술 개발, KINS/RR-184, 2003.
- [2-4-2-3] USNRC, User Manual for the PARCS-v2.3Beta Kinetics Core Simulator Module - Chapter 9, US NRC, 2002.
- [2-4-2-4] 한국전력주식회사, 고리 1호기 19주기 NDR (핵설계 보고서), 2000.
- [2-4-3-1] 한국원자력안전기술원, 3차원 노심동특성 모델의 균정수 선형 근사식의 타당성 평가에 대한 연구, KINS/RR-282, 2005.
- [2-5-1-1] 한국원자력안전기술원, GEN-IV 원자로 안전규제에 대한 현황 파악, KINS/RR-236, 2004.
- [2-5-3-1] Kazuaki Kitoh, Seiichi Koshizuka, Yoshiaki Oka, "Refinement of Transient Criteria and Safety Analysis for a High Temperature Reactor Cooled by Supercritical Water", Nuclear Technology, Vol. 135, pp 252 ~ 263, 2001.
- [2-5-3-2] V. H. Sánchez, N. Aksan\*, LOCA LOCA-Analysis of the HPLWR: Challenges and Analysis of the HPLWR: Challenges and Needs for Best Needs for Best-estimate Code System RELAP5 estimate Code System RELAP5 Presented by Fall CAMP Meeting, Baltimore, Maryland, USA. 2003.

- [2-6-1-1] 한국원자력안전기술원, 원자력중장기연구 10대 중점개발 TASK 세부추진계획 (Rev.1), KINS/ER-048, 2002.
- [2-6-1-2] 한국원자력안전기술원, 원자력중장기연구 10대 중점개발 TASK 추진실적발표 보고서 (Vol.2), KINS/ER-048, 2003.
- [2-6-3-1] 한국원자력안전기술원, 웹기반 사고해석 검증기술 관리프로그램 개발, KINS/RR-224, 2004.
  
- [3-1-1-1] EPRI, ALWR Utility Requirements Document : Vol.1 ALWR Program Policy & Summary of Top-Tier Requirements, NP-67801, 1995.
- [3-1-1-2] 한국원자력안전기술원, 원자력 안전규제 기술개발 - 열수력 안전해석 규제기술 개발, KINS/GR-240, 2002.
- [3-1-1-3] INEEL, RELAP5/MOD3 Code Manual, NUREG/CR-5535, 1995.
- [3-1-1-4] J. Uhle et al., TRAC-M User Manual, USNRC, 2000.
- [3-1-1-5] G.E. Wilson et al., Phenomena Identification and Ranking Tabulation : Korean Next Generation Reactor Large Break Loss of Coolant Accident, INEEL WFO861702, 2001.
- [3-1-1-6] 한국원자력안전기술원, 차세대원자로 관련 KINS-USNRC 공동연구 참여 귀국보고서 - 부록 1 : Collaboration Study on the Issue of Downcomer Boiling During Large Break Loss of Coolant Accident, KINS/DR-794, 2001.
- [3-1-1-7] 한국원자력안전기술원, 신형경수로1400 표준설계안전성분석보고서에 대한 심사보고서, KINS/AR-790, 2002.
- [3-1-1-8] 제20차 원자력안전위원회 의결사항, 2002.
- [3-1-1-9] 송철화, 경수로 열수력 개발효과 실증실험 : KAERI 수행 APR1400 관련 연구를 중심으로, 제1회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.1), 2003.
- [3-1-1-10] B.J.Yun et al., Visualization of Downcomer Boiling Phenomena During the LBLOCA Reflood Phase in the APR1400, KNS Autumn Meeting, 2004.
- [3-1-1-11] 백원필, 열수력 종합효과실험장치(ATLAS)의 구축 현황 및 활용 방안, 제2회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.2), 2004.

- [3-1-1-12] 김한곤, APR-1400 LOCA 관련 연구 현황 및 계획, 제1회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.1), 2003.
- [3-1-1-13] 김한곤, APR-1400 LBLOCA 시 주요 현상에 대한 최적해석코드 모델 비교 평가, 제2회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.2), 2004.
- [3-1-1-14] 노희천, An Experimental Study and Numerical Simulation by RELAP5 for the Downcomer Boiling of APR 1400 under LBLOCA, 제2회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.2), 2004.
- [3-1-1-15] 한국원자력연구소, MARS3.0 Code Manual Input Requirement, KAERI/TR-2811/2004, 2004.
- [3-1-1-16] 한국수력원자력(주), Advanced Power Reactor 1400 Standrad Safety Analysis Report, 2000.
- [3-1-1-17] Idaho National Engineering Laboratory, "RELAP5/MOD2 Code Manual," NUREG/CR-4312, August 1985.
- [3-1-1-18] 10CFR50, Appendix.K, ECCS Evaluation Models, USNRC, 1994.
- [3-1-1-19] 한국원자력안전기술원, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력 모델 개발, KINS/HR-518 (KAERI/CR-154/2002), 2003.
- [3-1-1-20] S.W. Lee, et al., Investigation on Applicability of Downcomer Boiling Phenomena by Drift Flux Approach Used in RELAP Code, 2004 KNS Autumn Meeting, 2004.
- [3-1-1-21] B.U. Bae, et al., Development of Sweepout Model for the APR1400 Downcomer, 2004 KNS Autumn Meeting, 2004.
- [3-1-1-22] 한국원자력안전기술원, 가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의보수적 평가방법에 대한 기술지침서, KINS/GT-N007-1, 2004.
- [3-1-1-23] 한국원자력안전기술원, 가압경수로형 원자력발전소 비상노심냉각계통 성능의최적 평가방법에 대한 기술지침서, KINS/GT-N007-2, 2004.
- [3-1-1-24] USNRC, "Research Information Letter 0202, Revision of 10 CFR 50.46, Appendix K", 2002.
- [3-1-1-25] R.E. Henry and H.K. Fauske, The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices, and Short Tubes, Transactions of ASME, Journal of Heat Transfer, 93, pp. 179-187, 1971.

- [3-1-1-26] 한국원자력안전기술원, ECCS 최적평가방법론의 개선 및 LOFT L2-5 실험 평가, KINS/RR-279, 2005.
- [3-1-1-27] 이상용, KINS 최적평가방법론 개선에 대한 기술자문, 2004.
- [3-1-2-1] Westinghouse, Westinghouse Emergency Core Cooling System Evaluation Model - Sensitivity Study, WCAP-8341, 1974.
- [3-1-2-2] 한국원자력안전기술원, 차세대원자로 관련 KINS-USNRC 공동연구 참여 귀국보고서 - 부록 1 : Collaboration Study on the Issue of Downcomer Boiling During Large Break Loss of Coolant Accident, KINS/DR-794, 2001.
- [3-1-2-3] C.C. Lin, CONTEMPT4/MOD5 : An Improvement to CONTEMPT4/MOD4 Multicompartment Containment System Analysis Program for ICE Containment Analyses, NUREG/CR-4001, 1984.
- [3-1-2-4] ISL Inc., RELAP5/MOD3.3 Code Manual, January 2002.
- [3-1-2-5] 한국수력원자력(주), Advanced Power Reactor 1400 Standrad Safety Analysis Report, 2000.
- [3-1-2-6] 한국수력원자력(주), 신고리 3,4호기 예비안전성분석보고서, 2003.
- [3-1-2-7] 한국원자력안전기술원, 신형경수로1400 격납건물 최소압력 해석 및 최소압력이 ECCS 성능에 미치는 영향, KINS/RR-262, 2005.
- [3-1-2-8] 한국원자력안전기술원, 경수로형 원자력발전소 안전심사 지침서, KINS/GE-N001, 2004.
- [3-1-2-9] ABB-CE, COMPERC-II : A Program for Emergency Refill-Reflood of the Core, CENPD-134P, June 1985.
- [3-1-2-10] 한국원자력안전기술원, 격납용기 열수력 최적평가 모델 개발, KINS/AR-113, 1991.
- [3-1-3-1] 한국원자력안전기술원, ECCS 최적평가방법론의 개선 및 LOFT L2-5 실험 평가, KINS/RR-279, 2005.
- [3-1-3-2] 한국원자력안전기술원, KINS 최적평가방법을 이용한 신형경수로1400 비상노심냉각계통 성능 평가, KINS/RR-307, 2005.
- [3-1-3-3] 한국수력원자력(주), 신고리3,4호기 예비안전성분석보고서, 2003.



- [3-1-3-4] G.E. Wilson et al., Phenomena Identification and Ranking Tabulation : Korean Next Generation Reactor Large Break Loss of Coolant Accident, INEEL WFO861702, 2001.
- [3-1-3-5] Siemens AG KWU, Upper Plenum Test Facility - Test No.21 Downcomer Injection Test, 1990.
- [3-1-3-6] 한국원자력연구소, Direct Vessel Injection Test Using the MIDAS Test Facility, KAERI/MIDAS-QLR Series, 2001.
- [3-1-3-7] 윤병조 등, 강수부 비등현상 정상상태 실험 및 예비해석, 원자로계통 열수력 실증실험의 성과 및 활용 Workshop, 2005.
- [3-1-3-8] 한국원자력연구소, 규제검증코드의 신뢰성 향상을 위한 열수력 모델 개발, KINS/HR-518 (KAERI/CR-154/2002), 2003.
- [3-1-3-9] 한국원자력안전기술원, 대형냉각재상실사고 해석의 주요 변수들이 신형 경수로1400 노심냉각성능에 미치는 영향, KINS/RR-280, 2005.
- [3-1-3-10] 한국원자력연구소, MARS3.0 Code Manual Input Requirement, KAERI/TR-2811/2004, 2004.
- [3-1-3-11] 김한곤, APR-1400 LOCA 관련 연구 현황 및 계획, 제1회 원자력 안전해석 심포지움(KINS/PR-046, Vol.1), 2003.
- [3-1-3-12] C.C. Lin, CONTEMPT4/MOD5 : An Improvement to CONTEMPT4/MOD4 Multicompartment Containment System Analysis Program for ICE Containment Analyses, NUREG/CR-4001, 1984.
- [3-1-3-13] American Nuclear Society, Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- [3-1-3-14] Information Systems Lab., RELAP5/MOD3.3 Code Manual - Volume IV : Models and Correlations, 2001.
- [3-1-3-15] ABB-CE, COMPERC-II : A Program for Emergency Refill-Reflood of the Core, CENPD-134P, June 1985.
- [3-1-3-16] 한국원자력안전기술원, 원자력 시설의 사고해석 전산코드 검토지침 개발, KINS/AR-713, 1999.
- [3-1-3-17] 한전원자력연료주식회사, 신형경수로1400 표준설계 후속조치 이행결과 보고서 - 예비 불확실성 평가보고서, KNF-APR-03001, Rev.0, 2003.4.

- [3-1-3-18] Westinghouse, Westinghouse Emergency Core Cooling System Evaluation Model - Sensitivity Study, WCAP-8341, 1974.
- [3-1-3-19] R.L. Iman and M.J. Shortencarier, A FORTRAN 77 Program and User's Guide for the Generation of Latin Hypercube and Random Samples for Use with Computer Models, NUREG/CR-3624, SAND-83-2365 RG, 1984.
- [3-1-3-20] United States Codes of Federal Regulation, Appendix K to 10 CFR Part 50, ECCS Evaluation Models, 1988.
- [3-1-3-21] USNRC Staff Requirements - SECY-02-0057, 2003.
  
- [3-2-1-1] J. Papin, H. Rigat and J.P. Breton, The Behaviour of Irradiated Fuel Under RIA Transients: Interpretation of the CABRI Experiments, CSNI Specialist Meetings on Transient Behaviour of High Burnup Fuel, OECD/GD(96) 197, Proceeding of the CSNI Specialist Meeting, Cadarache, France, September, 1995.
- [3-2-1-2] 한국원자력안전기술원, 열수력 안전해석 규제기술 개발 - 고온소도핵연료 안전현안 평가기술 개발, KINS/RR-125, 2002.
  
- [3-3-1-1] WASH-1270, Technical Report on ATWS for Water-Cooled Power Reactors, USNRC 1973.
- [3-3-1-2] NUREG-0933, A Prioritization of Generic Safety Issues, USNRC.
- [3-3-1-3] NUREG-0460, Anticipated Transients Without Scram for Light Water Reactors, Vol.1-4, 1978-1980.
- [3-3-1-4] NS-TMA-2182, Anticipated Transients Without Scram for Westinghouse Plants, Westinghouse Electric Corp., 1979.
- [3-3-1-5] CENPD-158, Rev.1, ATWS Analyses, Combustion Engineering, Inc. 1976.
- [3-3-1-6] BAW-10099, Rev.1, Babcock and Wilcox Anticipated Transients Without Scram Analysis, Babcock and Wilcox Company, 1977.
- [3-3-1-7] SECY-83-293, Amendments to 10CFR 50 Related to ATWS events, USNRC, 1983.

- [3-3-1-8] NUREG/CR-5500, Reliability Study: Westinghouse Reactor Protection System 1984-1998, Vol. 3, USNRC, 2000.
- [3-3-1-9] W. S. Raughley and G. F. Lanik, Final Report for Regulatory Effectiveness of the Anticipated Transient Without Scram Rule, USNRC, 2001.
- [3-4-1] Matsuo, K. and Ikui, T., Mechanics of Shock Waves, Corona Press, Ch. 1,6, 1983.
- [3-4-2] Shapiro, A. H., The Dynamics and Thermodynamics of Compressible Fluid Flow, Roland, Vol.2, pp.963, 1954.
- [3-4-3] Li, H. and Ben-Dor, G., Analysis of Double-Mach-Reflection Wave Configurations with Convexly Curved Mach Stems, Shock Waves Journal, No. 9, pp.319 ~ 326. 1999.
- [3-4-4] Watanabe, M., Saito, T. and Takayama, K., Study of Shock Wave Propagation Past a Circular Cross Sectional 90 Degree Bend, Shock wave Symp., pp.329 ~ 332, 1990.
- [3-4-5] Igra. O., Wang. L., Falcovitz, J. Heilig. W., Shock Wave Propagation in a Branched Duct, Shock Wave Journal, No.8, pp.375 ~ 381, 1998.
- [3-4-6] Kage K., Hamakawa H., Ishimatsu K., Gunawan Y., Numerical Study of the Stabilizing Process of Nonuniform Shock Waves Propagating in Branched Ducts, JSME Journal, ICFE97-214. pp.391 ~ 396, 1997.
- [3-4-7] Heilig. W. H., Propagation of Shock Waves in Various Branched Ducts, Proc 10th Int. Shock Tube Symp, pp.273, 1975.
- [3-4-8] Kim, H. S. and Kim, H. D., Study of the Shock Wave Propagating through a Branched Pipe Bend, ISSN1229-9014, p.165, 2002.
- [3-4-9] Aki, T., A Numerical Study of Shock Propagation in Channels with 90 Degree Bends, NAL Tech Rep., 1987.
- [3-4-10] Takayama, K. and Jiang, Z., Shock Wave Reflection over Wedges : a Benchmark Test for CFD and Experiments, Shock Wave Journal, No. 7, pp191 ~ 203, 1997.
- [3-4-11] Takayama, K., Honda, M. and Onodera, O., Shock Propagation along 90 Degree Bend, Rep. IHSM Tohoku Univ., Vol. 35, pp.83, 1976.

- [3-4-12] Honda, M., Takayama, K., Onodera, O. and Kohama, Y., Motion of Reflected Shock Waves in Shock Tube, Proc. 10th Int. Shock Tube Symp., pp. 320, 1975.
- [3-4-13] Sod, G. A., A Numerical Study of a Converging Cylindrical Shock, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 83, pp.785 ~ 794, 1977.
- [3-4-14] Lee, D. E., Ahn, H. J, Lee, B. E. and Kwon, S. B. T-type으로 분지된 덕트에서 충격파 전파에 관한 연구, KSME Proceedings, 2002.
- [3-4-15] Ahn, H. J., Bang, Y. S., Kim, I. G., Kim, H. J., Kim, H. J., Kwon, S. B., and Lee, B. E., Computational Study of the Hydrodynamics Behavior during Air Discharge through a Sparger Submerged in the Condensation Pool, ICAPP, Florida, USA, 2002.
- [3-4-16] Ikui, T. and Matsuo, K. , 衝撃波管の空力特性に関する研究, JSME(B), Vol.34, No.267, pp.1961 ~ 1968, 1968.
- [3-4-17] Oota, H. and Tashima, K. and etc, 衝撃波管の膈膜の開口に伴う二次元流, JSME(B), Vol.42, No.355, pp.809 ~ 818, 1976.
- [3-4-18] 한국원자력안전기술원, 응축수조/배관 열수력 현상 평가, KINS/HR-520, 2003.
- [3-4-19] 한국원자력안전기술원, 응축수조/배관 열수력 현상 평가, KINS/HR-580, 2004.
- [3-5-1] United States Nuclear Regulatory Commission, Bulletin No. 79-13, Revision 2, Cracking in Feedwater System Piping, 1979.
- [3-5-2] United States Nuclear Regulatory Commission, Bulletin No. 88-08, Supplement 1, Thermal Stresses in Piping Connected to Reactor Coolant Systems, 1988.
- [3-5-3] United States Nuclear Regulatory Commission, Bulletin No. 88-11, Pressurizer Line Thermal Stratification, 1988.
- [3-5-4] EPRI, Thermal Stratification, Cycling and Striping(TASCS), TR-103581, 1994.
- [3-5-5] 한국원자력안전기술원, 원전 계통내 열성층 실험 연구, KINS/HR-519, 2003.

- [3-5-6] 한국원자력안전기술원, 원전 계통내 열성층 실험 연구, KINS/HR-579, 2004.
- [4-1-1] 성창경, 국산 안전해석 코드 개발 현황, 제1회 원자력 안전해석 심포지움 (KINS/PR-046), 2003.
- [4-1-2] 정법동, MARS 코드개발 현황 및 계획, 제1회 원자력 안전해석 심포지움 (KINS/PR-046), 2003.
- [4-1-2-1] B.N. Hanna, CATHENA MOD-3.5/Rev.0 ; Theoretical Manual, RC-982-3, COG-93-140 Rev.0.0, AECL Whiteshell Lab., 1995.
- [4-1-2-2] 한국전력공사, 월성원자력 2호기 최종안전성분석보고서 - 제15장 사고해석, 1995.
- [4-1-2-3] 한국원자력안전기술원, 월성원자력 2호기 최종안전성분석보고서 : 심사 보고서, KINS/AR-405, 1996.
- [4-1-2-4] USNRC, Transient and Accident Analysis Methods, Draft Reg.Guide DG-1120, 2001.
- [4-1-2-5] USNRC, Review of Analytical Computer Codes, Draft Standard Review Plan Section 15.0.2, 2001.
- [4-1-2-6] CNSC, Computer Programs Used in Design and Safety Analyses of Nuclear Power Plants and Research Reactors, Regulatory Guide G-149, 2000.
- [4-1-2-7] CNSC, Best Estimate Safety Analysis - CNSC Expectation, 2001.
- [4-1-2-8] 한국원자력안전기술원, 원자력 시설의 사고해석 전산코드 검토지침 개발, KINS/AR-713, 1999.
- [4-1-2-9] 한국원자력안전기술원, 원자로 시설의 사고해석 전산코드 및 방법론 심사지침서, KINS/GE-N005, 2004.
- [4-1-4-1] 한국원자력안전기술원, 사고해석 코드 및 PWR ECCS 성능평가 규제지침 개발, KINS/ RR-232, 2004.
- [4-2-1] United States Codes of Federal Regulation, Appendix K to 10 CFR Part 50, ECCS Evaluation Models, 1988.
- [4-2-2] United States Codes of Federal Regulation, Title 10 Section 50.46, Acceptance Criteria for Emergency Core Cooling Systems for Light Water

Reactors, 1988.

- [4-2-3] 한국원자력안전센터, 고리 3&4호기 재장전 천이노심 안전성 보고서에 대한 심사보고서, KAERI/NSC-403/89, 1989.
- [4-2-4] 한국원자력안전기술원, 비상노심냉각계통 평가방법 개발 및 응용, KINS/GR-021, 1991.
- [4-2-5] 한전전력연구원, 비상노심냉각계통의 최적평가방법론 특정기술주제보고서, TN-92NJ07-V001.535, 2001.
- [4-2-6] USNRC, Regulatory Guide 1.157, Best Estimate Calculations of Emergency Core Cooling System Performance, 1989.
- [4-2-7] Technical Program Committee, Quantifying Reactor Safety Margins; Application of Code Scaling, Applicability and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large Break Loss of Coolant Accident, NUREG/CR-5249, 1989.
- [4-2-2-1] 한국원자력안전기술원, 가압경수로의 비상노심냉각계통 성능 기준에 관한 규제요건 개발, KINS/RR-005, 2000.
- [4-2-2-2] 한국원자력안전기술원, 가압경수로의 비상노심냉각계통 성능평가 열수력 모델, KINS/RR-006, 2000.
- [4-2-2-3] 한국원자력안전기술원, 열수력 안전해석 규제기술개발 - 제4차년도 연차 보고서, KINS/RR-047, 2001.
- [4-2-2-4] 한국원자력안전기술원, 가압경수로의 비상노심냉각계통 성능평가 규제 지침 개발, KINS/RR-126, 2002.
- [4-2-2-5] 한국원자력안전기술원, 비상노심냉각계통 성능의 보수적 평가방법에 대한 기술지침서, KINS/GT-N007-1, 2004.
- [4-2-2-6] 한국원자력안전기술원, 비상노심냉각계통 성능의 최적 평가방법에 대한 기술지침서, KINS/GT-N007-2, 2004.
- [4-3-1-1] Regulatory Guide 1.174, An Approach for Using Probabilistic Risk Assessment in Risk-Informed Decisions on Plant-Specific Changes to the Licensing Basis, USNRC.

- [4-3-2-1] 한국원자력안전기술원, 가압경수로 원자로 정지불능예상 과도에 대한 국제지침 개발, KINS/RR-185 (Rev.1), 2005.
  
- [4-4-4-1] David L. Hetrick, Dynamics of Nuclear Reactors, The University of Chicago Press, 1971.
  
- [4-4-4-2] 한국원자력안전기술원, 원자력 시설의 사고해석 전산코드 검토지침 개발, KINS/AR-713, 1999.