

**중대사고 실증실험 및 평가 기술 개발**  
**Experimental and Analytical Research**  
**on Severe Accident Phenomena**

**중대사고 위해도완화전략분석 종합전산코드개발**  
Development of Integrated Computer Code  
for Analysis of Risk Reduction Strategy

연구기관  
한국원자력연구소

**과 학 기 술 부**

# 제 출 문

과 학 기 술 부 장관 귀 하

본 보고서를 “중대사고 위해도 완화전략분석 종합전산코드 개발”  
과제의 최종보고서로 제출합니다.

2002. 5. 15

연 구 기 관 명 : 한국원자력연구소

연 구 책 임 자 : 김 동 하

연 구 원: 김 시 달, 김 희 동  
류 건 중, 박 선 희  
박 수 용, 박 익 규  
박 종 화, 송 용 만  
안 광 일, 최 영  
김 고 려, 정 광 섭

# 요 약 문

## I. 제 목

중대사고 위해도 완화전략분석 종합전산코드 개발

## II. 연구개발의 목적 및 필요성

본 연구의 목적은 기존 중대사고 해석 코드인 MELCOR를 기준 코드로 활용하여, 기존의 취약한 모델을 개선하고, 국내에서의 실험 및 해석 결과를 이용한 새로운 모델과 차세대원전 고유 계통에 대한 모델 등 고유의 모델을 개발하며, 사용자의 편의성을 향상시키기 위한 구조 개편 작업을 수행하여, 최신의 모델을 보유하고 국산화된 MIDAS/TH 전산 코드를 개발하는데 있다.

원자력 선진국가들은 근래에 들어 중대사고 연구에 대한 투자를 줄이고 있지만, 이미 그들은 자국의 원자력 기술이 자립되어, 중대사고 분야에서는 스스로 개발된 현상 해석 코드를 보유하고 계속적으로 이에 대한 개선 및 개발 작업이 꾸준히 진행되고 있는 실정이다. 우리나라의 경우, 원자력의 필요성에 대한 인식을 공유하며 국가적으로도 원자력 선진국으로 진입하기 위해 꾸준한 지원을 아끼지 않고 있으나, 중대사고 현상 해석에 대한 본격적인 연구 기간이 짧아 국내 기술 축적에 어려움이 있었다. 따라서, 기존 모델에 대한 개선 항목을 발견하였을 때 즉각적으로 코드에 반영할 수 있는 코드 분석 및 이해 능력 개발의 필요성과, 특히 최근 들어 국내에서 중장기 과제로 수행되고 있는 중대사고 실험 결과를 수용하여 분석하고, 그 결과를 다시 실험에 재투자할 수 있는 자체 분석 코드의 필요성이 대두되었다.

참조 코드로 사용하는 MELCOR는 중대사고 현상 해석을 위한 최신의 모델과 다양한 기능을 보유하고 있지만, 직접변수 대신 포인터 변수를 사용하여 데이터를 전달하기 때문에 프로그램 내부에서의 변수추적이 아주 어려운 단점이 있다. 이러한 전달 구조는, 코드 개발자에게는 새로운 모델에 대한 접목을 어렵게 하며, 코드 사용자에게는 다양하고 편리한 기능을 제공할 수 있

는 환경을 저해한다. 이러한 MELCOR 종합코드의 단점을 보완하기 위해 동적 메모리 관리 및 STRUCTURE 기법이 가용한 FORTRAN90 언어를 이용하여 변수 및 데이터 저장 방법을 개편하는 코드구조개편 작업의 필요성이 제시되었다.

따라서, 우리 기술을 바탕으로 하는 중대사고 열수력 현상 해석 코드의 국산화 작업은, 사용 모델에 대한 이해를 높이고 우리의 연구 내용을 코드에 반영하는 과정을 통해 종합적인 기술력을 향상시킨다. 또한, 코드 국산화 작업은 국내 스스로의 능력으로 안전성을 확보할 수 있는 발판을 마련하고, 국민에게 원자력에 관한 자긍심과 안전성에 대한 신뢰감을 증진시킨다. 이와 동시에, 가변적인 입력을 처리하기 위해 사용되었던 포인터 변수를 삭제하고 도출변수로 변경하는 구조개편 작업으로, 코드 내 모델의 개선 및 추가가 용이해지고 사용자의 편의성 (접근성 및 이해도)이 크게 향상되는 효과가 기대된다

국산화된 중대사고 현상 해석 코드를 보유하고 관리하며, 새로운 모델 및 기능을 추가함으로써 국내 연구 인력의 기술 능력을 높이면, 국내에서 진행중이거나 계획중인 중대사고 현상 관련 실험 결과를 수용할 수 있는 기술적인 기반이 구축되어 국가 경쟁력을 제고하게 된다. 이와 같이 MIDAS 개발을 통한 중대사고 해석 코드의 국산화 노력은 국내 연구 인력의 중대사고 현상 이해 및 모델 개발 능력을 향상시킬 뿐 아니라 개발된 코드는 국내의 가동 중 및 설계중인 발전소의 안전성 평가에 기여할 것으로 판단된다.

### III. 연구개발의 내용 및 범위

중대사고 분석 종합 전산코드개발은 기존의 중대사고 해석 코드인 MELCOR를 기준 코드로 하여, 첫째, 차세대 원전에서의 고유현상이나 계통 등 기존 모델이 모사할 수 없는 분야에 대한 필요한 모델 개발 및 국내 실험 결과 반영을 통한 고유 모델 개발, 둘째는 이미 파악된 기존 모델의 취약 부분을 국내외의 최신 정보를 활용하여 보완하는 모델 개선 및 평가 작업, 그리고 마지막으로 사용자와 개발자의 편의성 향상을 위한 그래프 출력, 데이터의 저장 및 전달 방식의 모듈화, 수치 해석적 안정성과 계산속도 향상 등, 세가지의 구체적인 연구 내용으로 구성되어 있다.



MIDAS 전산 코드의 고유 모델로는, 원자로 정지불능사고 (ATWS)에서의 노심 출력을 예측할 수 있는 동력학 모델, 원자로 하부 용기에서의 용융물 풀과 용기 벽면 사이의 간극에서의 냉각 현상 모의를 위한 간극 냉각 모델, 원자로 용기의 취약부위로 예상되는 관통부에서의 파손 모듈 논리 개발, 피동수 소결합기 (PAR)의 수소 제거 성능 모의 모델, 그리고 노심용융물과 냉각수 사이의 증기 폭발로 인한 침투압력 및 동하중을 예측하기 위한 검색 모듈 등이 있다.

개선된 모델로는, 격납건물 직접가열 시 격납건물 대기로 방출되는 용융물량을 기하학적 구조에 따라 예측하기 위한 관계식, 수소 연소 및 수소 폭발로의 천이 기준, 수소 폭발 시 침투압력을 쉽게 예측할 수 있는 관계식, 그리고 MACE-1B 실험에 근거한 원자로 공동에서의 노심용융물과 상부 냉각수의 열전달 모델 등이 있다. 이외에도 IRWST의 Sparger에 대한 기존 열수력 모델의 적용 타당성과 기존 모델을 활용하여 외벽냉각 전략이 원자로 용기의 건전성에 미치는 영향을 평가하였다.

코드에 대한 원활한 접근과 사용자 편의성을 향상시키기 위하여, 포인터를 이용하는 기존 코드의 데이터 전달 구조를 fortran90 언어를 이용한 structure 구조로 개편하고 있으며, 수 작업량을 줄이기 위해 자동 변환 프로그램을 개발하여 활용하였다. 이외에도, 중대사고 시나리오에 대한 열수력 해석 결과를 정리하고 관리시스템을 통하여 사용자들에게 필요한 정보 제공 및 사고 관리에의 활용을 돕기 위해, 중대사고 현상 관련 데이터베이스를 구축하고 있다. 이를 위해 사고 시나리오 선정 및 해석, 그리고 예제 시나리오로부터 도출된 결과를 관리하기 위한 관리시스템의 일부 프로그램을 개발하고 있다.

#### IV. 연구개발 결과

MIDAS 전산 코드의 고유 모델 개발과 관련하여, 기존의 중대사고 해석 종합 코드가 제대로 분석할 수 없는 원자로 정지불능 사고 (ATWS)에서의 노심 출력을 예측할 수 있는 모델을 개발하였다. 접근사 동력학 모델을 이용한 해석 모듈을 개발하여 MIDAS 전산코드에 접목하였고, 동력학 모델이 포함된

RETRAN 해석 결과와 비교하여 노심 출력이 유사함을 확인하였다. 중대사고 종합 전산코드 중에는 유일하게 ATWS를 해석할 수 있는 능력을 갖추었다.

TMI 사고 시 하부 반구에서의 노심용융물의 냉각 기구의 하나로 주목받아온 간극 냉각 현상을 모의하기 위하여, counter-current flow limitation에 기초한 간극 내 깊이별 냉각수 침투 판단 모델을 새로이 개발하여 MIDAS에 접목하였다. 모델 검증을 위해 국내외 해석 자료를 비롯하여 SONATA 실험 중간극이 형성된 소형 LAVA 및 대형 LMP200-1 실험과 비교하였고, 이 해석 결과는 실험의 반구 외벽 급랭 현상과 냉각수의 침투로 따른 외벽 온도 변화 과정, 그리고 간극에서의 평균 열전달량 등과 유사한 결과를 보여주고 있다.

원자로용기 관통관 파손 모델을 새로이 추가하였다. 관통관의 온도 기준에 따라 하부 용기에서의 관통부 파손을 모의하는 기존 모델을 대신하여 관통부 내, 외부에서의 조건에 따라 파손 여부를 판단할 수 있도록 관통부 파손 해석 모듈 (PENTAP)을 개발하여 MIDAS에 접목하였다. 관통관 안에서의 용융물 거동에 대한 해석적 결과를 활용한 이 모델은 다양한 사고 경위에 대한 파손을 예측하게 함으로 현실적인 관통부 파손 시점에 대한 판단을 가능하도록 하였다.

격납건물의 수소 농도를 감소시키기 위해 차세대 원전에 설치예정인 피동형 수소 결합기 (PAR)에서의 수소 제거 거동을 모사할 수 있는 모델 및 관계식을 도출하여 수소 제거량 상관식을 MIDAS에 접목하였다. 모델 검증을 위하여 격실이 하나와 둘인 경우에 해석 결과를 검토하여 타당성을 확인하였고, 차세대 원전의 정전사고 (SBO) 사고에 대한 수소제거 효과를 분석함으로써 PAR 해석 능력을 확보하였다.

노심용융물과 냉각수 사이의 급격한 반응 (증기 폭발)에서의 격납건물의 건전성을 판단하기 위해 상세 해석 도구를 이용하여, 사고 진행경위별로 달라지는 다양한 열수력 조건 하에서의 침투압력 및 동하중 예측 검색표를 작성하였다. 이 검색표와 다항식 보간법을 이용하여 증기폭발력을 계산하는 모듈을 MIDAS에 접목함으로써 실제 사고 진행 초기 조건에 따라 압력 및 하중을 예측할 수 있는 능력을 갖추었다.

기존의 열수력 모델 개선 및 평가와 관련해서는, 격납건물 직접가열 (DCH), 수소 제어, 원자로 공동에서의 용융물 냉각, 그리고 sparger에서의 열전달 거동을 연구하였다. DCH 발생 시 원자로 공동의 기하학적 구조와 용기 파손 초기 조건에 따라 방출되는 양을 예측할 수 있는 Kim's correlation을 MIDAS에 접목하여, 격납건물로 비산 되는 용융물의 양을 정량화할 수 있도록 하였다.

보다 정확한 수소 연소 및 폭발로의 천이 (DDT)를 판단하기 위하여 가스 온도, 가연 기체 및 비가연 기체의 혼합 비율을 고려하였다. 또한, 단열 완전 연소 압력으로부터 최대압력을 구할 수 있는 관계식을 MIDAS에 접목시켜 수소 폭발 첨두압력을 예측토록 하였다. MACE1B 실험에 근거하여 원자로 공동에서의 용융 풀과 상부 냉각수 사이의 열속 모델을 평가하였다. Dryout 열속 효과를 추가로 고려하도록 하여 실험에서 제거되는 열속과 유사한 열속을 얻음으로 원자로 공동에서의 노심용융물의 거동을 좀더 실험 결과와 근사하게 모의할 수 있도록 하였다.

원자로 배수 탱크를 모의한 소형 실험 결과와 비교하여 MELCOR의 sparger를 통한 열전달 기본 모델이 증기 분사에 따른 응축 효과를 잘 모의하고 있는 것으로 판단하였고, APR1400의 IRWST에 적용하여 sparger 해석 능력을 갖추었다. 또한, 사고관리 전략으로 고려되고 있는 외벽 냉각의 영향을 평가하여, 일차 계통을 저압으로 유지하고, 공동 내 냉각수 온도 증가를 억제할 경우 장기적인 냉각 방안의 가능성을 확인하였다.

코드 사용자의 편의성 향상을 위한 코드 구조 기반을 구축하기 위하여, FORTRAN90 언어의 동적 메모리 관리와 STRUCTURE 기법을 이용한 변수 및 데이터 저장 방법을 도입하였다. MIDAS에서는 직접변수를 사용하고, 메모리의 낭비를 방지하며, 직접변수 이름에 수직 포함관계를 표시할 수 있어 변수 이름만으로 변수에 대한 이해를 크게 높일 수 있는 장점을 보유하고, 입출력 관리를 위한 데이터 구조를 갖추었다. 또한 많은 시간과 노력이 필요한 코드 개편의 수작업 양을 최소화하기 위하여, 자동변경 프로그램을 개발하여 사용하였다.

이외에도, 중대사고 현상 해석 데이터베이스를 구축하기 위해 국내 표준원전을 대상으로 기본사고경위 9개와 민감도분석 사고경위 11개를 모의하였

다. 계산 결과를 관리시스템에 바로 저장하여 이용될 수 있는 부분과 개발자의 자료정리를 거쳐서 일정한 포맷으로 저장이 필요한 부분으로 나누어 정리하여, 데이터베이스 관리시스템에서 필요로 하는 입력 형태로의 변환을 완성하였다. 중대사고 해석 자료를 체계적으로 활용하기 위하여 PC 윈도우 기반의 중대사고 위해도 데이터베이스 관리시스템 베타버전을 개발함으로써, 필요와 목적에 따라 활용할 수 있는 데이터베이스 관리 체계의 기본 틀을 갖추었다.

## V. 연구개발 결과의 활용계획

노내 및 격납건물에서의 중대사고 현상 중 불확실한 현상 규명 및 정량화에 초점이 맞추어져 개발되고 있는 MIDAS 전산 코드는, 장차 MELCOR를 대신하여 국내 가동 중 원전이나 설계 발전소에 대한 중대사고 해석 및 사고관리에 활용됨으로, 원자력연구소 뿐 아니라 규제기관의 인허가 판단 기준 설정 및 산업체에서의 현안 해결 측면에서 활용이 가능하다.

또한, 데이터 전달 구조를 개편하여, 윈도우 환경에서 사용자가 메뉴 형식으로 입출력을 통제하고, 해석 결과를 화면에서 계산과 동일하게 추적할 수 있으며, 보고싶은 출력 변수를 손쉽게 확인할 수 있는 구조를 갖추므로, 기존 사용자 뿐 아니라 처음 MIDAS를 접하는 사용자도 용이하게 코드에 접근하여 활발한 사용이 기대된다.

MIDAS/TH로 집약되는 연구 결과는 차세대 발전소의 설계 특성까지 고려한 안전해석 능력을 보유하고 있으나, 아직도 불확실한 현상에 대해서는 모델 개발 및 검증에 위한 지속적인 연구가 필요하다. 이번 단계의 열수력현상 모델 개선에 이어, 차기 단계에는 방사선원 거동에 관한 연구가 예정되어 있다. 장기적으로는, 현안에 대한 실험 및 해석을 통한 모델 개선 및 추가, 그리고 대부분의 대형 코드가 당면해있는 수치 해석적인 안전성을 향상시키는 노력을 지속함으로써 코드의 국산화율을 높여, 코드의 국제적인 위상을 제고할 예정이다.

# SUMMARY

## I. Title

Development of Integrated Computer Code for Analysis of Risk Reduction Strategy

## II. Objectives and Necessity of the Project

The main objective of the project is to develop the localized state-of-the-art MIDAS/TH computer code by improving the current models of the reference code, adding new modules derived from the recent experimental and analytical results, and by performing code restructuring for user friendliness.

Although the reference code has the state-of-the-art models for the severe accident phenomena analysis, it also has two main drawbacks. One is the data transfer system using pointer variables instead of the direct variables. This makes it difficult to track the variables in the code. The other is a lack of user-friendliness. For example, plot variables are fixed to the pre-defined parameters in the code. Therefore, model update as well as a new code structure using FORTRAN90 has been suggested to redeem the current code limits.

As a way to improve technical standards and to reflect the domestic experimental data on our research program, it was proposed to develop a localized computer code. Code localization has so many benefits. Technically, it leads to through understanding of the models and upgrades the national technical basis. Also, socially it will provide national foundation of safety assessment and give pride and confidence on the nuclear power plant safety to the public. At the same time,

code restructuring will facilitate model improvement and enhance user friendliness (accessability and readability).

### **III. Scope and Contents of the Project**

The development of the MIDAS/TH integrated severe accident code was performed in three main areas: 1) addition of new models derived from the national experimental programs and models for APR-1400 Korea next generation reactor, 2) improvement of the existing models using the recently available results, and 3) code restructuring for user friendliness.

The unique MIDAS/TH models include: 1) a kinetics module for core power calculation during ATWS, 2) a gap cooling module between the molten corium pool and the reactor vessel wall, 3) a penetration tube failure module, 4) a PAR analysis module, and 5) a look-up table for the pressure and dynamic load during steam explosion.

The improved models include: 1) a debris dispersal module considering the cavity geometry during DCH, 2) hydrogen burn and deflagration-to-detonation transition criteria, 3) a peak pressure estimation module for hydrogen detonation, and 4) the heat transfer module between the molten corium pool and the overlying water. In addition, the sparger and the ex-vessel heat transfer module were assessed.

To enhance user friendliness, code restructuring was performed. In addition, a sample of severe accident analysis results was organized under the preliminary database structure.

### **IV. Results**

As current integrated severe accident analysis codes cannot calculate core power when the reactor fails to trip (ATWS), point kinetics

module was developed and implemented into MIDAS. The results were compared against the RETRAN code with a 2-dimensional kinetics module. Now MIDAS becomes the only computer code to calculate the core power during ATWS (anticipated transient without scram) scenarios.

In order to identify the gap cooling phenomena in the lower head, a model for coolant penetration into the gap based on counter-current flow limitation has been developed and implemented into MIDAS. The rapid cooling temperature profile on the outer surface and the average heat transfer rate through the gap were confirmed by the LAVA and the LMP200-1 experiments. A new penetration tube failure model was added to MIDAS. The tube behavior in contact with corium was described from a mechanistic model. The new model allows realistic estimation of penetration tube failure time depending on boundary conditions.

As PARs will be installed at APR-1400, a correlation of hydrogen removal rate through PARs was implemented into MIDAS and tested at the simple geometry. A station blackout sequence at APR-1400 was simulated with MIDAS and the effect of PARs were examined. In order to evaluate containment integrity under steam explosion, a look-up table for the peak pressure and dynamic load was developed using the mechanistic code and implemented into MIDAS with the interpolation program. Then, the code could estimate the peak pressure and loads for the given conditions of the reactor vessel and the cavity just after reactor vessel failure.

Kim's correlation was introduced to MIDAS to determine the amount of debris which interacts with containment atmosphere directly during DCH. The cavity geometry and initial conditions are used as parameters of the correlation. As the gas temperature and the combination of combustible and inert gases are important in deciding hydrogen burn and DDT transition, they are modeled in MIDAS. Also, a model for the peak pressure caused by hydrogen detonation was developed based on

AICC pressure and implemented. The current heat transfer model between the molten corium pool and the overlying water in the reactor cavity was evaluated by comparing the heat flux with that of the MACE1B experiment. A dryout heat flux model was taken into account to simulate the similar heat flux to the experiment.

The existing heat transfer model through the sparger was examined and compared against the experimental data for the reactor drain tank. The amount of steam condensed under water was well agreed each other. The hydrogen concentration in IRWST during the station blackout sequence was examined with this model. Also, the ex-vessel cooling was evaluated using the current model with a view point of an accident management strategy. It was found that keeping the primary system pressure low and the cavity coolant below saturated allow long term cooling.

In order to provide a platform to enhance user friendliness, code restructuring was performed using FORTRAN90 language. Also, automatic code conversion programs were developed to save time and to reduce conversion errors. Besides the code development, 9 basic sequences and 11 sensitivity cases were run to construct the exemplary database for the severe accident phenomena. A preliminary pc-based management program was developed to use the database effectively,

## **V. Proposal for Applications**

The MIDAS computer code has been developed to quantify the uncertain severe accident phenomena in-vessel and outside the containment. The code is expected to be used for the accident analysis and accident management at the operating plants and the plants being designed. Also, it will serve as a tool for issue resolution at the various organizations.



The core restructuring allows the user a menu-driven input/output control under the window environment, display of on-line analysis results on screen, and selection of interesting output variables from the menu screen. Therefore, it is expected that the existing code users as well as the new users from the various nuclear-related organizations, can easily prepare the input and analyze the output with MIDAS.

Along with the addition of new models and improvement of the existing models, a continuous research on uncertain phenomena is needed for the model upgrade and verification. In addition, model parameters improvement, graphical user interfaces, variable renaming, and user-friendliness through input/output processors are planned based on the restructured code. Until now, only the thermal hydraulic phenomena were treated. The models for the fission product behavior will be improved and developed at the next stage.

# Contents

Chapter 1 Introduction .....	1
Section 1 Objectives of the Project .....	1
Section 2 Necessity of the Project .....	3
1. Localization of Severe Accident Analysis Code .....	3
2. Enhancement of User Friendliness .....	4
Section 3 Scope of the Project .....	5
Chapter 2 Current Status of Technical Basis .....	9
Section 1 Analysis of In-vessel Phenomena .....	9
1. Kinetics Analysis .....	9
2. Thermo-mechanical Behavior of the Lower Plenum Core Debris .....	13
3. Analysis of Gap Cooling Phenomena .....	32
4. Analysis of External Vessel Cooling Phenomena .....	34
5. Analysis of Penetration Tube Failure Phenomena .....	38
6. Analysis of Clad Ballooning Model .....	41
Section 2 Analysis of Containment Phenomena .....	45
1. Direct Containment Heating .....	45
2. Hydrogen Control .....	59
3. Review of Previous Work on Steam Explosions .....	93
4. Molten Corium-Concrete Interaction .....	106
5. Current Status of Evaluation for Sparger Model .....	107
Chapter 3 Contents and Results of the Project .....	109
Section 1 MIDAS/TH-unique Model Development .....	109
1. Kinetics Module Development .....	109
2. Development of Gap Cooling Model in Reactor Lower Vessel .....	160
3. Development of Model for Penetration Tube Failure .....	168
4. Development of PAR Model .....	176

5. Development of a Steam Explosion Load Estimation Model .....	184
Section 2 MIDAS/TH Model Development of Containment Phenomena .....	209
1. Improvement of DCH Model .....	209
2. Development of Deflagration Model and Detonation Model .....	213
3. Evaluation of Sparger Model .....	234
4. Improvement of Molten Corium-Concrete Interaction Model .....	252
Section 3 Evaluation and Model Development of In-vessel Phenomena ..	260
1. Clad Ballooning Model Development and Effect Evaluation .....	260
2. Evaluation of MELCOR Applicability to SONATA Simulation .....	269
3. Assessment of External Vessel Cooling Model .....	279
4. In-vessel Radiation Heat Transfer and H <sub>2</sub> Generation .....	285
Section 4 MIDAS/TH Code Restructuring .....	302
1. Code Restructuring .....	302
2. Automatic Conversion Program Development .....	322
3. Results Verification after Restructuring .....	347
Section 5 Development of Severe Accident Risk Database and Database Management System .....	358
1. Generation of Accident Analysis data .....	358
2. Development of a Severe Accident Risk Database Management System .....	379
Chapter 4 Achievement and Contribution of the Project .....	397
Section 1 Achievement of Purpose .....	397
Section 2 Contribution .....	403
Chapter 5 Proposal for Applications .....	409
Chapter 6 References .....	411
Appendix Development of Constitutive Models of Multiphase Flows in Severe Accidents and Safety Analysis .....	A-1

# 목차

제1장 서론 .....	1
제1절 연구개발의 목적 .....	1
제2절 연구개발의 필요성 .....	3
1. 중대사고 해석 코드의 국산화 .....	3
2. 사용자 편의성 향상 .....	4
제3절 연구개발의 범위 .....	5
제2장 국내외 기술개발 현황 .....	9
제1절 노내 현상 해석 .....	9
1. 동력학 해석 .....	9
가. ATWS 사고의 의미 및 국내 현황 검토 .....	9
나. MELCOR 코드의 Chexal-Layman 단순모델 검토 .....	11
2. 원자로용기 하반구에서의 노심용융물 거동 .....	13
가. 연구의 목적 및 배경 .....	13
나. 하반구 용융물 거동을 위한 코드구조 .....	16
다. 하반구 해석을 위한 각 코드의 수치모형화 .....	18
라. MELCOR 및 MAAP에 내재된 하반구 용융물 거동모델 검토 .....	20
마. MELCOR 및 MAAP에 내재된 각 모델의 장단점 .....	24
바. 요약 및 결론 .....	25
3. 간극 냉각 해석 .....	32
4. 외벽 냉각 해석 .....	34
가. 외벽 냉각의 중요성 .....	34
나. 외벽 냉각 쟁점 사항 .....	34
5. 관통관 파손 해석 .....	38
가. 연구 배경 .....	38
나. 모델 비교 검토 .....	39
6. 연료봉 부풀음 해석 .....	41
가. MAAP 모델 .....	41
나. SCDAP/RELAP5 모델 .....	42

제2절 격납건물 현상 해석 .....	45
1. 격납건물 직접가열 .....	45
가. 현상 개요 .....	45
나. 연구 현황 .....	46
다. DCH 해석 모델 비교 .....	48
2. 수소 제어 .....	59
가. 아음속 연소 모델 (DEFLAGRATION) .....	59
나. 초음속 연소 (폭발) 모델 (DETONATION) .....	72
다. 수소 폭발 천이 (DDT) 기준 .....	73
라. 피동형 수소 결합기 (PAR) .....	76
3. 증기폭발 연구 현황 .....	93
가. 실험 연구 현황 .....	93
나. 국내외 코드개발 현황 .....	99
4. 노심용융물과 콘크리트의 상호작용 .....	106
5. 증기분사기 (sparger) 모델 평가 현황 .....	107
제3장 연구개발 수행 내용 및 결과 .....	109
제1절 MIDAS/TH 고유 모델 개발 .....	109
1. 동력학 모듈 개발 .....	109
가. 점근사 동력학 방정식의 유도 .....	110
나. 차분방정식의 유도 .....	112
다. 붕괴열 계산 .....	115
라. 반응도 궤환효과 .....	117
마. 발전소 입력 데이터베이스 및 사용자 입.출력 .....	118
바. 수치해법 .....	119
사. 동력학 모듈과 MIDAS 코드의 연결 .....	121
아. 동력학 모듈 검증 .....	129
자. 동력학 모듈을 이용한 ATWS 사고 분석 .....	130
차. 결론 및 추가 연구사항 .....	137
2. 원자로 용기에서의 간극 냉각 모델 개발 .....	160
가. 간극 냉각 해석 모델 개발 .....	160
나. 간극 냉각 모델을 적용한 LAVA-4 및 LMP200-1 실험 모의 결과 ..	161

다. 간극냉각 모델의 개선 .....	163
3. 원자로 관통관 파손 모델 개발 .....	168
가. 관통관 파손 모델 개발 .....	168
나. PENTAP 계산 결과 .....	169
다. PENTAP 모델의 제한점 .....	170
4. 피동형 수소 결합기 (PAR) 모델 개발 .....	176
가. PAR 독립모듈개발 .....	176
나. PAR의 독립모듈 평가 .....	176
다. 원자력발전소에의 PAR 모델 적용 .....	177
라. 결론 .....	178
5. 증기폭발시 동하중 예측 모델 개발 .....	184
가. 원자로공동에서 증기폭발 계산을 위한 TEXAS-V 기본 입력 작성 .....	185
나. 증기폭발 예제계산을 통한 불확실성 인자 분석 .....	185
다. 계산 Matrix 개발 .....	190
라. 검색표 작성 및 검색 프로그램 개발 .....	192
마. MELCOR 접목 및 영향 평가 .....	194
바. 증기폭발 동하중 예측 모델 개발 결론 .....	198
제2절 MIDAS/TH 격납건물 현상 모델 개발 .....	209
1. 격납건물 직접가열 (DCH) 모델 개선 .....	209
가. KAERI 상관식 (Kim's correlation) 개발 .....	209
나. DCH 모델 적용 .....	210
다. 결론 및 추후 연구 내용 .....	211
2. 수소 연소 및 폭발 모델 개발 .....	213
가. 수소 연소 구간 상세 모델 개발 .....	213
나. 새로운 DDT 평가 방법 .....	219
다. 수소 폭발로 인한 침투압력 평가 방법 .....	220
라. 모델 개선 영향평가 .....	221
마. 결론 .....	223
3. 증기 분사기 (sparger) 모델 평가 .....	234
가. IRWST 내의 물/증기의 응축현상 .....	234
나. MELCOR의 Bubble Physics 모델 .....	235
다. MELCOR를 이용한 Sparger 열전달모델 평가 .....	238
라. 결론 .....	242

4. 노심용융물-콘크리트 반응 모델 개선 .....	252
가. 기존 MELCOR코드의 열전달모델 .....	252
나. Dryout 열 유속 모델 .....	254
다. 코드개선 영향평가 .....	256
제3절 MIDAS/TH 노내 현상 모델 평가 및 개발 .....	260
1. 연료봉 부풀음 모델 개발 및 영향평가 .....	260
가. MELCOR 모델 개선 .....	260
나. 피복재 부풀음 모델 적용 결과 .....	261
다. 결론 및 추후 연구 내용 .....	263
2. SONATA실험 모의를 위한 MELCOR 모델 적합성 평가 .....	269
가. BH 모델 실험 모의 능력 평가 .....	269
나. COR 모델 실험 모의 능력 평가 .....	271
3. 외벽 냉각 모델 평가 .....	279
가. 외벽 냉각 모의 조건 .....	279
나. 외벽 냉각 모의 결과 .....	279
4. 노내 복사열 및 수소 생성 모델 평가 .....	285
가. 복사열전달 모델 평가 .....	285
나. 수소 생성 모델 평가 .....	295
제4절 MIDAS/TH 코드 구조개편 .....	302
1. 코드 구조 개편 .....	302
2. 코드 구조 개편 자동화 프로그램 개발 .....	322
가. 변수변경 자동 프로그램 (MELtoMID) 개발 .....	323
나. 변경대상변수 자동검색 및 위치추적 프로그램 (MELvar) 개발 .....	331
다. 변수설명 자동검색 프로그램 (MELdes) 개발 .....	335
3. 개편 결과 및 검증 .....	347
가. 부프로그램 개편 .....	347
나. 실행 file의 생성 .....	347
다. 개편 검증 .....	349
제5절 증대사고 해석자료 생산 및 관리시스템 개발 .....	358
1. 해석자료 생산 .....	358
가. DB 자료 생산방법론 .....	359
나. 표준원전 모델링 .....	366
다. 사고경위 분석 .....	367

2. 중대사고 위해도 데이터베이스 관리시스템 개발 .....	379
가. 연구의 배경 및 목표 .....	379
나. 데이터베이스 관리시스템 프레임 구성 .....	380
다. 결론 및 향후 계획 .....	386
제4장 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도 .....	397
제1절 목표 달성도 .....	397
1. MIDAS 고유 모델 개발 .....	397
2. 격납건물 열수력현상 평가모델 개발 .....	398
3. 노내 현상 모의 .....	400
4. MIDAS 코드 구조 개편 .....	401
5. 위해도 완화전략 개발용 중대사고 해석자료 생산시안 작성 .....	401
제2절 대외 기여도 .....	403
1. MIDAS 고유 모델 개발 .....	403
2. 격납건물 열수력현상 평가모델 개발 .....	404
3. 노내 현상 모의 .....	405
4. MIDAS 코드 구조 개편 .....	405
5. 위해도 완화전략 개발용 중대사고 해석자료 생산시안 작성 .....	406
제5장 연구개발 결과의 활용계획 .....	409
제6장 참고문헌 .....	411
부록 .....	A-1



## 표목차

표 2.1.2-1.	하반구파편층 수치모형화 장, 단점 비교 .....	30
표 2.1.2-2.	하반구파편층 현상학적 거동모델 장, 단점 비교 .....	30
표 2.2.1-1.	SNL, ANL, FAI에서의 고온 용융물 실험 현황 .....	53
표 2.2.1-2.	DCH의 상온 용융물 실험 현황 .....	55
표 2.2.1-3.	CONTAIN에서 고려되는 DCH 현상 개요 .....	56
표 2.2.2-1.	MAAP 연소 모델에 관련된 Subroutine .....	81
표 2.2.2-2.	표준온도와 압력에서 수소와 일산화탄소의 화염한계 .....	82
표 2.2.2-3.	Liu-MacFarlane 연소속도 상호관계 .....	82
표 2.2.2-4.	수소 농도별 초음속연소 발생 가능성 등급 .....	83
표 2.2.2-5.	DDT 발생 촉진 기하학적 특징 분류 .....	83
표 2.2.2-6.	혼합물 및 기하학적 등급에 관한 SHERMAN/BERMAN RESULT CLASS .....	84
표 2.2.2-7.	373K 때 수소와 증기 혼합물에서의 detonation cell width와 DDT 가능 최소 특성길이 .....	85
표 2.2.2-8.	PAR 관련 검증 연구 현황 .....	86
표 2.2.2-9.	각 국의 PAR 설치 현황 .....	87
표 3.1.1-1.	붕괴열 관련 상수 .....	139
표 3.1.1-2.	PKINETIC 모듈의 발전소 입력 데이터 .....	140
표 3.1.1-3.	PKINETIC 모듈의 사용자 입력 데이터 .....	141
표 3.1.1-4.	점검을 위한 변수들 .....	142
표 3.1.1-5.	핵연료봉 온도 변수 및 내용 .....	143
표 3.1.1-6.	RETRAN 과의 비교계산을 위한 데이터 및 결과 .....	144
표 3.1.1-7.	ATWS 계산결과 요약 .....	145
표 3.1.5-1.	원자로공동 증기폭발시 예상되는 열수력 조건 .....	200
표 3.1.5-2.	혼합 완료 조건에 따른 폭발 압력의 변화 .....	200
표 3.1.5-3.	기폭력에 따른 폭발압력의 변화 .....	201
표 3.1.5-4.	격자 개수에 따른 폭발 압력의 변화 .....	201
표 3.1.5-5.	격자 단면적에 따른 폭발 압력의 변화 .....	201
표 3.1.5-6.	검색표 구성에 필요한 변수 선정 .....	202
표 3.1.5-7.	TEXAS-V 코드를 이용하여 작성한 검색표 예시 .....	202
표 3.1.5-8.	증기폭발 모듈 삽입으로 얻은 원자로공동에서의 증기폭발	

계산 과정 및 그 결과 .....	203
표 3.2.2-1. H <sub>2</sub> 의 하향 전파 한계에 대한 온도영향 .....	224
표 3.2.2-2. 상향 화염 전파용 가연성 한계에 쓰이는 자료 .....	225
표 3.2.2-3. 하향 화염 전파용 가연성 한계에 쓰이는 자료 .....	226
표 3.2.2-4. 수증기 농도에 따른 가스 온도에서의 detonation cell width (mm) .....	227
표 3.2.2-5. 373K때 수증기 몰 농도에 따른 이산화탄소 대 수증기의 detonation cell width 비 .....	227
표 3.2.2-6. 이산화탄소의 농도에 따른 가스 온도에서의 detonation cell width (mm) .....	228
표 3.2.2-7. 수소 농도에 따른 수소 폭발시 단열 완전연소 (AICC) 압력과 반사압력 그리고 침두압력 비교표 .....	228
표 3.2.3-1. 주요사건 발생 추이 .....	244
표 3.2.4-1. 비등열에 대한 파편층 온도효과 .....	257
표 3.3.1-1. LOCA시 주요사건 발생 시간 및 발생된 수소량 .....	264
표 3.3.1-2. 노심 노드 번호 .....	265
표 3.3.1-3. 모델 적용 시 4295초에서의 노심 노드별 FECL값 .....	266
표 3.3.1-4. Clad 파손시점 시간 .....	266
표 3.3.2-1. LAVA-3 실험 모의용 BH 모듈관련 수정 프로그램 목록 .....	275
표 3.3.4-1. 코드간 복사열전달 모델의 장. 단점 비교 .....	299
표 3.3.4-2. 증기방출도 대 온도 및 광거리 .....	300
표 3.3.4-3. 수증기 흡수 스펙트럼 및 특성 .....	300
표 3.3.4-4. 각 모델의 주요분석결과 .....	301
표 3.3.4-5. Urbanic-Heidrich 전이온도 민감도분석결과 .....	301
표 3.3.4-6. MATRO-EG&G 전이온도 민감도분석결과 .....	301
표 3.4.1-1. 각 팩키지별 프로그램 정보 .....	305
표 3.4.1-2. SPR 팩키지의 모듈 구조 .....	306
표 3.4.1-3. SPR 팩키지 모듈 파일 .....	308
표 3.4.1-4. TF 팩키지의 모듈 구조 .....	310
표 3.4.1-5. TF 팩키지 모듈 파일 .....	311
표 3.4.1-6. FL 팩키지의 모듈 구조 .....	312
표 3.4.1-7. FL 팩키지 모듈 파일 .....	315
표 3.4.1-8. 각 팩키지별 Cycle과 첨자에 따라 바뀌는 행렬 변수 .....	319

표 3.4.2-1. SPR 패키지의 변경대상 변수 및 도출변수 예 .....	341
표 3.4.2-2. MP 패키지의 MELvar 작업 결과 .....	342
표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 .....	350
표 3.5.1-1. 민감도 분석 계산 매트릭스 예 .....	371
표 3.5.1-2. 중대사고 해석 DB 정보변수 예 .....	372
표 3.5.2-1. SARDMS 에 고려된 중대사고 위해도 Dataset .....	387
표 3.5.2-2. SARDMS에서 다루고 있는 주요 검색 대상 .....	387
표 4.2.5-1. 연구목표 달성도 .....	407

## 그림목차

그림 2.1.2-1. MELCOR 하반기 수치모형화 (제어체적 노드) .....	31
그림 2.1.2-2. MAAP4 하반기 수치모형화 (물질층 노드) .....	31
그림 2.2.1-1. CONTAIN에서 고려하는 DCH 주요 현상 .....	57
그림 2.2.1-2. 재포획 계수에 따른 DCH 참여량 .....	58
그림 2.2.2-1. 점화원이 없는 경우 MELCOR 불완전 연소 범위 .....	88
그림 2.2.2-2. 점화원이 있는 경우 MELCOR 완전연소 범위 .....	88
그림 2.2.2-3. 제한된 체적 내 Turbulent Jet 시작과 DDT에 관한 실험 자료 .....	89
그림 2.2.2-4. 373K와 일정한 공기 비열을 갖는 수소, 수증기 혼합물의 측정되고 계산된 detonation cell 크기 .....	89
그림 2.2.2-5. 직육면체 구조 제어체적의 전형적인 방 형상 측면도 .....	90
그림 2.2.2-6. 채널 구조 제어체적의 전형적인 채널 형상 측면도 .....	90
그림 2.2.2-7. 375K 대기압에서 수소, 수증기 혼합물의 detonation cell 크기 .....	91
그림 2.2.2-8. 독일 Siemens의 PAR 장치 .....	92
그림 2.2.2-9. 독일 NIS PAR장치 .....	92
그림 3.1.1-1. PKINETIC 계산 흐름도 .....	146
그림 3.1.1-2. RETRAN 계산시 반응도 귀환 데이터 .....	147
그림 3.1.1-3. PKINETIC 및 RETRAN 계산결과 비교 .....	147
그림 3.1.1-4. 급수상실사고 ATWS에서의 출력거동 비교 .....	148
그림 3.1.1-5. 급수상실사고 ATWS에서의 일차계통 압력거동 비교 .....	149
그림 3.1.1-6. ULJIN-TLFW-100%FP : 출력 .....	150
그림 3.1.1-7. ULJIN-TLFW-100%FP : 일차계통 압력 .....	150
그림 3.1.1-8. ULJIN-TLFW-TRIP : 출력 .....	151
그림 3.1.1-9. ULJIN-TLFW-TRIP : 일차계통 압력 .....	151
그림 3.1.1-10. ULJIN-TLFW-CHEXAL : 출력 .....	152
그림 3.1.1-11. ULJIN-TLFW-CHEXAL : 일차계통 압력 .....	152
그림 3.1.1-12. ULJIN-TLFW-VOID100 : 출력 .....	153
그림 3.1.1-13. ULJIN-TLFW-VOID100 : 일차계통 압력 .....	153
그림 3.1.1-14. ULJIN-TLFW-VOID15 : 출력 .....	154
그림 3.1.1-15. ULJIN-TLFW-VOID15 : 일차계통 압력 .....	154

그림 3.1.1-16. ULJIN-TLFW-PK : 일차계통 냉각수 온도 .....	155
그림 3.1.1-17. ULJIN-TLFW-PK : 출력 .....	155
그림 3.1.1-18. ULJIN-TLFW-PK : 평균 핵연료 온도 .....	156
그림 3.1.1-19. ULJIN-TLFW-PK : 일차계통 압력 .....	156
그림 3.1.1-20. ULJIN-TLFW-PK RCP200 : 출력 .....	157
그림 3.1.1-21. ULJIN-TLFW-PK RCP200 : 일차계통 압력 .....	157
그림 3.1.1-22. ULJIN-TLFW-PK SDS200 : 출력 .....	158
그림 3.1.1-23. ULJIN-TLFW-PK SDS200 : 일차계통 압력 .....	158
그림 3.1.1-24. ULJIN-TLFW-PK intp : 출력 .....	159
그림 3.1.1-25. ULJIN-TLFW-PK intp : 일차계통 압력 .....	159
그림 3.1.2-1. 간극을 경계로한 열전달 관계 .....	165
그림 3.1.2-2. 간극모델에 의한 반구외벽 위치별 급랭 진행 과정 .....	166
그림 3.1.2-3. 간극 냉각 모델 효과 비교 .....	166
그림 3.1.2-4. 중앙 반구 내벽과 접한 debris층 온도 변화 비교 .....	167
그림 3.1.2-5. 중앙 반구 외벽의 온도 변화 비교 .....	167
그림 3.1.3-1. PENTAP 프로그램 흐름도 .....	172
그림 3.1.3-2. 관벽 열전달 계수값에 따른 관통관벽 용융 예상 시간 .....	173
그림 3.1.3-3. MBF, CM 모델별 thimble관의 유무에 따른 관내 용융물 재배치 예측거리 .....	173
그림 3.1.3-4. MBF 모델 경우, 관내 용융물 분율에 따른 재배치 예상 거리 .....	174
그림 3.1.3-5. 일차 계통 압력과 용접부 온도에 따른 Yield stress 값 변화 .....	174
그림 3.1.3-6. 온도에 따른 관통관과 반구 벽 구성 물질의 열팽창 길이 .....	175
그림 3.1.3-7. 외벽냉각에 의한 반구외벽부 관통관 냉각 효과 .....	175
그림 3.1.4-1. AECL PAR의 수소 제거 비율 .....	179
그림 3.1.4-2. CV801에서의 수소 연소에 따른 수소 몰비 거동 .....	180
그림 3.1.4-3. CV801에서의 수소 연소에 따른 산소 몰비 거동 .....	180
그림 3.1.4-4. CV801에서의 수소 연소에 따른 온도 거동 .....	181
그림 3.1.4-5. CV802에서의 수소 연소에 따른 온도 거동 .....	181
그림 3.1.4-6. CV801에서의 수소 연소에 따른 압력 거동 .....	182
그림 3.1.4-7. PAR의 유무에 따른 상부 돔에서의 제거되는 수소량	

비교 .....	182
그림 3.1.4-8. PAR의 유무에 따른 격납건물 상부 돔에서의 수소 몰비 비교 .....	183
그림 3.1.4-9. PAR의 유무에 따른 격납건물 압력 비교 .....	183
그림 3.1.5-1. 원자로공동에서의 증기폭발 개념도 .....	204
그림 3.1.5-2. 시간에 따른 폭발 압력 변화 .....	204
그림 3.1.5-3. MELCOR 증기폭발 모듈 플로우차트 .....	205
그림 3.1.5-4. 원자로공동 및 원자로용기의 압력 추이 .....	206
그림 3.1.5-5. 원자로공동 냉각수의 온도 추이 .....	206
그림 3.1.5-6. 원자로공동 냉각수의 수위 추이 .....	207
그림 3.1.5-7. 원자로용기로부터 용융물 방출량 추이 .....	207
그림 3.1.5-8. 원자로용기 파단 부위 면적 추이 .....	208
그림 3.2.1-1. 무차원변수인 $t^*$ 에 따른 용융물 방출 분율 .....	212
그림 3.2.1-2. Kim's correlation을 적용한 격납건물 압력 .....	212
그림 3.2.2-1. 가연성 기체와 비가연성 기체의 혼합 농도에서의 화염한계 .....	229
그림 3.2.2-2. $H_2$ 와 $H_2O$ 로 구성된 혼합 기체의 화염 한계에 대한 온도 영향 .....	229
그림 3.2.2-3. $H_2, CO, H_2O, CO_2$ 로 구성된 혼합 기체의 화염 한계에 대한 온도 영향 .....	230
그림 3.2.2-4. 수소 몰 비가 10%, 20%, 30%에서의 가연 구간 변화 .....	230
그림 3.2.2-5. 일산화탄소 몰 비가 5%, 15%, 25%에서의 가연 구간 변화 .....	231
그림 3.2.2-6. 수증기 몰 비가 30%, 40%, 50%에서의 가연 구간 변화 .....	231
그림 3.2.2-7. 이산화탄소 몰 비가 10%, 20%, 30%에서의 가연 구간 변화 .....	232
그림 3.2.2-8. 수소 몰 비가 15%에서의 $CO_2$ 몰 비에 따른 $\lambda$ 변화 .....	233
그림 3.2.2-9. 수소 몰 비가 25%에서의 $CO_2$ 몰 비에 따른 $\lambda$ 변화 .....	233
그림 3.2.3-1. RDT실험장치의 측면도 .....	245
그림 3.2.3-2. RDT탱크에서의 압력 및 온도거동 실험자료 .....	246
그림 3.2.3-3. 증기발생기로부터 RDT탱크로 주입되는 증기 유량 .....	246
그림 3.2.3-4. RDT탱크의 압력거동 해석결과 .....	247
그림 3.2.3-5. RDT탱크의 온도거동 계산결과 .....	247

그림 3.2.3-6. IRWST Nodalization Scheme .....	248
그림 3.2.3-7. 격납건물/IRWST 내의 압력 변화 .....	249
그림 3.2.3-8. IRWST 내 중간부분의 온도 변화 .....	249
그림 3.2.3-9. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 증기량 .....	250
그림 3.2.3-10. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 수소량 .....	250
그림 3.2.3-11. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 수소 물 비 .....	251
그림 3.2.4-1. 축 방향 콘크리트 침식깊이 비교 .....	258
그림 3.2.4-2. 반경방향 콘크리트 침식깊이 비교 .....	258
그림 3.2.4-3. 노심용융물의 평균온도 비교 .....	259
그림 3.2.4-4. 노심용융물로부터 상부냉각수 및 콘크리트로의 열속비교 .....	259
그림 3.3.1-1. 시간에 따른 노드 11, 24, 그리고 37에서의 FECL 값 변화 .....	267
그림 3.3.1-2. 11번 노드의 Cladding 온도 .....	267
그림 3.3.1-3. 24번 노드의 Cladding 온도 .....	268
그림 3.3.1-4. 37번 노드의 Cladding 온도 .....	268
그림 3.3.2-1. 하부반구로 용융물 재배치 직후(1095초) BH 출력 .....	276
그림 3.3.2-2. 반구 냉각수 고갈시점에서 COR, BH 불연속적인 예측결과 .....	276
그림 3.3.2-3. LAVA-3 실험 모의를 위한 입력 구성도 .....	277
그림 3.3.2-4. 하부 반구 중앙 외벽면의 온도 예측치 및 측정치 .....	277
그림 3.3.2-5. 파쇄입자 크기에 따른 debris 온도 예측치 및 측정치 .....	278
그림 3.3.2-6. 재배치 직후 반구 벽 손상 억제를 위한 반구 벽 열용량 증가 효과 평가 .....	278
그림 3.3.3-1. 저압사고에서 하부 반구 내 debris 질량 변화 .....	282
그림 3.3.3-2. 저압사고에서 외벽냉각 시 중앙링 내벽 및 외벽에서 열속 변화 .....	282
그림 3.3.3-3. 고압사고에서 하부 반구 내 debris 질량 변화 .....	283
그림 3.3.3-4. 고압사고에서 외벽냉각 시 중앙링 내벽 및 외벽에서 열속 변화 .....	283
그림 3.3.3-5. 장기적 관점에서 반구 벽 층별 온도 감소 시점 .....	284
그림 3.3.3-6. 장기적 관점에서 반구 벽 유입, 유출 열속 크기 변화 .....	284
그림 3.4.2-1. 자동전환 알고리즘 흐름도 .....	343
그림 3.4.2-2. 자동전환전. 후의 프로그램 목록 비교 .....	344
그림 3.4.2-3. 자동검색 및 위치추적 알고리즘 흐름도 (1개 파일 기준) .....	345
그림 3.4.2-4. 변수설명 자동검색 알고리즘 흐름도 .....	346

그림 3.4.3-1. SPR 패키지 개편 결과 비교 .....	356
그림 3.4.3-2. TF 패키지 개편 결과 비교 .....	357
그림 3.5.1-1. 중대사고 해석 DB에서의 시나리오 탐색방법 .....	375
그림 3.5.1-2. 중대사고 해석 DB에서의 데이터 내용 및 구현 .....	376
그림 3.5.1-3. 일차냉각재 계통의 Nodalization .....	377
그림 3.5.1-4. 격납건물의 Nodalization .....	378
그림 3.5.2-1. SARDMS에서 고려된 정보검색절차 .....	388
그림 3.5.2-2. SARDMS를 이용한 위해도 자료의 분류, 저장 및 검색 .....	389
그림 3.5.2-3. 데이터 저장/검색시 대상정보에 대한 위치지정 .....	390
그림 3.5.2-4. 데이터뱅크 생성모듈 (New Database 생성) .....	390
그림 3.5.2-5. 데이터뱅크 생성모듈 (기존 Database 복사) .....	391
그림 3.5.2-6. 데이터베이스 데이터 할당/저장모듈 .....	391
그림 3.5.2-7. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능 (ET 정보) .....	392
그림 3.5.2-8. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능 (Table 형식) .....	392
그림 3.5.2-9. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능 (Table 형식/데이터 베이스 정보) .....	393
그림 3.5.2-10. 중대사고 해석결과 정보 저장 기능 .....	393
그림 3.5.2-11. 데이터베이스 할당시 지정된 정보의 요약 .....	394
그림 3.5.2-12. 데이터베이스 수정모듈 (불필요한 데이터 삭제) .....	394
그림 3.5.2-13. 시나리오 기반 중대사고 위해도 정보 검색 모듈 (검색정보 지정) .....	395
그림 3.5.2-14. 시나리오 기반 중대사고 위해도 정보 검색 모듈 (시나리오기반 정보검색 결과) .....	395
그림 3.5.2-15. 중대사고 증상 기반 사고경위 정보 검색 모듈 (검색 정보 지정) .....	396
그림 3.5.2-16. 중대사고 증상 기반 사고경위 정보 검색 모듈 (증상기반 정보검색 결과) .....	396



## 제1장 서론

### 제1절 연구개발의 목적

원자력발전소에서 고려되는 중대사고는, 발생 확률은 지극히 낮지만 일단 사고가 발생하면 공공 대중에게 미치는 위해도가 너무 높아, 그 발생 가능성을 정량적으로 분석하고 사고 진행 과정을 현상학적으로 해석하며 그 결과를 미리 예측하는 것은, 발전소의 설계 안전성을 향상시킬 뿐 아니라 원자력 설비에 대한 안전성을 국민에게 입증하는데 꼭 필요한 절차이다. 또한 이러한 분석은 중대사고 발생 이후의 격납건물로부터 주위 환경으로 방출되는 방사성 물질을 최소화하도록 조치를 취할 수 있는 중대사고관리 프로그램을 개발하는데 입력으로도 활용된다.

따라서, 원자력발전소를 소유한 모든 국가는 발전소에서의 중대사고 진행 및 현상을 해석하기 위한 도구를 도입하거나 개발하여 사용하고 있다. 현재 국내에서는 미국 NRC에서 개발하여 세계적으로 널리 사용되고 있는 MELCOR 전산 코드와 미국 산업체에서 사용하고 있는 MAAP 전산 코드를 도입하여 주로 사용하며, 사고 초기부터 노심 노출, 노심 용융 및 하부 반구로의 이송, 원자로 용기 파손, 그리고 격납건물의 건전성 판단까지를 종합적으로 다루고 있다.

그러나, TMI 사고와 체르노빌 사고 이후로 1990년 초까지 중대되었던 중대사고에 대한 관심이, 신규 발전소에 대한 건설 수요가 부진하고 중대사고 현상에 대한 불확실성을 줄이기 위한 비용 부담이 너무 크며, 경제성을 강조한 발전소 운영 전략으로 세계적으로 중대사고 연구에 대한 투자가 줄어들고 있다. 중대사고 현상에 대한 연구 주체도 개별 국가 및 연구소 단위에서 국제 공동 연구 형태로 전환되면서 국가별 재정 부담을 최소화하고 있다. 그러나, 이러한 원자력 선진국가들은 이미 자국의 원자력 기술이 자립되어, 중대사고 분야에서는 스스로 개발된 현상 해석 코드를 보유하고 계속적으로 이에 대한 개선 및 개발 작업이 꾸준히 진행되고 있는 실정이다.

이러한 가운데, 우리나라는 신규 원전에 대한 수요와 건설이 지속되고, 또

한 2010년 운전을 목표로 국내 고유의 차세대원전인 APR1400에 대한 설계가 진행되는 등, 다른 국가들과는 달리 여전히 원자력의 필요성에 대한 인식을 공유하며 이에 대한 꾸준한 연구가 진행되고 있다. 국가적으로도 원자력 선진국으로 진입하기 위해 꾸준히 연구비를 지원하고 있다. 그러나, 아직 국내의 기술력은 부족하여 중대사고 현상 해석을 위한 코드도 외국의 최신 버전을 도입하여 매번 바꾸어가며 사용하는 형편이고, 사용 모델에 대하여도 연구가 부족한 상황이다. 이러한 때에, 국내 기술인력의 개발 능력을 제고하고 이를 이용하여 우리 기술을 바탕으로 중대사고 해석코드에 대한 국산화를 수행하는 연구는 시의 적절하다고 판단된다. 이러한 과정을 통하여, 사용 모델에 대한 이해를 높이고 우리의 연구 내용을 코드에 반영하는 과정에서 얻어지는 종합적인 기술력 향상은 국내 원전의 안전성 향상에 크게 기여할 것으로 판단된다.

또 다른 연구 개발의 목적은 우리 코드의 사용자 편의성을 향상시키기 위함이다. 기존의 코드는 개발 당시부터 사용자의 편의성보다는 코드 개발자의 입장에서 코드가 구성되어 개발자가 코드를 검증하기 위해 필요한 모든 자료는 프로그램 안에 숨어있고, 사용자는 기본적인 결과를 출력하여 사용하도록 되어 있다. 이러한 코드를 이용하여 사용자의 목적에 맞는 결과를 생산하기 위해서는 프로그램 자체를 수정해야하는데 이는 사용자의 능력을 벗어나는 일이다. 따라서, 코드 사용자와 원하는 결과가 다양화되면서 사용자의 요구 사항을 만족시킬 수 있도록 코드의 체제가 바뀌는 것이 전반적인 추세로 자리잡고 있다.

본 연구의 목적은 위에서 언급한 중대사고 열수력 현상 해석 코드의 국산화를 이루고, 사용자의 편의성을 향상시킬 수 있는 기반을 구축하는 것이다. 이를 위해 기존 중대사고 해석 코드인 MELCOR를 기준 코드로 활용하여, 기존의 취약한 모델을 개선하고, 국내에서의 실험 결과를 이용한 새로운 모델과 차세대원전 고유 계통에 대한 모델 등 우리 고유의 모델을 개발하며, 그리고 사용자의 편의성을 향상시키기 위한 구조 개편 작업을 수행하였다. 그 결과로 최신의 모델을 보유하고 국산화된 MIDAS/TH 전산 코드를 개발하였다.

## 제2절 연구개발의 필요성

### 1. 중대사고 해석 코드의 국산화

TMI와 체르노빌 원전에서의 노심 용융 사고는 원자력발전소에서 가상 사고로 치부되었던 중대사고에 대한 대중의 인식을 완전히 바꾸어 놓았다. 당시만 해도 설계 기준사고를 벗어나는 중대사고에 대하여는 그 발생확률이 낮아 운전 중 발전소의 경우 설계에는 반영되지 않았지만, 사고 이후로는 원자력발전소 설계에 직접, 간접적으로 반영하여 발전소의 안전성을 높이는 데 주력하고 있다. 왜냐하면, 사고로 인한 대중에의 피폭뿐만 아니라 국가의 경제, 산업에 미치는 영향이 엄청나게 크기 때문이다.

중대사고에 대한 관심이 고조되면서, 중대사고를 예방하거나 완화시키기 위한 방법을 찾기 위해 중대사고 현상에 대한 연구가 새로운 힘을 받아 미국을 비롯한 세계 여러 나라는 중대사고 해석용 코드를 자체적으로 개발하기 위한 프로그램을 시작하였다. 미국에서는 MELCOR, CONTAIN, SCDAP/RELAP5, MAAP4 등을 개발, 개선하고 있고, 일본에서는 미국 NRC 코드 평가 및 자체적으로 THALES/ART, REMOVAL 등의 코드를 개발하고 있으며, 프랑스는 ICARE 전산코드를 자체 개발하여 PHEBUS 실험결과와 비교하고, 캐나다는 CANDU 발전소의 중대사고 해석을 수행하기 위해 MAAP4와 자국 코드를 결합하는 등 원자력 선진 국가들은 자체적인 중대사고 해석 코드를 보유하고 있는 상황이다.

한국은 차세대 원자로를 설계하고 한국형 발전소의 수출을 준비하는 등 원자력 선진국으로 발돋움하는 상황에서, 선진국으로부터의 기술 예측을 탈피하고 수출 산업화를 달성하기 위해서는 국내 고유모델을 확립하고 관련 기술의 개발이 필요하다. 왜냐하면, 외국으로부터 도입된 코드의 상용 사용은 제한되고, 더군다나 지적 소유권 문제로 사정은 더욱 어려워지고 있기 때문이다. 또한, 국내 대부분의 코드 개발 인력이 외국에서 개발된 코드의 이해 및 유지에 투입되어 외국에서 새로운 판이 출시될 때마다 기존의 사용하는 버전을 새로이 설치하고 다시 검증하는 작업이 되풀이되어 사용 코드에 대한 깊이 있는 연구의 부족으로 국내 기술 축적에 어려움이 있었다. 이로 인해, 사용 모델에 대한 개선 항목을 발견하였을 때 코드 개발자와의

기술적 협의가 충분치 않고, 즉각적으로 코드에 반영할 수 있는 코드 분석 및 이해 능력이 제한되어 모델 개선 및 결과 비교에 어려움이 있었다. 특히, 국내에서 수행되고 있는 중대사고 실험 결과를 수용하여 분석하고, 그 결과를 다시 실험에 재투입할 수 있는 자체 분석 코드의 필요성이 대두되었다.

국산화된 중대사고 현상 해석 코드를 보유하고 관리하며, 새로운 모델 및 기능을 추가함으로써 국내 연구 인력의 기술 능력을 높이면, 국내에서 진행중이거나 계획중인 중대사고 현상 관련 실험 결과를 수용할 수 있는 기술적인 기반이 구축되어 국가 경쟁력을 제고하게 된다. 경수로 원전에서의 중대사고 현상 해석 코드 국산화는, 원자력 선진국과 상호 동등하게 협력 체제 관계를 유지할 수 있도록 내적 기술 향상을 유도하며, 자체 기술이 확보된 후에야 국제 공동 연구에 참여하여 상호 기술 교환을 통한 주요 기술을 확보하게 됨으로, 수입대체 효과도 발생하게 된다. 또한 코드 국산화 작업은 국내 스스로의 능력으로 안전성을 확보할 수 있는 발판을 마련함으로써, 국민에게 원자력에 관한 자긍심과 안전성에 대한 신뢰감을 증진시킨다.

## 2. 사용자 편의성 향상

참조 코드로 사용하는 MELCOR는 중대사고 현상 해석을 위한 최신의 모델을 보유하고 다양한 기능을 보유하고 있지만, 사용자 편의성 측면에서 보면 개선할 점이 많다. 일 예로, MELCOR에서는 그림으로 보여줄 수 있는 변수가 이미 코드에 내장되어 있어, 사용자가 원하는 결과가 그림 변수로 지정되어 있으면 큰 불편 없이 확인할 수 있지만, 그렇지 않은 경우에는 볼 수 있는 방법이 지극히 제한되어 있다. 상대적으로, MAAP과 같은 코드에서는 공통 구역 (COMMON BLOCK)에 정의되어 있는 모든 변수는 사용자가 지정하여 재계산하면 결과를 그림으로 볼 수 있도록 하고 있다. 이외에도, MELCOR의 데이터 전달방식은 직접변수 대신 포인터(Pointer) 변수를 사용하는 단점이 있다. 포인터 변수의 사용은 컴퓨터 언어가 동적 메모리 관리를 허용하지 못했던 예전에 메모리의 낭비를 없애기 위해 즐겨 사용하던 방식이지만, 직접변수를 사용하지 못하기에 프로그램 내부에서의 변수추적이 아주 어려워, 특히 모델 개발자에게는 코드를 이해하는데 큰 제한 조건이 된다.

이러한 MELCOR 종합코드의 단점을 보완하기 위해 동적 메모리 관리 (Dynamic Memory Management) 및 STRUCTURE 기법이 가용한 FORTRAN90 언어를 이용하여 변수 및 데이터 저장 방법을 개편하는 코드구조개편 작업의 필요성이 제시되었다. 최신 프로그램 언어인 FORTRAN90은 동적 메모리 관리를 허용하므로 직접변수를 사용해도 메모리의 낭비를 방지할 수 있다. 또한 모듈을 이용한 STRUCTURE 기법을 사용하면 직접변수 이름에 수직포함관계 (hierarchy structure)를 표시할 수 있어 변수이름만으로 변수에 대한 이해를 크게 높일 수 있다. 따라서 가변적인 입력을 처리하기 위해 사용되었던 포인터 변수를 삭제하고 도출변수로 변경하는 구조개편 작업이 완료되면 코드 내 모델의 개선 및 추가가 용이해지고 사용자의 편의성 (접근성 및 이해도)이 크게 향상되는 효과가 기대된다.

이와 같이 MIDAS 개발을 통한 중대사고 해석 코드의 국산화 노력은 국내 연구 인력의 중대사고 현상 이해 및 모델 개발 능력을 향상시킬 뿐 아니라 개발된 코드는 국내의 가동 중 및 설계중인 발전소의 안전성 평가에 기여할 것으로 판단된다.

### 제3절 연구개발의 범위

중대사고 분석 종합 전산코드개발은 먼저 기존의 중대사고 해석 코드인 MELCOR를 기준 코드로 선정하여, 이미 파악된 기존 모델의 취약 부분을 국내외의 최신 정보를 활용하여 보완하는 모델 개선작업과, 둘째 차세대 원전에서 고유현상이나 계통 등 기존 모델이 모사할 수 없는 분야에 대한 필요한 모델 개발 및 국내 실험 결과 반영, 그리고 마지막으로 사용자와 개발자의 편의성 향상을 위한 그래프 출력, 데이터의 저장 및 전달 방식의 모듈화, 수치 해석적 안정성과 계산속도 향상 등 세 가지의 구체적인 접근 방식으로 개발하고 있으며, 국산화된 MIDAS 중대사고 해석코드 개발을 목표로 하고 있다.

먼저 모델개발 내용을 살펴보면 노내 사고관리 전략의 하나로 연구되고 있는 원자로 하부 용기에서의 용융물 풀과 용기 벽면 사이의 간극에서의 냉각 현상 모의를 위해 간극에서의 물성치 계산식과 간극 내 깊이별 냉각수의 침투 여부를 판단하는 모델을 개발하였다. 이 해석 결과는 SONATA 실험 결과

중 간극이 형성된 LAVA-4 실험의 반구 외벽 급랭 현상과 냉각수의 침투로 따른 외벽 온도 변화 과정, 그리고 간극에서의 평균 열전달량 등과 유사한 결과를 보여주고 있다. 또한, 차세대 원전에서 채택하고 있는 외벽냉각 전략이 원자로 용기의 건전성에 미치는 영향을 평가하고, 원자로 용기의 취약 부위로 예상되는 관통부에서의 파손 모듈 논리를 개발하였다. 기존의 중대 사고 코드로는 해석할 수 없었던 원자로 정지 불능 사고 (ATWS)를 모의하기 위하여 기존 코드에 동력학 모듈을 접목시킴으로 노심 출력을 예측하도록 하였고, 다른 참조 코드 결과와 비교하여 유사한 결과를 얻음으로 ATWS 대처 자동 계통이 설치되어 있지 않은 원자력발전소에서의 발전소 정지불능 사고에 대한 해석 능력을 보유하게 되었다.

격납건물 현상 모의로는, 격납건물의 건전성 평가와 연계하여 수소 연소 범위에 대한 자세한 모델과 수소 연소에서 폭발로 진행되는 천이 조건 개선, 그리고 수소 폭발 시 첨두압력을 쉽게 예측할 수 있도록 단열 완전연소 조건에서의 최대압력을 이용한 관계식을 개발하였다. 격납건물 건전성의 위해 요인 중의 하나인 용융물과 냉각수 사이의 급격한 반응 (증기 폭발)에서의 첨두압력 및 동하중을 예측하기 위하여 상세 해석 코드로 다양한 범위에서 데이터를 구축하여 MIDAS에 접목하였고, 따라서 실제 사고 진행 조건에서의 하중을 계산할 수 있는 코드로 확장하였다. 또한, 차세대원전에 설치 예정인 피동수소결합기 (PAR)의 수소 제거 성능을 모의하기 위하여 수소제거 관계식을 코드에 적용하여 영향 평가를 수행하였고, IRWST의 Sparger에 대한 기존 열수력 모델을 평가하여 그 타당성을 확인하였다. 원자로 공동에서의 노심 용융물 냉각가능성과 관련하여, 용융물과 상부 냉각수와의 열전달 모델을 개선하여 MACE-1B 실험과 비교하였으며, 격납건물 직접가열 시 격납건물 대기로 방출되는 용융물 양을 예측하기 위해 사용자 입력 대신 실험 결과로부터 도출된 관계식을 MIDAS에 접목하였다.

코드에 대한 원활한 접근과 사용자 편의성을 향상시키기 위하여, 포인터를 이용하는 기존 코드의 데이터 전달 구조를 fortran90 언어를 이용한 structure 구조로 개편하고 있다. 이미 개발된 개편 시안을 활용하여 패키지별로 확장하고 있으며, 수 작업량을 줄이기 위해 자동 변환 프로그램을 개발하여 활용하고 있다. 이외에도, 중대사고 시나리오에 대한 열수력 해석 결과를 정리하고 관리시스템을 통하여 사용자들에게 필요한 정보 제공

및 사고 관리에의 활용을 돕기 위해, 중대사고 현상 관련 데이터베이스를 구축하고 있다. 이를 위해 사고 시나리오 선정 및 해석, 그리고 예제 시나리오로부터 도출된 결과를 관리하기 위한 관리시스템의 일부 프로그램을 개발하고 있고, 중대사고 해석자료 관리시스템 베타버전이 완료되면 체계적인 자료 생산 방안 및 자료 관리 시스템을 운영할 수 있는 기반이 구축된다.

이상에서 기술한 내용을 중심으로 본 보고서는 제2장에서 노내 및 격납건물에서의 중대사고 주요 현상에 대한 국내외 기술 개발 현황을 수록하였다. 여기에는 현재까지 여전히 불확실성이 높아 연구가 진행되고 있는 중대사고 현상 연구 항목을 선정하여 각 모델에 대한 설명과 실험 및 해석적 연구 근황, 그리고 관련 해석 코드들이 사용하고 있는 모델에 대한 간단한 비교 결과를 수록하였다.

제3장에는 구체적인 연구개발 수행 내용 및 결과를 크게 다섯 부분으로 구분하여 정리하였다. 제1절에는 MIDAS/TH 전산 코드에 도입된 고유 모델을 정리하였는데, 여기에는 원자로 정지불능 사고에서 수위 변화에 따른 원자로심 출력을 예측할 수 있는 동력학 모듈, 원자로 하부 반구 내벽과 용융물 사이에 생성 가능한 간극에 의한 냉각 모델, 단순히 온도에 의해 관통관의 건전성이 판단되는 기존 모델을 대신하는 상세 해석 결과에 근거한 관통관 파손 모델, 최근의 수소 제어 방안으로 채택되어 설치되고 있는 피동형 수결합기 (PAR)에서의 해석 모델, 그리고 격납건물 건전성에 위협을 주는 증기폭발 발생 시 첨두압력 및 하중을 간단히 검색표를 활용하여 예측할 수 있도록 하는 모듈이 상세하게 설명되어 있다.

제3장 제2절과 제3절에는 MIDAS/TH의 격납건물 현상과 노내 현상 해석 모델과 관련하여 기존 모델에 대한 평가, 개선, 그리고 새로이 추가된 내용을 정리하였다. 격납건물 직접가열 (DCH), 수소 연소 및 폭발, 수소폭발로의 천이 기준, IRWST에 도입된 sparger에서의 열전달, 원자로 공동에서의 노심 용융물 냉각 가능성과 관련한 상부 냉각수와의 열전달, 연료봉 가열시 피복재 부풀음, MELCOR를 이용한 SONATA 모의, 그리고 외벽 냉각 등에 관한 현상 해석 모델을 기술하였다. 제4절에는 사용자 편의성 향상을 위한 MIDAS 코드의 데이터 전달 구조 개편과 검증, 그리고 코드 개편 자동화 프로그램 개발에 관하여 기술하였고, 제5절에는 중대사고 현상 해석 자료를 데이터베

이므로 구축하기 위한 해석자료 생산 방법론과 구축된 자료를 효과적으로 관리하기 위한 관리시스템을 모듈 중심으로 기술하였다.

제4장에서는 제3장에 기술된 상세한 내용을 목표 달성도 및 대외 기여도 측면에서 요약하여 재정리하였다. 특히, 목표 달성도를 평가하기 위한 세부 분야별 연구 실적을 간단하게 요약함으로써 전반적인 연구 내용을 볼 수 있도록 구성하였다. 제5장은 연구개발결과의 활용계획을, 제 6장에는 참고문헌을 수록하였다.

마지막으로, 위탁과제로 수행하였던 중대사고 다상유동 구성모델 개발 내용을 부록으로 수록하였다. 노심용융물과 냉각수 사이의 다상 유동 연구와 관련하여 앞으로의 연구방향은 크게 노심 물질에 대한 실험 자료의 보완과 기존의 해석 코드의 체계적인 검증이라 볼 수 있다. 여기서는 중대사고시 노심용융물-냉각수 반응의 다상유동 모델에서 주요 불확실성을 보이고 있는 강제대류 막비등 열전달 및 용융물 jet breakup 현상에 대해 실험을 통해 데이터를 확보하고 이를 통해 현상 이해의 향상 및 상관식을 개발하였다.



## 제2장 국내외 기술개발 현황

### 제1절 노내 현상 해석

#### 1. 동력학 해석

중대사고시 노내 현상 해석 중 동력학 해석의 목적은 기인사고의 하나인 정지불능 예상과도상태 (Anticipated Transients Without Scram : ATWS) 사고 경위를 분석하는 데 있다. 이러한 ATWS 사고의 정의, 중요성 및 국내발전소의 대비정도는 아래 가. 절에 기술하였다.

동력학 해석을 위해서는 동력학 모델이 필요하다. 그러나 참조코드인 MELCOR 코드 [1]의 경우 (붕괴열이 아닌) 핵분열 출력은 기본적으로 사용자가 입력으로 처리하게 되어 있으며 노심에서의 동력학은 고려되어 있지 않다. 단, BWR에서의 ATWS 사고를 모의할 수 있도록 Chexal-Layman 단순모델 (동력학 모델은 아님)이 포함되어 있어 Chexal-Layman 모델의 PWR에의 적용 가능성을 아래 나. 절에서 검토하였다. 그 결과 PWR에는 적용이 불가능하였고 따라서 현재의 MELCOR는 PWR에서의 ATWS 사고를 모의할 능력이 없는 것으로 판명되었다.

한편, 대부분의 기존 설계코드 (TASS/MARS/KMRRSIM 등)는 정상상태에서의 노심 변화를 추적하므로 중대사고시 고압 및 다량의 기포 조건에서의 노심 변화를 고려하지 않으며, 기존의 천이사고 (Transient) 해석코드 (RELAP5, RETRAN 등)는 위 조건에서의 반응도 궤환계수 (reactivity feedback coefficient)를 입력 데이터로 요구하고 있어 사용자의 불편이 예상된다. 따라서 기존코드에서 이미 계산되는 노심의 열수력 변수 (온도/압력/기포율/수위 등)만을 이용하여 반응도 궤환 효과를 쉽게 예측하는 모델의 개발이 필요하다.

#### 가. ATWS 사고의 의미 및 국내 현황 검토

ATWS란 터빈 트립, 제어뱅크의 인출, 또는 주급수 상실과 같이 원자력 발전

소 수명기간동안 비교적 자주 (년 1,2회) 발생할 것으로 예상되는 과도상태가 발생했을 경우 원자로가 자동정지 되지 않는 심각한 사고를 말한다. 정상적인 경우, 예상과도 상태가 발생하면 원자로 보호계통은 이를 감지하고 자동으로 제어봉을 삽입시켜 원자로 노심에서의 핵 연쇄반응을 종식시킴으로써 원자로의 안전성을 확보한다. 중대사고로서의 ATWS는 예상과도 상태가 발생하였을 경우 원자로 보호계통의 기능이 상실되어 제어봉의 삽입이 실패되면 핵 연쇄반응이 종식되지 않고 원자로의 출력이 충분히 감소하지 않아 원자로의 각종 운전변수들이 빠른 시간 내에 안전허용 한계를 초과하는 경우이다. 즉, 중대사고로서의 ATWS가 발생하면 원자로 냉각수의 온도가 상승하고 원자로 계통의 압력도 급격히 증가하여 압력경계의 파손을 초래하며 아울러 온도상승에 의한 핵연료의 손상으로 과도한 방사성 물질의 누출을 초래할 수 있다는 데 그 심각성이 있다.

이러한 ATWS 사고는 확률적으로 발생 가능성이 매우 희박한 것으로 알려져 있다. 더욱이 국내 CE형 발전소에는 기존의 원자로보호계통과는 독립적인 다중보호계통 (Supplement Protection System)이 설치되어 있다. 이 계통은 원자로보호계통이 동작하여 원자로가 정지되지 않는 운전 중 예상 사고 시에 보호동작을 하여 원자로보호계통을 보조한다. 다중보호계통은 입력신호부터 신호처리 및 출력까지 원자로보호계통과 물리적, 전기적으로 독립되어 다중성 (Redundancy) 개념으로 원자로/터빈을 정지시키고 보조급수 계통을 동작시켜 발전소 안전성을 향상시킨다. 따라서, 울진3,4호기와 같은 국내 CE 발전소는 정지불능예상과도상태를 설계기준사고로 간주하지 않으며, 이에 대한 영향을 분석하지 않고 있다. 한편, 웨스팅하우스(W) 원자로에는 타사의 원자로에 비해 ATWS 사고 시 가장 소규모의 압력 과도 현상을 나타내며, 터빈정지만 보장된다면 ATWS 사고 시에도 발전소가 안전할 수 있다는 이유로, 1982년 미국 내 ATWS에 관한 법규 제정 시에 AMSAC (ATWS Mitigating System Actuation Circuitry : ATWS 발생 시 원자로보호계통과는 독립적으로 터빈을 정지시키고 보조급수 계통을 작동시키는 기능을 가진 설비)만을 설치하도록 하였다. 그러나 국내 초기의 웨스팅하우스 원자로 (고리 1/2/3/4 및 영광 1/2 호기)는 운영허가당시 AMSAC의 설치법령이 미국에서 효력이 발생되기 이전이어서 AMSAC 설비가 설계에 고려되어 있지 않으며, AMSAC의 기능을 운전원이 대신하는 절차 (즉, 보조급수를 주입시키고 터빈을 정지시키는 절차와 원자로 정지 절차를 수동으로 처리하여 미임계가 유

지되도록 조치하는 절차)가 마련되어 있다. 여기서, 문제점은 운전원이 어떻게 ATWS 발생을 신속히 감지하여 조치를 취하느냐 하는 점과, 운전원 교육의 강화로 어느 정도까지 운전원의 능력이 향상되느냐 하는 점이다. 따라서 일단 발생하면 심각한 결과를 초래하는 ATWS의 거동 및 영향을 결정론적인 방식으로 분석하는 일이 국내 초기발전소의 사고완화 및 관리 관점에서 반드시 필요하다. ATWS 사고 시 웨스팅하우스 발전소에 대한 특성분석은 Salem 발전소 사고[2] 이전 및 Salem 사고 [3]에 대해 참조할 수 있다.

나. MELCOR 코드의 Chexal-Layman 단순모델 검토

ATWS 사고경위 (또는 핵분열 출력 관련 실험)를 위하여 붕괴열외에 핵분열 출력 생성이 모의된다. MELCOR COR package의 CORPOW subroutine에는 다음과 같은 Chexal-Layman 관계식을 이용하여, downcomer 수위에 대한 함수로서 핵분열 출력을 계산하는 단순모델이 포함되어 있다.

$$q_f = 0.037(C_u H_r)^{0.7} (P/P_r)^{0.3} (H/H_r)^{0.7} \tag{2.1.1-1}$$

여기서, H는 유효핵연료 상단에 대한 downcomer의 상대적인 수위 (L) 및 아래의  $L_f$  (유효핵연료 상단에서 핵분열 출력 값이 0이 되는 지점까지의 거리)를 이용하여 다음처럼 정의된다.

$$H = \max[0.0, (L + L_f)] \tag{2.1.1-2}$$

$$L_f = 2.4384(P/P_r)^{0.45} \tag{2.1.1-3}$$

여기서,

$q_f$ 는 DCH 패키지 입력 (DCHFPOW)에서 정의되는 출력 (전출력에 대한 비율),

$C_u$ 는 차수 (dimension) 관련 상수 (= 3.28084  $m^{-1}$ ),

$H_r$ 은 무차원을 만들기 위한 임의의 기준높이 (=1m),

P는 계통압력,

$P_r$ 은 기준압력으로 기본값은 7.65318 MPa, 그리고

L은 유효핵연료 상단에 대한 downcomer 수위의 상대 높이를 의미한다.

위의 Chexal-Layman 관계식을 살펴보면, 핵분열 출력은 일차계통의 압력 및 downcomer 수위의 함수 (즉, 핵분열 출력 = 상수\*(압력)<sup>0.3</sup>\*(수위)<sup>0.7</sup>)로 표시되고 downcomer 수위에 더욱 의존적인 것을 알 수 있다. 또한, 식에서 알 수 있듯이 downcomer 수위가 L<sub>r</sub>에 도달하면 핵분열 출력은 더 이상 생성되지 못하며, L<sub>r</sub>값은 BWR의 정상상태 (= 1110 psia = 7.65 MPa)에서 2.4m 이고 압력에 따라 변화함을 알 수 있다. 한편, H 는 최대 10m 까지 허용되는 것으로 코드목록에서 확인되었는데 L의 최대값이 약 224.5 inch (=5.7m)인 점을 감안하면 허용되는 일차계통의 최대압력은 27 MPa (= 3915 psi)임을 예측할 수 있다. 만약 이를 PWR의 경우에 적용해보면, L의 최대값이 약 6.43m인 점을 감안하면 허용되는 일차계통의 최대압력은 17.86 MPa (= 2590 psi)이며 위 값은 PWR의 ATWS 경우에는 매우 작은 값으로서 본 관계식이 수정 없이는 PWR에 적용할 수 없음을 알 수 있다.

## 2. 원자로용기 하반구에서의 노심용융물 거동

본 보고서는 MELCOR 및 중대사고 해석에 널리 사용되고 있는 또 다른 대표적인 코드인 MAAP4에 내제된 원자로 하반구 노심용융물 거동모델에 대한 상호 비교 및 이를 통하여 얻어진 각 모델의 장·단점을 바탕으로 보다 유연한 하반구 거동 해석능력 확보를 위하여 고려될 수 있는 개선사항을 제시하는 것을 주목적으로 한다. 이를 위하여 최근까지 수행된 하반구 거동을 모의하는 관련실험 및 해석경향을 반영하여 하반구 거동을 특징짓는 9 가지 세부모델을 선정하고 각 모델의 특징을 비교하였다. 이어서 선정된 하반구 모델들에 의하여 기술되는 사고진행과정의 일관성, 상세성 및 불확실성 관점에서 각각의 장단점을 정성적으로 평가하였다. 마지막으로, 이 결과들을 바탕으로 보다 다양하고도 유연한 하반구 용융물거동 해석능력을 확보하기 위하여 요구되는 각 모델에 대한 개선점을 제시하였다.

### 가. 연구의 목적 및 배경

본 연구에서 다루는 주요 내용은 중대사고 후기 사고진행 (Late Core Damage Progressions)에 해당하는 노심 용융 후 원자로 하반구 (Reactor Lower Head)에서 예상되는 용융물의 거동 및 이에 따른 원자로 하부용기 건전성 및 파손 예측 모델에 국한된다.

중대사고시 원자로에서 일단 노심 손상이 일어나면, 용융물은 노심으로부터 원자로 하반구로 재배치될 수 있다. 일반적으로 노심과 하반구 사이의 구조물 때문에 원자로 하부영역에 존재하는 냉각수로 유입되는 대부분의 노심용융물은 작은 반경의 연속적인 흐름 (Pour Streams) 형태를 취하게 되며 이들은 냉각수와 격렬한 반응으로 인하여 입자화된 용융파편층 형태를 취하면서 원자로 하반구에 축적되게 된다. 이러한 용융물 재배치는 증기 생성과 수소발생, 용융물의 냉각, 원자로 하반구의 열적, 기계적 압력 부하, 그리고 Creep 에 의한 원자로 용기 파열 등에 영향을 준다. 이후 한정적인 과도 상태 및 충상화 과정을 거치면서 용융파편층을 구성하는  $UO_2$  산화물의 붕괴열에 의한 용융풀 (molten pool) 형성, 원자로 하반구에 존재하는 복잡한 구조물과 용융물 사이의 열전달 및 용융물 외곽으로의 열전도 정도에 따른 용융물 고화 및 재용융, 고화된 용융물 피막층과 원자로용기 내벽간의 열전도와 이에 따른 원자로용기의 열적, 기계적 경화 및 파손 등 일련의 복

잡한 과정을 거치게 된다. 1979년 미국에서 발생한 TMI2 사고는 이러한 중대사고 후기사고에 대한 규명을 위한 본격적인 실험 및 해석적 연구를 촉진시키는 계기가 되었다.

중대사고 후기 노심 손상 과정에 대한 보다 핵심적인 정보는 최근 TMI-2 VIP (Vessel Investigation Project) 연구에서 주로 밝혀졌는데, TMI-2 원자로용기 파손을 억제시킨 주요 기구로 고화된 노심용융물 피막층과 원자로용기 하반구내벽 사이의 간극사이에 침투한 냉각재에 의한 냉각, 고화된 용융물 내부에 형성된 균열공간으로 침수된 냉각재를 통한 냉각, 그리고 용융물이 냉각될 때 수축되어 용융물 상부가 함몰됨으로써 증가된 표면적을 통한 냉각가능성이 추가적으로 제시되기도 하였다. 하지만 실증사고에 대한 실험의 한계 및 세부적인 현상에 대한 이해와 해석적 어려움으로 인하여 아직도 많은 연구를 필요로 하고 있다. 중대사고 후기 노심 손상 시 원자로 하반구에서 가능한 이러한 현상들에 대한 심도 깊은 이해 및 연구는 중대사고시 고온의 노심용융물을 원자로 용기 내에서 냉각, 유지시켜 조기에 사고를 종결시킬 수 있는 일차적 방안으로 간주될 수 있으며, 사고의 심각성으로 인하여 노심용융물이 원자로용기 밖으로 분출될 경우에도 원자로 하부용기의 손상방식, 위치 그리고 원자로 공동으로 방출되는 노심용융물의 양 및 물리적 특성에 대한 상세한 정보는 최종적인 격납용기 건전성을 유지하기 위한 주요한 수단으로 고려될 수도 있다.

본 연구에서 고려된 MELCOR1.8.4 [1] 와 MAAP4 [4] 는 지금까지 개발된 원자로 하반구 전반적인 거동을 종합적으로 해석할 수 있는 대표적인 두 가지 중대사고 해석코드이다. 코드 활용측면에서 보면, 상기 두 해석코드는 원자로 하반구 및 하반구내 용융물 거동을 모의하기 위한 가장 최근 모델이 내장되어 있으나 기본적으로 단순 매개변수 방식(Simplified Parametric Approach)으로 현상을 기술하고 있고 관련 모델에 대한 불확실성이 상존함으로 인하여 사고 해석 시 유연성 및 신뢰성을 제약시키는 요인으로 남아있다. 이는 두 코드의 개발 목적 상, 적절한 수준의 계산속도와 정확성을 요구하는 중대사고 사고해석용 코드의 필요성에 기인한 것으로 볼 수 있다. 이를 보완하기 위하여 중대사고 후반부 사고해석 시 현상학적인 불확실성이 많은 모델에서는 불확실성 인자나 민감도 계수로 처리함으로써 다양한 사고 경위 및 해석조건을 포용할 수 있는 여지를 남겨두고 있다. 본 연구의 주요 관심사인 원자로 하반구 현상학적 모델링 측면에서 보면, 노심용융물 및 하

반구 수치모델을 다루는 데 있어서는 MELCOR가 하반구 제어체적 (Control Volume)을 기준으로 각 제어체적 내에는 용융물을 구성하는 물질이 혼재하고 각 구성물질의 거동 및 열전달 관계를 개별적으로 다루는 데 비하여, MAAP4에서는 각 계산노드가 용융물의 상태 및 구성성분으로 특징 되는 계산노드를 바탕으로 용융물 거동을 모의하고 있다는 점이 주된 차이이다. 이러한 수치모델링의 차이점은 하반구 거동 및 사고진행과정을 모의하는 상세 모델들의 특징을 결정짓는 요인이 될 뿐만 아니라, 이들에 의한 해석결과에도 중요한 차이를 유발할 수 있다. 이로 인하여 동일한 조건의 중대사고 경위를 해석함에 있어 사용자에게 적절한 코드선택의 어려움을 야기할 수 있으며 최종적인 하반구 거동 해석결과에 있어 뚜렷한 차이를 보일 경우 사용된 코드에 대한 신뢰성을 약화시킬 수 있는 요인이 되기도 한다. 이러한 상황을 반영하여, 본 연구는 고려된 두 가지 중대사고 해석코드에 내재된 원자로 하반구 거동 해석방법 및 관련 현상학적 모델들에 대한 비교평가를 통하여 각 코드의 특징을 정성적으로 기술하고, 각 모델의 장, 단점을 도출하며, 이들을 바탕으로 코드개선점을 제시하는 것을 주요 목적으로 한다 [5]. 그 결과는 중대사고 후기 노심 손상 과정 시 원자로 하반구 거동결과에 대한 보다 신뢰성 있는 해석방안 및 향후 지속적인 중대사고 코드개선에 중요한 근거를 제공할 것으로 판단된다.

상기 목적을 위하여 먼저 두 코드에 내재된 전반적인 사고진행 및 현상학적 모델들의 특징을 간략히 언급하고, 하반구 용융물 거동을 특징짓는 9 가지 세부 모델, 즉 노심용융물 초기 하반구 재배치모델, 하반구내 용융물 배열 및 구조, 하반구내 용융물 이동 및 확산모델, 하반구 용융 파편층간 열전달 모델, 하반구내 용융 파편층-잔존 냉각수간 열전달모델, 하부 피막층-하반구 내벽에서 형성될 수 있는 간극을 통한 열 제거모델, 하반구 외벽 침수로 인한 외벽냉각모델, 하반구 파손모델, 및 하반구 벽을 통한 열전달 모델 등을 주 비교대상으로 선정하여 각 모델간 특징을 비교, 분석하였다. 이어서 하반구 노심용융물 거동기술에 대한 일관성, 상세성, 그리고 불확실성 관점에서 장, 단점을 정성적으로 평가하였다. 마지막으로, 상기 결과들을 바탕으로 보다 개선된 하반구 용융물거동 해석능력을 확보하기 위하여 요구되는 모델 개선점을 제시하였다.

## 나. 하반구 용융물 거동을 위한 코드구조

MELCOR 및 MAAP4 에서 다루고 있는 원자로 하부용기 노심용융물의 거동을 특징짓는 코드해석구조 및 현상학적 모델링 방법을 주로 비교 기술한다. 여기서 주된 관심 영역은 노심 하부 지지대 (Lower Core Support Plate) 에서 원자로 하부용기로 침강된 노심용융물의 거동 및 이로 인한 원자로 하부용기의 열적, 기계적 반응이다. 이를 위해 먼저 해석구조에서는 하반구 용융물의 종합적인 거동을 기술하는 지배방정식과 수치적 기법으로 해를 구하기 위한 수치 모형화 및 수치해석 방법이 비교되며, 연이어 각 코드가 다루고 있는 현상학적 모델에서는 노심용융물 재배치, 용융파편충간 열전달, 용융물 이동 및 확산, 하반구 용기 파손, 및 하반구 외벽 냉각모델들이 비교된다. 상기 모델들을 특징짓는 보다 세분화된 모델들은 각 모델에서보다 자세히 기술된다.

### (1) MELCOR 원자로 하반구모델

MELCOR 1.8.4[1] 하반구 노심용융물 거동은, 초기 노심용융물 재배치과정 및 하반구 외벽냉각현상은 독립적인 MELCOR-COR 모듈에서, 하반구에 축적된 노심용융물의 거동은 MELCOR-BH 모듈에서 다루어지는 특징이 있다. MELCOR 노심용융물 재배치모델에서는 상세한 모델을 적용하지 않고 기존 실험 및 해석결과로 나타난 증거 (예 용융물분사 및 파편입자 크기)를 간단한 매개변수 입력 데이터로 처리함으로써 초기 재배치거동 (즉 열전달 및 질량관계)을 모의한다. 반면에, 본격적인 노심용융물 하반구 거동은 두 가지 조건, 즉 원자로 하반구에 충분한 양의 노심용융물이 축적되고 (최소한 사용자가 지정한 1단 파편층 제어체적 높이 이상), 잔존 냉각수가 고갈 (Dryout) 된 이후에 MELCOR-BH 모듈에서 다루어진다. 이러한 조건은 사고과정동안 자동적으로 만족될 수도 있고 사용자가 모델 변수 값 (예, 노심용융물 침강율, 파편층 공극율, 하반구 벽 또는 침투관으로의 열전달계수)을 조절함으로써 강제적으로 지정될 수도 있다. 하반구에 존재하는 초기 노심용융물 상태로는, Dryout 이전에 형성된 파편층은 모두 규정된 공극율을 갖는 고체 입자층으로, Dryout 이후에 유입되는 노심용융물은 고체 및 액체 혼합물로 특성화된다. 이 경우 고체입자는 하반구 파편층 상부에 축적되고 액체용융물은 파편층으로 침투하게 된다.



일단, 상기 하반구 사고 초기조건이 만족되면 다음으로 하반구내 용융물 거동은 미리 규정된 제어체적 및 노드의 기하학적 구조 (3단 5열로 정의된 제어체적 파편층) 하에서 제어체적 파편층-파편층간 또는 파편층-경계면간 열전달 및 질량이동을 고려함으로써 비교적 상세히 모의된다. 각 제어체적 파편층을 구성하는 물질들은 순수 또는 공용 혼합물로 존재할 수 있으며 대표적인 제어체적 질량 및 에너지는 각 구성물질들의 질량 또는 체적평균으로 표현된다. 또한 제어체적 내 액체용융물 질량이동은 사용자가 지정한 반경 및 축 방향으로의 이동을 고려함으로써 계산되고, 이 과정동안 제어체적에 존재하는 용융물의 양에 따라 제어체적 크기가 조정된다.

한편, 하반구 용융물 거동에 중요한 역할을 하는 산화용융물 피막층은 2 단 및 3 단 제어체적에서 주로 고려되나, 피막층과 하반구 내벽간의 간극을 통한 열 제거모델은 따로 모사되지 않는다. 피막층의 경우 2, 3 단 제어체적 가장 바깥쪽 노드에서 지정된 두께로만 고려됨으로써 내부 용융물, 피막층, 그리고 하반구 내벽을 통한 열전달 관계가 비교적 단순하게 모의된다. 냉각수에 의한 파편층 냉각현상은 재층수 또는 노심용융물 후기 유입과정시 비교적 상세히 모의되며, 앞에서 언급된 것처럼 하반구 거동초기 파편층 안정화 단계에서는 냉각수 영향이 따로 고려되지 않는다.

상기 사고진행과정으로부터, 하반구 제어체적 파편층 및 인접 경계면 각각에 대하여 열 및 질량 전달에 대한 수치 모형을 구하고, 열전달 및 질량 변화율을 통합함으로써 각 계산 시간동안 원자로 건전성 및 파손여부가 결정된다.

## (2) MAAP4 원자로 하반구모델

MAAP4에서 고려되는 원자로 하반구 노심용융물의 거동모델은 다음과 같이 요약된다. 초기 하반구 과도기적 현상 모델에서는 노심과 하반구 사이의 구조물 때문에 하반구에 존재하는 냉각수로 유입되는 대부분의 노심용융물은 작은 반경의 pour stream 형태를 취하게 된다. 재배치 과정은 비교적 상세한 매개변수 모델에 의하여 모사되며, 재배치 시 적용되는 용융물-냉각수 사이의 입자수송 모델에 의한 노심용융물의 분해정도를 결정하고, 이는 두 가지 유형의 특성화된 파편층 (파편입자층 및 용융물 연속층) 을 만

든다. 파편입자층은, 용융물 침강 시 냉각수와 반응 시 생성된 파쇄 입자들의 축적물로 물과 금속층, 용융 고화층, 그리고 원자로 용기 벽을 포함한 구조와 함께 그 에너지를 교환하는 물질층으로, 용융물 연속층은 노심용융물 침강 시 파쇄되지 않고 하반구에 축적되는 물질층으로 하반구 열침원들과의 접촉으로 고화된 피막층을 갖는 물질층으로 특성화된다.

일단, 축적된 각 물질층은 하반구내에서 안정화단계를 거치면서 물질간 열 및 질량교환을 수행하게된다. 연속층은 항상 고체인 주변 고화층과, 용융되거나 고화된 중앙 노심 지역으로 구분된다. 특정 조건하에서 하반구 구조물과 노심물과 원자로 용기간 접촉저항에 의한 간극이 형성될 수 있다. 이 간극으로의 잔존냉각수 유입은 간극사이 비등에 의한 에너지 제거율을 결정하며, 그 크기는 사고진행 및 하반구 Creep 조건에 따라 확장 및 축소 과정을 되풀이한다. 한다. 간극 저항과 비등열 제거는 MAAP4의 가장 특징적인 하반구 모델의 하나로 노심층, 원자로와 금속 구조물, 그리고 노심 고화층 간극에 침투한 물로의 열전달에 대해 적용된다.

상기 사고진행과정으로부터, 하반구 각 물질파편층에 대하여 열 및 질량 전달에 대한 수치 모형을 구성하고, 열전달 및 질량 변화율을 통합하면 각 파편층거동 (즉, 형성, 성장 및 축소) 과정이 계산되며, 이에 따라 각 코드 계산시간 동안 하반구 건전성 및 파손여부가 결정된다.

## 다. 하반구 해석을 위한 각 코드의 수치모형화

### (1) MELCOR 하반구 수치모형화

원자로 하반구에서의 노심용융물 거동을 해석하기 위하여 원자로 하반구를 몇 개의 제어체적 (Control Volume)으로 구분하고, 각 제어체적에는 최대 20가지의 용융물 구성물질이 액체 및 고체 혼합상태로 존재하고 있는 것으로 모델링하며, 하반구는 중앙 축을 중심으로 대칭 (Symmetry) 관계로 묘사하여 기하학적 모형을 정의한다. 또한 그림 2.1.2-1 에 주어진 것처럼 각 제어체적은 용융물 거동계산을 위한 기본노드 (Calculational Node)가 되는데, 일반적으로 하반구 용융물은 축 방향으로 3 단 (Layer)의 물질층으로 구성되며 각 단은 최대 5 개의 반경방향 제어체적 (Radial Ring)을 가진다.

특히 각 제어체적 구성 시 특별한 규정을 두고 있는 데, 가장 밑에 있는 1 단 용융물질층은 사용자 임의로 크기를 설정할 수 있으나, 중간에 위치한 2 단 용융물질층과 최상부 3 단 용융물질층은 각각 1 단 용융물질층으로부터 축 방향으로 확장된 제어체적 경계면을 가지도록 한다. 또한 하반구 용융물질층과 열전달 대상이 되는 하부용기 벽 (Vessel Wall)은 3 개의 반경방향 및 18 개의 축 방향으로 합계 54개의 노드로 구성된다. 이 경우, 각 제어체적 내 용융물질층이 용융, 냉각, 재용융 과정을 거치면서 하반구 내부의 제어체적의 크기는 변화 (합성 및 차원조정) 될 수 있다.

## (2) MAAP4 하반구 수치모형화

용융물 구성성분 각각의 거동을 제어체적에서 종합적으로 다루는 MELCOR 와 달리, MAAP4 에서는 그림 2.1.2-2처럼, 용융물의 성분 및 상태에 따라 미리 규정된 용융물질층으로 구분하여 각 물질층간 열전달 및 질량이동을 모의한다. MAAP4 에서 다루어지는 하반구내 용융물은 일차적으로 연속층 (Continuum Debris)과 파편층 (Particulate Debris)으로 구분된다. 연속층은  $UO_2$  산화물로 구성된 액체상태의 용융풀 (Molten Pool) 및 용융풀 표면 냉각에 의하여 고화된 피막층 (Crust), 그리고 SS, Zr 등 금속성분으로 이루어진 용융금속층을 포함하며, 파편층은 고체상태의 입자로  $UO_2$  및 금속성분의 혼합체로 특성화된다. 피막층은 인접한 금속층 및 하반구 내벽과의 열전달 관계를 보다 상세히 다루기 위하여 금속층과 인접한 상부피막층, 하반구내벽과 접하는 하부피막층, 그리고 하반구내 다른 구조물 (안내관, 침투관 등)과의 작용을 모사하기 위한 내부피막층으로 세분화된다.

상부피막층 위에 위치한 용융금속층은 측면 하부용기내벽, 금속층 위에 위치한 파편입자층, 그리고 상부피막층 사이의 열전달 및 질량이동을 담당하게 되며, 입자파편층은 금속층 및 용융풀로의 물질전달을 주로 담당한다. 한편, 각 물질층은 대표적인 온도 및 질량을 갖는 하나의 계산노드로 처리되는 데 예외적으로 하부피막층의 경우에는 용융풀로부터 열전달시 하반구 중심 축에 곡률 경사각의 영향을 고려하기 위하여 여러 개 (기본 4개)의 축방향 노드로 세분화하고 원자로 하부용기는 각각 5개의 축 방향 및 반경방향 노드로 분할하여 처리한다. MELCOR와 마찬가지로 모든 기하학적 수치모형은 하반구 중앙 축을 중심으로 대칭관계로 모사한다.

## 라. MELCOR 및 MAAP에 내재된 하반기 용융물 거동모델 검토

위에서 언급된 것처럼 원자로 하반기 노심용융물 거동을 다루는 데 있어서 고려된 두 코드 해석 모델간에는 여러 가지 특징적인 차이가 있다. 여기서는 하반기 거동을 특징짓는 주요 모델을 보다 세분화된 9 가지 모델로 나누어 비교한다.

### (1) 노심용융물 초기 하반기재배치

원자로 하반기로 노심용융물이 재배치 (Relocation) 되는 과정은 원자로 하반기 용융물 거동 분석을 위한 파편층 초기조건을 제공하는 부분이다. MELCOR 재배치모델은 재배치 각 단계에서 발생하는 현상을 관련 모델로 다루는 MAAP4에 비하여 상당히 단순하며, 대부분 사용자 입력으로 처리된다.

### (2) 하반기 용융물 배열 및 구조

재배치 과정후 노심용융물은 잔존 냉각수와의 열전달 과정을 거치면서 하반기에 파편입자 또는 액체용융물 형태로 축적되며, 이 경우 축적된 용융물은 각 하반기 모델에서의 특징적인 기하학적 배열 및 구조를 갖게되고, 이러한 노심용융물 배열의 차이는 하반기 용융물 파편층간 거동을 제어하는 주요인자가 된다. MELCOR 초기 노심용융물은 Dryout 이전에는 모두 고체상태로 주로 하단파편층을 형성하고 Dryout 이후에 유입되는 고체용융물은 하단파편층 상부에 축적되며, 액체용융물은 하단파편층 공극 속으로 규정된 침투율로 침투하게 된다. 한편, MAAP4에서는 초기 용융물 분사 중 파쇄되지 않은 액체용융물은 연속층으로, 파쇄된 입자들은 MAAP4에 규정된 배열을 기초로 하반기의 입자층으로 축적된다.

### (3) 하반기 용융물 거동 (용융, 고화, 이동)

일단, 상기 각 제어체적 파편층 및 물질층의 구조 및 차원이 정해지면, 각각의 특성 (공극율, 대표질량, 온도 등)을 계산하고 이들로부터 각 물질층간 또는 물질층을 둘러싼 경계면사이 열전달 및 질량변화가 모의된다. 파편층 내부에서는 지속적인 붕괴열 발생으로 인하여 고체상태의 파편층은 액체

용융물이 될 수 있고, 액체용융물은 주변으로 열전달에 의하여 냉각, 고화 될 수 있다. MELCOR 경우 액체용융물은 주어진 이동을 (사용자입력)에 따라 인접 제어체적으로 이동을 모의하나, MAAP4에서는 용융물 상태변화 시 해당 물질층으로의 순간적인 이동을 가정한다. 액체용융물 이동은 각 제어 체적 또는 각 물질층에 대한 새로운 질량 및 에너지 관계를 반복하면서, 용융물 거동 및 하반구 파손을 결정한다.

#### (4) 하반구 물질층간 열전달

MELCOR에서의 용융물 파편층간 거동 및 열전달은 인접 제어체적-제어체적, 제어체적-하반구 용기 사이에서 주로 고려되나, MAAP4에서는 인접 물질층-물질층, 물질층-하반구 내벽 사이에 주로 고려된다. 또 다른 주요 차이점은 각 모델에서 사용된 용융물질층 배열의 차이로 인하여 MAAP4에서는 간극, 피막층, 용융물 거동이 주요 하반구 열전달 대상으로 다루어지는 반면, MELCOR에서는 이들의 영향을 따로 취급하지 않는다는 점이다.

#### (5) 하반구 파편층-냉각수 열전달 모델

노심용융물 냉각을 위한 일차적인 인자로서 하반구 잔존냉각수는 충분한 양의 존재 시 지속적으로 노심용융물 냉각에 관여하여 원자로 하반구 파손시기를 상당히 지연시키는 효과를 가져오지만 하반구 노심용융물 상당부분이 용융 되어 용융파편층 속으로 냉각수 침투가 제한되는 경우에는 냉각효과는 급격히 감소한다. 이 경우 하반구외벽을 통한 용융물 간접냉각이 이루어지지 않는 한 원자로 하반구는 결국 파손시점에 이를 수밖에 없다. MELCOR 및 MAAP4 모델 공히 하반구에 연속적인 냉각수 유입이 이루어지지 않는 경우, 상부파편층으로부터 냉각수로의 대류열전달에 대한 정확한 계산은 상부 대기층으로의 복사 및 전도열전달 특성을 지배하는 하반구 용융물 건조시점과 밀접한 관계가 있다.

#### (6) 간극을 통한 열 제거

원자로 하반구내벽과 하부피막층 사이에 형성될 수 있는 간극을 통한 열 제거 모델은 MELCOR에서는 따로 모사되지 않는 MAAP4의 가장 특징적인 모델중

의 하나이다 [3,6]. 고온의 핵연료 용융물이 원자로 바닥에 흘러 내려와 바닥에 닿게되면 냉각수가 순간적으로 수증기로 변하며 용융물을 원자로 용기 바닥으로부터 밀어내게 된다. 또한 용융물과 원자로 용기간의 물성 차이로 말미암아 핵연료 용융물은 수축하고 반면에 원자로는 가열되며 하반구 내압과 용융물 무게에 의해 팽창하게 된다. 이러한 과정에서 핵연료 용융물과 원자로 사이에 좁은 간격이 생기게 되는데 이 틈새로 냉각수가 스며들어 원자로를 식히게 된다는 것이 간극에 의한 원자로 냉각현상의 근본원리이다.

간극을 통한 냉각의 전제 조건은 간극으로 냉각수가 지속적으로 공급되어야 한다는 것이고, 이때 비등에 의해 냉각수로 전달되는 열 유속의 최대치는 임계열유속 (CHF)으로 제한된다. 이들에 대한 기본 수리적 모델은 MAAP4에 잘 기술되어 있다. MAAP4 모델에서 간극은 원자로 하반구에 냉각수가 존재하는 경우 노심용융물 재배치 과정 시 노심용융물이 하반구 내벽과 접촉하는 시점에 생성된다고 본다. 일단 초기간극이 형성되면 하반구에 축적된 용융물과 하반구용기의 상대적인 운동으로 그 크기는 시간에 따라 변할 수 있는데, 간극이 확장되는 경우 간극 속으로 유입될 수 있는 냉각수에 의하여 하부피막층을 통한 하반구용융물 냉각을 고려할 수 있다. 하지만, 비록 간극이 형성되더라도 간극 속으로 연속적인 냉각수 침투가 이루어지지 않으면 하부피막층을 효과적으로 냉각시킬 수 없다. 간극 속으로 냉각수 침투는 일차적으로 상부금속층과 접촉한 원자로용기 사이의 틈 존재여부에 달려 있으므로, 냉각수가 간극 속으로 침투할 정도로 하부용기와 접촉한 금속층 변형이 먼저 이루어져야 한다. 다음으로 간극을 통한 실제적인 냉각수 유입이 이루어지기 위해서는 간극을 통한 상승 증기류 (Counter current flow)를 극복할 수 있어야한다. 이러한 간극형성 및 간극을 통한 냉각수 침투조건이 만족되면 간극에서는 하부피막층 및 원자로 하부용기 내벽 (간극 냉각수보다 내벽 온도가 높은 경우)으로부터 열을 제거할 수 있다.

MAAP4 간극모델에서 시간에 따른 간극크기 변화는 원자로 하반구반경, 하반구 Creep 시 인장계수, 그리고 Creep 에 의한 원자로 용기 파손분율의 함수로 주어지며, 간극을 통한 열 제거량은 간극크기 및 간극 내 증기의 특성을 반영한다. 또한, 간극을 통해 제거될 수 있는 최대 열 유속 계산 시 MAAP4는 수직평판 실험으로부터 유도된 Monde [7], 상관식을 사용하는 데, 이는

하반구의 기하학적 모형이 갖는 곡률의 영향을 반영하지 못하는 단점이 있다. 다른 주요 불확실성 인자 중 하나는 간극을 통한 냉각수 유입 조건 및 능력에 대한 것으로 단순 입력 조건보다는 실험 및 해석결과를 바탕으로 한 보다 개선된 모델을 필요로 한다.

#### (7) 하반구 외벽냉각모델

하반구 간극을 통한 노심용융물 냉각은 하반구 파손확률을 크게 낮출 수 있는 내부 자연적인 현상의 하나로 간주되고 있는 반면, 하반구 파손확률을 줄일 수 있는 외부 조건의 하나가 원자로공동에 냉각수 강제주입으로 인한 하반구 외벽냉각이다. 이에 따른 부수적인 효과로 비록 하반구가 파손되더라도 노심용융물을 원자로 공동 내에서 냉각할 수 있으며, 격납용기 직접가열현상 및 원자로공동에서 가능한 노심용융물-콘크리트 반응의 정도를 크게 줄일 수 있다. 부정적 효과로는 하반구 파손 시 대량의 용융물이 원자로 공동으로 방출됨에 따라 방출된 용융물과 원자로 공동에 존재하는 냉각수사이의 증기폭발 가능성이 존재하며, 원자로 하반구 내부-외부 온도차로 인하여 외벽재료에 가해지는 열 충격 (thermal shock)으로 하반구 용기 벽이 Creep 파손될 수 있다는 점이다. 그럼에도 불구하고 최근에 원자로 하반구 파손 없이 하반구 노심용융물을 지속적으로 냉각할 수 있는 가장 유력한 수단 중 하나로 고려되고 있다. 하반구 외벽으로부터 냉각수로 열전달은 MELCOR 및 MAAP4 모두 수력학적 2 상 (two phase) 열전달모델을 사용하여 계산되나 상세성에 있어서는 뚜렷한 차이가 있다.

#### (8) 하반구 파손모델

원자로 하반구 용융물 거동의 최종 관심사는 하반구에 존재하는 노심용융물의 열적 및 기계적 거동에 의한 하반구 벽의 건전성 또는 파손 예측으로 요약될 수 있는데, 이는 하반구 노심용융물 거동을 얼마나 현실적으로 묘사하는가에 따라 하반구 파손특성이 달라질 수 있음을 의미하기도 한다. 원자로 하반구 파손특성은 묘사되는 하반구모델과 사고진행 시점에 따라 약간씩 차이가 있으나 가장 중요한 파손특성은 시간을 두고 조금씩 형성되는 비복원성 Creep 파손 및 하반구 열팽창에 의한 침투관 파손을 들 수 있다. 하반구 Creep 파손 모델은 MELCOR 및 MAAP4 공히 Larson-Miller 매개변수 모델

[8]을 사용하고 있다. 이 경우 하반구 각 노드에서의 온도편향과 이에 따른 열 응력 조건으로부터 비가역성 인장을 계산하여 연속적인 시간 간격동안 발생한 용기 파손분율을 평가하게 된다. 그러면, 특정 계산 시간동안 하반구 각 노드에 가해진 인장은 그 시간까지 매 계산 시간 간격 당 이루어진 인장의 합이 되고 합산된 인장을 사용자가 지정한 파손 인장과 비교함으로써 하반구 Creep 파손 여부를 결정하게 된다. 침투관 파손은 침투관과 침투관을 관통하는 하반구 내벽과의 용접부위의 파손과 침투관 자체의 용융에 의한 파손으로 구분된다.

### (9) 하반구 벽을 통한 열전달

일반적으로 하반구 모델에서 가장 중요한 열침원의 하나로 취급되는 원자로 용기 벽 자체는 1 차원 열전도 모델을 적용하기에는 상당히 두껍게 되어 있다. MELCOR서는 하반구 벽에서의 열전도를 축 방향 1차원으로 모의하고 있으나 MAAP4에서는 세분화된 열전달노드를 고려한 2 차원 열전도 모델을 사용하고 있으며, 이들은 공히 기본적으로 하반구 중심 축에 대하여 대칭으로 모사된다. MELCOR 하부용기 열전달 노드는 사용자가 입력에서 임의로 지정할 수 있으나 MAAP4에서는 축 방향과 반경방향 모두 5 개의 노드로 지정되어 있다.

#### 마. MELCOR 및 MAAP에 내재된 각 모델의 장단점

지금까지 MELCOR 및 MAAP4에 내재된 하반구 거동모델 중 중요하다고 판단되는 9 가지 세부모델에 대하여 각각의 특징을 비교, 분석하였는데, 이들을 바탕으로 분석된 각 모델의 장단점은 아래와 같이 요약된다.

### (1) 하반구 파편충 수치 모형화

원자로 하반구에서 용융 파편충 거동을 모의하기 사용된 MELCOR 제어체적 노드와 MAAP4 물질충 노드간에는 표 2.1.2-1에 주어진 것과 같은 특징적인 장단점이 있다. 표 2.1.2-1에서 보는 것처럼, MELCOR 제어체적 노드개념의 가장 큰 장점은 하반구 용융물의 연속적인 거동을 주어진 계산틀 내에서 일관성 있게 전반적으로 기술할 수 있다는 것이다. 하지만 현재 MELCOR는 하



반구 중간 및 하부 제어체적 내 형성가능한 용융물의 독자적거동 및 관련된 피막층거동을 따로 고려하지 않음으로 인하여 이와 직접 관련된 간극현상을 다룰 수 없는 단점이 있다. 반면, MAAP4에서 고려된 분리물질층 개념은 충분한 용융물이 형성되고 난 후에는 용융물 거동을 일관성 있게 기술할 수 있지만, 파편입자층이 주된 하반구 물질이 되는 하반구거동 초기과정에는 파편층 내부에서의 입자들의 용융, 이동, 확산과정을 보다 상세히 모의하는 MELCOR에 비하여 MAPP4에서는 파편입자층 거동을 단순한 열전도로 모사하고 있다. 또한, 물질층간 이동을 연속적으로 다루지 못하고 순간적 이동으로 모사함으로써 실제 용융물 거동을 자연스럽지 못하게 기술하는 단점이 있다. 하지만 MAAP4의 주요 장점으로는 하부피막층과 하반구벽 사이에 간극을 모의함으로써 하반구 용융물 냉각관련 현상을 모델을 보다 다양하게 다룰 수 있다는 점이다. 상기 장, 단점 관점에서 볼 때, 차후 MELCOR 및 MAAP4 개선은 각각의 일관적인 분석틀내에 장점은 최대 활용하고 단점은 보완하는 선에서 이루어질 필요가 있다.

## (2) 하반구파편층 현상학적 거동

상기 수치모형화에 따른 하반구 노심용융물 현상학적 거동모델의 장, 단점은 표 2.1.2-2 와 같이 요약될 수 있다. 파편층 수치모형화는 각 코드의 특징적인 방법으로 하반구 노심용융물 거동을 기술하게 되며 현상학적 모델 비교측면에서 보면, MELCOR 모델의 주요 장점으로, 용융물의 연속적 이동 및 2차원 열전달, 파편층의 기하학적 변화, 파편층 내부에서의 상세한 용융물 개별 구성성분의 거동 및 하반구 외벽냉각 모델을 들 수 있는 반면, MAAP4의 경우에는, 노심으로부터 원자로 하반구로 재배치되는 노심용융물의 초기 재배치 과정시 파편입자층 생성 메카니즘, 생성된 각 물질층간 효과적인 열전달 (용융물, 피막층, 금속층등) 거동, 하부피막층과 하반구 벽사이에 형성될 수 있는 간극을 통한 열제거, 그리고 다양한 모드의 하반구 파손형태가 비교적 상세하게 모델링된 것으로 파악된다.

### 바. 요약 및 결론

MELCOR 및 MAAP4 하반구 수치모델링의 차이는, 하반구 거동 및 사고진행과정을 모의하는 상세 모델들의 특징을 결정짓는 요인이 될 뿐만 아니라, 이

들에 의한 해석결과에도 중요한 차이를 유발할 수 있다. 본 연구에서는 현재까지 개발된 원자로 하반구 전반적인 거동을 종합적으로 해석할 수 있는 대표적인 중대사고 해석코드인 MELCOR 및 MAAP4의 원자로 하반구 거동 해석 방법 및 관련 현상학적 모델들에 대한 비교, 평가를 통하여 각 코드의 특징을 정성적으로 기술하고, 각 모델의 장, 단점을 도출하였다. 마지막으로, 중대사고 후기 노심 손상 과정 시 원자로 하반구 거동결과에 대한 보다 신뢰성 있는 해석방안 및 향후 지속적인 중대사고 코드개선을 위한 다음과 같은 개선점을 도출하였다.

- 하반구 수치해석 모형: 충분한 양의 냉각수 존재시 원자로 하반구에서 노심용융물 거동 초기에는 입자파편층 거동이 중요한 역할을 하게되므로 파편층의 연속적인 용융, 이동, 및 고화, 재용융 과정이 비교적 상세히 모델링 하여야 한다. 이 경우 파편층은 액체 용융물 존재하의 다공성 매질로 모델링할 필요가 있으며 이러한 관점에서 볼때 MELCOR 파편층 제어체적에 의한 수치적 모형화가 현실적인 대안으로 고려될 수 있다.
- 파편층 거동 및 열전달 모델: 사고진행시 파편층 용융으로 인하여 충분한 양의 용융물이 형성되면 이후로는 용융물 확장 및 표면의 냉각, 고화로 인한 피막층형성 및 이들의 열적 거동이 중심이 되므로 보다 상세한 용융물 온도분포 및 피막층 두께변화가 모델링 하여야 한다. 수치적 모델링 관점에서 보면 MAAP4처럼 분리된 물질층 (중앙 용융물, 주변 피막층 및 상부 입자층) 거동이 보다 용이하나 현실적으로 용융물 주위에 용융되지 않은 상당한 양의 입자층이 상존할 수 있으므로 초기에 설정된 제어체적 개념하에서는 이들이 각각의 물질층을 유지하면서 열전달 및 용융물 이동을 동시에 고려하는 것으로 다루어져야 할 필요가 있다. 이 경우 용융물과 피막층 사이의 열전달 및 상변화 과정은 MAAP4 모델을 사용할 수 있으나, 각 물질층간 연속적인 이동 및 확산을 모델링하기 위해서는 인접 피막층이 재 용융되거나 피막층 자체의 불안정한 구조로 인하여 용융물 유입 및 방출 통로가 마련되어야 한다. 또한 용융물내에서 상부로 부유된 금속성분이 용융상태로 존재하는 경우에는 상부에 존재하는 입자층들이 금속층을 통하여 침강하면서 용융물내로 유입될 수 있으나 일단 고화된 경우에는 유입통로가 더 이상 존재할 수 없다. 따라서 보다 현실적으로 용융물 거동을 모의하기 위해서는 용융

물의 연속적인 이동을 모델링 할 수 있어야 한다. 상기 용융물 거동에 대해서는 MELCOR 및 MAAP4 모두 상세히 모델링되어 있지 않으므로 추가적 모델이 필요하다.

간극 냉각모델: 하반구 파편층 거동 초기 또는 사고 후단계에 하반구 바닥에 존재하는 입자층이 충분히 용융되어 용융풀이 형성되면 잔존 냉각수나 하반구벽으로 열전달에 의하여 용융풀 표면은 냉각 고화되어 피막층이 형성될 수 있다. 이 경우 MELCOR에서는 고려되지 않으나 MAAP4의 특징적인 모델의 하나로 간주되는 냉각수 존재시 하부 피막층과 하반구벽사이 간극을 통한 MAAP4 열제거 모델이 적용될 수 있다. 하지만 기존 MAAP4 간극모델의 한계점인 간극생성 및 역류로 인한 냉각 메카니즘이 보다 상세하게 고려될 필요가 있다.

하반구 외벽냉각 모델: 하반구 외벽 침수로 인한 외벽냉각은 하반구내 냉각수에 의한 용융물 냉각 (상부 냉각수 및 간극을 통한 열제거) 이 지속적으로 이루어질 경우 2 차적인 용융물 냉각방안으로 간주되며, 하반구내 냉각수의 고갈로 Dryout 상태가 된 이후부터는 최종적인 하반구 용융물의 냉각방안의 하나로 고려된다. 하반구 외벽냉각 모델의 경우 상세한 열전달 특성 및 하반구 곡률에 의한 경사각의 영향을 효과적으로 반영한 MELCOR 모델이 보다 유연한 해석능력을 제공한다.

용융물 산화 및 냉각수 거동모델: 하반구에서 발생된 증기에 의한 용융물 산화모델은 재배치 과정동안은 MAAP4 모델이 보다 자세하게 기술하고 있으며, 파편층 냉각과정시 파편층에서 발생된 증기 및 수소의 하강 냉각수에 대한 영향 (역류유동제한, counter-current flow limit)은 MELCOR에 보다 자세하게 모델 (예, 수소의 경우 Wallis 상관식 [9]) 되어 있다. 따라서 사고진행 시점을 기준으로 양측의 모델을 효과적으로 조합할 수 있다. 한편, 냉각수 증발로 인한 하반구내 냉각수 수위 변화에 대한 수치적 모델은 MAAP4에서 보다 자세히 다루어진다. 냉각수에 의한 냉각모델은 일반적으로 1 차원 열전달 모델로도 충분하다고 알려져 있으나 하반구 노심용융물의 지속적 냉각을 위한 가장 중요한 수단이 되므로 보다 상세한 현상기술이 필요하다.

하반구 Creep 파손모델: Larson-Miller 매개변수 모델에서 유효응력의 함수로 주어지는 매개변수는 보다 고전적 데이터를 사용하는 MAAP4보다 최근 실험 결과를 바탕으로 한 MELCOR에서 보다 세분하게 정의되어 있으므로 MELCOR 모델이 보다 효과적인 대안으로 고려될 수 있다. 하지만

Creep 파손을 정의하는 누적인장 조건은 두 모델에서 서로 차이를 보이므로 적용시 보다 세심한 주의를 요한다.

- 기타 모델: 상기모델을 제외한 나머지는 MELCOR 및 MAAP4 공히 유사한 모델을 사용하고 있고 하반구 전반적인 용융물 거동에 큰 영향을 미치지 않는다고 판단된다.

본 연구를 통해 도출된 하반구 거동해석을 위한 개선된 MELCOR가 갖추어야 할 초기조건 및 현상학적 거동모델로 가장 현실적으로 고려될 수 있는 원자로 하반구 노심용융물 냉각거동을 특징짓는 세부모델들은 아래와 같이 요약될 수 있다.

## 1) 원자로 하반구 거동해석을 위한 하반구 초기조건

### 하반구 영역 초기조건

- 건식조건 : 하반구에 냉각수가 존재하지 않는 경우
- 습식조건 : 하반구에 충분한 양의 냉각수가 존재하는 경우

### 사고 진행에 따른 조건

- 하부 영역 냉각수 재침수 : 원자로 하부영역으로 냉각수 주입
- 하반구 외벽 냉각수 주입 : 원자로 공동으로 냉각수 유입에 의한 외벽 습식조건

## 2) 원자로하반구 거동해석을 위한 현상학적 모델

### 용융물 재배치 모델

- 노심용융물 Jet와 냉각수와의 반응 및 이로 인한 파편입자 형성과정
- 노심용융물 Jet의 원자로 하반구 및 용융물에 대한 직접적인 열충격
- 냉각수 증발로 생성된 증기에 의한 용융물 및 파편입자 산화과정

### 파편입자층 거동모델

- 파편입자층과, 냉각수 및 하반구 용기벽으로의 열전달
- 파편입자층의 용융 및 여러 형상의 용융물 형성과정
- 파편입자층 내부에서 액체 용융물의 이동 및 이동 과정에서 고화
- 파편입자층을 통한 냉각수침투 및 증발과정
- 파편층, 용융물, 피막층, 및 하반구 벽사이에서 물리, 화학반응

#### 용융풀 거동모델

- 용융풀에서 물질이동 및 금속층과 산화용융물의 분리과정
- 용융풀 내부에서 자연대류에 의한 비혼합 액상 물질의 증상화 과정
- 용융풀 고화과정, 고화된 피막층 사이의 열 및 질량 전달과정

#### 냉각수 거동모델

- 하부영역에서 냉각수 수위변화 및 증발과정

#### 간극을 통한 열제거 모델

- 하부 피막층과 하반구 벽사이의 간극형성 (생성시점, 간극크기, 기하학적 구조) 과정
- 간극으로의 냉각수 침투, 냉각수와 열교환, 및 냉각수 증발과정

#### 하반구 외벽냉각 모델

- 원자로 공동으로 유입된 냉각수에 의한 하반구 외벽 냉각과정

#### 하반구 파손모델

- 하반구 벽 Creep 파손예측

본 연구에서 수행된 하반구 모델 비교는 주로 정성적 해석에 치중하고 있어, 두 코드 모델들의 장단점에 대한 종합적인 결론을 내리기에는 미흡한 점이 있다. 종합적인 모델 및 해석결과의 비교 평가는 정량적 해석결과에 바탕을 둔 모델 평가를 추가적으로 필요로 한다. 본 연구의 결과에 대한 보다 상세한 내용은 참고문헌 [10]에 수록되어 있으며 MELCOR, MAAP4, SCDAP/RELAP5-COUPLE 모델과의 비교를 포함한 내용은 참고문헌 [11]에 보다 자세히 수록되어 있다.

표 2.1.2-1. 하반기파편층 수치모형화 장, 단점 비교

노드 개념	MELCOR	MAAP4
노드 정의	. 제어체적 파편층 개념	. 고유물질층 개념
주요 장점	. 제어체적내 파편층 구성성분 종합적인 거동모의(용융, 고화, 재용융) . 액체 및 고체 혼합다공매질을 통한 용융물 연속적인 이동 . 제어체적 파편층형상 변화 모의 . 용융물이동시 제어체적 조정가능	. 고유물질층 특성성분 독립적인 거동모의(용융, 고화, 재용융) . 고체, 액체로 특성화된 물질층간 용융물 순간적인 이동, 편입 . 구조화된 물질층 두께변화모의 . 용융물, 피막층, 하반기 간극현상 모의
주요 단점	. 초기 Dryout 조건하에서만 계산시작 . 용융물, 피막층, 간극현상 모의 부족	. 비현실적 용융물 순간적인 이동만 모의 . 고정된 물질층 형상유지: 상부피막층 파손으로 인한 모의 없음
개선 사항	. 용융물, 피막층, 간극현상 모델링 . 피막층 연속적인 두께변화 모델링 . 노심용융물 초기재배치모델 개선	. 용융물 연속이동 및 유입경로 고려 . 유연성있는 물질층 형상변화 모델링 . 간극냉각모델 개선 (크기, 냉각수침투, 열속)

표 2.1.2-2. 하반기파편층 현상학적 거동모델 장, 단점 비교

현상학적 모델	MELCOR		MAAP4	
	모델	장 단점	모델	장 단점
노심용융물 재배치	단순	. 대부분 사용자 입력	상세	. 수리적 매개변수모델 사용
초기하반기 파편층구조	단순	. 건식조건 (Dryout) Dryout이전: 고체입자 Dryout이후: 액체+고체혼합물 . 중심축에 대하여 대칭	상세	. Dryout 조건없음 . 건식, 습식조건 모의 액체, 고체 고유물질층 . 중심축에 대하여 대칭
파편층 용융물상변화 용융물 이동 용융물 거동 피막층 거동 금속층 거동	중간 x x x	. 제어체적: 2상, 구성성분: 단상 . 이동율에 의한 연속적 이동 . 해당없음	단순 단순 상세 단순	. 용융물: 2상, 기타: 단상 . 물질층간 순간적 이동 . 단일온도, 단일반구 구조 . 온도분포, 노드별 두께차이 . 단일온도, 단일평판 두께
파편층-파편층열전달 산화거동	상세 중간	. 파편층간 열전달 (2차원) . 모든 파편층 제어체적에 적용	상세 단순	. 물질층간 열전달 (1차원) . 입자층만 고려
파편층-냉각수열전달	상세	. 모든 파편층 제어체적에 적용	중간	. 입자층, 하부피막층에서고려
피동 열침원 열전달 원자로 용기벽	단순	. 1 차원 열전도 모델 . 2 차원 열전도 모델	상세	. 2 차원 열전도 모델 . 2 차원 열전도 모델
간극을 통한 열제거	없음	. 해당없음	중간	. 간극형성, 크기, 열제거모델
하반기 외벽냉각	상세	. 세부적인 열전달영역고려 . 하반기 곡률경사각 고려	단순	. 단순 핵비동모델 . 하반기 내, 외벽 면적비 고려
하반기 주요파손모드	중간	. 하반기 Creep: Larson-Miller . 용접부 및 침투관 용융파손	상세	. 하반기 Creep: Larson-Miller . 용접부 및 침투관 용융파손 . 금속층-하반기벽 용융

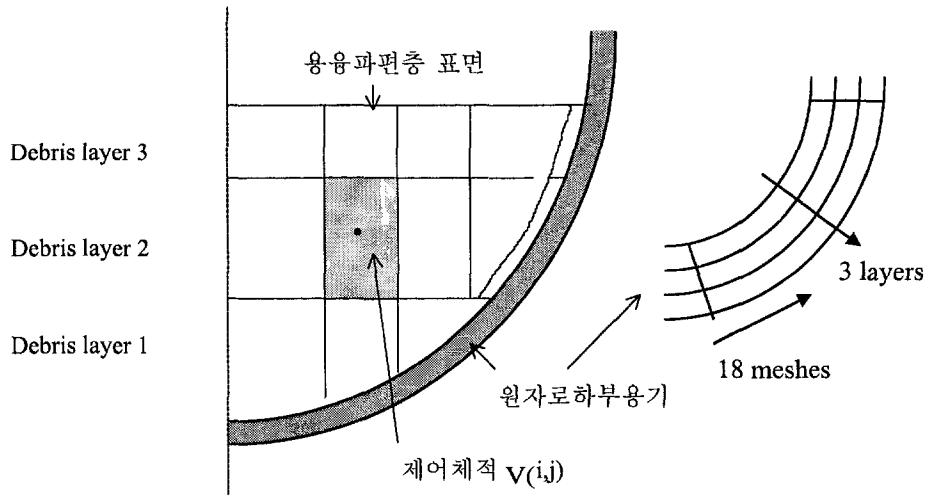


그림 2.1.2-1. MELCOR 하반구 수치모형화 (제어체적 노드)

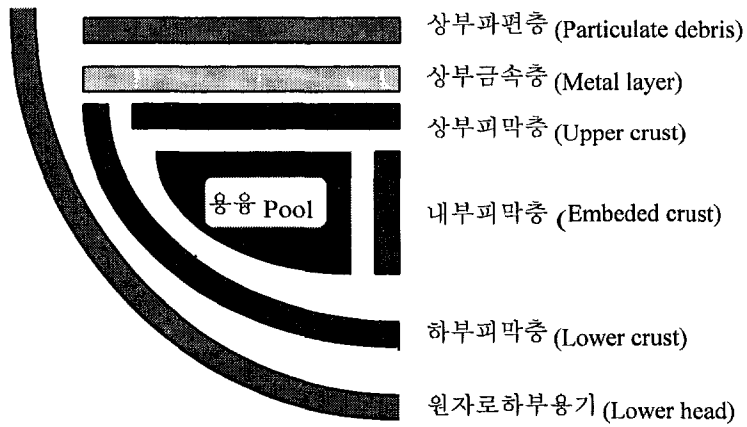


그림 2.1.2-2. MAAP4 하반구 수치모형화 (물질층 노드)

### 3. 간극 냉각 해석

간극냉각 해석과 관련하여 증기발생기 세관 사이에서의 열전달 및 세관 내 임계열속에 의한 세관 손상, 원자로 용기 외부의 Baffle 판간의 열전달 그리고 냉각재 상실 사고시 주입된 냉각수의 Baffle과 Barrel 사이의 간극으로의 물 침투 현상과 관련하여 연구가 주로 진행되어 왔다. 그러나 1979년, 미국 Three-mile 섬에서 발생한 TMI-2원전 사고 이후 노내에서의 간극 냉각 현상에 관심이 집중되었다. 왜냐하면, 노심 중앙에 형성된 노심 용융물이 Baffle 외벽면을 타고 흘러내려 하부반구로 모두 약 90톤이 재배치되는 중대사고가 발생하였는데, 조사 후 결과에 의하면 최소한 반구 내벽면의 온도가 1300 K 이상으로 약 15분 정도를 유지한 후, 알 수 없는 원인에 의해 급속하게 냉각되었고, 그 이유로 간극 냉각의 가능성이 제시되었기 때문이다. 이 같은 TMI-2 사고 조건 하에서는 현재까지의 어떤 중대사고 해석용 전산코드들도 모두 하부 반구 벽이 손상되는 것으로 예측하는 것이 일반적이다.

미국의 R. E. Henry와 그 동료들은 간극을 통한 열 제거 현상을 가정하여, TMI-2 원전 사고에서 발생한 반구 벽의 급속한 냉각 원인을 설명하였다[6]. 그 배경으로, 노심 용융물이 냉각수로 차있는 하부 반구로 재배치 후, 재배치된 고온의 debris와 벽면사이에 순간적으로 포획되어진 냉각수가 급격히 비등되어 debris와 반구 내벽면 사이에 불완전한 접촉 경계면이나 작은 밀폐 공간을 생성시킬 수 있으며, 또한 반구 벽의 온도 상승 (800 K 이상)에 따른 반구 벽 자체의 ultimate strength가 감소되어, 반구 내벽과 격납건물 cavity 간의 압력차이와 debris 자체의 하중에 의해, 반구 벽이 팽창되어 이를 통한 냉각수의 추가적인 유입과 비등의 반복 과정으로 debris나 반구 벽의 급속한 냉각이 가능하다는, 소위 새로운 개념의 “간극을 통한 냉각 가능성”을 주장하였다.

그 이후, 중대사고시 고온의 용융물이 냉각수로 채워진 하부반구로 재배치되었을 때, debris 외벽면과 반구 내벽면 경계에 간극의 형성 여부와 크기, 그리고 간극을 통한 열전달 현상에 관해 연구들이 진행되었다. JAERI에서는 노심 상사물로  $Al_2O_3$ 를 사용한 ALPHA 프로그램에서, 모든 벽면에서 간극이 형성되지는 않았지만 약 0.7~1.4 mm 의 간극이 생성되는 것을 관측하였고,



초당 3~4 °C 의 벽면 온도감소 현상으로부터 이를 간극을 통한 냉각 현상으로 판단하였다. 또한 KAERI에서 수행된 SONATA-IV 프로그램 중 일련의 LAVA 실험에서, 간극이 형성되었음을 관측하였고, 이 경우 급속한 반구 외벽면의 온도 감소를 확인하였다[12]. 이로써 간극의 형성 가능성이 확인되어, 이때의 간극을 통한 열 제거 양의 정량화가 필요하다고 판단되었다.

현재까지 다양한 조건 (가열면 형태, 가열면 기울기, 가열위치, 가열 열속 크기, 압력)과 간극 크기에서, 간극을 통한 열 제거 양에 관한 상관식들이 개발되었다. 특히 Fujita 등은 평판일 경우 유로의 조건과 경사각을 변형시켜 가면서 실험을 수행하여, 하부 면에서 가열되는 사각 유로의 경우, 임계 열속은 상부로부터의 물 침투에 의해 일어남을 관측하였고, 물 침투에 관한 상관식을 개발하였다. 또한 실험이 아닌 경우로, 간극 내에서 열 제거는 임계열속이 아닌 막비등에 의해 제거된다고 가정하여[13], 약 0.3 MW/m<sup>2</sup> 의 간극을 통한 열 제거 능력을 예측하였다.

#### 4. 외벽 냉각 해석

##### 가. 외벽 냉각의 중요성

중대사고시 노심으로부터 재배치된 고온의 노심 용융물 (debris)을 담고있는 원자로 하부용기 외벽면 (cavity 공간)에 냉각수를 충수시켜 debris로부터 발생된 열을 반구 외벽면을 통해 제거시켜, 궁극적으로 debris를 냉각, 원자로 하부용기의 건전성을 확보하려는 소위 "외벽 냉각( External vessel cooling)" 방안은 중대사고시 노심 내에 용융물을 포획(IVR: In-Vessel Retention)하기 위한 중요한 사고관리 방안의 하나로 인식 되고있다.

##### 나. 외벽 냉각 쟁점 사항

외벽 냉각에 관한 연구 쟁점은 크게 3 영역으로 구분할 수 있다. 첫째는 반구 내 재배치된 노심 물질에 의해 반구 안쪽 벽면으로 예상되는 열속 크기이다. 이 같은 열속 크기는 냉각수로 채워진 반구로 재배치된 노심 용융물이 반구 내 냉각수와 반응하는 정도에 따라 차이가 있다. 만일 재배치된 debris층 내부에 용융 pool 영역이 존재할 경우 용융 pool 내부에 형성될 수 있는 자연 대류 현상에 의해 반구 내벽면 위치에 따른 열속이 차이가 날 수 있다. 이 같은 debris층 상부 및 하부 방향으로의 열속 크기에 관한 연구는 Epstein과 Fauske의 분석과 반구내 debris가 부분적으로 채워져 있을 경우를 고려한 Mayinger에 의한 개선식, 그리고 Jahn과 Reineke에 의해 실험적으로 관측된 반구 내면 위치에 따른 관련식들이 개발되어있다[14]. 이 같은 용융 pool 내부에 형성된 자연대류에 의해 피막층 안쪽 경계면 위치별 열속을 나타내는 식은 일반적으로 Nu수와 Ra 수를 연관지은 형태로 제시되며, MAAP 과 SCDAP/RELAP5 MOD3.1 코드에서는 위에서 언급한 식들을 사용하여 반구 상단 및 내벽으로의 열속 크기를 모의한다. 그러나 이 연구에서 사용한 MELCOR1.8.4 코드 경우 반구내 debris는 모두 사용자가 지정한 동일 직경 크기의 구형 파쇄층이라고 가정, 반구내벽으로의 열속은 사용자가 임의로 입력 (COR00009 (2); 기본 내장값  $1000 \text{ W/m}^2\text{-K}$ )한 열전달 계수값을 기본으로 구하도록 되어있다. 단 사용자가 지정한 debris 용융 온도 (기본 내장값  $3200 \text{ K}$ ) 도달 시 cell 간 열전도도를 증가시켜 용융 pool에 의한 대류 효과를 제한적으로 모의할 수 있는 기능이 있다 (민감도카드번호 1250

(1), (2)).

한편 냉각수로 채워진 하부반구로 재배치된 노심 용융물이 냉각수와 반응하여 모두 파쇄층 (particulated debris layer)으로 변한 후, 냉각수에 잠긴 파쇄층의 냉각과정은 파쇄층과 내부에 있는 냉각수간의 복잡한 열전달 현상에 의해서 지배되기보다는 파쇄층의 축 방향 높이에 따른 상부 냉각수의 flooding 이나 dryout 위치에 의해 영향을 받는 것으로 가정하여 dryout 위치에서 파쇄층으로 부터 냉각수로 열이 전달된다고 모의한 Lipinski 0 모델 [15], 파쇄 입자층으로부터 주위 구조물(예; debris또는 반구벽 등)로의 열전달이 복사와 전도에 의해서 진행되며 광학적으로 두꺼운 무한 평판일 경우에 관한 가정을 적용한 Epstein [16]모델이 개발되어있다.

또한 파쇄입자층이 냉각수로 채워지지 않고 수증기만에 의해 덮혀 있을 경우, 지속적인 붕괴열 발생으로 파쇄층 중앙부가 가열, 용융될 경우, 용융물이 파쇄층 내부로 이동, 침투되는 특성에 영향을 주는 상대 침투성 (relative permeability)에 관해 Carman-Kozeny, Blake-Kozeny 그리고 Rumph-Gupte의 모델들[17]이 개발되어 있다. 또한 수증기로 채워진 파쇄입자층 내부에서 전도와 복사에 의한 파쇄층 내부간 열전달 현상을 모의하기 위한 등가 열전도도 값에 관해 Imura-Yagi, Imura-Luikov, Imura-Wortmeter, Imura-Takegoshi 등의 모델들[18]이 개발되어있다. 만일 이같은 수증기로 차있는 파쇄 입자가 발생하는 붕괴열로 인해 계속적으로 가열될 경우, 결과적으로 중앙에 용융 영역이 형성된다. 반구 내 재배치된 debris가 물질별로 미리 가정한 형태로 배열되도록 모의하고있는 MAAP 코드 경우 파쇄입자층은 oxidic pool (U-Zr-O 혼합물)상단 metal 층위에 분포하는 것으로 가정한다. 만일 파쇄층이 냉각수에 덮힌 경우 냉각과정은 Lipinski 0-D모델을 적용하고, 내부온도 분포는 lumped 모델이기 때문에 모의하지 않는다. 주위 구조물 (oxidic pool 상단 피막층, metal 층, 반구벽) 과 열전달은 Epstein 모델[16]을 적용하여 모의한다. 특히 상부에 용융 metal층이 존재할 경우, metal층 하부에 있는 oxidic pool 로부터 전달된 열이 metal층의 높은 열전도도로 인해 반구 상단 측면 벽쪽으로 전달된다. 이때 metal 층이 얇을 경우, 단위 면적당 열속이 증대하여 적절한 냉각을 시켜주지 못할 경우 반구벽 상단부의 파손이 예상될 수 있다 (Focusing 효과).

SCDAP/RELAP5 경우는 파쇄층의 상태를 파쇄층 온도와 기포분율 (void fraction) 에 따라 1) dryout, 2) 과도, 3) 냉각의 세 가지 상태로 구분하여 일반적인 기본 열전달식과 가정들을 적용 냉각과정을 모의하고, 파쇄층 내부의 온도분포는 lumped 모델이기 때문에 모의하지 않는다. Debris 형태가 오직 파쇄층인 MELCOR 코드경우 냉각은 Lipinski 0-D 모델을 적용하고, 파쇄 입자층 내부의 온도분포는 입자층 전체를 반경별, 축높이별 위치에 따라 세분된 cell 이라는 기본 조각으로 구분하여 각 cell별 축방향, 반경방향 전도에 의한 열전달을 모의한다. 이때 cell 간 등가 열전도도 값은 단순히 부품별 열전도도 값을 기본으로 표면적과 cell 높이를 고려하여 구한다. 또한 주위와 열전달은 사용자 입력 (COR00011, CORZjj02)을 사용 모의한다.

두 번 째로는 고온의 용융물이 재배치되어있는 하부반구의 외벽면이 냉각수와 접할 경우, 외벽표면에 형성된 이상유체 경계면에서 물방울의 생성, 성장 및 이동 현상이 복잡하기 때문에 표면에서의 열속값들이 반구외벽면 위치에 따라 다르게 분포될 것이다. 따라서 냉각수와 접하고 있는 반구 외벽면 위치(각도)에 따른 열전달 계수값에 관한 자료는 외벽 냉각 효과를 평가하기 위해 필요한 자료이다. 현재까지 수행된 중, 소형 실험들은 아래쪽을 향한 표면상에 비등이 일어날 경우 평판, 구면, 반구형태의 3가지 종류에 대하여 표면의 기울기, 각의 기울기, 하부벽의 두께, 표면의 curvature, 벽면 구성 물질들에 따른 영향을 평가하였다[19]. 한편 Common Wealth Edison IPE 와 사고관리 프로그램의 지원하에 Henry 등에 의해 수행된 실험에 의하면 직경 0.3m, 반구벽 두께 1.75 cm 와 3.3 cm 의 반구 외벽면에 단열층이 존재할 경우 과도기간 동안 어떠한 외벽면의 온도상승도 발생되지 않았음을 관측하였다. 따라서 외벽면으로부터 냉각수로 열전달은 핵비등 현상에 의해 진행될 것이라고 판단하였고, 반구 내벽면에 약  $1 \text{ MW/m}^2$  크기의 열속을 외벽냉각을 통해서 제거할 수 있음을 확인하였다[20]. 이같은 결과들은 현재 MAAP 코드에 채택되어있다.

MAAP코드 경우 외벽면으로부터 cavity 내 유체로의 열전달은 유체와의 경계면에 과도 양함수 형태로 에너지 보존식을 구성, 유체와 접하고있는 하부반구의 외벽면의 온도를 구하고, 유체와의 열전달 계수값은 물의 경우 핵비등 열전달 계수값을 이용하여 외벽면을 통한 대류 열전달량을 계산한다. 이때

핵비등 열전달계수값은 가열면의 기울기에 무관하다. SCDAP/RELAP5경우 반구외벽을 통한 단일 열전달 계수값을 지정하여 단순히 모의한다. MELCOR 경우 외벽면으로부터 cavity내 냉각수로의 열전달은 비등 곡선내 핵비등영역, 전이막비등영역 그리고 안정막비등 영역의 3개 영역관련 열전달계수 상관식을 선택, 적용하여 계산한다. 이때 핵비등 열전달계수 상관식은 가열면의 기울기에 무관하지만, 임계열속, 전이막비등영역 그리고 안정 막비등 영역에서의 열전달계수값은 가열면의 기운 각도에 관계된다. 이때 하부반구 링간 반경방향으로의 열전달은 무시한다.

마지막 세번째는 실제 원전경우 원자로용기는 대부분 하부반구를 비롯하여 용기전체가 대부분 단열 처리되어있다. 이같은 단열층이 설치된 경우 cavity 충수시 반구외벽을 통한 열제거가 용이하기 위해서는 단열층을 통과하여 충분한 양의 냉각수가 유입, 유출될 수 있어야한다. 즉 cavity 에 충수된 냉각수가 반구외벽을 덮고있는 단열재를 통과하여 반구외벽과 접촉, 반구외벽에서 급격히 비등되고, 이때 비등된 냉각수가 용이하게 단열재를 빠져나올 수 있어야한다. 이같은 분야와 관련한 연구로 common wealth Edison IPE 와 사고관리 프로그램의 지원하에 Robert E. Henry 등에 의해 수행된 실험에 의하면 단열재를 냉각수가 유입, 유출되는데 소요되는 시간값 (약 80초)을 기초로, 유입된 냉각수가 모두 비등하여 수증기로 변환됨으로서 단열재가 설치된 반구 외벽면을 통한 최대 열제거가능 양을 예측하여 보았다[20]. 이 같은 최대 열제거가능 추정치는 약  $2 \text{ MW/m}^2$  로, 이 값은 중대사고시 하부반구의 건전성 유지를 위해 필요한 외벽에서의 예상 열속값보다 충분히 큰 값으로, 단열재가 설치될 경우에도 cavity를 충수시켜 외벽냉각을 통해 하부반구로부터 충분히 열 제거가 가능함을 보여주었다. 따라서 이 실험 결과에 의하면 단열재가 설치된 경우에도 단열재가 없는 경우와 마찬가지로 반구 외벽면을 통한 열 제거 능력에는 큰 차이가 없는 것으로 판단된다.

## 5. 관통관 파손 해석

### 가. 연구 배경

관통관 (penetration tube)은 원자로 하부용기 벽을 관통해서 설치되어 있으며, 노심 내 위치별 중성자 검출을 위한 thimble관이 관 내부를 관통하게 된다. 만일 중대사고시 하부반구로 재배치된 노심용융물에 의해 관통관이 용융, 파손될 경우 반구 내 용융물과 핵분열생성물 가스 및 분진이 하부 반구의 직접적인 손상 없이도 관을 통해 반구외벽 격납건물 공간으로 방출될 수 있다.

이 같은 관통관 손상과 관련하여 원통관 내부 또는 평판 상단 표면에 대한 용융물 응고 거동에 대한 연구가 진행되어 왔다. 그러나 용융물의 관내 또는 평판 등 여러 형태에서의 응고 경계면의 비선형성 때문에 과도 응고 문제에 대한 해는 오직 무한, 평판 형태의 정지 유체에 대해서만 가능했었고, 다른 형태에서의 응고 문제에 관해서는 오직 대략적인 해만이 가능하였다. 일반적으로 여러 응고 문제들을 풀기 위해 사용된 방법은 Biot에 의한 Variational 방법[21], Adams 에 의한 연속적인 근사 방법[22], Goodman에 의한 Integral Heat Balance 방법[23], Boley[24] 에 의한 embedding 기술 등이다. 흐르는 계에서 응고 문제에 대한 접근을 위해 사용하는 가장 단순한 방법은 시간에 무관한 3개의 연속방정식, 운동량 방정식 그리고 열전달 방정식을 흐르는 유체에 적용하고, 관 길이의 함수로 정상 상태의 응고층 두께를 결정하는 것이다.

그러나 이런 방법은관이 plugging 되는 시간과 plugging 되는 위치에 대한 해를 제공할 수 없다. 따라서 열전달이나 유체흐름에 대해 다양한 제약 조건을 부여해서 흐르는 유체에 대한 과도해를 구하려고 시도해왔다. 이중 주목할 만한 것들은 다음과 같다. 일반적으로 유동이 있는 응고 문제는 laminar 유동의 일정한 유량과 일정 벽 온도 조건하에서 분석해 왔다. 그러나 이 같은 단순화 접근 방법은 원자로 사고와 같이 과도한 현상을 모의할 때는 적절하지 않을 수 있다. 왜냐하면, 유동조건이 laminar이기 보다는 turbulent 일 수 있고, 체적 당 열 발생과 잠열 효과가 상당히 크며, 응고와 용융 현상이 동시에 일어나기 때문이다. 따라서 실제 관통관내 응고 문

제의 해를 구하기 위해 앞에서 언급한 단순화한 접근 방법을 사용할 때 각 제한 조건들을 주의해야 한다.

#### 나. 모델 비교 검토

실제, 핵연료 재배치 문제를 다루기 위한 모델의 한가지로 bulk freezing 개념 [25]의 가정은, 난류로 인해 용융 핵연료가 관 벽 쪽에서 응고하지 못하고, 단지 용융 slug 의 침투 부분의 잠열과 과열 크기를 응고 길이와 관련된다고 가정, 해당 응고 길이를 구한다. 또 다른 개념은 등온 (isothermal) 저온 관 벽에 대한 안정된 응고층 성장 즉 열전달이 응고층 내 전도에 의해 제한되는 경우 (conduction 모델)이지만, 실제로 관에 대한 온도경계 조건이 앞에서 언급한 등온 조건과 다를 수 있어 역시 한계를 가지고 있다. 예로 원자로 핵연료 다발에서 용융  $UO_2$ 의 흐름 및 응고와 관련한 실험 자료는 핵연료가 연료다발 내부로 깊이 침투하지 않는 것으로 예측한 bulk freezing 모델결과가 잘 일치한 반면, 전도 모델은 해당 침투 깊이를 수십 배 더 길게 예측하였다. 이 같은 차이점을 이해하기 위해서, Epstein은 응고층의 파쇄에 대해 역학적, 열적 안정성에 관해 조사하였고, 결론적으로 피막층은 거의 모든 원자로내부 조건하에서, 안정적이라는 결론을 얻었다. 따라서 남은 의문점은 bulk freezing 모델과 conduction 모델이 원자로 안전 평가서 내에서 다루고 있는 여러 조건들 하에서 얼마나 정확한가 하는 것이다. F.B.Cheung 과 Baker의 연구결과에 의하면, 파라핀이나 woods metal, 물 등 다른 여러 유체를 사용한 관내 유동 유체의 응고 문제는 거의 대부분 전도 모델로 그 결과를 묘사할 수 있음을 보여 주었다. 그러나 용융  $UO_2$  를 고려할 때 bulk freezing 개념에 더 유리한 내부 열 발생, viscous heat dissipation, 관 벽의 동시 용융과 같은 효과들을 실험에 포함하지 않았다.

Gasser 와 Kazimi[26]는 응고 지역의 정상 온도 분포, 액체 영역의 정상 유동을 가정한 원통관내 흐르는 유체의 응고현상을 연구하기 위해 2차원 응고 모델을 개발하였다. 이 모델은 CRBR (Chalk River Breeder Reactor)의 하부 차폐 plug의 직경 1 inch 의 냉각수 관을 통한 용융 핵연료 흐름에 대해 적용되며, 노심으로부터 방출되는 총 핵연료의 양, 시간 그리고 관 길이의 함수로 응고층 두께를 계산하였다. 모델은 800 °C의 관표면 온도를 가정할 때

2900 °C 이상에서는 plugging 이 되지 않는 것으로 예측하였다.

Gasser와 Kazimi가 시도한 동일 문제에 대하여, El-Genk와 Cronenberg는 비선형 응고 문제의 해를 구하기 위해 연속 근사 기술을 사용, 내부 열과 viscous 열발생, 용융 핵연료의 잠열 효과, 온도에 따른 물성치, 응고에 의한 부피 변화, 가속 압력 그리고 응고 경계면에서의 대류 경계 조건 등을 응고 문제의 연구 결과에 포함시켰다[27]. 연구 결과 이전의 정상상태 분석 결과가 약 2배 정도의 응고 성장을 과대평가 하였음을 보였고, 용융 핵연료의 drainage의 추력 (driving force) 및 용융 핵연료의 유로 직경을 예측하였다.



## 6. 연료봉 부풀음 해석

피복재의 부풀음과 이로 인한 피복재 파손 (위치 및 시간)은 중대사고시 노심 손상 진행에 중요한 영향을 끼칠 수 있다. 연료봉의 붕괴열로 가열된 피복재는 온도 증가에 따라 부풀게 되고 연료봉 직경의 증가로, 과열된 노심 냉각재 채널 안의 유로 직경 (hydraulic diameter) 축소로 유동 면적을 변경시킬 수 있다. 이것은 상대적으로 유로가 유지되는 덜 부풀은 채널로의 증기 유동 전환, 열 전달과 산화에 대한 국부 연료봉 면적 증가, 그리고 국부 유동 저항의 증가로 인한 upper plenum-core 자연 순환 유동 율을 감소시키는 효과를 갖고 있다. 현재의 MELCOR 1.8.4에는 피복재 부풀음 현상에 대한 모델이 고려되어있지 않으며, 앞으로 출시될 판에 추가할 항목으로 계획되어 있는 실정이다. 따라서 여기서는 MAAP4 [4]와 SCDAP/RELAP5 [28]에서 사용되고 있는 피복재 파손 모델을 검토 정리하였다.

### 가. MAAP 모델

MAAP4 에서의 피복재 부풀음 모델은 Subroutine STRETH에서 고려하며, 여러 가지 실험의 종합결과를 나타내는 참고문헌 [29]에 주어진 함수관계를 기본으로 한다. MAAP 모델에서 판단에 활용하고 있는 변수로는 연료봉 내부의 압력과 각 축 위치에서의 응력 및 변형으로, 여기에는 탄성영역과 플라스틱 변형영역에서의 Burst Stress와 Hoop Stress를 포함한다.

MAAP에 쓰인 부풀음 판단 논리는 다음과 같다:

- a. 만약 플라스틱 변형 예상 값이 탄성 변형 값보다 작으면, 피복재는 국부적으로 탄성적으로 움직이고, 변형량은 탄성 변형 값으로 결정된다.
- b. 만약 플라스틱 예측 변형이 탄성 값 보다 크면, 플라스틱 변형 율을 사용한다.
- c. 피복재가 임의의 축 방향 위치에서 손상되면 부풀음은 멈추며, 피복재 온도에서의 hoop stress가 burst stress를 초과하거나, 또는 온도가 사용자 지정온도 (Zircaloy 용융온도)를 초과하는 경우에도 부풀음은 종료되고 연료봉은 파손된다.

## 나. SCDAP/RELAP5 모델

SCDAP/RELAP5 코드는 중대사고시 연료봉 안에서 발생하는 탄성-영구 변형 (elastic-plastic deformation)을 계산하기 위해 상세 모델 (mechanistic model)을 이용한다. 이방성 영구 변형은 Hill [30]의 이론과 Prandtl-Reuss [31] 식을 이용하여 계산하였다. 만약 피복재 변형이 작으면, 즉 최대 true hoop strain이 15% 이하이면 피복재 온도에서 원주 변형 (circumferential variation)을 고려하지 않는 단순한 소세지 변형 (sausage deformation) 모델이 이용되고, 최대 true hoop strain이 15% 이상 되는 경우에는 원주 변형을 고려하는 상세한 국부 변형 (localized deformation) 모델이 최대 변형 위치에서 이용된다.

SCDAP/RELAP5에서의 피복재 부풀음 모델은 Subroutine CLDDFM에서 고려하며, 소세지 변형 모델에 관련된 Subroutine은 CLADF 이며 국부 변형 모델에 관련된 Subroutine은 BALON2와 FAR1이다. BALON2는 비축대칭 피복재 변형 계산을, FAR1은 BALON2에서 계산된 피복재 부풀음 결과로서 일어나는 유동 면적 감소를 계산한다.

### (1) 소세지 변형 모델

이 모델에서 피복재 strain은 fuel rod 그룹의 각 구성 노드에서 계산된다. 소세지 변형 모델은 다음과 같은 가정에 근거를 둔다:

- a. 피복재 변형은 축 대칭이다.
- b. 피복재는 막같이 변형되며 피복재 안에서의 휨 변형 (strain)은 없다.
- c. 등방성 경화 현상 (hardening)은 피복재 항복 응력 계산시 가정된다.
- d. 일단 피복재 외경이 연료봉 pitch와 같아지거나, 피복재 내경이 연료 펠릿 직경과 같아지면 추가적인 변형은 일어나지 않는다.
- e. 피복재 산화는 기계적 성질에 영향을 주지 않는다.
- f. 피복재 변형의 spacer grid에 의해 부과된 어떤 제약도 무시한다.

## (2) 국부 변형 모델

분석 초기에는 소세지 변형 모델이 사용되다가 아래와 같은 조건이 만족되면 국부 변형 모델을 이용하여 분석한다.

- a. 최대 피복재 true hoop 응력은 파손 응력 이하이다 (즉 피복재는 파손 되지 않았다).
- b. 최대 true hoop 변형은 15% 이상이다
- c. 최대 true hoop 변형이 일어나는 노드에서 피복재 온도 축 기울기는 피복재 온도가 1,250 K 이하면 1K/cm 이고, 1,250K 이상이면 10K/cm 이다.

위의 조건은 매 시간 단계마다 확인된다. 만약 조건이 만족되면, 국부 변형 모델은 최대 피복재 변형까지 이용되며 위의 조건을 만족하지 못하면 그때는 소세지 변형 모델이 이용된다. 국부 변형 모델은 FRAP-T6 코드 [32]용으로 초기에 개발되었으며, 파손 시 Zircaloy 피복재 변형을 다루는 BALON2 모델 [33]과 확률론적 유동 면적 감소를 다루는 FARI 모델로 구성되어 있다. 피복재 변형 평균값은 fuel rod 묶음의 각 구성 노드 유동 면적 감소의 평균값을 계산하는데 이용된다. 국부 변형 모델은 다음과 같은 가정에 근거를 둔다:

- a. 국부 변형은 피복재 안에서 효과적인 true 변형이 최대이고 대응하는 불안정성 true 변형을 초과하는 축 위치에서 시작된다고 가정한다.
- b. 정상 피복재 온도는 부풀음 위치에 가까운 곳에서 발생하므로 부풀음 위치 안의 불확실성은 정상 피복재 온도의 위치에서의 불확실성과 같다.
- c. 연료봉을 따라 피복재에서 효과적인 plastic 변형은 일정하지 않다.
- d. BALON2 모델 입력은 주어진 연료봉 묶음안에 하나의 평균 rod를 나타낸다고 가정한다.
- e. 개개 rod의 국부 변형은 다른 rod의 변형에 영향을 미치지 않는다.
- f. BALON2 모델은 부풀음 위치에 가까운 축과 원주 방향에 대한 온도의 작은 변화를 상술한다.
- g. 피복재 항복 응력 계산시 등방성 경화 현상을 가정한다.

- h. FAR1 모델은 동일평면상의 국부 변형 때문에 최대 유동 면적 감소가 90% 라고 가정한다.
- I. 각 연료봉 그룹은 연료봉으로만 구성되어 있고 제어봉은 없다.
- j. 피복재 변형으로 인해 spacer grid에 의해 부과된 제약은 고려되지 않는다.

## 제2절 격납건물 현상 해석

### 1. 격납건물 직접가열

#### 가. 현상 개요

소형 파열 냉각재 상실사고 또는 전원 상실사고와 같은 고압사고 경위 시 노심 손상에 의해 원자로 용기 파손이 일어나게 되면 용기 하부의 노심 용융물이 고압으로 원자로 공동 (Cavity)을 통해 격납용기 대기로 급격히 방출되게 되며 이 때 노심 용융물은 작은 입자화되어 격납용기 대기와 열 전달에 의해 격납용기 압력 및 온도를 급격히 상승시키게 된다. 이와 같은 현상을 격납용기 직접가열현상 (Direct Containment Heating)이라 하며, DCH 현상 초기 단계의 압력용기의 파손에 따른 용융물의 유동현상을 용융물의 고압분출 현상 (High Pressure Melt Ejection) 이라 한다.

DCH 현상은 현상의 진행 경로 및 구역에 따라 원자로 공동 내 용융물과 증기의 상호작용, 격납건물 하부 구조물과 용융물의 작용, 그리고 격납건물 상부 대기와 용융물의 상호작용으로 나눌 수 있다. 원자로용기 파열 시 일차적으로 원자로용기 하부의 노심 용융물이 원자로 내부 압력에 의해 분출되고 이어 일차계통의 blowdown에 의해 증기가 공동으로 분출되면서, 공동에서는 용융물과 분출가스간의 상호작용, 즉 액적 이탈 (entrainment)과 분산 (dispersion)에 의해 용융물이 작은 입자화되어 공동의 출구를 통해 격납건물 하부로 방출된다. 공동에서 생성 방출된 일정 크기의 용융물 입자는 격납건물 하부의 구조물을 통과하는 동안 상당부분 구조물과 충돌하여 나포 (trapping)되며, 나머지는 하부구조물과 격납건물 상부와 연결 통로를 통해 격납건물 상부 대기로 방출된다. 방출된 용융물은 대기와 열 전달에 의해 급격하게 열을 대기로 전달함으로써 격납건물의 온도 및 압력 상승에 직접적인 역할을 하게 된다. 또한 노심 용융물이 원자로 공동을 거쳐 격납건물 상부의 대기로 이송하는 동안 주변의 공기와 산화반응 등 화학작용을 일으키며 이때 생성된 수소가스의 연소반응에 의해 격납건물 내 온도와 압력을 가중시키게 된다. 따라서 DCH에 의해 격납용기에 가해지는 압력하중은 원자로용기 파손 시 용융물의 분사량, 공동을 통한 용융물의 방출분율, 격납용기 내 입자의 이송 및 열 전달, 용융물 이송 반응 등 다양한 현상들에 의해 지배된다.

## 나. 연구 현황

가동중 원전의 확률론적 안전성 평가 (Probabilistic Safety Assessment) 과정에서 DCH현상이 조기 격납건물 파손의 주요 요인으로 대두되었으며 이에 따라 USNRC는 DCH현상을 중대사고 연구의 중요한 항목으로 선정하여 그동안 많은 연구를 수행해 왔다. DCH현상 연구는 관련 현상이 광범위하고 복잡하여 초기 단계에서는 현상의 이해 및 규명을 위해 실험 연구가 주로 이루어졌으며, 실험의 검증을 위한 상세 해석 모델의 개발과 확률론적 해석을 위한 Parametric 코드 개발이 병행해서 단계적으로 추진되었다.

DCH 실험연구는 실험의 범주에 따라 종합실험과 개별효과 실험으로 나눌 수 있으며, 실험의 대상 물질에 따라 고온 용융물 실험과 상온 용융물 실험으로 나눌 수 있다. 종합실험은 원자로용기 파손에서 격납용기 상부 대기의 압력 상승에 이르는 전 과정을 모의하며, 개별효과 실험은 부분적인 현상에 대한 상세 실험의 성격을 가진다. 한편 고온 용융물 실험은 대부분 thermite 반응 등에 의해 생성된 고온의 금속 산화물을 이용한 실험으로 종합실험의 특성을 가진다. 그러나 고온용융물 실험에서도 초기단계에서는 기술 개발 측면 및 단계적 접근 방식에 의해 부분적인 현상에 역점을 둔 개별효과 실험의 특성을 가지기도 한다. 반면 상온 용융물 실험은 물과 Wood's Metal과 같은 저온 용융 물질을 사용함으로써 용융물의 열 전달 및 화학반응이 제외된 용융물 입자의 생성 및 이송에 초점을 맞춘 개별 효과 실험의 특성을 가진다.

DCH의 고온 용융물 실험의 대표적인 실험으로는 초창기에 수행된 SNL의 SPIT (System Pressure Injection Test)와 HIPS (High Pressure Melt Streaming) 실험이 있다. 이들 실험은 공동 축소 모형을 제작하여 DCH현상 초기의 공동 내 용융물의 고압 분출과 상호작용을 실험하였다. 이어 SNL의 일련의 DCH실험에서는 SURTSEY 용기를 이용하여 고압의 용융물 분출 및 분출된 용융물의 산화반응 및 열 전달의 영향 등이 실험되었으며, ANL에서도 비슷한 시기에 SNL의 DCH실험과 유사 목적으로 CWTI (Corium/Water Thermal Interaction) 실험이 이루어졌다.

그러나 이들 실험들은 축소모형 및 상사용융물을 이용함으로써 주요 실험 결과들을 실제 발전소 사고 경우에 적용하는 데는 한계점이 크다는 지적에

따라 실험의 축소비의 영향 (scaling effect)을 규명하기 위하여 미국 NRC는 SASM (Severe Accident Scaling Methodology) 위원회를 구성하였으며 이에 대한 집중적인 연구를 수행하였다. NRC는 SASM의 권고에 따라 지난 몇 년 동안 SNL과 ANL을 중심으로 공동 상부의 부격실 (subcompartment)의 구조를 고려한 일련의 종합실험(Integral Effect Test)을 수행하였다. Zion과 Surry원전을 대상으로 한 SNL의 일련의 IET실험은 완결되어 각각 NUREG/CR-6044과 NUREG/CR-6152로 발간되었다. CE 원전에 대한 일련의 DCH 실험 결과에서 CE원전의 경우 Zion원전에 비해 원자로 공동의 체적이 작으며 원자로 주변의 환형 간격 (annular gap)이 상대적으로 크기 때문에 이를 통해 격납건물 상부 대기로 직접 분출되는 용융물의 양이 크게 나타났다. 표 2.2.1-1은 DCH고온 용융물 실험의 주요 실험 조건 및 특성을 보여주고 있다.

상온 용융물 실험은 공동 내 고압분출 현상에 대한 개별효과 실험으로 SNL과 ANL을 중심으로 Zion과 Surry 모형에 대한 실험이 주로 이루어졌다. 이외에도 영국 AEA의 Winfrith 연구소의 SizeWell-B 공동 모형에 대한 실험과 국내의 포항공과 대학과 원자력연구소의 고리 1호기, 영광 3,4호기 공동 모형 실험과 과학기술원의 영광 1,2 호기 공동 모형에 대한 실험이 있다. Purdue 대학에서 지난 몇 년 동안 수행된 상온용융물 실험은 공동내 용융물과 가스의 상호작용과 부격실에서의 용융물의 나포 효과를 규명하는 종합실험의 특성을 갖추고 있으며 용융물의 액적이탈 현상, 액막 (liquid film)의 형성과 이송에 대한 상세한 측정을 시도하여 해석모델 개발에 활용하였다. 상사물로 물과 공기를 이용한 실험결과 NUREG/CR-6267로 발간되었으며, 현재 상사물로 Wood's metal과 공기를 이용한 실험이 거의 완료되어 보고서가 준비 단계에 있다. 이들 국내와 외국의 실험들을 DCH 전체적인 현상을 모의하기보다는 특정 원전의 공동 모형을 중심으로 용융물의 고압분출에 따른 공동 내 중요 현상 및 용융물의 방출분율에 초점을 맞추고 있다. 표 2.2.1-2는 이들 상온용융물의 고압분출실험의 주요 특성을 요약하였다.

DCH해석적 연구 분야로서는 CONTAIN코드에 DCH 해석 모듈을 접목시킨 CONTAIN-DCH를 시작으로 CONTAIN 1.2가 공개되었으며 이들 코드들은 NUREG/CR-1150 study에 활용된 바 있다. CONTAIN코드는 NRC의 상세 검토 위원회 (Peer Review Group)의 검토까지 거쳐 거의 완결된 형태로 후속 모델의 개발 및 개선은 불투명하다. CONTAIN코드의 개발과 병행하여 DCH 현상

만을 단독으로 계산할 수 있는 parametric 해석코드로 SNL과 California 대학 (Santa Barbara)에서는 각각 TCE (Two Cell Equilibrium) 모델과 CLCH (Convective Limited Containment Heating) 모델을 개발하였다.

#### 다. DCH 해석 모델 비교

##### (1) CONTAIN [34]

CONTAIN 코드에서의 DCH 모델의 중요한 목적은 DCH 현상 시 격납건물 하중을 정량화하기 위한 해석적인 도구를 제공하는 것이다. 실험을 해석함으로써 현상에 대한 이해를 높이고, 이를 확장하여 발전소에서의 하중 해석에 활용한다. DCH 현상을 둘로 나누어 모델하고 있는데, 하나는 고압의 원자로 용기로부터의 용융물 방출이고, 다른 하나는 격납건물 대기로의 용융물 파편의 포획 부분이다. 최근에 용융물 방출 및 포획 현상에 대한 모델을 추가하였으며, 특히 RPV and Cavity Model로 구분하여 코드에서 사용하고 있다. 이전에는 사용자가 지정한 debris source table을 이용하여 DCH 현상을 모의하였지만, 새로운 이 모델에서는 사용자 입력 부분을 제거하려고 노력하였다. 다만, 이러한 모델은 DCH 실험 자료와의 검증이 부족하고, 또한 저온 상사물 실험 결과와의 비교를 수행하였기 때문에 고온 특성을 지닌 실제 발전소에서 적용하기에는 아직 실험적인 한계를 지니고 있다.

그림 2.2.1-1는 CONTAIN에서 고려하고 있는 DCH 모델의 주요한 요소를 보여주고 있다. 또한, 표 2.2.1-3에는 CONTAIN에서 사용하고 있는 현상 모델에 대해 정리하였다. 일부 과정들은 상세하게 모델 되어 있지만, 나머지 부분들은 사용자 입력에 의존하는 매개 변수 형태로 표현된다. 따라서 이러한 입력들은 공학적인 판단에 의하거나 아니면 독립 계산 결과에 근거하여 제공된다.

CONTAIN에서 사용하고 있는 DCH 모델의 큰 특징은 용융 파편물을 다양한 필드로 구분하여, 부유하는 용융물을 입자 크기와 구성 물질에 따라 모의한다. 소위 bin으로 표현되는 입자의 필드를 정의하여 고유의 크기, 질량, 화학적 구성, 그리고 온도를 갖도록 한다. 물론 변수의 초기 값들은 사용자가 결정한다. 용융물과 주변 환경과의 질량 및 열 교환은 각 bin에서 모의되므로, DCH 모델은 bin 수만큼 계산된다. 이러한 과정을 통해 좀더 사실적으로 모사가 가능하여, 작은 입자의 경우는 큰 입자에 비하여 빨리 반응하여 냉각하는 과정을 모의할 수 있다. 이외에도 용융물 입자를 여러 세대



(generation)로 구분하여, 시간에 따라 용융물의 반응 상태를 각각 모의하도록 하였다.

원자로 용기가 파손되면서 원자로 공동으로 이송되는 용융 파편물의 거동을 모의하기 위해 CONTAIN에서는 제어 체적에 근거하여 개발된 관성 유량 모멘텀 방정식 (inertial flow momentum equation)을 이용한다. 용융물과 기체는 같이 움직이되, 상대적인 미끄럼 속도 (relative slip velocity)를 갖는다. 원자로 용기로부터 방출된 용융물 증 격납건물 대기로 포획되는 양은 다음의 두 가지 방법으로 계산할 수 있다. 하나는, 사용자가 선정한 포획 비율 상관식 (entrainment rate correlation)을 적분하는 방법으로, 코드에는 포획 비율 상관식으로 Whalley-Hewitt 모델, Levy 상관식, 그리고 Tutu 상관식을 이용한 다섯 가지의 입력이 제시되어 있다. 다른 하나는 사용자가 직접 총 파편물 분율 (entrainment fraction correlation)을 제공하는 방법으로 Levy 상관식과 Tutu-Ginsberg 상관식을 이용하는 6개의 관계식이 제공된다.

## (2) MAAP

MAAP은 사용자가 DCH 관련변수를 입력으로 주어 DCH 현상을 모의할 수 있는 다양한 단순 모델 (scoping model)과 MAAP 내의 핵분열생성물 방출 및 파편 증 포획 (debris entrainment)를 상세하게 계산할 수 있는 DCH1 모델을 모두 가지고 있고, 사용자가 선택하여 사용하도록 하고 있다. DCH1 모델은 파편물이 용이한 계장통로 (instrument tunnel)를 통해 격납건물로 비교적 쉽게 방출되는 공동에 적용할 수 있으나, vessel support skirt가 있거나 통로가 좁은 경우에는 적용하기 어려워 DCH 모델을 추천하고 있다.

DCH1 모델은 원자로 공동과 계장 통로에서 포획되는 파편물의 량 ( $m_D$ )을 원자로 용기가 파손되어 분출될 때의 파편물의 포획량과 이송을 고려하여 상세하게 모의한다. 또한 공동과 계장 통로 외부에서의 격납건물 구조물에 의해 외부로 이송되지 않는 비율을 고려하여 격납건물 직접가열에 참여하는 용융물 파편의 량 ( $m_{DCH}$ )을 최종적으로 다음처럼 계산한다:

$$m_{DCH} = (1 - \eta_{de}) m_D$$

$$m_D = 0.19 E_o A_v \left[ P_v L_p L \rho_D \left( \frac{A_s}{A_v} \right) \left( \frac{M_w}{RT} \right) \left( \frac{\rho_D}{\rho_g} \right)^{0.5} \right]^{0.5}$$

여기서  $m_0$ 는 파편물이 미세 입자화되어 용기 파손 시 분출되는 기체와 같이 원자로 공동으로부터 격납건물 대기로 포획되는 용융물의 양을,  $E_0$ 는 Walker 모델에 의해 계산되거나 사용자가 제공하는 비포획 계수 (De-entrainment efficiency),  $A_v$ 는 원자로 용기 파손 면적,  $P_v$ 는 일차계통 압력,  $L_p$ 는 파편물 비행 거리,  $L$ 은 용융물 파편의 유효 길이,  $A_s$ 는 원자로 공동과 계장 통로의 수평 면적,  $M_w$ 는 기체의 몰 중량,  $R$ 은 기체상수, 그리고  $T$ 는 기체의 초기 온도를 의미한다.

$\eta_{DE}$ 는 공동 외부에서 포획파편물이 비행 중에 경유하는 도중 유동방향의 변화에 따라 포획되지 않는 효과를 고려한 비포획율을 의미하며, FDENTR로 입력되거나, 코드에 내장된 상관식을 사용할 수 있다. 다음 모델은 SNL에서 Zion 발전소의 원자로 공동의 기하학적 구조를 고려하여 개발하고 HIPS 실험 결과로 검증된 식으로, 계장 통로에서 격납건물 대기로 방출되는 출구의 폭 ( $W$ )과 계장 통로의 직경 ( $L$ )을 이용하여 다음처럼 정의된다:

$$\eta_{de} = \frac{1}{\lambda W} \ln \left\{ 1 + \lambda W \left[ \frac{W}{L} - \left( \frac{W}{L} - 1 \right) \eta_{de} \right] \right\}$$

$$\lambda = \frac{3}{4} \left( \frac{1}{d} \right)^{\rho_g} C_d$$

여기서,  $C_d$ 는 마찰계수,  $\rho$ 는 밀도, 그리고  $d$ 는 파편 입자의 직경을 나타낸다.

위에서 보듯이, DCH1에서 예측하는 격납건물 대기로의 방출량은 일차계통 압력과 파손 부위의 면적, 그리고 공동의 기하학적 길이의 제곱근에 비례하도록 실험식이 구성되어 있고, 상수는 0.19와 포획 계수의 곱으로 표현되어 있다. 이 상관식은 주로 Zion 발전소와 같이 계장 통로가 경사진 공동에서 개발되어, 울진이나 차세대 발전소와 같이 수직인 계장 통로를 지닌 발전소에서 사용하기 위해서는 계수 조정이 필요한 것으로 판단된다. 그림 2.2.1-2는 재포획이 없는 경우 ( $\eta_{de}=0$ ), Walker 모델을 이용한 경우 ( $\eta_{de}=0.95$ ), 그리고 사용자 입력으로 0.5를 사용한 각각의 경우에서의 일차 계통 압력에 따른 DCH 참여 debris 양을 보여주고 있고, 사용자 입력에 크게 의존함을 알 수 있다.

### (3) MELCOR

MELCOR에서의 DCH 현상은 전산 코드의 패키지 중 FDI 패키지를 이용하여 다음의 두 가지 경우를 모사한다. 한 가지는 COR 패키지가 작동하는 경우로, 원자로 용기 파손 후 Transfer Process (TP) 패키지를 통하여 FDI로 전달되어 현상을 모사하는 방법으로, 사고 진행에 따른 해석은 이 방법을 사용한다. 다른 하나는 독립적으로 FDI 패키지를 이용하는 방법으로 이 경우는 표를 사용하거나 사용자가 지정하는 External Data File (EDF)를 사용한다.

MELCOR에서 다루는 DCH는 원자로 용기 파손 시점에서의 일차 계통의 압력을 기준으로 저압 용융물 방출 (low-pressure molten fuel ejection)과 고압 용융물 방출로 나누어 FDI 패키지에서 취급한다. 기본 모델로는 저압방출로 정의되어 있고, 용융물의 방출 속도가 임계값 (민감도 계수 4602로 주어지며 기본값은 10 m/sec이다)에 도달하면 FDI는 저압 모델 대신 고압 모델로 전환하여 DCH를 모의한다. 방출 파편의 격납건물 내 분포 및 고온 파편과 격납건물 대기와의 반응과 관련된 주요 변수의 많은 부분이 사용자 압력으로 주어진다. 모의되는 주요 반응으로는 용융물 파편을 구성하고 있는 금속 물질 (지르칼로이, 알루미늄, 철 등)의 산화, 부유 용융물 파편의 격납건물 표면으로의 침적, 그리고 용융물과 격납건물 대기 및 침적 표면에서의 열 전달 현상 등이다.

용융물 파편의 부유 중 침적에 관하여는 상세 모델이 개발되어 있지 않다. 따라서, 사용자가 지정하는 분포 분율을 가지고 격납건물 제어체적으로 분포되며, 역시 사용자가 지정하는 침적 상수 (settling constant)를 이용하여 침적을 계산한다. 산화, 열 전달, 그리고 침적 반응에 관하여 사용자 지정 상수를 갖는 1차 방정식으로 표현하여 각 반응을 모의한다. 부유 중이거나 격납건물의 표면에 침적된 용융물 파편에서의 산화 과정은 파편 온도가 최소 온도 (TOXMIN)보다 높아야 고려되며, 기본값은 600 K (민감도 계수 4609)이다. MELCOR 코드는 두 가지의 산화 모델 중에서 선택하도록 되어 있다. 하나는 순차 산화 모델로, Zr, Al, 그리고 steel의 순서대로 산화가 진행되는 것이며, 다른 하나는 동시 산화 모델로 모든 금속이 동시에 산화하도록 가정되어 있다. 일반적으로 순차적 산화가 실제 산화 과정과 유사한 것으로 알려져 있다.

만일 원자로 공동에 물이 존재하면 파편의 방출량에 비례하여 물은 분무 (droplet이나 fog)의 상태로 공중에 방출된다. 이 때의 비례 상수는 사용자가 민감도 계수 4605로 조정할 수 있다. 결국 MELCOR에서의 고압 용융물

방출 현상 모의는 격납건물 하중 계산에 큰 영향을 미칠 정도로 근본적인 불확실성 (inherent uncertainty)이 존재하며, 민감도 계수를 활용하여 분석할 필요가 있다.

표 2.2.1-1. SNL, ANL, FAI에서의 고온 용융물 실험 현황 (1/2)

Experiment Series	Number of Tests	Nominal scale	Cavity Type	Cavity Water
SNL/DCH	4	1:10	Zion	None
SNL/TDS	7	1:10	Surry	None
SNL/LFP	6	1:10	Surry	None
SNL/WC	3	1:10	Zion	None Cavity
SNL/IET-Zion	9	1:10	Zion	None Cavity/Basement
SNL/IET-Surry	3	1:5.75	Surry	None Cavity/Basement
ANL/CWTI	5	1:30	Zion-like	None Cavity/Basement
ANL/IET	6	1:40	Zion	None Cavity
ANL/U	3	1:40	Zion	None
FAI/DCH	4	1:20	Zion	Basement Cavity/Basement

Experiment Series	Driving Gas	Driving Pressure (MPa)	Melt Nass(kg)	Melt Composition	Hole Size (m)
SNL/DCH	N <sub>2</sub>	2.6-6.7	20, 80	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	0.06
SNL/TDS	H <sub>2</sub> O	3.7-4.0	80	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.065
SNL/LFP	H <sub>2</sub> O	2.5-3.6	50, 80	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.04-0.09
SNL/WC	H <sub>2</sub> O	3.8-4.6	50	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.04-0.10
SNL/IET-Zion	H <sub>2</sub> O	5.9-7.1	43	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.04
SNL/IET-Surry	H <sub>2</sub> O	12	158	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.07-0.098
ANL/CWTI	N <sub>2</sub>	4.7-5.0	4.1	UO <sub>2</sub> /ZrO <sub>2</sub> /SS	0.13
ANL/IET	H <sub>2</sub> O	5.7-6.7	0.72, 0.82	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.011
ANL/U	H <sub>2</sub> O	3.0-6.0	1.13	UO <sub>2</sub> /ZrO <sub>2</sub> /SS	0.011
FAI/DCH	N <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> O	2.4-3.2	20	Fe/Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /Cr	0.025

표 2.2.1-1. SNL, ANL, FAI에서의 고온 용융물 실험 현황 (2/2)

Experiment Series	Containment Pressure (MPa)	Annular Gap Around RPV	Atmosphere Composition	Containment Structures
SNL/DCH	0.08	no	Air, Ar	Open Containment
SNL/TDS	0.09-0.23	no	Air, Ar	Open Containment
SNL/LFP	0.16	no	Ar	Compartmentalized by Slab
SNL/WC	0.16	no	Ar	Essentially Open
SNL/IET-Zion	0.2	no	N <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> /Air, N <sub>2</sub> /Air/H <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> /Air/H <sub>2</sub>	Zion Subcompartment Structures
SNL/IET-Sury	0.13-0.19	no partial insulation	Air, Ar	Surry Subcompartment Structures
ANL/CWTI	0.1	no	Air, Ar	Compartmentalized by Baffle
ANL/IET	0.2	no	N <sub>2</sub> , N <sub>2</sub> /Air, N <sub>2</sub> /Air/H <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> /Air/H <sub>2</sub>	Zion Subcompartment Structures
ANL/U	0.2	no	N <sub>2</sub> /Air/H <sub>2</sub>	Zion Subcompartment Structures
FAI/DCH	0.1	no	N <sub>2</sub>	Zion Subcompartment Structures

표 2.2.1-2. DCH의 상온 용융물 실험 현황

Reactor Cavity	Scale Ratio	Melt Simulant and Driver gas	Orifice Diameter (mm)	Vessel Pressure (MPa)	Research Institute
YGN 1&2	1:41 1:25	S: Water G: Air, N <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub>	5.70/7.78 /9.76	0.3-0.5	KAIST
SizeWell B	1:25	S: Water : Silicon Oils : Flutec 99 G: N <sub>2</sub> , He	4.76/6.75/ 7.54/9.52/ 11.51	0.25-0.7	AEA
Watts Bar	1:42	S: Water WM G: N <sub>2</sub> , He	4.763/6.747 /7.541/9.52 /5.1151/	0.38-5.31	BNL
Surry	1:42 1:10	S: Water, WM G: N <sub>2</sub> , He	6.91/9.53/1.1	0.3-5.27	BNL SNL
Zion	1:42 1:10 1:40	S: Water, WM G: N <sub>2</sub> , He	7.14/9.53/38	0.3-5.27	BNL SNL FAI Purdure

S : Simulant of Corium

G : Simulant of gas

WM : Wood's Metal

표 2.2.1-3. CONTAIN 코드에서 고려되는 DCH 현상 개요

DCH Process	Without Using the RPV and Cavity Model		With the RPV & Cavity Models
	Representation in CONTAIN	Brief Model Description or Basis for User Input	
Core melt ejection from RPV	User Input	User-specified source tables introduce debris into trapped field	Gluck correlation
Gas blowdown from RPV	Internally calculated	RPV modeled as a cell connected to cavity with user specified hole size A(t)	A(t) calculated using Pilch-Gluck correlation
Cavity dispersal fraction	User Input	Integral of cavity entrainment rate	Various correlations
Cavity entrainment rate	User Input	Externally calculated to set the mass per unit time of the source	Various correlations
Particle size	User Input	Each field is given a mean particle diameter	Weber breakup model
Particle transport	Internally calculated	Two-phase flow with a parametric slip treatment	-
Trapping on structures	Internally calculated	Time of flight based on flow rate & Kutateladze criteria for first two impacts; gravitational fall time thereafter	-
Chemical reactions	Internally calculated	Gas-side & drop-side transport limitation; Zr, Fe, Cr, Al metals, oxygen and steam oxidants; Fe/H <sub>2</sub> O equilibrium	-
Hydrogen burning	Internally calculated	HECTR 1.8 correlations, continuous burning, H <sub>2</sub> bulk spontaneous recombination at high temperature and debris concentrations	-
Convective heat transfer	Internally calculated	Forced convection: Nnu correlation for sphere	-
Radiation heat transfer	Internally calculated	Debris/gas and debris/wall gray body law with user-specified emissivity	-



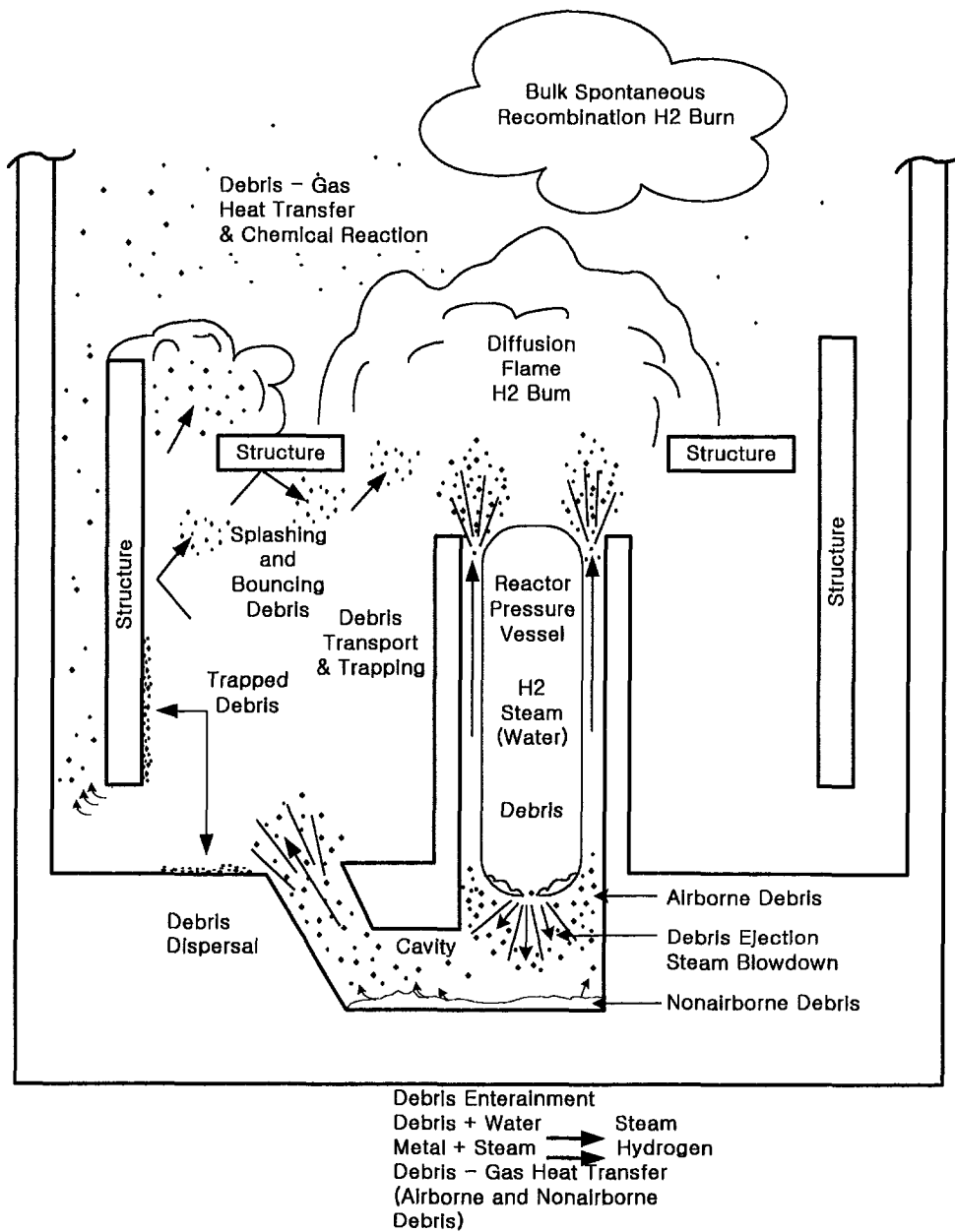


그림 2.2.1-1. CONTAIN에서 고려하는 DCH 주요 현상[34]

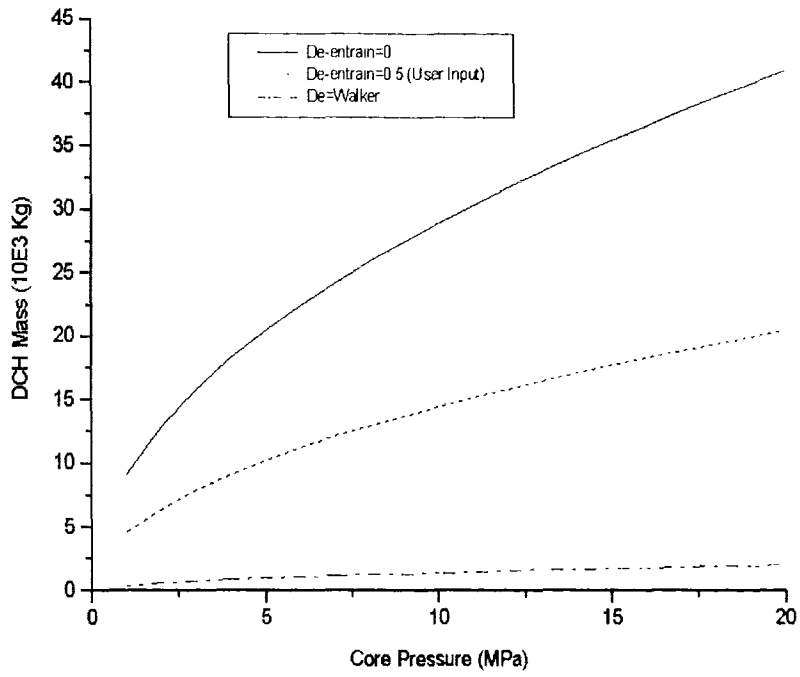


그림 2.2.1-2. 재포획 계수에 따른 DCH 참여량

## 2. 수소 제어

중대사고가 발생하면 원자로 안의 고온의 증기와 피복재가 반응하여 수소를 생성하며, 또한 원자로 용기 파손 후 노심 용융물이 원자로 공동에 재배치 되면 콘크리트가 침식하면서 발생하는 기체에 의해 노심 용융물 중의 산화되지 않은 금속이 반응하여 수소를 생성한다. TMI-2 사고 이후 지금까지 중대사고시 수소거동에 대하여 여러 연구기관에서 많은 연구가 수행되었으나 아직도 많은 기술적 불확실성이 존재한다. 미국 원자력 규제위원회(US NRC)는 격납용기내 수소거동 현상을 중대사고 8개의 불확실성 항목 중의 하나로 지정하여 이에 대한 연구를 계속하도록 하고 있다. 최근 APWR과 관련하여 미 전력연구원 EPRI의 사업자 요건 문서 (Utility Requirement Document)에서도 NRC의 중대사고정책을 충족시키기 위한 수소제어(Hydrogen Control)를 주요과제로 취급하고 있다.

수소는 가연성 기체로 농도에 따라 단순한 연소에서부터 격납건물 건전성에 위협을 줄 수 있는 폭발까지 가능함에 따라, 대부분의 원전 보유국이 자국의 사정에 적합한 수소제어 관련 규제지침을 마련하고 있다. 국내에서도 가동 중 및 설계 원전에서 수소 농도를 제어하기 위한 다양한 안전 장치를 갖추도록 하고 있다. 표준원전인 울진3,4호기의 운영허가조건으로 수소제어 대책이 요구되었으며, 최근에는 APR 1400 설계지침이 될 중대사고시 수소제어 규제지침이 마련되고 있고, 이러한 규제지침에는 국부 수소농도 제한과 적절한 수소제어설비의 설치가 포함되어 있다. 이러한 수소 거동을 평가하기 위해 기존의 대표적인 중대사고 해석코드인 MELCOR 와 MAAP에서 사용하는 연소 (아음속연소, 초음속연소 및 수소 폭발로의 천이) 모델을 비교하였고, 수소제어 방안으로 제시되는 피동형 수소결합기 (PAR)의 개발 현황을 정리하였다.

### 가. 아음속 연소 모델 (DEFLAGRATION)

#### (1) MELCOR 모델

MELCOR [1]의 수소 연소 모델은 화염 전파 관계식을 풀기보다는 전체적인 관점에서의 연소 영향을 평가한다. 주로 HECTR 1.5 코드 [35]의 모델을 그

대로 사용하며 각종 관계식의 계수에 대한 민감도분석을 수월하게 하고, 특히 DCH 현상으로 인한 조건 변화를 고려할 수 있도록 필요 변수를 지정하여 사용하고 있다. 가연성 기체로는 수소와 일산화탄소가 있으며, 산소와 수증기, 그리고 이산화탄소량을 고려하여 연소 조건을 판단한다. 연소가 발생하면 연소 전파 조건을 만족하는 경우 연소 발생 노드와 인접한 노드로 화염이 전파되며 이때 전파되는 시간은 사용자가 지정하거나 코드가 계산하는 화염 속도를 가지고 예측한다.

제어 체적 안의 연소를 모의하기 위하여 Burn (BUR) package가 개발되어 있다. 연소 모델들은 실제 동역학 반응 모델링 또는 실제적인 화염의 거동을 추적하기보다는 제어 체적에서의 평균값에 근거하여 연소 효과를 고려한다. 제어 체적 안에서 어떤 기준이 만족된다면 연소는 일어나며, 반응물질 (수소, 일산화탄소와 산소)은 연소하는 동안 증기와 이산화탄소로 변환된다. BUR package는 단지 아음속 연소만 모델 되어 있으며 폭발 현상은 단순히 표시만 되고 다른 반응은 나타내지 않는다. 가연성 기체의 연소를 모의하는 BUR package를 이용하기 위해서는 수소와 일산화탄소, 이산화탄소, 그리고 산소가 비응축가스 (NCG) package안에 미리 정의되어져야 한다. 증기 (H<sub>2</sub>O)는 자동적으로 모든 MELCOR 계산에 나타나기 때문에 다른 특별한 조치는 계산상 필요하지 않는다. 또한 현재의 BUR package는 중수가스 (D<sub>2</sub>) 연소에 제한이 있으며, 연소의 경우 D<sub>2</sub>는 H<sub>2</sub>와 같게 취급한다.

(가) 연소 진행 논리

연소는 다음에 언급된 연소 기준이 만족되면 제어 체적 내에서 일어나기 시작한다. 연소가 시작되면 (다), (라)에 기술된 내용대로 연소의 완성과 기간이 결정되며, 반응 물질들은 반응에 따라 제어 체적에서 다음과 같이 변환된다:



연소율은 (마)에 설명된 것처럼, 격실 간 유동과 가스에 따라 연소 기간동안 변화한다. 연소가 제어 체적 안에서 시작된 후 연소기체의 전파 가능 물

비 조건이 만족되면 이웃한 제어 체적으로 전파될 수 있다. 이 기준은 (바)에 나타나 있으며 이웃한 제어 체적 안으로 전파 된 후 같은 단계로 연소효과를 계산한다.

(나) 연소 발생 기준

MELCOR에서의 아음속연소는 몰 비 구성이 Lechatelier 식의 연소 기준을 만족하면 시작된다. 점화기(Igniter) 유무에 따라 제어체적에서의 발생기준이 달라지며, 특히 격납건물 직접가열 (DCH) 현상에 대해 독립적으로 고려할 수 있다. 모든 경우에서 점화의 한계를 결정하기 위해 Lechatelier 식이 사용되며, 점화는 다음과 같은 부등식이 만족 될 때 발생한다:

$$X_{H_2} + X_{CO} \{ L_{H_2, ign} / L_{CO, ign} \} \geq L_{H_2, ign} \quad (2.2.2-3)$$

여기서,  $X_{H_2}$ 와  $X_{CO}$ 는 수소와 일산화탄소의 몰 비이고,  $L_{H_2, ign}$ 와  $L_{CO, ign}$ 은 LeChatelier가 제시한 수소 및 일산화탄소의 연소 가능 몰 비를 각각 나타낸다. MELCOR에서 기본 값으로 제시하는 LeChatelier 상수 L은 점화원이 없고 격납건물 직접 가열 (DCH) 현상이 없는 경우에는 수소의 경우 0.1, 일산화탄소의 경우에는 0.167이고, 점화원이 있는 경우에는 수소의 경우 0.07, 일산화탄소의 경우 0.129이며, 모두 사용자 입력 변수이다. DCH가 연소에 미치는 영향을 고려하기 위해 사용자가 이 값들을 수정할 수 있으나 기본 값은 점화원이 있는 경우와 동일하다.

또 다른 가연 조건은 연소에 필요한 충분한 산소와, 연소를 방해하는 수증기와 이산화탄소의 몰 비로, 연소기준은 다음과 같다:

$$X_{O_2} \geq X_{O_2IG} \quad (2.2.2-4)$$

$$X_{H_2O} + X_{CO_2} < X_{MSCIG} \quad (2.2.2-5)$$

여기서,  $X_{O_2}$  와  $X_{H_2O}$ , 그리고  $X_{CO_2}$ 는 각각 산소와 수증기, 그리고 이산화탄소의 몰 비이고,  $X_{O_2IG}$ 와  $X_{MSCIG}$ 는 연소에 필요한 최소 산소 몰 비와 연소가 가능한 최대 비가연성 기체의 몰 비를 각각 의미하며, 코드에 내장되어 있는 기본 값은 각각 0.05와 0.55로, 역시 사용자가 입력으로 수정할 수 있다.

만약 위의 모든 조건이 만족된다면, 즉 충분한 수소와 일산화탄소, 충분한

산소 그리고 너무 많지 않은 증기와 이산화탄소 환경에서 연소는 시작된다. 완전연소와 연소 기간은 (다) 와 (라)에 언급되어 있다. 만약 너무 많은 증기와 이산화탄소가 존재하면 제어 체적은 불활성으로 취급된다.

(다) 완전연소

MELCOR에서는 연소가 발생하여도 언제나 완전히 연소되지 않는다. 완전 연소 여부를 판단하기 위해 코드에서는 완전연소도 (combustion completeness)를 다음과 같이 정의하고 있다:

$$CC = 1 - Y_{\min}/Y_{\max} \quad (2.2.2-6)$$

$$Y = X_{H_2} + X_{CO} \{Y_{H_2CC} / Y_{COCC}\} \quad (2.2.2-7)$$

여기서, Y는 가연성 기체의 몰 비와 LeChatelier 상수로 정의되는 변수로  $Y_{\max}$ 와  $Y_{\min}$ 은 각각 연소 시작과 종결 시점에서의 값을 의미한다. LeChatelier 상수인  $Y_{H_2CC}$ 와  $Y_{COCC}$ 는 DCH가 일어나지 않는 경우 각각 0.08과 0.148이 내장되어 있고, DCH의 경우에도 동일한 값을 기본 값으로 사용하고 있다. 완전연소도인 CC는 일정한 값이나 가변적인 값을 사용자가 지정할 수 있고, 또한 관계식으로부터 계산할 수도 있다. 코드에 내장되어 있는 관계식은 초기 가연성 기체의 몰 비 ( $Y_{\max}$ )의 함수로, HECTR 1.5 코드와 실험 결과로부터 다음과 같이 얻어진다:

$$CC = 0.0 \quad \text{for } Y_{\max} \leq 0.03746 \quad (2.2.2-8)$$

$$CC = 23.4116(Y_{\max} - 0.03746) \quad \text{for } Y_{\max} > 0.03746 \quad (2.2.2-9)$$

이상과 같이, MELCOR에서는 먼저 연소 시작 시점에서의 수소와 일산화탄소의 몰 비로부터 식 (2.2.2-7)을 이용하여  $Y_{\max}$ 를 구하고, 식 (2.2.2-8)과 (2.2.2-9)로부터 완전연소도 CC를 계산한다. 완전연소도가 결정되면 식 (2.2.2-6)으로부터 연소 후의 가연성 기체 조건인  $Y_{\min}$ 을 얻는다.

① 점화원이 없는 경우

먼저 MELCOR에 내장되어 있는 계수를 이용하여 식 (2.2.2-3)으로부터 연소 가능 조건을 만들어보면 다음과 같다:

$$X_{H_2} + 0.5988 X_{CO} \geq 0.1 \quad (2.2.2-10)$$

완전, 불완전 연소의 판단 기준은 식 (2.2.2-8)과 (2.2.2-9)로 부터 얻을 수 있다. 즉,  $Y_{max}$ 가 0.03746보다 작으면 CC는 0이 되어  $Y_{min}$ 과  $Y_{max}$ 이 같게 된다. 즉, 연소가 일어나지 않는다. 만일,  $Y_{max}$ 가 0.08 부근이면 CC는 1에 접근하고  $Y_{min}$ 은 0이 되고 연소 후 남아 있는 가연성 기체는 없게 된다. 즉, 완전 연소 조건이 된다.  $Y_{max}$ 가 0.08보다 크게 되면 CC와  $Y_{max}$ 가 음수가 되어 완전 연소가 됨을 확인할 수 있다. 따라서 MELCOR에서의 불완전 연소는  $Y_{max}$ 가 0.03746과 0.08 사이의 경우에 발생하고 그 이상의 농도 비에서는 항상 완전 연소됨을 알 수 있다. 이로부터 얻어지는 불완전 연소 조건은 다음과 같다:

$$0.03746 \leq X_{H_2} + 0.5988 X_{CO} \leq 0.08 \quad (2.2.2-11)$$

부등식 (2.2.2-10)과 (2.2.2-11)을 수소와 일산화탄소 좌표에 그려보면 그림 2.2.2-1에서처럼 두 부등식의 영역이 서로 교차하지 않음을 알 수 있다. 즉, 연소가 발생하지 않는 조건에서 불완전 연소 구간이 설정되므로, 점화원이 없는 경우 연소 조건을 만족하면 항상 완전 연소가 일어남을 알 수 있다.

## ② 점화원이 있는 경우

점화원이 있으면 연소 가능 영역이 넓어지며, 코드에 내장된 기본 값에 의한 식 (2.2.2-3)의 가연 조건은 다음과 같다:

$$X_{H_2} + 0.5426 X_{CO} \geq 0.07 \quad (2.2.2-12)$$

이 부등식의 영역과 불완전 연소 구간인 부등식 (2.2.2-11)의 연소 영역을 비교해보면 그림 2.2.2-2 에서처럼 연소 가능 지역 안에 불완전 연소 영역이 일부 포함되어 있음을 알 수 있다. 즉, 점화원이 있는 경우에는 완전연소뿐 아니라 불완전 연소가 발생할 수 있는 연소 조건이 형성됨을 알 수 있다.

(라) 연소 기간

연소 기간은 입력자가 기술한 특성 차원 (user-specified characteristic dimension)을 화염속도로 나눔에 의해 계산된다. 화염속도는 입력자가 기술한 제어 함수에서 계산 됐거나, 상관관계에서 계산된 상수 값으로 사용된다. 선택할 입력은 DCH가 제어 체적 내에서 발생 할 때 다른 상수, 제어 함수 또는 관계식을 갖는 화염 속도를 결정하기 위해 정해진다. HECTR 1.5 코드에서 얻은 내장되어있는 관계식 (default correlation)은 실험 자료에서 얻는다, 그러나 화염 속도 자료는 기존의 희석제 (증기와 이산화탄소)가 많은 경우 희석제 효과에 관한 이용 가능한 자료가 없기 때문에 상호관계는 높은 희석 농도를 갖는 혼합물에서는 의문 시 된다. 이러한 혼합물에 대해서는 민감도 분석이 예상되는 압력 증가에 따라 수행되어야 한다. 화염 속도,  $V$ 에 대한 관계식은 다음과 같다.

$$V = V_{\text{base}} \times C_{\text{dil}} \quad (2.2.2-13)$$

여기서,

$$\begin{aligned} V_{\text{base}} &= 59.2 Y_{\text{max}} + 1.792 && \text{if } 0.0 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.1 && (2.2.2-14) \\ &= 172.88 Y_{\text{max}} - 9.576 && \text{if } 0.1 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.2 \\ &= 50. Y_{\text{max}} + 15. && \text{if } 0.2 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.3 \\ &= -50. Y_{\text{max}} + 45. && \text{if } 0.3 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.4 \\ &= -75. Y_{\text{max}} + 55. && \text{if } 0.4 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.6 \\ &= -64.3 Y_{\text{max}} + 48.58 && \text{if } 0.6 \leq Y_{\text{max}} \leq 1.0 \end{aligned}$$

$$C_{\text{dil}} = \max\{.05, 1.0 - 4.53 XD + 5.37 XD^2\} \quad \text{if } 0.0 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.2 \quad (2.2.2-15)$$

$$\begin{aligned} &= \max\{.05, 1.0 - 4.53 XD + 5.37 XD^2\} \{0.3 - Y_{\text{max}}\} / 0.1 \\ &\quad + \max\{0., 1.0 - 1.29 XD\} \{Y_{\text{max}} - 0.2\} / 0.1 \\ &\quad \text{if } 0.2 \leq Y_{\text{max}} \leq 0.3 \end{aligned}$$

$$= \max\{0., 1.0 - 1.29 XD\} \text{ if } 0.3 \leq Y_{\text{max}} \leq 1.0$$

$$XD = \text{diluent concentration } (X_{\text{H}_2\text{O}} + X_{\text{CO}_2}) \quad (2.2.2-16)$$

이 관계식 안에서의 상수는 사용자가 민감도 계수 배열 2200에서 수정할 수



있다. 연소 기간,  $t_{comb}$ , 는 다음과 같이 계산되며,

$$\begin{aligned} t_{comb} &= CDIM / V, & \text{DCH 가 발생되지 않을 때} & & (2.2.2-17) \\ &= CDDH / V, & \text{DCH 발생시} & & \end{aligned}$$

여기서, CDIM (CDDH) 는 제어체적의 특성 길이 (dimension)을, V는 화염속도를 의미한다.

### (마) 연소율

연소율 (시간당 증기와 이산화탄소로 변환되는 수소, 일산화탄소 그리고 산소 비율)은 원하는 최종 상태를 맞추기 위한 노력으로 격납건물 격자간 흐름과 가스 공급원을 설명하기 위해 각 시간 단계에서 조정된다. 그러므로 계산된 완전연소와 원하는 연소기간에 대응하는 몰 비는 동시에 이루어진다. 각 시간 단계, 연소율, YRATE는 다음과 같이 계산된다.

$$YRATE = \{Y(t) - Y_{min}\} / \{t_0 + t_{comb} - t\} \quad (2.2.2-18)$$

여기서,

$Y(t)$  = 현재시간에서의 가연성 기체의 몰 비와 LeChatelier 상수로 정의되는 변수,

$Y_{min}$  = 연소 종결 시점에서의 Y 값,

$t_0$  = 연소가 시작된 시간,

$t_{comb}$  = 연소기간

$t$  = 계산에 쓰인 현재시간을 의미한다.

일단 몰이 계산되면, 그것은 현재 MELCOR 적분 시간 동안 연소 가스의 재고 감소를 결정하는데 쓰인다.

$$DELH_2 = X_{H_2}(t) \times YRATE \times DT/Y(t) \quad (2.2.2-19)$$

$$DELCO = X_{CO}(t) \times YRATE \times DT/Y(t) \quad (2.2.2-20)$$

여기서,  $DELH_2$  는 연소에서 적분시간 동안 제어 체적 안의 수소 몰 감소량,

DELCO 는 연소에서 적분시간 동안 제어 체적 안의 일산화탄소 몰 감소량, 그리고 DT 는 MELCOR 적분시간 (Time Step) (초)을 나타낸다.

연소의 끝 부분에서의  $Y_{min}$  값은 만약 유동과 공급원이 없다면 정확히 도달한다. 이러한 값들은 변화된 상태를 고려하기 위해 매시간 단계에서 경신된다

### (바) 전파 기준

연소 제어 체적에서 이와 연결된 제어 체적으로의 화염 전파는 사용자 조절 시간이 지난 후 허용된다. 전파 지연시간,  $t_{prop}$ , 의 도입은 화염 전면의 거동이 상세하게 모델 되는 경우 화염이 제어 체적의 끝 부분에 도달하는 시간을 고려하기 위함이다. 다른 지연 시간은 제어 체적에서의 DCH 발생 여부에 의존한다. 만약 전파 기준이 연결된 제어 체적 안에서 만족하면 그때 전파되며, 전파 지연시간,  $t_{prop}$ , 은 다음과 같이 계산된다.

$$t_{prop} = \text{FRAC} \times t_{comb} \quad (2.2.2-21)$$

여기서,

$$\begin{aligned} \text{FRAC} &= \text{TFRAC} \text{ (제어체적 안에서 DCH가 일어나지 않을 때, 내장 값= 0)} \\ &= \text{TFDH} \text{ (제어체적 안에서 DCH가 일어날 때)} \end{aligned}$$

$$\text{TFRAC} = \text{BUR1XX} \text{ (default = 0) propagation time fraction 입력}$$

$$\text{TFDH} = \text{DCH 동안 TFRAC의 중첩된 값, BUR1XX (기본값 TFRAC)의 입력이다.}$$

만약 TFRAC가 0 이면, 전파는 제어 체적이 연소를 시작하자마자 가능하다. 만약 TFRAC가 1.0이면 전파는 단지 제어 체적에서의 연소가 종결된 후 고려된다. 적당한 값이 L 변수로 사용된다면 LeChatelier 관계식은 화염 전파를 판단하기 위해 여전히 적용되며, 코드에서는 아래 부등식을 사용하고있다:

$$X_{H_2} + X_{CO} \{ L_{H_2, prp} / L_{CO, prp} \} \geq L_{H_2, prp} \quad (2.2.2-22)$$

여기서,

$$\begin{aligned} L_{H_2, prp} &= X_{H_2}PUP, \text{ (상향 전파용)} \\ &= X_{H_2}PHO, \text{ (수평 전파용)} \end{aligned}$$

= XH<sub>2</sub>PDN, (하향 전파용)  
 L<sub>CO, prp</sub> = XCOPUP, (상향 전파용)  
 = XCOPHO, (수평 전파용)  
 = XCOPDN, (하향 전파용)  
 XH<sub>2</sub>PUP = 상향 전파용 LeChatelier 수소 몰비 한계  
 입력 BUR003 (3) (default = 0.041).  
 XH<sub>2</sub>PHO = 수평 전파용 LeChatelier 수소 몰비 한계,  
 입력 BUR003 (5) (default = 0.06).  
 XH<sub>2</sub>PDN = 하향 전파용 LeChatelier 수소 몰비 한계,  
 입력 BUR003 (7) (default = 0.09).  
 XCOPUP = 상향 전파용 LeChatelier 일산화탄소 몰비 한계,  
 입력 BUR003 (4) (default = 0.125).  
 XCOPHO = 수평 전파용 LeChatelier 일산화탄소 몰비 한계,  
 입력 BUR003 (6) (default = 0.138).  
 XCOPDN = 하향 전파용 LeChatelier 일산화탄소 몰비 한계,  
 입력 BUR003 (8) (default = 0.15).

전파 방향은 위치를 사용한 유동 흐름 입력에서 직접적으로 결정된다. 만약 유동 흐름이 열리지 않거나, 또는 유동 흐름이 물에 의해 잠기면, 전파는 허용되지 않는다.

## (2) MAAP 모델

MAAP [4] 코드에서의 수소연소 모델은 크게 완전연소와 불완전연소로 구분하여 모델하고 있으며 해석적으로 수소연소를 모델하고 있기 때문에 MELCOR에 비해 다소 복잡하다. 수소연소와 관련하여 Subroutine AUX EVT는 각 지역에서 연소의 초기치를 예상하기 위해 Subroutine FLAMM을 부르며, 완전연소와 불완전 연소 가운데 Subroutine IGBURN은 완전연소 여부를 결정한다. Subroutine FLAMM은 또한 혼합 가스의 가연성이 높을때 완전연소를 이끌기 위해 IGBURN을 부른다. 연소 모델에 관련된 Subroutine은 표 2.2.2-1에 정리하였다.

## (가) 연소 발생 기준

가연성 한계는 초기 연소가 일어날 때 주어진 온도와 압력에서 혼합 기체의 연료 농도로써 정의된다. MAAP에서는 MELCOR의 경우에 비해 여러 가지 요소를 고려하여 연소 조건을 판단한다.

첫째, MELCOR에서는 식 조건만을 이용하여 가연 조건을 판단하는데 비하여 MAAP에서는 실험으로 얻어진 두 가지 혹은 세가지 기체가 혼합된 경우의 가연 곡선을 기준으로 가연성 기체와 비가연성 기체의 몰 비율과 가연 곡선의 연소 범위를 비교하여 가연 조건을 결정한다.

둘째, MELCOR에서는 연소 기체의 온도 효과가 가연 조건에서 일정한 반면, MAAP에서는 온도의 상승 효과를 체계적으로 예측하고 있다. 다만, 대부분의 실험이 149C 이하의 기체의 온도에서 수행되어, 실제의 사고 조건인 고온에서의 자료가 충분하지 못한 점이 지적되고 있다. MAAP에서는 온도가 상승할 수록 연소 가연 영역이 넓어지고, 마찬가지로 불완전 연소 구역도 좀 더 낮은 가연성 기체 구성 조건으로 이동함을 알 수 있다.

셋째는, MAAP의 경우 단일 가연성 기체와 단일 비가연성 기체로 구성된 혼합 기체의 경우를 기본으로 하여 비가연성 기체나 가연성 기체가 추가되면 LeChatelier의 법칙에 따라 가연 곡선을 수정하여 가연 범위를 정의하고 있다.

### ① 가연성기체와 비가연성기체가 한 종류씩 혼합된 경우

연료와 공기 내 수소와 같은 산화제의 혼합물은, Stoichiometric 값보다 낮은 범위에서의 가연 한계인 Lean flammability limit (LFL)과 높은 범위에서의 가연 한계인 Rich flammability limit (RFL)이 정의되어 있다. 표 2.2.2-2는 표준온도와 압력 (STP, 298K and 1atm)에서 수소와 일산화탄소의 상향, 측향, 그리고 하향 전파에 대한 LFL과 RFL을 나타내며, 예로 공기 내 수소의 상향 LFL은 4.1%, RFL은 74% 이다.

대기압 이상의 초기 압력은 화염한계에 중요한 영향을 미치지 않는 반면,

온도는 영향을 미친다. 일반 화염 한계 범위 내에서 온도가 증가하면 LFL 값은 낮아져 STP에서의 수소농도보다 낮은 수소농도에서 전파가 일어나고, RFL값은 증가하여 STP에서의 수소농도보다 높은 수소농도에서도 전파가 일어난다. H<sub>2</sub>와 CO의 상향 및 하향 화염 전파의 경우 RFL 값은 74%로 비슷하다. 마른 공기에서의 H<sub>2</sub>의 자동 점화는 850 - 1050K에 나타나고, CO의 자동 점화는 950 - 1350K에 나타난다. 단일 화염온도가 화염온도 한계인 983 K 이상이면 가연 가스는 모두 연소하며, 화염온도 한계는 코드 사용자가 입력으로 조절 할 수 있다.

### ② 세 가지 기체가 혼합된 경우

세번째 요소의 첨가, 즉 fuel, inertant, 그리고 oxidant 구조는 binary mixture의 화염 한계를 변화시킨다. 불활성 물질이 첨가된 경우 (증기가 수소-공기 혼합체에 첨가된 경우) 특정한 불활성 농도 값에 이를 때까지 LFL은 증가하고 RFL은 감소하는 것으로 관측되었다. 이러한 불활성 점을 넘어 지속적인 불활성 혼합물의 첨가는 fuel 농도가 증가하더라도 화염이 일어날 수 없다. 공기 안의 H<sub>2</sub>에 CO와 같은 두 번째 연료가 추가되는 경우 화염 한계는 개개의 연료에 적용되는 화염 한계의 결합에 의해 설명될 수 있는 방법을 활용한다. 간단한 결합 법칙은 LeChatelier 법칙이다. 현재까진 두 가지 이상 추가된 불활성 물질 (증기 + CO<sub>2</sub>) 또는 두 가지 이상의 연료와 두 가지 이상 불활성 물질 (H<sub>2</sub> + CO + H<sub>2</sub>O + CO<sub>2</sub>)에 대한 실험자료는 없으나, 임의의 평균방법이 화염 한계를 결정하는데 채택되고있다.

### ③ 두 가지 연료가 혼합된 경우

두 가지 연료가 혼합된 경우는 LeChatelier 법칙을 이용한다. CO와 H<sub>2</sub> 연료의 혼합물에 대한 LFL은 LeChatelier 법칙에 잘 맞는 것으로 실험적으로 나타났다. [36, 37]

$$L = \left[ \sum_i C_i / L_i \right]^{-1} \quad (2.2.2-23)$$

$$R = \sum_i C_i R_i \quad (2.2.2-24)$$

여기서,

- $L_i$  는 개별 연료의 LFL,
- $L$  은 전체 혼합물 LFL,
- $C_i$  는 전체 연료 내 각 연료의 몰 비,
- $R_i$  는 개별 연료의 RFL,
- $R$  은 전체 혼합물 RFL을 의미한다.

#### ④ 여러가지 기체가 혼합된 경우

이 경우 현재까지 연소 기준에 대한 자료가 없다. 다만 하나의 연료 ( $H_2$ ,  $CO$ )와 하나 이상의 불활성 물질 ( $H_2O$ ,  $CO_2$ , 또는  $N_2$ )이 있는 경우와 두 가지 연료 ( $H_2 + CO$ )와 하나 이상의 불활성 물질 ( $H_2O$ ,  $CO_2$ , 또는  $N_2$ )이 있는 경우는 위에 있는 식 (2.2.2-23, 2.2.2-24)을 이용할 수 있다.

#### (나) 불완전 연소 기준

MAAP에서의 불완전 연소는 화염이 위 방향이나 옆 방향으로 전파되는 대기 조건에서 발생하며, 화염 전파 방향이 아래로 진행되는 경우에만 완전 연소로 정의된다. 표준 상태의 수소와 공기의 혼합 기체의 경우 완전 연소가 가능한 수소 농도는 9%이고 4.1% 부터 불완전 연소가 시작되며, 일산화탄소와 공기의 혼합기체의 경우에는 15% 이상에서 완전 연소가, 12.5% 이상이면 불완전 연소가 가능하다.

MAAP에서의 연소 구분은 다음의 절차에 따른다. 먼저 혼합 기체의 구성에 맞는 상향 및 하향 화염 전파 가연 곡선을 구성한다. 상향 가연 곡선의 가연 범위에 혼합 기체가 포함되면 일차적으로 연소가 가능하다고 판단한다. 그리고 나서 하향 가연 곡선의 가연 범위와 비교한 뒤 가연 범위에 포함되면 완전 연소가 가능하다고 분석하고 점화원의 존재 여부를 확인한다. 이때 점화원이 있으면 완전 연소가 일어나고, 그렇지 않으면 점화원 없이도 연소가 가능한 범위에 혼합 기체가 포함되는지 확인하고 만족되면 역시 완전 연소가 일어나지만 범위에서 벗어나면 어떠한 연소도 일어나지 않는다. 만일 상향 가연 곡선에는 포함되지만 하향 가연 곡선의 가연 범위에 들지 않으면 불완전 연소의 가능성을 타진한다. 이때는 점화원이 있으면 불완전

연소를 예측하며, 점화원이 없으면 불완전 연소를 고려하지 않는다.

(다) 연소 속도

연소속도는 연소가 진행되는 동안 일정하다고 모의한다. 층류 연소속도 ( $S_u$ )는 수증기, 일산화탄소, 이산화탄소 및 수소의 농도를 고려하여 식 (2.2.2-25)처럼 모의한다. 식에서 상수 ( $A1 - A6$ ) 값은 수소 농도에 따라 표 2.2.2-3을 사용한다. CO 연소에 대하여는, 이용 가능한 자료가 없기 때문에  $H_2$ 와 연소 거동이 유사하다고 가정한다.

$$S_u \text{ (cm/s)} = [A1 + A2(0.42-x) + A3(0.42 - x)^{**2}] * T^{**} [A4 + A5(0.42 - x)] * \exp(A6y) \quad (2.2.2-25)$$

여기서,

$x = H_2 + CO$  몰비,

$y = \text{증기} + CO_2$  몰비,

$T = \text{온도 (K)}$ 이다.

2.2.2-25의 관계식은 최대온도가 523K로 규정 되어있는 자료에 근거했기 때문에 온도에 따른 화염한계의 팽창을 설명하기 위해 상호관계가 화염속도가 음수가 되는 것을 예방하기 위해 아래와 같이 보정되며,  $x_L$  은 상향 전파 한계 값이다.

$$x' = x + x_L (298) - x_L (T) \quad (2.2.2-26)$$

화염속도는 압력에 관계되며 압력 효과에 대한 상관관계는 다음과 같다:

$$S_u \text{ (cm/s)} = S * [1 + B \ln(P/P_s)] \quad (2.2.2-27)$$

여기서

$$B = 0.43 + 0.003(\phi - 1) \quad (2.2.2-28)$$

$$\phi = \text{등가량} = (\% H_2) / (O_2) / 2 \quad (2.2.2-29)$$

$P_s = 1.0$  (atm is a normalized factor) 이다.

(라) 단열 완전연소 (AICC)

수소가 완전히 연소 될 때 도달할 수 있는 최대 값을 예측하기 위해 단열 완전연소 (Adiabatic Isochoric Complete Combustion :AICC) 조건에서의 압력 및 온도를 계산한다. AICC 온도는 체적이 일정하다고 가정하여 초기 상태 에너지와 방출된 연소 에너지의 합에 의한 상태 식에 의해 구해진다.

$$U_{g,o} + Q_b = \left[ \sum_{i=1,5} M_i C_{v,i} \right] T_{g,ad} + M_{st} u_{st} (T_{g,ad} v_{st}) \quad (2.2.2-30)$$

여기서,

$U_{g,o}$  = 초기 가스 내부 에너지

$Q_b$  = 연소열

$M_i$  = 연소 후 가스 질량

$C_{v,i}$  = 정적 비열 (specific heat at constant volume)

$T_{g,ad}$  = AICC 온도

$M_{st}$  = 증기 질량

$u_{st}$  = 증기 내부 에너지

$v_{st}$  = 증기의 비체적

$i = H_2, CO, CO_2, O_2, N_2$  를 의미한다.

한편, AICC 압력,  $P_{g,ad}$ , 는 다음처럼 구해지며,

$$P_{g,ad} = P_o (T_{g,ad} / T_{g,o}) (N_f / N_o) \quad (2.2.2-31)$$

여기서,  $P_o$  와,  $T_{g,o}$  는 초기 가스 압력과 온도를,  $N_f$  와  $N_o$  는 말기와 초기의 가스 몰수를 각각 나타낸다.

나. 초음속 연소 (폭발) 모델 (DETONATION)

(1) MELCOR 모델

MELCOR 는 초음속연소 (폭발) 현상을 고려하지는 않지만 각 제어 체적 안에서 초음속연소 여부를 판단한다. 그리고 아래의 관계식이 만족되면 초음속 연소 가능성이 나타난다고 경고문이 쓰여진다.



$$X_{H_2} > X_{H_2DET} \quad (2.2.2-32)$$

$$X_{O_2} > X_{O_2DET} \quad (2.2.2-33)$$

$$X_{H_2O} < X_{H_2ODT} \quad (2.2.2-34)$$

여기서,

$X_{H_2DET}$  는 초음속연소가 일어날 수 있는 최소 수소 몰 비,

입력 BUR002 (1) (default = 0.14),

$X_{O_2DET}$  는 초음속연소가 일어날 수 있는 최소 산소 몰 비,

입력 BUR002 (2) (default = 0.09),

$X_{H_2ODT}$  는 초음속연소가 일어날 수 있는 최대 증기 몰 비,

입력 BUR002 (3) (default = 0.30) 이다.

이상과 같은 초음속연소 가능성 있는 혼합 조건이 되면, 경고 문구가 나타나지만 초음속 연소 계산은 수행되지 않고, 대신 아음속연소 모드의 관계식으로 계산된다. 초음속연소 모델은 주로 특별히 분석이 요구되는, 잠정적으로 위험한 상태를 나타내기 위해 사용자의 편의에 따라 사용된다.

## (2) MAAP 모델

초음속연소는 MAAP4의 현상학적 모델에는 고려되지 않는다.

### 다. 수소 폭발 천이 (DDT) 기준

중대사고시 발생한 수소는 격납건물 내로 방출되어 격납건물 대기와 혼합되며 격납건물 내 각 격실 내로 이송된다. 각 격실 내의 수소농도는 수소의 이송, 혼합 특성에 따라 차이를 나타내게 되며 국부적으로 수소농도가 높은 격실에서는 초음속연소의 가능성도 있다. 일반적으로 대형 건식 격납건물의 경우 아음속연소 (Deflagration)로 격납건물이 파손되지 않을 것이라는 견해가 지배적이나 아음속연소에서 초음속연소 (Detonation)로 천이 (DDT)가 일어나 충격파를 수반하는 초음속연소가 발생하면 격납건물 파손 가능성이 크게 증가한다. 따라서 아음속연소에서 초음속연소로의 천이 과정에 대한 기준은 중요하다.

DDT를 평가하는 방법은 크게 두 가지로 하나는 NUREG/CR-4803 [38]에서 사용한 가연기체 농도와 기하학적 구조에 따라 초음속 연소 발생 가능성 등급을 평가하는 방법으로 SYSTEM 80+ [39] 에서 사용한 방법이다. 다른 하나는 미국 EPRI에서 ALWR에 평가 사용한 방법 [40]으로 가스 혼합물의 detonation cell width를 계산하여 제어 체적의 특성 길이 (characteristic length) 와 비교하여 폭발 가능성을 결정하는 방법으로, 국내 차세대 원전에서의 DDT 평가에 활용된다. 이곳에서는 현재 사용중인 두 가지 DDT 방법론과 특성길이 계산 방법, 그리고 수소 폭발로 인한 침두압력에 대해 살펴 보았다.

### (1) System 80+ DDT 평가 방법

M. P. Sherman은 비교적 큰 규모의 실험 설비인 FLAME에서 얻은 실험 자료에 입각하여 DDT 가능성을 평가하는 방법을 제안하였고 [41], 이 방법은 ABB/CE System 80+의 격납건물에서 DDT 가능성을 평가하기 위해 적용되었다. 이 방법은 3단계로 이루어져 있다. 첫번째 단계는 수소 농도별 초음속 연소 발생 가능성을 5가지 혼합물 등급으로 나누는 것이며 (표 2.2.2-4), 두 번째 단계는 DDT 발생을 5가지 기하학 등급으로 나누는 것이다 (표 2.2.2-5). 마지막으로 표 2.2.2-4의 혼합물 등급과 표 2.2.2-5의 기하학 등급의 각 조합에 의해 DDT 가능성 매우 높음 (class I)부터 DDT 가능성 거의 없음 (class V) 까지 DDT 가능성을 5가지 등급으로 평가한다. (표 2.2.2-6 참조)

그러나 이 방법은 격실 크기와 기하학 특성에 따라 DDT를 정량화 하기가 어려워 원자력 발전소에서의 DDT 평가에 약간의 제약이 있어 보인다. 즉, 표 2.2.2-5 에서 정의된 기하학 판단 기준을 격납건물 제어 체적에 적용하기에는 한계가 있기 때문이다. 또한 이 평가에 의하면 dry 조건에서 수소 농도가 13.5% ~ 15%인 경우에도 DDT 발생이 거의 불가능하다고 예측되지만, 최근에는 수소 몰농도가 12.5%에서도 DDT의 가능성이 존재한다고 알려져있다.

### (2) EPRI DDT 평가 방법

ALWR 격납건물 안에서 DDT 가능성을 평가하기 위해, EPRI는 기하학 형태에

의해 DDT가 결정되는 매우 간단한 방법을 사용했다 [40]. FLAME 실험 결과에 근거한 이 평가는, 유사한 기하학 형태에서 DDT는 유사한 scaled cell을 갖는 혼합물에서 발생한다는 가설을 사용한다.

FLAME 실험이후 여러 가지 장애물 조합이 반영된 몇 가지 큰 규모의 DDT 실험이 수행되어졌고 결과적으로 DDT 가능성 평가[42, 43]에 대한 상당한 진척이 이루어 졌다. DDT onset 기준을 정량화 하기 위한 실험 결과는 혼합물 크기 또는 jet 크기와 detonation cell width (그림 2.2.2-3)[44] 사이의 관계를 보여준다. Detonation wave를 구성할 수 있는 가스 혼합물의 최소 크기는 cell detonation width ( $\lambda$ )의 7배로 표시된다.

$$L_c = 7 * \lambda \quad (2.2.2-35)$$

그림 2.2.2-3의 혼합물 또는 jet 크기 ( $L_c$ )는 DDT가 가능한 detonation cell width에 상응하는 혼합물의 특성 길이로 해석된다. 평균 detonation cell width  $\lambda$ 는 혼합물의 평균 equivalence ratio ( $\phi$ )를 식 (2.2.2-44)로 계산한 후 그림 2.2.2-4에서  $\phi$ 에 대응하는  $\lambda$ 값을 읽거나 그림 2.2.2-4의 측정된 자료에서 주어진 혼합물 조건에 의해 구해진다.

$$\phi = 2.3866 X_{H_2} / (1 - X_{H_2} - X_{H_2O}) \quad (2.2.2-36)$$

혼합물의 평균 detonation cell 크기는 detonation 민감도의 척도로 사용된 평균 혼합물 성분에 의해 결정된다. 왜냐하면 이 평가 방법은 공기 안으로 수소를 주입하는 RUT 실험 안의  $7*\lambda$  관계식과 좋은 일치율을 보여주기 때문이다. 그림 2.2.2-3 표시된 실선 윗 부분에서는 격실 특성길이가 최소 DDT 특성 길이보다 작기 때문에 DDT가 일어나지 않고, 대신 아래 부분에서는 DDT가 발생한다.

다양한 기하학적 형태가 격납건물 안에서 발견되었기 때문에 특성길이,  $L_c$ , 와 기하학적 형태와의 연관 관계를 정리하였다 [45]. 직육면체 구조 제어체의 전형적인 방 형상은 그림 2.2.2-5에 나타나있으며, 종이 면과 수직인 방 폭은  $W$ , 방 길이는  $L$ , 장애물까지의 높이는  $d$ , 그리고 방 높이는  $H$ 이다. 여기서 blockage ratio BR 은  $1 - (d/H)^2$  로 정의된다.

Case 1 :  $L \sim H \sim W$  ( $BR < 0.5$ ) 인 격실 형태 일때,  
 $L_c = (L + H + W) / 3$  또는  $L_c = (L \times H \times W)^{1/3}$  (2.2.2-37)

Case 2 :  $L \sim H \gg W$  ( $BR < 0.5$ ) 인 평평한 격실 형태 일때,  
 즉 방 폭  $W$ 가  $L$  이나  $H$ 에 비해 상당히 작을 때  
 $L_c = (L + H) / 2$  (2.2.2-38)

채널 구조 제어체적의 전형적인 채널 형상은 그림 2.2.2-6에 나타나 있으며 종이 면과 수직인 채널 폭은  $W$ , 장애물 간격은  $S$ , 장애물에서의 높이는  $d$ , 그리고 채널 직경은  $H$ 이다

Case 1 :  $S \sim H$  ( $BR < 0.5$ ) 인 격실 형태 일때  
 $L_c = 2.5 S$  (2.2.2-39)

Case 2 :  $S \ll H$  또는  $S \gg H$  ( $BR < 0.5$ ) 인 형태 일때  
 즉 장애물 간격이 채널 직경  $H$ 에 비해 상당히 작거나 클 때  
 $L_c = 2.5 H$  (2.2.2-40)

식 (2.2.2-35)과 그림 2.2.2-7 [46]을 이용하여 여러 가지 수소-중기 농도에서의 detonation cell size와 DDT가 가능한 최소 detonation 격실 크기를 표 2.2.2-7에 나타냈다. 만약 주어진 혼합물을 갖는 격실 특성 길이가 최소 DDT 특성 길이보다 크면 DDT는 발생한다. 예로서, 만약 수소 농도가 대기가 건조한 조건에서 10% 이면 DDT 발생이 가능한 최소 특성 길이는 35m를 넘어야 된다. 역으로 격실 최소 특성 길이가 35m 이하이면 DDT는 일어나지 않는다. 이 표 2.2.2-7은 만약 격실 내 수소-중기 농도를 예측할 수 있으면 DDT 가능성을 결정하는데 사용할 수 있다

#### 라. 피동형 수소 결합기 (PAR)

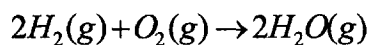
##### (1) 모델 개발 현황

중대사고시 수소제어의 최종방안으로 수소점화기 (igniter)와 피동형 수소

결합기 (PAR)가 제시되어 사용되고 있다. 수소점화기는 이미 그 성능이 충분히 입증되었으나 효과적인 성능발휘를 위해서는 적절한 성능해석을 통한 설치위치의 선정이 중요하게 대두되고 있다. PAR는 스테인리스 스틸로 제작된 직육면체 상자로, 위, 아래가 개방되어 있으며, 상자 하단부에 수직방향으로 촉매제가 코팅되어 있는 카트리지가 수십 개가 꽂혀져 있어 카트리지가 사이로 수소를 포함한 가스혼합체가 흐르도록 되어 있는 장치이다.

현재 PAR는 독일의 Siemens사 및 NIS사, 캐나다 AECL, 그리고 스위스 등이 총 4곳에서 제작되고 있다. 이 중 원자력발전소에 적용 사례가 있는 제품은 Siemens사의 것이 유일하며, 타 회사가 단일 사양의 제품을 제시하는데 반해 Siemens사의 경우, 다양한 사양의 제품을 공급하고 있다. 제품의 모양은 사용하는 촉매제 및 카트리지가 모양에 따라 다르기도 하지만 Siemens와 캐나다가 유사하며, 스위스와 NIS가 또한 유사하다. 그림 2.2.2-8 과 2.2.2-9 는 독일 Siemens사와 NIS사가 제작하는 PAR의 외양을 나타낸다.

PAR는 촉매를 이용하여 다음과 같은 반응을 거쳐 생성된 수소를 제거한다:



촉매제로는 백금 (platinum, Siemens와 스위스에서 사용) 또는 팔라듐 (palladium, NIS에서 사용)을 사용하며 이 촉매제가 장치 하단부에 설치된 카트리지가 사이로 형성된 유동 속에 포함된 수소와 산소를 결합시킨다. 이 때 생성되는 수증기는 상부로 올라가고 수증기 생성 반응 시 생기는 반응열의 온도 구배에 의한 부력으로 장치 상부를 빠져 나오게 된다. 그리고 이 유동으로 인해 격실내의 다른 기체들을 장치 하단부에 개방되어 있는 카트리지가 입구로 유입됨으로써 연속적인 수소의 재결합이 이루어지게 된다. 특히 PAR 장치 상부의 통로를 충분히 길게 해줌으로써 굴뚝효과 (chimney effect)를 일으켜 카트리지가 입구로의 기체유입을 원활히 해주고 수소 재결합효율을 높여주도록 설계되어 있다. 카트리지를 통과한 기체 및 재결합으로 발생된 수증기가 반응열에 의해 데워진 상태에서 장치 상부를 통해 격납 건물로 유입, 혼합되므로 자연혼합대류 및 PAR에 의해 유도된 혼합대류를 형성시켜 가연성 기체의 혼합을 돕는 장점이 있다.

PAR는 그 기능상의 장점 때문에 1992년 이 후 타당성 검토 및 연구개발 항목으로 미국, 프랑스, 독일, 캐나다 등에서 많은 연구가 진행되고 있다. 포

2.2.2-8에 PAR와 관련된 검증 연구 현황을, 그리고 표 2.2.2-9에는 각 국의 PAR 설치 현황을 각각 정리하였다. 벨기에 Doel 원전의 실제 적용사례를 감안하면 PAR의 기능 및 성능은 전반적으로 입증되었다고 볼 수 있고, 다만 PAR 작동에 따른 역기능 평가, 중대사고시의 특수한 환경 하에서의 영향 등에 대해서는 일부 검증되지 않은 점이 있으며 연구가 진행 중에 있다. 현재 까지 규명된 PAR의 기능을 요약하면 다음과 같다:

- 수소 농도가 높을수록 PAR의 재결합율은 크고 혼합 기체내의 수증기가 존재하더라도 재결합율은 전혀 영향을 받지 않는다.
- 격납건물이 건조 (dry) 상태를 유지할 경우, 최소 수소연소 가능한계 (약 5% 이상)보다 낮은 농도에서 수소를 제거할 수 있다. (2-3%)
- 격납건물이 wet 상태일 경우, 재결합에 의한 발열열이 촉매제 표면의 물방울을 증발시키기 전까지는 작동지연이 불가피하지만 현재 방수코팅을 사용하여 초기 wetting을 방지하고 있어 작동 지연은 큰 문제가 되지 않는다.
- 촉매제의 소멸이 없으므로 장기적인 aging 문제는 없다. 하지만 촉매제 표면에 오염물질 (iodine, 액체, 에어로졸, 검댕 등)이 부착될 수 있으므로 주기적인 점검이 요구된다.

## (2) PAR 모델 비교

PAR에 대한 모델은 대상에 따라 Siemens, NIS PAR에 대한 모델로, 그리고 모델의 특성에 따라 실험적, 해석적 모델로 나눌 수 있다. 주요 코드 내에 삽입되어 쓰이는 모델은 대부분 실험을 바탕으로 한 상관식 형태의 모델이며 현재 PAR 모델이 포함되어 있는 GASFLOW 코드를 비롯하여 GOTHIC, MAAP4 등의 기존 해석코드에 PAR 모델을 삽입하는 연구가 진행 중에 있다. PAR와 관련된 대표적인 실험적 모델을 아래에 정리하였다.

### (가) Fischer (NIS) 모델

Fischer 모델의 수소제거 능력은 실험적으로 결정되었고 또한 이 실험에 상응하는 상관식으로 개발되었다. Fischer 모델은 체적  $10\text{m}^3$ 의 test vessel에서 단면적이  $0.1 \times 0.1 \text{ m}^2$ 의 PAR 모사체를 이용한 실험과  $1 \times 1 \text{ m}^2$  프로토타입의 실험을 통하여 상관식 형태의 PAR 모델을 제안하였다.

NIS의 재결합기를 통과하는 정상상태 체적유량 ( $Q_0$ )은 다음과 같으며,

$$Q_0 = a(Y_{H_2, IN})^b$$

여기서,  $Y_{H_2, IN}$ 는 재결합기 입구에서의 수소 부피 비 (volume fraction)를 나타내며, 상수는 실험적으로 다음처럼 결정된다:

$$a = 0.67 \times 10^6 \text{ (cm}^3/\text{s)},$$

$$b = 0.307$$

시간에 따른 유량,  $Q(t)$ ,은 다음과 같은 미분식으로 표현된다:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{\tau}(Q_0 - Q)$$

여기서,  $\tau$ 는 relaxation time constant (실험적으로 대략 1800초)를 나타낸다. PAR의 효율은 입구와 출구에서의 농도 측정치를 비교하여 0.846을 사용하며, 이러한 수치 값들은 모두 표준 모델에 대하여 얻어진 값으로, 보다 작은 모델은 약간 적은 유량율을 보여준다.

#### (나) EPRI NIS 모델

ALWR (AP600) DBA 시 PAR에 의한 수소제어 분석을 위한 PAR test를 재평가하기 위해 실험을 통하여 NIS PAR에 대한 모델을 수정하였다. Full scale 실험 및 PAR segment 실험 후에 다음과 같이 모델을 제안하였다.

$$R = 50172 \times (C/100)^{1.307} \times P/(T+273.15)$$

여기서, C는 입구 수소농도 (vol.%), P는 압력 (bars), 그리고 T는 입구에서의 기체 온도 (°C)를 나타낸다.

#### (다) MAAP 모델

EPRI-ALWR 프로그램으로 PAR 모델이 MAAP4에 새로이 추가되었다. 수소제거 상관식은 NIS PAR를 위해 H2PAR라는 부프로그램 안에 다음의 상관식으로 추가되었다:

$$R(\text{kg/hr}) = 5596037 * (0.029883 * \text{Ch}^2 + 0.001009 * \text{Ch}) * P / T$$

여기서, P는 압력 (bar), T는 절대 온도( °K), Ch는 수소 몰 비 (hydrogen mole fraction)를 의미한다.



표 2.2.2-1. MAAP 연소 모델에 관련된 Subroutine

Subroutine	Description	Calling Subroutines	Subroutines called
AUXEVT	Evaluste Containment conditions And Processes and set corresponding containment Event codes	EXVIN, FLAMM, FLASH, IGBURN, NFMF, STMSIU, STWATF, UCRDR	AUXREG, EVENTS
AUXREG	Generalized Containment region routine for calculating thermal hydraulic processes, pressure and temperature in compartments	AUXESF, AUXEVT, AUXFLO, AXWFLO, BENCH, BURN, CBURN, CPST, CVWATR, DEBRIS, ENTRAN, GASTRN, HSNKRB, HTICE, INTERF, PSATW, PTCAL, QNCHTK, RATES, RATES1, REGNAM, SOLVR1, SOLVR2, SPRAY, STMSIU, STRAIN, TFWATR, THCW, TPPROP, VISCW, WSTPOL, WXVRB	DIFFUN, XCHK
IGBURN	Predict combustion completeness and duration	SUAD	AUXEVT
SUAD	Calculate laminar flame speed		IGBURN
BURN	Hydrogen and carbon monoxide combustion calculation		AICC, AUXREG, CBURN
AICC	Calculate Adiabatic Isochoric Complete Combustion(AICC) temperature	BURN, CPST, SWATER	FLAMM
FLAMM	Calculate flammability limits for complete burn, incomplete burn, autoignition, & AICC pressure & temperature	AICC, FLIM	AUXEVT
FLIM	Calculate fuel mole fraction of upward flammability limits given inertant fraction		FLAMM

표 2.2.2-2. 표준온도와 압력에서 수소와 일산화탄소의 화염한계[46, 47]

H <sub>2</sub>	Limit (Volume Percent Fuel)	
	LFL	RFL
Upward Propagation	4.1	74
Sideward Propagation	6.0	
Downward Propagation	9.0	74
CO		
Upward Propagation	12.5	74
Sideward Propagation	13.5	
Downward Propagation	15.0	71

표 2.2.2-3. Liu-MacFarlane 연소속도 상호관계 [46]

H <sub>2</sub> fraction	X < 0.42 (X는 수소농도)	X > 0.42
A1	0.04644	0.04644
A2	-0.2119	0.09898
A3	0.2344	-0.1264
A4	1.571	1.571
A5	0.3839	0.2476
A6	-2.21	-2.24

표 2.2.2-4. 수소 농도별 초음속연소 발생 가능성 등급 [38]

혼합물 등급	수소 몰분율 (0%증기)	Equiv. Ratio (0%증기)	Cell Width (mm)	수소 몰분율(0%증기)	Equiv. Ratio (0%증기)	DDT 가능성
1	24-30	.75 - 1.0	20-15	38-30	1.5-1	초음속연소 가능성 매우 높음
2	21-24	.63 - .75	40-20	48-38	2.2-1.5	등급1보다 낮지만 초음속연소 가능성이 높음
3	15-21	.42 - .63	320-40	63-48	4.1-2.2	기하학적 배열이 DDT에 도움을 주도록 배열되어 있는 경우 DDT 발생이 관찰됨
4	13.5-15	.37 - .42	1200-320	70-63	5.6-4.1	DDT가 관찰되지 않음
5	<13.5	< .37	> 1200	no data	> 5.6	DDT 발생이 어려움

표 2.2.2-5. DDT 발생 촉진 기하학적 특징 분류 [38]

기하학 등급	내용
1	미연소가스 팽창로에 장애물이 존재하는 국한된 대형 기하학적 형상. 장애물이 있으면, 개방된 쪽에서 폐쇄된 방향으로 점화가 진행되는 대형 튜브
2	기하학적 형상은 등급 1과 유사하나 튜브가 양쪽으로 개방되어 있거나, 가로 방향으로의 venting이 있는 경우
3	화염가속을 야기시킬 수 있는 적당한 기하학적 형상으로 장애물이 있는 개방 튜브
4	소수의 장애물과 화염의 가로 방향으로 상당한 venting을 가진 대형 튜브
5	제한되지 않은 기하학적 형상

표 2.2.2-6. 혼합물 및 기하학적 등급에 관한  
SHERMAN/BERMAN RESULT CLASS [41]

혼합물 등급 \ 기하학 등급	1	2	3	4	5
1	I	I	II	III	IV
2	I	II	III	IV	V
3	II	III	III	IV	V
4	III	IV	IV	V	V
5	IV	V	V	V	V

Result Class I : DDT 가능성 매우 높음

Result Class II : DDT 가능성 있음

Result Class III : DDT 가능 할 수도 있음

Result Class IV : DDT 가능성이 매우 낮음

Result Class V : DDT 가능성이 거의 없음

표 2.2.2-7. 373K 때 수소와 증기 혼합물에서의 detonation cell width와 DDT 가능 최소 특성길이

H Y D R O G E N C O N C. (%)	Name	Steam Concentration (%)							
		0	5	10	15	20	25	30	35
10	Detonation Cell Width(m)/ Min. DDT Characteristic Length (m)	5/35	N	N	N	N	N	N	N
13		0.3/2.1	1/7	4/28	N	N	N	N	N
15		0.15/1.05	0.4/2.8	1/7	5/35	N	N	N	N
18		0.05/0.35	0.1/0.7	0.3/2.1	1/7	5/35	N	N	N
20		0.03(D)	0.05/0.35	0.15/1.05	0.4/2.8	1.3/9.1	5/35	N	N
25		0.01(D)	D	0.05/0.35	0.1/0.7	0.2/1.4	0.7/4.9	2/14	N
30		0.005(D)	D	D	0.03/0.21	0.1/0.7	0.3/2.1	0.8/5.6	3/21
35		0.002(D)	D	D	D	0.09/0.63	0.3/2.1	0.7/4.9	2/14
40		0.007(D)	D	D	0.07/0.49	0.15/1.05	0.4/2.8	1.2/8.4	4/28
45		0.01(D)	D	0.05/0.35	0.1/0.7	0.3/2.1	1/7	4/28	N
50		0.03(D)	0.05/0.35	0.1/0.7	0.3/2.1	0.9/6.3	3/21	N	N
55		0.05/0.35	0.09/0.63	0.2/1.4	0.7/4.9	3/21	N	N	N
60		0.1/0.7	0.2/1.4	0.5/3.5	3/21	N	N	N	N
65		0.2/1.4	0.5/3.5	2/14	N	N	N	N	N
70		0.5/3.5	1.5/10.5	5/35	N	N	N	N	N
75	1/7	5/35	N	N	N	N	N	N	
80	3/21	N	N	N	N	N	N	N	

N : Not Detonable ( Code에선 최고 DDT 특성 길이를 100m 사용)

D : Detonable in any compartment because the limiting scale is about 0.35m

표 2.2.2-8. PAR 관련 검증 연구 현황

Country	Institute	Activity	Year
Germany	Karlstein Laboratories	development and qualification	1989
		application for patent	1990
		patent granted	1995
Germany	Bettelle-모델 Containment	performance test in a multicompartment geometry	1991
Belgium		qualification, development of calculation method, partition consideration	1993
France	Cadarache	EDF-KALI tests; qualification for 900 MW PWR and French accident scenario	1995
USA/France	Cadarache	EPR/EDF-KALI tests; qualification for US-ALWR, CEA	1995/1996
France	Cadarache	aerosol poisoning test, H <sub>2</sub> -PAR program	1996
Germany	Bettelle-모델 Containment	multirecombiner test in a multicomprtment geometry	1996

표 2.2.2-9. 각 국의 PAR 설치 현황

Country	Plants	Pieces Supplied	Status
Belgium	Doel 1	24	operable
	Doel 2	26	operable
	Doel 3	40	operable
	Doel 4	37	under construction
	Tihange 1	37	under construction
	Tihange 2	38	operable
	Tihange 2	42	under construction
Tschechian	Dukovany 1	16	under construction
	Dukovany 2	16	under construction
	Dukovany 3	16	under construction
	Dukovany 4	16	under construction
	Temelin 1	22	under construction
	Temelin 2	22	under construction
Hungary	Paks 1	16	under construction
	Paks 1	16	under construction
	Paks 1	16	under construction
	Paks 4	16	under construction
Netherlands	Borssele	20	under construction
Slovakia	Bohunice	16	under construction
	Mochovce	16	under construction
Russia	Kalinin 3	50	under construction

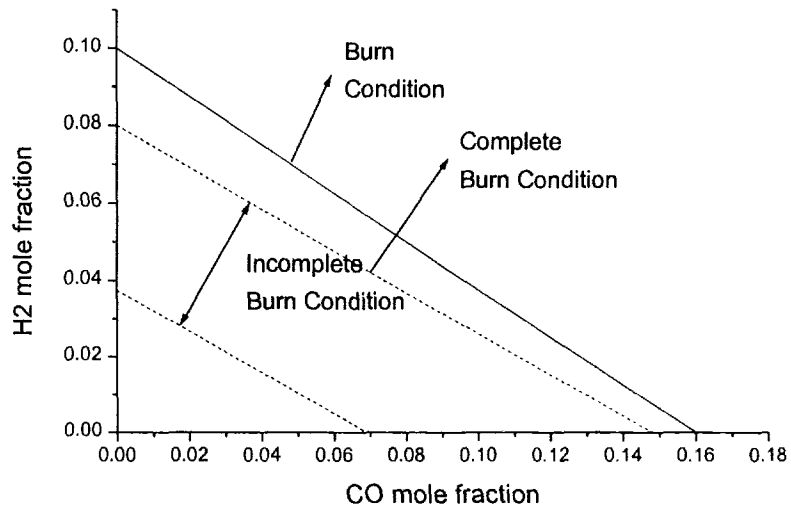


그림 2.2.2-1. 점화원이 없는 경우 MELCOR 불완전 연소 범위

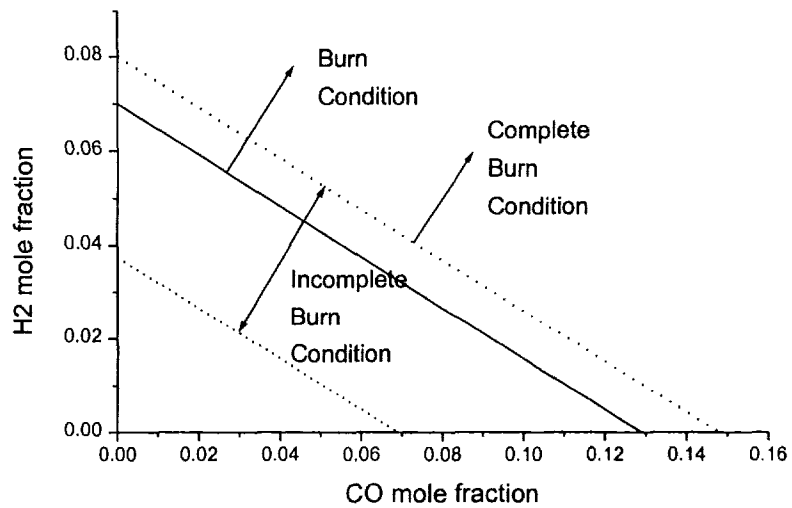


그림 2.2.2-2. 점화원이 있는 경우 MELCOR 완전연소 범위



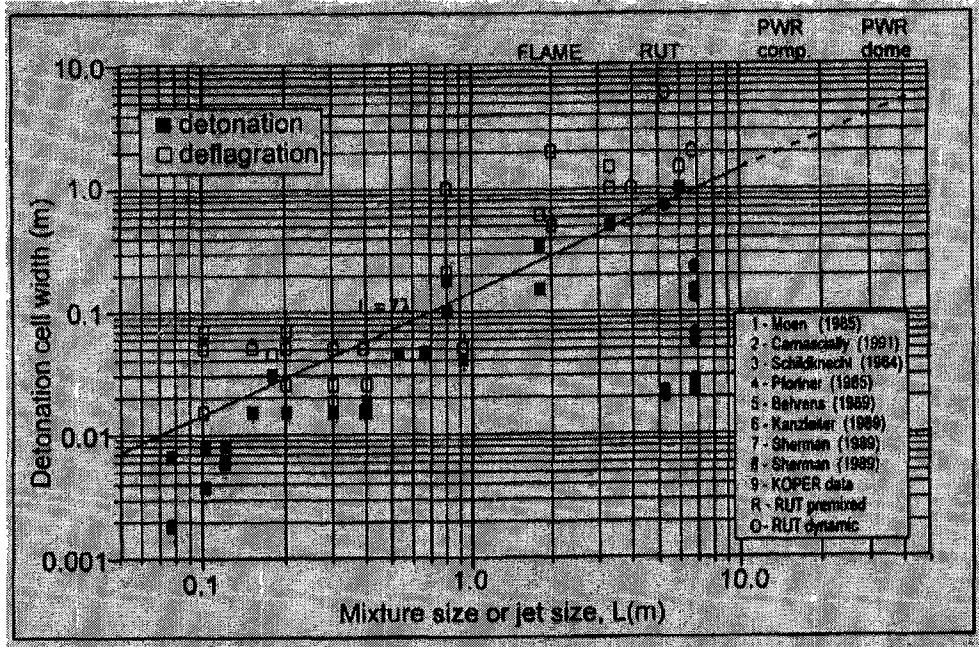


그림 2.2.2-3. 제한된 체적 내 Turbulent Jet 시작과 DDT에 관한 실험 자료 [44]

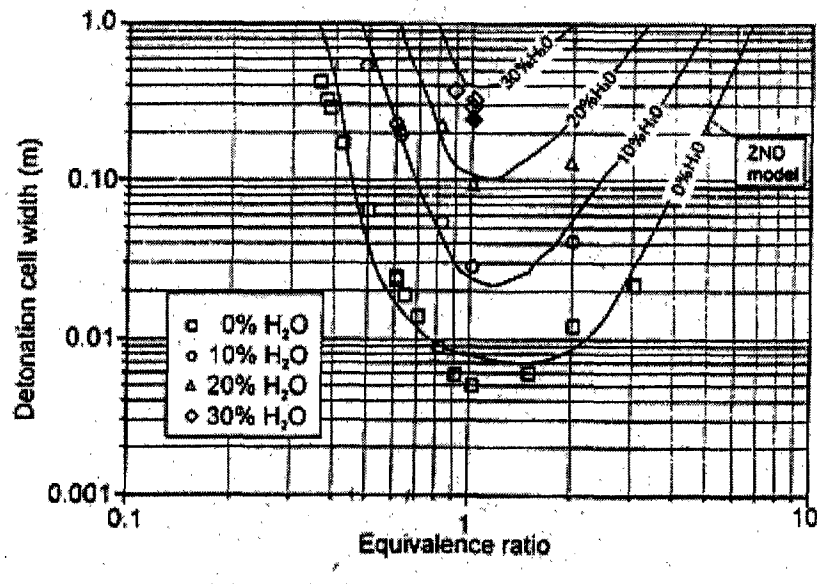


그림 2.2.2-4. 373K와 일정한 공기 비열을 갖는 수소, 수증기 혼합물의 측정되고 계산된 detonation cell 크기

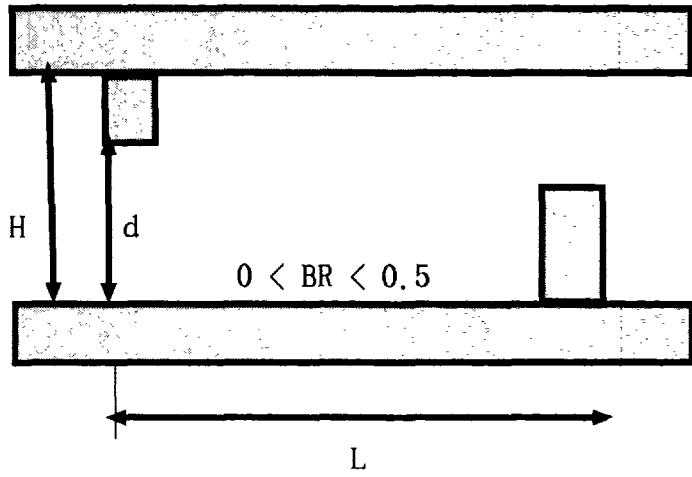


그림 2.2.2-5. 직육면체 구조 제어체적의 전형적인 방 형상 측면도 [45]

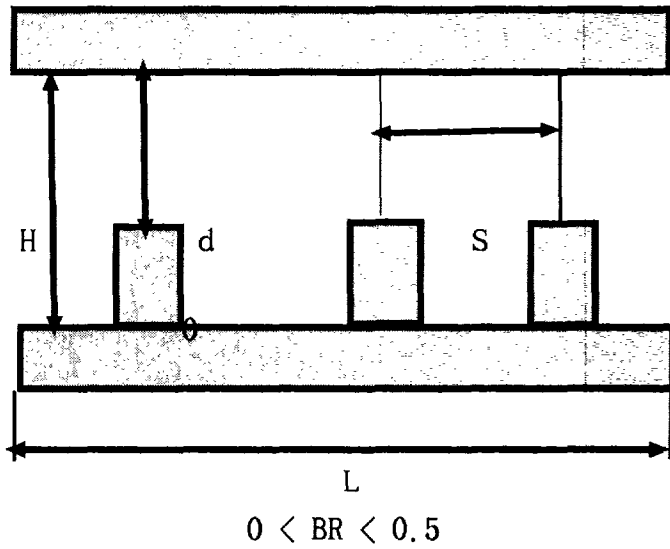


그림 2.2.2-6. 채널 구조 제어체적의 전형적인 채널 형상 측면도[45]

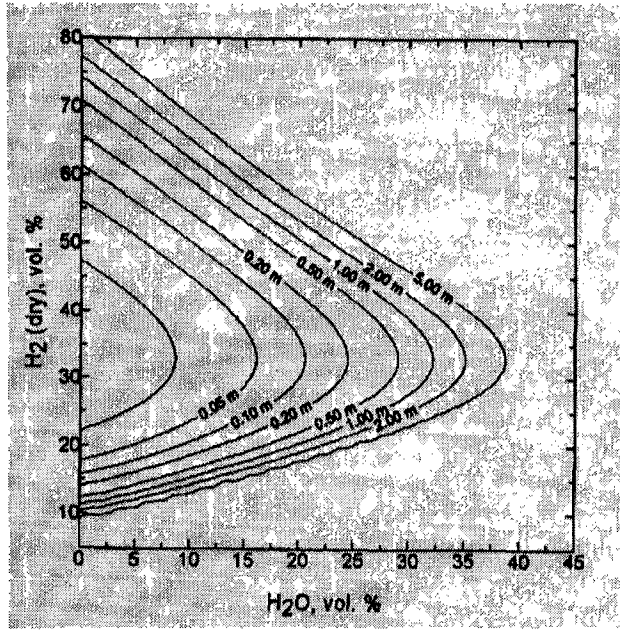


그림 2.2.2-7. 375K 대기압에서 수소, 수증기 혼합물의 detonation cell 크기 [46]

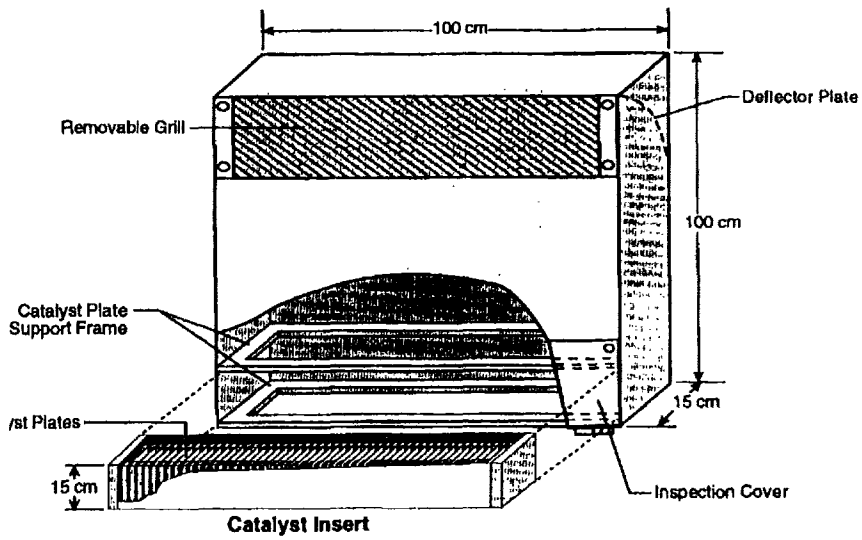


그림 2.2.2-8. 독일 Siemens의 PAR 장치

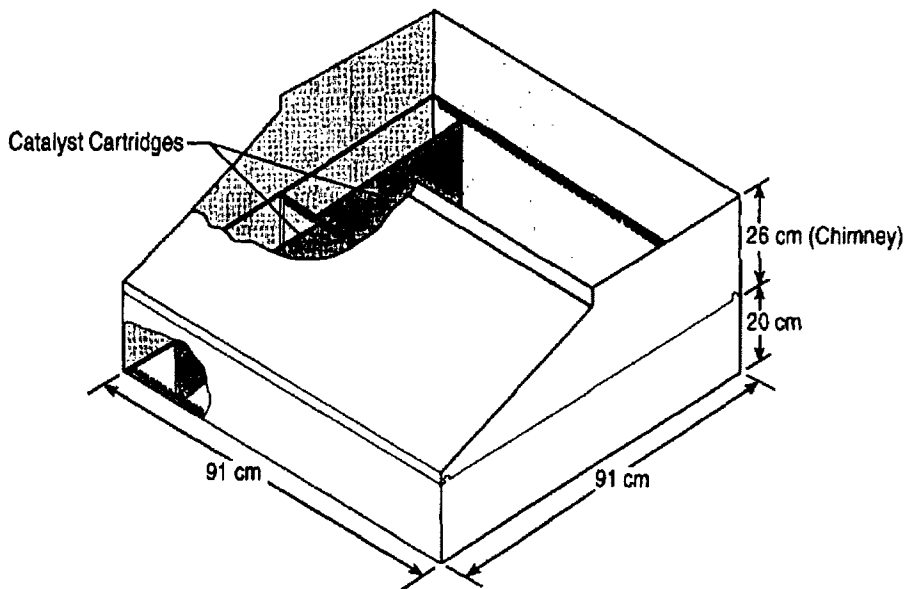


그림 2.2.2-9. 독일 NIS PAR장치

### 3. 증기폭발 연구 현황

#### 가. 실험 연구 현황

증기폭발을 연구하기 위하여 많은 실험들이 수행되어 왔다. 증기폭발 실험은 실험에 사용되는 냉각수의 질량에 대한 용융물의 질량비에 따라서 크게 소규모 실험과 대규모 실험으로 나눌 수 있다. 때때로 이 질량비 대신에 용적비를 사용하는 것이 소규모 실험과 대규모 실험을 구분하는데 편리할 때가 많다.

소규모 실험이란 냉각수와 용융물의 상대적 체적비가 비교적 큰 실험을 말한다. 대표적인 소규모 실험으로는 한 방울의 용융물을 냉각수에 떨어뜨리거나 입사시키는 실험과 비교적 작은 냉각수 풀에 다량의 용융물 풀을 주입하는 실험을 들 수 있다. 소규모 실험은 냉각수와 용융물이 반응하였을 때 이로 인해 발생하는 기계적인 힘이 작아서 투명한 창을 가진 실험용기 내에서 가능하다. 따라서 고속카메라 등에 의해 사진촬영이 가능하여 증기폭발의 메커니즘의 연구에 매우 유용하다. 많은 소규모 실험들이 기폭현상, 용융물 분쇄, 막비등 거동 등 증기폭발의 기본적인 메커니즘을 연구하기 위하여 수행된 바가 있다.

그러나 이러한 소규모 실험들이 증기폭발의 기본적인 메커니즘의 연구에 유용하기는 하지만 실제로 원자력발전소에서 증기폭발이 일어났을 때 발전소의 안전성여부를 판단하기에는 부족하다. 실제적인 증기폭발은 용융물이 냉각수를 통과하면서 혼합, 기폭, 폭발의 성장 및 진행 등을 거치게 되고, 마지막으로 증기폭발로 생성된 압력이 주위 구조물에 기계적인 손상을 미치는 일련의 과정을 거치게 된다. 따라서 이러한 원자력발전소의 안전성과 관련하여 증기폭발을 연구하는데 있어서는 이러한 일련의 과정을 관찰할 수 있는 대규모 실험이 요구된다. 대규모 실험을 통하여 다음과 같은 궁금증을 해결할 수 있는 유용한 정보를 얻을 수 있을 것이다.

- 증기폭발을 일어나게 할 수 있는 초기조건 및 용융물과 냉각수로 구성된 혼합체의 기하학적인 조건
- 증기폭발이 일어났을 때 폭발의 성장 및 진행

- 증기폭발로 인하여 열에너지가 기계적 에너지로 변환되는 에너지 변환비
- 실제로 증기폭발사고가 일어났을 때 실험결과를 이 사고에 적용할 수 있는지를 파악할 스케일링 효과

여기서 대표적인 증기폭발 연구에 관련될 만한 소규모 실험 및 대규모 용융물-냉각수 반응실험 중에서 몇 가지를 소개한다.

### (1) 소규모 실험

Witte 등[49]은 8.4cm 직경, 20cm 길이를 가진 석영튜브 내부에 물을 채워 놓고 3-4g 정도의 용융물 (납, 비스무스, 주석)을 떨어뜨리는 단일 용융물 방울 낙하실험을 수행하였다. 이 실험의 목적은 용융물의 분쇄 메커니즘을 조사하기 위한 것이었다. Witte 등은 이 실험을 관찰한 후에 용융물 분쇄의 직접적인 이유는 압력차, 표면장력 변화, 혹은 어떤 열적 요인에 의한 증기막의 붕괴로 인한 것이라고 제안하였다.

Dullforce 등[50]은 자발기폭 반응에서 냉각수의 온도효과를 조사하였다. 이들은 냉각수 풀에 12g의 용융주석을 투입하였다. 온도 반응 지대에서 좌측 수직 경계면은 주석의 용융점에 가까운 온도를 갖게 되고, 바닥경계는 냉각수의 어는점에 가까운 온도를 가진다. 윗면 경사 경계는 주어진 용융물의 온도하에서 자발기폭 반응이 일어나기 위해서는 냉각수가 어느 정도의 과냉각 상태에 있어야함을 의미한다. 온도반응지대의 수직경계와 경사 경계는 용융물의 질량에 의존한다고 제안되었다. 즉, 용융물의 질량이 감소함에 따라 수직 경계는 오른쪽으로 경사경계는 아래로 이동한다는 것이다.

Arakeri 등[51]은 증기폭발의 기폭현상을 조사하기 위하여 냉각수에 용융주석 방울을 투입하는 실험을 실시하였다. 이 실험의 관측 후에, 그들은 최초 막비등으로부터 천이비등 혹은 핵비등 발생이 기폭의 메커니즘이라고 주장하였다. 또한, 자발기폭반응을 위해 요구되는 초기 용융주석 온도의 문턱 값은 냉각수내에서 안정된 열 성층을 도입함으로써 인하여 상당히 감소될 수 있는 것으로 관측되었다. 이런 사실은 비록 계산된 용융물-냉각수의 접촉면 온도가 냉각수의 균질 비등 온도보다 낮을지라도 증기폭발은 가능

하다는 것을 보여준다.

Kim 등[52]은 냉각수 용기 바닥에 기계적인 충격을 가함에 의해 기폭을 가한 산화철과 냉각수의 폭발 실험을 수행하였다. 이 실험에서는 냉각수의 점도를 증가함에 의해 폭발이 억제되는 현상을 관측되었다. Kim은 이런 현상이 증기막의 성장과 붕괴에 있어서 냉각수의 점도 증가가 증기막의 불안정성의 성장률을 감소시킴에 의해 발생된다고 제안하였다.

소규모 실험으로부터 다음과 같은 정보를 얻을 수 있다:

- 용융물과 냉각수의 최초 접촉에서부터 폭발적 반응까지는 어떤 지연시간(Dwell Time)이 요구된다. 이 지연시간이 용융물의 온도가 증가할수록, 냉각수의 온도가 증가할수록 길어진다는 점에서 용융물과 냉각수의 반응의 시작은 증기막의 불안정화에서 그 원인이 있음을 유추할 수 있다.
- 강력한 용융물과 냉각수의 반응이 일어나는 온도 반응 지대(Temperature Interaction Zone)가 존재한다. 용융물 온도의 최하점은 냉각수의 자발 비등온도에 가까운 온도이다.
- 강력한 용융물과 냉각수의 반응은 용융물의 분쇄를 동반하는데, 좀더 효과적인 반응이 일어날 수록 좀더 세립의 용융물 분쇄가 일어난다.
- 대부분의 반응실험에 있어서 증기막의 붕괴가 일어나기 전에 용융물이 고화된다면 강력한 용융물-냉각수 반응은 없다. 용융구리를 사용한 실험에서는 열하중으로 생성된 용융물의 고화된 껍질의 균열을 통하여 강력한 반응이 일어났다.
- 비응축성 가스의 존재는 용융물과 냉각수사이의 직접접촉에 완충물 역할을 하게되어 자발적인 폭발을 억제한다.

## (2) 대규모 실험

### (가) FITS 실험[53]

SNL에서는 실험에서는 원자력발전소 안전성과 관련하여 다음 세 가지의 목표를 달성하기 위한 FITS (Fully Instrumented Test Series) 실험을 수행하였다. 첫 번째가 실험을 통하여 증기폭발시 생성되는 압력파의 크기 및

발생되는 기계적인 일량을 측정하는 것이다. 두 번째는 경수로에서 강력한 용융물-냉각수 반응을 기폭할 수 있는 초기조건이 무엇인가를 연구하는 것이다. 마지막으로, 증기폭발시 생성되는 압력파의 진행특성을 조사하는 것이다.

이 실험에서는 냉각수액상 및 기상에서의 압력데이터, 생성되는 기계적인 일의 양, 용융파편의 크기, 그리고 시각적인 관찰 등 많은 데이터가 측정되었다. 실험에는 철-알루미늄 합금과 코륨이 사용되었다. 측정된 압력 파형은 매우 크고 가파른 증가형태를 보여준다. 코륨이 사용되었을 때에도 증기폭발 현상이 관찰되었으며, 코륨이 사용되었을 때의 에너지 변환비도 철-알루미늄이 사용되었을 때와 비슷하였다. 측정된 에너지 변환비는 0-3% 정도였다. 또한, 주위의 압력이 높을 경우 (1 MPa)에는 강력한 증기폭발을 발생시키기 위해서 좀더 큰 외부 기폭력을 요구하는 것이 알려졌다.

#### (나) FARO 실험[54]

FARO 실험 장치는 원자력발전소 안정성 관련 쟁점을 연구하기 위하여 이태리의 유럽 연합 연구 센터에 건립되었다. FARO 실험의 목적은 중대사고 발생시와 같이 고압 하에서 용융물의 냉각되는 전체적인 거동을 관찰하는 것이다. FARO 실험에서는 코륨( $UO_2/ZrO_2$ , 80%, 20%) 150kg정도를 5MPa하의 포화냉각수에 직경 10cm의 직경 형태로 투하였다. 이 실험에서 자발적인 증기폭발은 없었으며, 코륨은 냉각수에 투하되어 4-5mm 직경을 가진 작은 알갱이로 분쇄되었으며, 상당부분 냉각됨으로써 FARO 반응용기 바닥의 열하중이 매우 작았다. 이 실험에서는 자발적인 증기폭발이 잘 발생하지 않는 근거로 코륨이 매우 작은 알갱이로 분쇄되어 냉각되었고, 상당량의 수소가 발생한다는 자료를 제시하였다.

FARO 실험이 원자력발전소 중대사고 관련 연구에서 중요한 위치를 차지하는 것은 다음과 같은 이유에서이다. 첫째로, 이 실험에서는 원자력발전소 중대사고시 생성되는 것과 같은 용융물( $UO_2/ZrO_2/Zr$ )을 사용한다. 둘째로, 이 실험이 수행되는 온도 및 압력 조건 등이 전형적인 원자력발전소 중대사고 조건이다. 셋째로, FARO 실험에서는 원자력발전소 중대사고시 원자로용기 내에서의 냉각수와 같은 깊이의 냉각수풀에 비교적 대량의 용융



물 (150Kg)이 투입된다. 마지막으로, FARO 실험은 냉각수의 초기온도 및 압력 등 그 실험 조건이 명확하며, 실험 수행의 전반에 걸쳐 압력 파형이 완벽히 측정되었다.

#### (다) KROTOS 실험[55]

지금까지 수행된 대부분의 실험은 증기폭발 연구에 있어서 정성적으로 많은 도움을 주었다. 그러나, 이러한 실험을 바탕으로 컴퓨터 모델을 개발하고 분석하기 위해서는 정량적인 데이터가 요구된다. 이와 같은 정량적인 데이터의 제시하려는 목적으로 이태리, Ispra에서는 KROTOS 실험장치가 건립되었다.

KROTOS 실험은 증기폭발 실험 중에서 가장 일차원적으로 잘 조절된 실험이다. 이 실험에서 용융물은 길고 좁은 철제 튜브에 담겨진 냉각수 플에 주입된다. 용융물 제트가 냉각수에 투입되어 용기바닥까지 가는 동안 붕괴(Breakup)되고 냉각수와 혼합된다. 용융물과 냉각수가 수초에 걸쳐 혼합을 이룬 뒤에 실험용기 바닥에 장치된 기폭장치(고압가스)가 고압의 가스를 방출하고, 이 고압가스 방출로 인해 기폭이 일어나고 혼합체 영역을 지나가는 압력파를 생성한다.

KROTOS 실험에서는 용융물로는 용융주석, 용융알루미나( $Al_2O_3$ ), 코륨( $UO_2 / ZrO_2$ )이 채택되었다. 실험결과 용융물의 종류에 따라서 상당히 다른 증기폭발 현상을 보여 주고 있다. 용융주석을 사용한 실험에서는 그 폭발 압력파가 10MPa이하로 나타났는데 반해서 용융알루미나를 사용한 실험에서는 압력파가 100MPa에 상당하는 압력파를 보여주었다. 더욱이 용융알루미나를 사용한 실험 중에서 몇몇은 외부기폭장치의 도움 없이 자발폭발이 발생하기도 하였다. 실험 후에 관측된 용융파편의 분포를 보면 용융주석을 사용한 경우에는 비교적 크고 거친 형태의 것이 주된 것이었으며, 용융알루미나를 사용한 경우에는 그 용융파편이 작고 구형에 가까운 잘 분쇄된 형태를 이루고 있다.

코륨( $UO_2 / ZrO_2$ )을 사용한 실험에서는 외부 기폭 (200J)을 사용하여 다양한 과냉각 냉각수(10-20K, 80K)에서 증기폭발 현상관측을 시도했다. 상대

적으로 좁은 원통형 실험 장치(직경 9cm)에서 수행한 실험에서 용융물은 혼합시 비교적 작은 1-3mm로 잘게 부숩졌으나, 강력한 증기폭발은 발생하지 않았다. 이러한 결과는  $Al_2O_3$ 를 사용한 실험결과와는 매우 다른 결과이다. 좀더 넓은 원통형 실험장치 (직경 20cm)에서 수행한 실험에서는 비교적 작은 20MPa 정도의 폭발압력이 측정되었으나, 아쉽게도 KROTOS 실험 계획이 완료되어 이에 대한 분석자료가 미진한 편이다.

#### (라) TROI 실험 현황[56]

TROI 실험장치는 한국원자력연구소에서 노외 증기폭발 현상에 초점을 맞춰 건립되었다. 이 실험에서는 상대적으로 넓은 반응 단면적을 갖은 냉각수에 5-10cm 직경의 코를 투하하여 노심용융물의 폭발성 규명 및 에너지 변환비 측정을 목표로 하고 있다. 이 실험에서는 코를 투하에 앞서  $ZrO_2$  용융물 5kg을 투하하였는데 이 실험에서 자발적인 증기폭발을 관측하고 그 압력 파형을 측정하였다. 노심 용융물의 주요구성성분인  $ZrO_2$ 의 자발폭발은 노심 용융물의 자발폭발 가능성을 암시하는 것이어서 매우 주목되는 결과이다. 최근에는  $UO_2/ZrO_2$  (70%, 30%) 용융물 10kg을 냉각수에 투하하는 실험을 실시하였는데 이 실험에서도 자발증기폭발이 발생하여 KROTOS 실험과는 매우 상이한 결과를 보여주고 있다. 이 실험은 2005년까지 수행할 계획인데 노심 용융물의 폭발성 규명 및 에너지 변환비 측정 등으로 원자력발전소 안전성 평가의 정량화에 상당히 기여할 것으로 예상된다.

TROI 실험의 의의는 먼저 노외 증기폭발 현상을 비교적 근접하게 모사하고 있다는 것이다. 원자력발전소에서 노외 증기폭발 현상의 조건은 저압 (3기압)하에 대용량의 냉각수 풀에 직경 10cm의 노심 용융물이 자유 낙하하는 것이다. TROI 실험은 이러한 조건을 최대한 반영하여 설계되어 있어 노외 증기폭발 현상파악에 상당한 기여가 예상된다. 또 TROI 실험에서는 실제 노심 용융물을 사용하고 있으며, Cold Crucible을 사용하기 때문에 용융물의 조성비를 자유로이 변화시킬 수 있어 용융물 구성비에 따른 영향을 고찰할 수 있다는 것이다. 특히, 이 실험에서는  $ZrO_2$  용융물과  $UO_2/ZrO_2$ 의 자발폭발성을 입증하였기 때문에 이 분야에 기여한 바가 매우 크다.

## 나. 국내외 코드개발 현황

증기폭발을 연구하는데 있어서 실험은 아주 좋은 도구이다. 그러나 경제적인 이유 또한 증기폭발 현상의 성질 등 여러 가지 이유로 증기폭발 실험은 실제 일어나는 산업체의 스케일에 비해 비교적 소규모로 수행된다. 그러나 증기폭발은 스케일링 의존성을 지니고 있기 때문에 비교적 1대1 스케일 규모가 아닌 대규모 실험의 결과조차도 원자력발전소의 안전성 평가에 직접 이용될 수 없다. 따라서, 이를 보완하기 위하여 증기폭발의 모델링 연구가 이루어져 왔다. 모델링을 통한 증기폭발 연구는 실험에 비해서 비용이 적게 들고 다양한 모사가 가능하기 때문에 이 방면 연구는 매우 중요하다.

모델링을 통한 분석의 목적은 다음과 같다. 첫 번째는 모델 자체의 유효성을 증명하는 것이다. 만약 모델 계산치와 실험 결과가 정성적 혹은 정량적으로 사리에 맞게 합치될 경우 이 모델의 유효성은 증명된다. 둘째는 모델을 통한 민감도 분석을 수행하여 증기폭발에 영향을 미치는 중요한 인자들이 무엇인가를 파악하는 것이다. 만약 모델계산을 통하여 증기폭발의 어떤 현상이 증기폭발의 중요인자로 파악된다면, 이 현상은 다음 실험 계획에 있어서 관측되어야 할 중요한 변수가 되며 안전성 분석에서도 중요한 현상으로 다루어지게 된다.

증기폭발의 모델이 기계적인 도구를 가지게 된 것은 Board-Hall에 의해서이다. Board-Hall[57]은 BNL에서 실시한 주석-물을 사용한 폭발현상을 관측하고 증기폭발현상을 고전적인 화학적 폭발에 적용할 수 있다고 생각하고 증기폭발의 모델을 제안하였다. 최근에 개발중이거나 사용중인 모델들은 IFCI, TEXAS, ESPROSE, m, TRACER-II 등이 있으며 증기폭발의 동력학적인 과정을 연구하기 위하여 시간 종속적인 질량, 운동량, 에너지 보존식을 수치적으로 풀게 되며 용융물과 냉각수간의 질량, 운동량, 에너지 교환항은 실험 상관식 혹은 가정된 물리적 모델을 사용한다. 따라서, 이러한 모델을 이용하여 압력의 성장 및 진행, 각 상의 용적비, 냉각수의 온도, 분쇄된 용융물 질량 등의 증기폭발시의 여러 정보를 시간 종속적으로 상세히 제공한다. 이러한 정보를 토대로 우리는 증기폭발의 진행 과정 및 관련된 물리적 현상이 증기폭발에 어떻게 기여를 하는지를 알 수 있다.

(1) IFCI[58]

SNL의 Young은 IFCI라고 불리는 증기폭발 모델을 개발하였다. IFCI의 목적은 용융물-냉각수의 반응을 가능한 한 기계적인 방법으로 풀고자 하는 것이었다. IFCI는 경수로에서 가상 노심 용융 사고를 분석하기 위해서 고안된 MELPROG/MOD1 모델중의 FLUIDS라는 모듈로부터 개선된 것이다. 이 모델은 2차원적이며 냉각수 기상과 냉각수 액상, 용융물과 고화된 용융물 등의 4상으로 구성된 모델이다. 이 네 개의 각상은 각기 질량, 운동량, 에너지 보존식을 가지고 있다. IFCI는 이들 보존식을 SETS법을 이용하여 해를 구하고 있는데, SETS법에서는 각 구성물에 대한 질량, 운동량, 에너지 보존식의 한 세트를 Field로 본다. 이들 Field사이의 질량, 운동량, 에너지교환은 이들 방정식 세트에 결합된 항들로 나타난다.

용융물을 Eulerian으로 처리하면 용융물 입자는 한 개의 차분 격자보다 작을 수도 있고 여러 차분 격자보다 커질 수도 있다. 또한, 용융물 입자가 한 격자에서 다른 격자로 대류 이동할 수도 있다. 용융물을 Eulerian으로 처리할 경우 용융물 제트나 용융물 풀을 원래의 형태로 다룰 수 있다는 점에서 유리하다. IFCI에서는 용융물과 냉각수간의 열전달 및 운동량 전달을 계산하기 위한 용융물 표면적을 표면적 수송방정식을 통해 계산하고 있다.

$$\frac{\partial A_v}{\partial t} + \nabla \cdot (v_m A_v) = \Gamma_A \quad (2.2.3-1)$$

여기서,  $A_v$ ,  $v_m$ , 그리고  $\Gamma_A$ 는 각각 단위 부피당 용융물의 표면적, 용융물의 속도, 표면적 선원항을 나타내며,  $A_v$ 는 용융물 입자의 직경(D)과 용융물의 부피 분율을 통하여 서로 연결되어 있으며 차분 격자의 크기보다 작은 구형 용융물 입자를 고려하면 다음과 같은 식으로 나타난다.

$$A_v = 6 \frac{a_m}{D} \quad (2.2.3-2)$$

$$a_m = \frac{V_m}{V_{cell}} \quad (2.2.3-3)$$

여기서,  $V_m$ 과  $V_{cell}$ 은 각각 격자 내에서의 용융물 부피, 격자 부피를 나타낸다. 이제  $A_v$ 의 변화율( $\Gamma_A$ )는 다음과 같다.

$$\Gamma_A = \frac{dA_v}{dt} = -\frac{6a_m}{D^2} \frac{dD}{dt} = -A_v \frac{1}{D} \frac{dD}{dt} \quad (2.2.3-4)$$

(2) TEXAS[59, 60]

원래 TEXAS모델은 LMFBR의 안전성 관련 쟁점을 해결하기 위하여 용융물-냉각수 반응 실험을 계획하고 분석할 목적으로 개발된 인자적 모델이었다. Chu와 Corradini는 동력학적인 용융물 분쇄 모델과 계면 질량, 운동량, 에너지 수송에 관한 상관식을 도입함으로써 용융물-냉각수반응의 모사능력을 향상시킨 TEXAS-II를 개발하였다. 이를 다시 Tang과 Corradini가 증기폭발시 전파 과정까지 모사할 수 있도록 향상시킨 것이 TEXAS 코드이다.

TEXAS 코드는 증기폭발의 혼합 및 전파과정의 일련의 완전한 증기폭발을 모사할 수 있도록 천이상태, 일차원적, 3상 유동모델을 가지고 있다. 이 모델에서는 냉각수의 기상과 액상의 열적 기계적 비평형을 허락하고 있으며, 좀 더 현실적인 열전달 현상을 모사하기 위하여 유동영역천이를 다룰 수 있게 하였다. 이 모델의 가장 큰 특징은 냉각수의 액상과 기상은 Eulerian모델인데 반해서 용융물은 Lagrangian 모델을 사용하고 있다는 것이다. 따라서, 용융물은 각각의 입자형태를 이루게 되어서 그 각각의 거동에 대한 추적이 가능하게 된다.

TEXAS 코드에서의 중요한 구성 관계식으로 사용하고 있는 수력학적 파쇄 모델은 위스콘신 대학에서 개발한 것으로, 액적 입자의 다단계 파쇄에 기초한 SNL의 고유모델을 응용하였다. 기본 개념으로 용융된 연료입자가 변형되어 초기의 크기에서 역동적인 외부 힘에 의해 좀 더 작은 크기의 여러 개의 입자로 나누어지는 현상을 고려하고 있다.

일반적으로 용융물 제트가 냉각수로 침투하여 혼합되는 단계에서 일어날 수 있는 수력학적인 현상으로는 Rayleigh-Taylor Instabilities (RTI), Kelvin-Helmholtz Instabilities (KHI), 그리고 Boundary Layer Stripping (BLS)의 세 가지 형태이다. 이 세 가지는 용융물과 냉각수 반응시 특성길이와 조건이 달라 용융물제트의 서로 다른 부분의 파쇄에 영향을 주는 것으로 이해되고 있다.

RTI는 수직방향으로 움직이는 두 유체간에 형성되며 기본적인 모델로 특성 길이가 짧으며 입자화된 용융물에 적용된다. KHI는 수평방향으로 움직이는

두 유체간에 형성되며, 특성길이가 길어 용융물 제트의 본체의 파쇄에 중요한 원인으로 작용한다. BLS는 용융물 제트가 냉각수와 직접적으로 접촉할 때 용융물 제트의 첨두 부분에서 용융물 제트가 마모되는 현상이다.

Rayleigh-Taylor Instabilities 파쇄 모델은 다음 식으로 표시된다.

$$D^{n+1} = D^n(1 - C_0 \Delta T^+ We^{0.25}) \quad (2.2.3-5)$$

여기서  $n$ 과  $n+1$ 은 각각 이전 그리고 다음 time step을 나타내며,  $\Delta T^+$ 는 무차원 시간 간격변수,  $We$ 는 상대속도에 의해 계산되는 무차원 변수, 그리고 상수인  $C_0$ 는 이론적인 모델로부터 도출되는 상수로 실험 값을 사용한다.

KHI로 인해 파쇄되는 질량 비율은 다음 식으로 결정된다.

$$\frac{dm_{KH}}{dt} = C_0 A \rho_f n_{max} \lambda_{max} \quad (2.2.3-6)$$

$C_0$ 는 실험에 의해서 결정되는 상수 (0.01),  $A$ 는 용융물 제트의 표면적,  $\rho_f$ 는 용융물의 밀도,  $n_{max}$ 는 불안정과 성장률 (1/sec), 그리고  $\lambda_{max}$ 는 불안정과 최대파장 (m)이다.

Boundary Layer Stripping 파쇄 모델은 용융물 제트가 물과 접촉하면서 발생하는 동압과 전단력에 의해 용융물 표면층이 주위의 냉각수에 의해 제트 본체와 분리되는 현상을 고려한다. 이 경우 침식율은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{dm_{BL}}{dt} = \rho_f \int 2\pi u r dr \quad \text{at } R \text{ over region} \quad (2.2.3-7)$$

여기서,  $R$ 은 용융물 제트의 반지름,  $\delta$ 는 용융물 운동량 경계 두께, 그리고  $u$ 는 경계층 내부 속도를 의미한다.

TEXAS 코드의 전파단계 분쇄모델은 수력학적인 효과와 열적인 효과를 고려한 다음 식으로 표현된다.

$$\dot{m}_f \sim \rho A \pi R_p^2 N_p V_{jet} F(\alpha) g(\tau) \quad (2.2.3-8)$$

여기서,  $m_f$ 는 용융물 분쇄율,  $\rho_f$ 는 용융물의 밀도,  $R_p$ 는 용융물 입자의 반경,  $N_p$ 는 용융물 입자 개수,  $V_{jet}$ 는 냉각수 제트의 속도,  $F(a)$ 는 냉각수 증기 분율에 대한 보상계수, 그리고  $g(\tau)$ 는 용융물 분쇄 시간 계수 등이다.

### (3) ESPROSE.m [61, 62]

Theofanous 등은 증기폭발의 혼합 및 전파 과정을 해석하기 위하여 2 차원적, 3 유체의 거동을 모사하는 두 개의 컴퓨터 모델 PM-ALPHA와 ESPROSE-m 을 개발하였다. PM-ALPHA 모델은 혼합 과정을 해석하기 위한 천이상태, 2 차원적, 3 유체 컴퓨터 모델로 운동량 및 에너지 교환항이 각각 유동장의 형태에 따라서 기술되어 있다.

ESPROSE-m 모델은 전파과정을 모사하기 위한 코드로, 이 모델의 가장 큰 특징은 순간적 Bond수로 표시된 용융물 분쇄모델과 m-유체 (냉각수 증기와 용융파편 그리고 Entrained된 냉각수)의 개념 적용이다. 기존 ESPROSE-a 모델은 용융파편으로부터의 모든 열이 모든 냉각수에 주어진 반면, m-유체 개념은 용융파편으로부터의 모든 열이 일부 냉각수에만 전달된다는 개념에서 시작된다. 그러나 m-유체로 유입되는 냉각수의 양의 결정에 있어서의 정량화문제 등 해결해야 할 과제가 남아있다.

Theofanous는 수은-냉각수 반응실험에서 분쇄된 질량을 결정하기 위하여 엑스레이촬영과 이미지분석을 통하여 다음과 같은 순간적 Bond수 형태의 분쇄율 모델을 제시하였다.

$$F_r = n_f \frac{dM}{dt} = \frac{6\alpha_f}{\pi l_f^3} \frac{dM}{dt} = \frac{1}{t_b^*} \alpha_f |\vec{u}_i - \vec{u}_f| \sqrt{\rho_i \rho_f} l_f \quad (2.2.3-9)$$

무차원화된 분쇄시간 ( $t_b^*$ )과 각상에 대한 Bond수 ( $Bo$ )는 다음 식으로 정의된다.

$$t_b^* = 13.7 Bo_i^{-1/4} \quad (2.2.3-10)$$

$$Bo_i = \frac{3}{8} \frac{1}{\sigma} C_D \rho_i |\vec{u}_i - \vec{u}_f|^2 \frac{l_f}{2} \quad (2.2.3-11)$$

(4) TRACER-II[63]

TRACER-II는 혼합부터 전파까지 증기폭발의 전체과정을 하나의 모델로서 일관성 있게 모사할 수 있는 3상, 2차원 전산코드이다. 이 모델에서 용융물의 유동은 냉각수 및 수증기와 같은 Eulerian유체로서 다루어지고 있으며, 이때 상간의 열전달 및 운동량 전달 계산을 위한 용융물 표면적 계산을 위해 용융물 직경 수송 방정식을 풀어서 용융물의 표면적을 계산하고 있다. 이 용융물 직경 수송 방정식의 선원항으로 용융물 파쇄(Breakup)와 분쇄(Fragmentation)로 기인한 용융물 직경 감소 효과가 삽입되어 있다.

$$\frac{\partial \alpha_f \rho_f L_f}{\partial t} + \nabla \cdot \alpha_f \rho_f \vec{u}_f L_f = -\Gamma_{bk} - \Gamma_{fr} \quad (2.2.3-12)$$

여기서,  $\alpha_f, \rho_f, L_f, u_f, \Gamma_{bk}$ , 그리고  $\Gamma_{fr}$  는 각각 용융물 분율, 용융물 밀도, 용융물 직경, 용융물 속도, 용융물 파쇄로 인한 선원항, 그리고 용융물 분쇄로 인한 선원항을 나타낸다.

혼합과정에서 용융물 파쇄모델은 용융물과 냉각수의 상대 속도 차이에 효과를 다음처럼 사용하고 있다.

$$F_{bk} = -Co \alpha_f \sqrt{\rho_c \rho_f} |\vec{u}_c - \vec{u}_f| / L_f \quad (2.2.3-13)$$

폭발과정에서 용융물 파쇄모델은 상대 속도 차이에 의한 Boundary Layer Stripping을 메카니즘으로 하는 것을 토대로 다상 유동 개념을 사용하여 다음과 같은 모델을 사용하고 있다.

$$F_{fr} = \lambda_g C_{frag} \alpha_f |\vec{u}_f - \vec{u}_g| \sqrt{\rho_f \rho_g} / L_f + (1 - \lambda_g) C_{frag} \alpha_f |\vec{u}_f - \vec{u}_l| \sqrt{\rho_f \rho_{ld}} / L_f \quad (2.2.3-14)$$

여기서,

$$\lambda_g = \alpha_g / (\alpha_l + \alpha_{db} + \alpha_g) \quad (2.2.3-15)$$

$$\rho_{ld} = (\alpha_l \rho_l + \alpha_{db} \rho_{db}) / (\alpha_l + \alpha_{db}) \quad (2.2.3-16)$$

용융물 분쇄로 인한 용융물 직경의 감소는 그 부피감소의 1/3에 해당하므



로 용융물 직경 수송방정식의 선원항을 다음과 같이 정의하였다.

$$\Gamma_{bk} = F_{bk}L_f \quad (2.2.3-17)$$

$$\Gamma_{fr} = \frac{1}{3}F_{fr}L_f \quad (2.2.3-18)$$

#### 4. 노심용융물과 콘크리트의 상호작용

노심용융물과 콘크리트의 상호반응 현상은 원전 중대사고시 발생할 수 있는 중요한 현상으로 이에 따라 원자로공동 바닥관통, 비응축성 가스에 의한 격납건물 대기 압력상승 및 연소가스 산화가 일어나며 격납건물의 건전성을 위협할 가능성이 잠재되어 있다. 즉, 원자로 안전계통의 작동실패로 인하여 노심 손상이 일어나고 결국 원자로 용기가 파손되는 경우, 손상된 노심으로부터 발생한 노심용융물은 원자로 공동으로 유입된다. 고온의 노심용융물은 바닥 콘크리트와 반응을 하게 되고 격납건물 압력경계인 Steel Liner의 손상을 가져올 수 있으며, 화학반응에 의해 생성된 가스는 격납건물의 대기압력을 장시간 동안 상승시키고 대량의 가스연소에 의한 압력부하는 직접적인 격납건물 파손요인 될 수 있다. 현재 각 국에서는 노심용융물과 콘크리트의 상호반응과 관련된 현상규명에 많은 노력을 기울이고 있으며, 건설중인 원전들은 이 현상에 의한 영향을 최소화하기 위하여 원자로공동 바닥면적의 증가 및 원자로공동 침수계통 설계 등을 고려하고 있다.

한편, 노심용융물과 콘크리트의 상호반응을 모사하기 위해 현재 개발되어 있는 대표적인 중대사고 종합 해석코드로는 EPRI가 개발한 MAAP코드와 U.S. NRC가 개발한 MELCOR코드를 들 수 있으며 두 코드는 중대사고 현상 자체에 내재하는 불확실성 때문에 모델링에 있어서 많은 차이를 보이고 각기 입장일단이 있다. 이들은 원자로용기 파손 시 노심용융물이 원자로공동으로 재배치되고 나서 일어날 수 있는 다양한 현상들에 대한 모델링이 가능하다. 즉, 원자로공동 노심용융물 내부의 열전달, 노심용융물과 콘크리트 사이의 열전달, 노심용융물과 상부 냉각수 또는 대기와의 열전달, 노심용융물의 혼합/충분리 모델, 그리고 콘크리트 침식반응 등을 모의하고 있으며 불확실성이 큰 특정현상에 대해서는 불확실변수 들을 설정하여 사용자의 입력에 의존하고 있다.

노심용융물과 콘크리트 상호반응에 영향을 미치는 인자들은 매우 다양하지만 대표적인 인자들은 원자로공동 바닥의 콘크리트 성분, 노심용융물의 양, 원자로 공동에서의 용융물 분포, 용융물의 냉각 가능성, 및 붕괴열의 양 등이다.

## 5. 증기분사기 (sparger) 모델 평가 현황

한국형 표준원전인 울진 3, 4호기는 일시적인 과도현상이나 사고로 인하여 원자로 냉각재 계통 (RCS)이 과압 되었을 때 가압기 (pressurizer) 상부에 설치되어 있는 안전밸브 (safety valve)가 열려 가압된 증기의 일부를 방출함으로써 냉각재 계통을 보호하며, 이때 방출된 증기는 원자로 배수탱크 (Reactor Drain Tank)로 흘러 들어가도록 설계되어 있다.

RDT의 압력은 안전밸브가 열릴 때 가장 높으며, 설계압력 이상으로 과압 되는 경우를 대비하여 파열판 (rupture disc)이 설치되어 있다. 그러나 RDT가 설계압력 이상으로 과압 되어 파열판이 파열되면 이를 다시 설치하는 데는 상당한 인력과 경비가 소요되며, 작업자가 방사능에 노출될 위험이 있으므로 이를 방지할 수 있는 설계가 필요하게 된다. 울진 3,4호기에는 급수완전상실사고 (Total Loss of Feedwater)에 대처하기 위하여 안전감압계통 (Safety Depressurization System)을 설치하였으나 재장전수탱크 (IRWST)는 설치하지 않아서, SDS를 통해 방출되는 증기는 IRWST에 있는 파열판을 깨뜨리면서 바로 격납건물로 방출된다.

대량의 증기가 짧은 시간에 수조로 방출되어 발생하는 물/증기의 직접접촉에 의한 응축현상 (direct contact condensation)은 BWR의 감압수조 (suppression pool)와 PWR의 냉각재 배수탱크 (RDT 또는 SDT) 또는 재장전수탱크 (IRWST)에서 일어난다. IRWST에는 냉각수의 압력을 적절히 낮추기 위한 자동감압계통의 증기분사기 (steam sparger)가 설치될 수 있으며, 이들로부터 방출되는 열을 제거할 수 있는 충분한 양의 물이 저장될 수 있다 [64]. 그러나 특히 고온의 증기를 저온의 물과 직접 접촉시켜 응축시킴으로써 방출되는 증기의 열 및 방사성물질을 제거하기 위해 설치되는 증기분사기는 증기 방출 시 극심한 동적 하중을 발생시킬 수 있으므로 수조 계통 내부에 설치되는 열 교환기나 수조 구조물의 안전성 확보 관점에서 그 설계에 신중을 기해야 한다.

이와 같이 증기분사기 및 응축탱크에 대한 연구는 BWR의 PSS (Pressure Suppression System) 및 PRS (Pressure Relief System)의 설계와 관련되어 미국, 일본 등에서 활발히 수행되어 왔으며, 최근에는 차세대 원자로

(KNGR)에서 IRWST를 설계에 도입할 예정으로 있어 이에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 특히 이태리에서는 미국 Westinghouse사의 AP600 노형에 대한 설계검증 활동의 일환으로 자동감압계통 및 증기분사기에 대한 대규모 실증실험이 수행한 바 있다.

## 제3장 연구개발 수행 내용 및 결과

### 제1절 MIDAS/TH 고유 모델 개발

#### 1. 동력학 모듈 개발

본 연구의 목적은 MIDAS 코드의 동력학 모듈인 MIDAS-PK를 개발하여 중대사고로서의 ATWS 사고에 대한 해석능력을 부여하는 것이다. 이를 위해서는 동력학 독립모듈이 우선 구성되고 이후 MIDAS 코드내 이식이 이루어져야 한다. 중대사고 해석에서는 노심의 위치에 따른 상세한 출력분포 값보다는 노심평균 출력값으로 충분하기 때문에 점근사 동력학 모듈이 선정되었다. 한편, 축방향 출력분포값이 필요한 경우에는 계산된 노심평균 출력값을 사용자가 제공한 출력분포에 따라 분배해야만 한다. 따라서 본 모듈에서는 점근사 동력학 방정식으로부터 유도된 차분방정식을 상미분방정식의 초기치 문제에 대한 해법의 일종인 Runge-Kutta 해법을 사용하여 풀이하였다. 개발된 독립모듈은 PKINETIC (Point KINETIC)으로 명명해 등록했으며[65] 특성은 다음과 같다.

- 본 모듈의 최종 출력으로 핵분열에 의한 원자로의 열출력 (Fission thermal power) 및 핵분열생성물 (fission product)의 붕괴에 의한 붕괴열 (decay heat)을 모두 계산할 수 있다. 정상출력시 붕괴열에 의한 출력은 통상 전출력의 10% 미만이어서, 그 중요도가 핵분열 출력에 비해 작으나 노심노출 이후 또는 원자로 정지시는 매우 중요하다. 따라서 ATWS 사고 해석을 위한 원자로 출력의 계산 시에 붕괴열을 계산할 수 있는 모델이 포함되었다.
- 계산에 이용될 발전소의 종류를 지정할 수 있다. 이를 위하여 몇 개의 국내 발전소의 특성이 고려된 발전소 입력 데이터베이스가 구축되었으며, 사용자는 자신이 원하는 대상 (Target) 발전소를 선택할 수 있다.
- 반응도 궤환효과 (reactivity feedback)는 초기 정상상태 값으로부터의 변화에 근거한다. 반응도 궤환효과를 가지는 요소에는 제어봉의 위치변화, 핵연료의 온도변화, 냉각재의 온도(/밀도) 변화, 냉각재 붕산농도의 변화 및 제논 (xenon)량의 증감 등이 있으며, 이의 변화는 반응도 변화를 초래하고 결국 노심출력을 변화시킨다. 이중 본 모듈에서는 일반적인 중

대사고의 진행에서 가장 변화정도가 크고 반응도에 영향이 큰 요소인 핵 연료 온도 및 냉각재 온도(/밀도)만을 우선 고려하였다.

- 수치해법과 관련하여 절단오차 (Truncation Error)의 한계를 정하기 위한 허용도 (Tolerance) 및 계산시간/계산간격/출력간격을 사용자가 제어할 수 있다.

본 모듈의 주요 구성은 점근사 동력학 방정식, 입/출력 및 수치해법으로 이루어지며 각각의 부분은 아래에 상세히 기술되어 있다. 그림 3.1.1-1은 PKINETIC 모듈의 계산 흐름도를 보여준다.

### 가. 점근사 동력학 방정식의 유도

시간 및 위치에 따른 1군 중성자 확산 방정식 (1-group neutron diffusion equation)으로부터 점근사 동력학 방정식 (point kinetic equation)을 유도하는 과정을 다음에 정리했다. 먼저, 시간 및 위치에 따른 중성자 확산 방정식을 기술하면 아래와 같다.

$$\frac{\partial N(r,t)}{\partial t} = Dv\nabla^2 N(r,t) - \Sigma_a vN(r,t) + S(r,t) \quad (3.1.1-1)$$

여기서,

$N(r,t)dV$  = 위치  $r$ , 시간  $t$ 에서 단위부피  $dV$ 에서의 중성자 수

$Dv\nabla^2 N dV$  = 시간  $t$ 에서 단위시간당  $dV$ 로 확산되는 중성자 수

$\Sigma_a vN dV$  = 시간  $t$ 에서 단위시간당  $dV$ 로 흡수되는 중성자 수

$S(r,t)dV$  = 시간  $t$ 에서 단위시간당  $dV$ 에서 생산되는 중성자 수

한편, 식 (3.1.1-1)에서 사용된 주요한 가정은 다음 2가지이다.

1. 현 중성자 밀도는 Ficks law ( $j = -Dv\nabla N$ )에 따른다.
2. 사용된 계수 ( $D, v, \Sigma_a$ )는 위치에 무관하고, 중성자 속도 분포에서 평균치에 대한 값이다.

1군 방정식을 이용했으므로,  $S(r,t)$  는 다음처럼 표시할 수 있다.

$$S(r,t) = (1-\beta)k_\infty \Sigma_a vN(r,t) + \sum_i \lambda_i C_i(r,t) + S_0(r,t) \quad (3.1.1-2)$$

여기서,

$(1-\beta)k_{\infty}\sum_a vN$  = 즉발중성자 (prompt neutron)의 중성자원(source)에의 기여분  
 $\sum_i \lambda_i C_i$  = 지발중성자 (delayed neutron)의 중성자원에의 기여분  
 $S_0$  = 핵분열과 관련없는 초기 중성자원

식 (3.1.1-2)를 식 (3.1.1-1)에 대입하면,

$$\frac{\partial N}{\partial t} = D\nabla^2 N - \sum_a vN + (1-\beta)k_{\infty}\sum_a vN + \sum_i \lambda_i C_i + S_0 \quad (3.1.1-3)$$

여기서,  $\beta = \sum_i \beta_i$  라고 놓고 핵분열생성물의 누설이 없다고 가정하면,

$$\frac{\partial C_i}{\partial t} = \beta_i k_{\infty}\sum_a vN - \lambda_i C_i \quad (3.1.1-4)$$

다음으로 식 (3.1.1-3) 과 (3.1.1-4)의  $N(r, t)$  및  $C_i(r, t)$ 를 시간 및 위치에 대해 분리하여 표시하면 아래와 같으며, 이는 eigenfunction 확장에서 최하의 모드만을 남기는 것을 의미한다. 또한 이는 임계상태 (critical state) 근처에서 부분적인 섭동이 크지 않을 때 유효하다.

$$N(r, t) = f(r)n(t); \quad C_i(r, t) = g_i(r)c_i(t) \quad (3.1.1-5)$$

식 (3.1.1-5)를 식 (3.1.1-4)에 대입하면,

$$\frac{dc_i}{dt} = \beta_i k_{\infty}\sum_a v \frac{f(r)}{g_i(r)} n(t) - \lambda_i c_i(t) \quad (3.1.1-6)$$

여기서,  $f(r)$  및  $g_i(r)$ 의 함수모양이 같고 더 나아가  $f/g_i = 1$  이라 가정하면, 식 (3.1.1-6)은 아래와 같다.

$$\frac{dc_i}{dt} = \beta_i k_{\infty}\sum_a v n - \lambda_i c_i \quad (3.1.1-7)$$

그리고, 식 (3.1.1-5)를 식 (3.1.1-3)에 대입하면,

$$\frac{dn}{dt} = D\nabla^2 \frac{f}{f} n(t) - \sum_a v n(t) + (1-\beta)k_{\infty}\sum_a v n(t) + \sum_i \lambda_i \frac{g_i}{f} c_i(t) + \frac{S_0}{f} \quad (3.1.1-8)$$

여기서, 다음 4가지를 이용하면,

1.  $g_i = f$
2.  $f(r)$ 은 Helmholtz 식 ( $\nabla^2 f + B^2 f = 0$ )을 만족한다. 여기서  $B^2$ 은 기

초모드의 buckling 이다.

3.  $q(t) = S_0(r, t)/f(r)$

4. infinite-medium neutron lifetime,  $l_\infty = 1/v \Sigma_a$  : migration (or diffusion) area,  $L^2 = D / \Sigma_a$

$$\frac{dn}{dt} = \frac{(1-\beta)k_\infty - (1+L^2B^2)}{\ell_\infty} n + \sum_i \lambda_i c_i + q \quad (3.1.1-9)$$

여기서, effective reproduction factor ( $k = k_{eff} = k_\infty/(1+L^2B^2)$ ) 및 neutron lifetime ( $l_0 = l^* = l_\infty/(1+L^2B^2)$ )을 이용하여 식 (3.1.1-7) 및 (3.1.1-9)를 정리하면,

$$\frac{dn}{dt} = \frac{k-1-\beta k}{\ell_0} n + \sum_i \lambda_i c_i + q \quad (3.1.1-10)$$

$$\frac{dc_i}{dt} = \frac{\beta_i k}{\ell_0} n - \lambda_i c_i \quad (3.1.1-11)$$

여기서, neutron generation time ( $l = l_0/k = \Lambda$ ) 및 reactivity ( $\rho = (k-1)/k$ )를 이용해 식 (3.1.1-10) 및 (3.1.1-11)를 다시 한번 정리하면 아래와 같은 점근사 동력학 방정식이 유도된다.

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} n + \sum_i \lambda_i c_i + q \quad (3.1.1-12)$$

$$\frac{dc_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} n - \lambda_i c_i \quad (3.1.1-13)$$

### 나. 차분방정식의 유도

첫째로, 위의 가. 절에서 노심핵분열에 의한 열출력을 구하기 위하여 유도된 점근사 동력학 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{d\phi(t)}{dt} = \frac{[\rho(t) - \beta]}{l} \phi(t) + \sum_{i=1}^N \lambda_i c_i(t) \quad (3.1.1-14)$$

$$\frac{dk_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{l} \phi(t) - \lambda_i k_i(t), \quad i = 1, 2, \dots, N \quad (3.1.1-15)$$

여기서, 상태변수를 임계평형상태를 기준으로 표준화하면 (normalize) 다음과 같다.



$$\delta \rho(t) = \rho(t) - \rho(0) \quad (3.1.1-16)$$

$$n(t) = \Phi(t) / \Phi(0) \quad (3.1.1-17)$$

$$c_i(t) = k_i(t) / k_i(0) \quad (3.1.1-18)$$

위의 상태변수 정의 (식 (3.1.1-16~18))를 식 (3.1.1-14) 및 (3.1.1-15)에 대입하면, 다음 식이 유도된다

$$\frac{d(n(t)\phi(0))}{dt} = \frac{[\delta\rho(t) + \rho(0) - \beta]}{l} (n(t)\phi(0)) + \sum_{i=1}^N \lambda_i c_i(t) k_i(0) \quad (3.1.1-19)$$

$$\frac{d(c_i(t)k_i(0))}{dt} = \frac{\beta_i}{l} n(t)\phi(0) - \lambda_i c_i(t) k_i(0), \quad i=1,2,\dots,N \quad (3.1.1-20)$$

식 (3.1.1-19) 및 (3.1.1-20)의 양변을 각각  $\Phi(0)$  및  $k_i(0)$ 로 나누면,

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{[\delta\rho(t) + \rho(0) - \beta]}{l} n(t) + \sum_{i=1}^N \lambda_i c_i(t) \{k_i(0) / \phi(0)\} \quad (3.1.1-21)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \frac{\beta_i}{l} n(t) \{\phi(0) / k_i(0)\} - \lambda_i c_i(t), \quad i=1,2,\dots,N \quad (3.1.1-22)$$

한편, 평형상태 (steady state)에서 위의 식은 다음처럼 정리된다.

$$\frac{dn(0)}{dt} = 0 = \frac{[\delta\rho(0) + \rho(0) - \beta]}{l} n(0) + \sum_{i=1}^N \lambda_i c_i(0) \{k_i(0) / \phi(0)\} \quad (3.1.1-23)$$

$$\frac{dc_i(0)}{dt} = 0 = \frac{\beta_i}{l} n(0) \{\phi(0) / k_i(0)\} - \lambda_i c_i(0), \quad i=1,2,\dots,N \quad (3.1.1-24)$$

식 (3.1.1-23) 및 (3.1.1-24)을 상태변수의 정의 ( $\delta\rho(0)=0$ ,  $n(0)=1$ ,  $c_i(0)=1$ )를 이용하여 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{[\rho(0) - \beta]}{l} + \sum_{i=1}^N \frac{\beta_i}{l} = \frac{\rho(0)}{l} = 0 \quad (3.1.1-25)$$

$$\frac{\phi(0)}{k_i(0)} = \frac{l}{\beta_i} \lambda_i, \quad i=1,2,\dots,N \quad (3.1.1-26)$$

식 (3.1.1-25) 및 (3.1.1-26)을 식 (3.1.1-21) 및 (3.1.1-22)에 대입하면 다음의 차분방정식을 얻게된다.

$$\frac{dn(t)}{dt} = \frac{\delta\rho(t) - \beta}{l} n(t) + \sum_{i=1}^N \frac{\beta_i}{l} c_i(t) \quad (3.1.1-27)$$

$$\frac{dc_i(t)}{dt} = \lambda_i (n(t) - c_i(t)), \quad i=1,2,\dots,N \quad (3.1.1-28)$$

둘째로, 핵분열생성물의 붕괴시에 발생하는 붕괴열에 의한 열출력을 구하기 위하여 시간에 따른 핵분열생성물의 밀도 ( $=f_k(t)$ ) 변화를 살펴보면 다음과 같다.

$$\frac{df_k(t)}{dt} = \gamma_{wk} \Sigma_f \phi(t) - \lambda_{wk} f_k(t), \quad k=1,2,\dots,K \quad (3.1.1-29)$$

여기서,

$\gamma_{wk}$  : k-번째 핵분열생성물의 생성율 (yield fraction)

$\lambda_{wk}$  : k-번째 핵분열생성물의 붕괴상수

$\Sigma_f$  : 거시 핵분열 단면적 (macroscopic fission cross section)

상태변수를 앞에서와 마찬가지로 임계평형상태를 기준으로 표준화하면 다음과 같다.

$$w_k(t) = f_k(t) / f_k(0), \quad (3.1.1-30)$$

식 (3.1.1-17) 및 (3.1.1-30)을 식 (3.1.1-29)에 대입하면, 다음식이 유도된다.

$$\frac{d(w_k(t)f_k(0))}{dt} = \gamma_{wk} \Sigma_f n(t) \phi(0) - \lambda_{wk} w_k(t) f_k(0), \quad k=1,2,\dots,K \quad (3.1.1-31)$$

한편, 평형상태 (steady state)에서 위의 식은 다음처럼 정리된다.

$$\frac{dw_k(0)}{dt} = 0 = \gamma_{wk} \Sigma_f n(0) \{\phi(0) / f_k(0)\} - \lambda_{wk} w_k(0), \quad k=1,2,\dots,K \quad (3.1.1-32)$$

따라서,

$$\phi(0) / f_k(0) = \lambda_{wk} / (\gamma_{wk} \Sigma_f), \quad k=1,2,\dots,K \quad (3.1.1-33)$$

식 (3.1.1-33) 및 상태변수의 정의 ( $n(0)=1$ ,  $w_k(0)=1$ )를 이용하여 식 (3.1.1-31)을 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{dw_k(t)}{dt} = \lambda_{wk} (n(t) - w_k(t)), \quad k=1,2,\dots,K \quad (3.1.1-34)$$

셋째로, 총 노심출력은 즉발핵분열출력 (instantaneous fission power,  $P(t)$ ) 및 핵분열생성물 붕괴열의 합으로 다음과 같이 표시된다.

$$P(t) = \sum_f \phi(t) \cdot E_f + \sum_{k=1}^K \lambda_{wk} f_k(t) \cdot E_{wk} \quad (3.1.1-35)$$

여기서,

$E_f$  : 즉발중성자에 의한 에너지 방출

$E_{wk}$  : k-번째 핵분열생성물의 붕괴 에너지

정상상태에서 식 (3.1.1-35)는, 식 (3.1.1-33)을 이용하여 다음처럼 표시된다.

$$P(0) = \sum_f \phi(0) \cdot E_f + \sum_{k=1}^K \lambda_{wk} f_k(0) \cdot E_{wk} = \sum_f \phi(0) (E_f + \sum_{k=1}^K \gamma_{wk} \cdot E_{wk}) \quad (3.1.1-36)$$

따라서 노심출력비는 식 (3.1.1-33) 및 (3.1.1-30)을 이용해 다음처럼 표준화된다.

$$\begin{aligned} \frac{P(t)}{P(0)} &= \frac{\phi(t)}{\phi(0)} \cdot \frac{E_f}{Y} + \sum_{k=1}^K \frac{\gamma_{wk} E_{wk} \lambda_{wk} f_k(t)}{Y \gamma_{wk} \sum_f \phi(0)} = n(t) \cdot \frac{E_f}{Y} + \sum_{k=1}^K \frac{E_{wk}}{Y} \gamma_{wk} w_k(t) \\ &= n(t) \cdot (1 - \alpha_w) + \sum_{k=1}^K \alpha_{wk} w_k(t) \end{aligned} \quad (3.1.1-37)$$

여기서,

$$Y = E_f + \sum_{k=1}^K \gamma_{wk} \cdot E_{wk}$$

$$\alpha_{wk} = \frac{E_{wk}}{Y} \gamma_{wk}$$

$$\alpha_w = \sum_{k=1}^K \alpha_{wk}$$

다. 붕괴열 계산

식 (3.1.1-35)에 인용되었듯이 원자로내 핵분열생성물에 의한 붕괴출력 (또는 붕괴열)은 다음처럼 표시된다:

$$P_d(t) = \sum_{i=1}^K \lambda_i E_i f_i(t) \quad (3.1.1-38)$$

위에서 사용된 i-번째 핵분열생성물의 시간에 따른 밀도,  $f_i(t)$ 는 다음식을 만족시킨다.

$$\frac{df_i(t)}{dt} = \gamma_i \Sigma_f \phi(t) - \lambda_i f_i(t) + \lambda_{j,i} f_j(t) - \sigma_i \phi(t) f_i(t) + \sigma_{k,i} \phi(t) f_k(t) \approx \gamma_i \Sigma_f \phi(t) - \lambda_i f_i(t) \quad (3.1.1-39)$$

위 식에서 오른쪽의 첫째 항 및 둘째 항은 핵분열에 의해 생성되는 i-번째 핵분열생성물의 생성률 및 붕괴율을, 셋째 항은 j-번째 핵분열생성물의 붕괴에 의한 i-번째 핵분열생성물의 생성률을, 그리고 넷째 항 및 마지막 항은 중성자포획 (neutron capture)에 의한 i-번째 핵분열생성물의 제거율 및 생성율 (k-번째 핵분열생성물로부터)을 각각 표시한다. 위 식은 그 해를 구하기가 매우 복잡하여 중요도가 상대적으로 큰 것으로 알려진 처음 두 항만을 본 연구에서는 사용하였다 (식 (3.1.1-29) 참조). 본 식은 시간에 따른 핵분열생성물 밀도의 절대값을 구하고 있으나 초기값에 대한 변화비율을 구하는 식으로 변화시키면 식 (3.1.1-34)과 같은 형태가 되며, 따라서 해를 구하기 위해서는 고려되는 모든 핵분열생성물의 붕괴상수 ( $\lambda_i$ )가 필요하다.

일정시간에서 핵분열 ( $P_f(t)$ ) 및 붕괴열 ( $P_d(t)$ )에 의한 출력의 변화를 초기 상태에 대한 비율로 표시하면 다음처럼 표시할 수 있으며 (식 (3.1.1-37) 참조), 총 에너지에 대한 붕괴열의 변화비율은 가장 오른쪽의 항으로 표시된다.

$$\frac{P(t)}{P(0)} = \frac{P_f(t) + P_d(t)}{P(0)} = (1 - \alpha) \frac{\phi(t)}{\phi(0)} + \sum_{i=1}^k \alpha_i \frac{f_i(t)}{f_i(0)} \quad (3.1.1-40)$$

여기서,  $\alpha$ 는 1회의 핵분열에 의해 발생하는 총에너지중 붕괴열의 비율이며, 붕괴열의 변화비율을 계산하기 위해서는 모든 핵분열생성물에 대한  $\alpha_i$  값이 필요하다. 본 연구에서 사용한  $\alpha_i$  값 및 붕괴상수는 ANS-5.1-1972에 근거한 참고문헌 [66]으로부터 11개 그룹 (empirical group)으로 정리한 값을 취했으며 표 3.1.1-1에 수록하였다. 데이터의 유효성을 확인하기 위하여 참고문헌 [67]에서  $\alpha_i$  값 및 붕괴상수를 취하여 계산결과를 평가한 결과 계산출력이 거의 일치하는 것을 확인하였으며 비교에 사용된 데이터를 표 3.1.1-1에 역시 수록하였다. 한편 KMRRSIM 코드에서 사용된 데이터는 연구로 (하나로)의 특성이 약간 반영되어 있으며 비교를 위하여 역시 표 3.1.1-1에 수록하였다. 본 연구에서 사용된 데이터는 매우 긴 시간동안 조사된  $U^{235}$ - $U^{238}$  시스템에서 순간적인 원자로정지가 발생했을 경우 붕괴열을 구하기 위한 값으로 정지후  $10^8$  초까지 유효하며  $U^{239}$  및  $Np^{239}$ 는 고려되지 않았다. 일부 데이터 (5그룹/8그룹)의 계산에 사용된  $C$ ,  $\sigma_{25}$  및  $\sigma_{r25}$ 는 전

환율 (conversion ratio : 소비된  $U^{235}$ 의 원자당 생성된  $Pu^{239}$ 의 원자개수),  $U^{235}$ 의 유효 흡수단면적, 및  $U^{235}$ 의 유효 분열단면적을 각각 의미하며, 전형적인 상업용 PWR의 데이터를 사용하였다 (본 값은 결과에 거의 민감하지 않았다). 비교된 데이터의 불확실 범위는 다음과 같다:

원자로 정지 후 경과한 시간  $< 10^3$ 초 ----- +20% ( $\lambda$ 에 대해),  
 -40% ( $\alpha$ 에 대해)  
 $10^3$ 초  $<$  원자로정지 후 경과한 시간  $< 10^7$ 초 ---- +10% ( $\lambda$ ), -20% ( $\alpha$ )  
 원자로정지 후 경과한 시간  $> 10^7$ 초 ----- +20% ( $\lambda$ ), -50% ( $\alpha$ )

다음으로, 노심 노출이 발생한 지역에서는 핵분열이 일어나지 않으므로 붕괴열만이 고려되어야 한다. 핵분열이 중지된 이후 시간에 따른 붕괴열의 변화는 위의 식으로부터 다음같이 표시된다.

$$P_d(t) = \sum_{i=1}^K \alpha_i \frac{f_i(t)}{f_i(0)} P(0) \cdot e^{-\lambda_i t} \quad (3.1.1-41)$$

여기서, 핵연료가 오랫동안 조사되어 모든 핵분열생성물이 평형상태에 도달했다고 ( $f_i(t)/f_i(0)=1$ ) 가정하면 다음식으로 표시할 수 있다.

$$P_d(t) = \sum_{i=1}^K \alpha_i P(0) \cdot e^{-\lambda_i t} = \sum_{i=1}^K \lambda_i E_i f_i(0) e^{-\lambda_i t} = \sum_{i=1}^K \Sigma_f \phi(0) \gamma_i E_i e^{-\lambda_i t} \quad (3.1.1-42)$$

그러나 출력 및 중성자 밀도가 계속 변하는 과도상태에서 노심노출이 발생하면, 일정시간( $=\Delta t$ )동안 노출된 부위는 식 (3.1.1-41)을 이용하여 붕괴열만을 구한다. 이때,  $f_i(t)$ 는 노출시작당시의 값을 사용하였고,  $P(0)$ 의 값은 전체 유효노심높이에 대한 (축방향) 노출길이의 비율을 곱하여 사용하였다 (노출되지 않은 부위의 출력 역시 식 (3.1.1-37)에서  $P(0)$ 의 값에 전체 유효노심높이에 대한 (축방향) 노출길이의 비율을 곱하여 계산하였다).

#### 라. 반응도 귀환효과

사고시작후 일정시간  $t$ 에서의 반응도는 다음식과 같이 표시될 수 있다:

$$\rho(t) = \rho(0) + \Delta\rho,$$

위에서,  $\Delta\rho$ 는 계통상태의 변화에 따른 반응도의 변화를 나타내며 계통상

태의 변화로는 핵연료 온도 및 냉각재 온도(/밀도)가 고려되었고 다음식과 같이 표시될 수 있다.

$$\rho_f = a_f [T_f(t) - T_{f0}]$$

$$\rho_c = a_m [T_c(t) - T_{c0}]$$

여기서,  $T_{f0}$  및  $T_{c0}$  는 초기 평형상태 ( $k=1$ )에서의 핵연료 및 냉각재의 온도를 각각 나타내고  $a_f$  및  $a_m$  는 핵연료온도계수 (fuel temperature coefficient) 및 감속재온도계수 (moderator temperature coefficient)를 각각 나타낸다. 이러한 계수는 연소도 (burnup) 및 출력등에 의해 영향을 받는다.

중대사고가 진행되어 냉각수가 비등하면 냉각수내 기포가 발생하여 감속재의 밀도가 작아져 부의 반응도가 삽입되는 효과가 발생된다. 이러한 효과를 고려하기 위해 기포계수 (void coefficient) 또는 감속재밀도계수 (moderator density coefficient)를 도입하기도 하나 일반적으로는 감속재온도계수에 감속재의 밀도효과가 함께 고려되는 것이 보통이다. 따라서 본 연구에서는 감속재의 밀도효과가 함께 고려된 감속재온도계수를 정의하여 사용하였다.

다음으로 중대사고가 더욱 진행되어 노심노출이 발생하면 노출된 노심에서는 중성자의 감속이 불가능하므로 핵분열이 발생하기 어렵다. 따라서 완전노출시까지 노출수위를 체크하여 노출노심은 핵분열에 의한 출력은 없고 핵분열생성물에 의한 붕괴열만을 고려하였다. 울진 3,4호기 발전소정전사고시 (원자로정지가 이루어진 상태에서) MELCOR 코드의 계산에 의하면 노심노출 시작후 완전노심노출까지는 1시간 이상이 걸렸으며, ATWS의 경우에는 수~백 초 정도가 예상된다.

#### 마. 발전소 입력 데이터베이스 및 사용자 입.출력

본 모듈에서는 영광 3,4호기 (울진3,4호기와 동일, CE형) 1주기의 BOC/EOC 및 영광 2호기 (W형) 5주기의 BOC/EOC 에 대한 입력 데이터베이스가 현재 구축되어 있다. 계산수행을 원하는 발전소 및 주기의 선택이 이루어지면 발전소 입력변수에 해당되는 값이 자동으로 부여된다. 이 외에도 코드의 검증 작업을 위해 원자력연구소내 다목적연구로 (하나로)의 입력 데이터베이스가

추가로 구축되어 있으며, 필요시에 여타 발전소/주기의 데이터를 쉽게 추가할 수 있는 형태로 모듈의 구조가 설계되어 있다. 발전소 입력의 종류 및 설명을 표 3.1.1-2에 수록하였다.

PKINETIC의 사용자 입력은 3가지 종류가 있다. 첫째는 수치해법 관련 입력이다. 여기에는 차분방정식 변수의 개수 및 오차허용도등이 포함된다. 둘째는 시간제어 입력이다. 여기에는 계산 시작/종료시간, 계산간격 및 출력인쇄 간격등이 포함된다. 셋째는 현재 계산간격에서의 핵연료 및 냉각수의 온도이다. 온도 입력은 매 계산시간 간격마다 입력되어야 반응도 온도궤환 정도를 예측할 수 있다. 따라서 본 입력은 시간에 따른 테이블 또는 함수형태로 줄 수 있으며, MIDAS 코드와 연결된 후에는 MIDAS 코드의 온도계산 결과를 본 코드의 입력으로 대체시키는 방법을 사용하게 된다. 현재 PKINETIC에서는 입력파일 (pknetic.in)의 존재여부를 물어보며, 입력파일이 존재하지 않는 경우 코드내 내장된 기본입력이 사용되거나 기본입력은 참조수행외의 별 의미는 없다. 사용자 입력의 종류 및 설명을 표 3.1.1-3에 수록하였다.

PKINETIC의 계산출력에는 각 계산시간 간격에서의 중성자 밀도, 지발중성자 모핵의 밀도, 핵분열생성물의 밀도, 초기전출력에 대한 출력분율 및 노심열출력이 있다. 특히 최종출력인 노심열출력은 핵분열출력과 붕괴열을 모두 고려한 값으로 MWth 의 단위로 표시하여 결과값이 한 눈에 들어올 수 있도록 배려하였다. 출력파일 (pknetic.out)은 계산이 수행되는 디렉토리에 생성되며, 한국원자력연구소에서 개발된 CONPAS [68]를 이용하여 곧바로 그림을 그릴 수 있도록 형식을 갖추고 있다.

#### 바. 수치해법

상미분방정식의 초기치 문제에 대한 단일단계해법에는 일반적으로 Euler 해법, 고차 Taylor 해법, 및 Runge-Kutta 해법등이 적용된다. 단일단계해법은 초기치 문제를 인접한 두 분점에서의  $y$ 값, 예컨대,  $y_i$  와  $y_{i+1}$ 들 간의 재귀방정식으로 근사함으로써 미지수  $y_i = y(x_i)$  ( $1 \leq i \leq N$ )을 알아내는 방법이다. 예를 들어, 미지함수  $y(x)$ 가 구간  $x \in [a, b]$ 에서 다음의 일계상미분방정식과 초기조건  $y(a)=y_0$ 를 만족할 때  $y(x)$ 를 구해보자.

$$\frac{dy(x)}{dx} = f(x, y(x)) \quad (3.1.1-43)$$

편의상 식 (3.1.1-43)이 성립하는 구간  $[a, b]$ 를 등간격( $h=(b-a)/N$ )인  $N$ 개의 소구간으로 분할하고 각 분점을  $x_0=a$  및  $x_i=a+ih$  ( $i=1, 2, \dots, N$ )이라 하고 식 (3.1.1-43)을 소구간  $[x_i, x_{i+1}]$ 에 대해 적분하면

$$\int_{x_i}^{x_{i+1}} dy = y(x_{i+1}) - y(x_i) = \int_{x_i}^{x_{i+1}} f(x, y(x)) dx$$

혹은

$$y_{i+1} = y_i + \int_{x_i}^{x_{i+1}} f(x, y(x)) dy \quad (3.1.1-44)$$

을 얻는다. 이 식의 우변 적분항을 아래의 식 (3.1.1-45)과 함께 기지의 함수  $\phi(x_i, y_i, h)$ 로 근사하면 식 (3.1.1-44)는 식 (3.1.1-46)가 된다.

$$\int_{x_i}^{x_{i+1}} f(x, y(x)) dx \cong h\phi(x_i, y_i, h) \quad (3.1.1-45)$$

$$y_{i+1} \cong y_i + h\phi(x_i, y_i, h) \quad (3.1.1-46)$$

식 (3.1.1-46)는  $y_i$ 와  $y_{i+1}$  등 인접한 두 분점에서의  $y$ 값들간의 재귀방정식인데  $x_{i+1}$ 에서의  $y$ 값,  $y_{i+1}=y(x_{i+1})$ 은  $x_{i+1}$  바로 전의 분점  $x_i$ 에서의  $y$ 값,  $y_i=y(x_i)$ 만으로 계산할 수 있다. 다시 말하여 식 (3.1.1-46)에서  $i = 0, 1, 2, \dots$  과 같이  $i$ 를 차례로 변화시켜 가면 초기치  $y_0$ 로 부터  $y_1$ 이 구해지고  $y_1$ 으로부터  $y_2$ 가,  $y_2$ 로부터  $y_3$ 가 구해진다. 즉 식 (3.1.1-46)를 이용하면  $y_0$ 로부터 시작해서  $y_1, y_2, y_3, \dots$  등의 순으로  $y_i(1 \leq i \leq N)$ 가 모두 구해진다. 단일단계해법은 이와 같이  $y_{i+1}$ 을 그 바로 전 단계에서의 값  $y_i$ 만을 이용하여 계산하는 방법을 말한다. 이 해법에는 식 (3.1.1-46)의 우변 적분항의 근사방법에 따라 Euler 해법, Taylor 해법, Runge-Kutta 해법 등이 있다.

Taylor 해법은 계산의 정밀도가 Euler 해법에 비해 매우 양호하다. 그러나 이 해법을 응용함에 있어서는  $f(x, y(x))$  형태의 고계도함수를 구해야 한다는 번거로움이 따른다. 그러므로  $f(x, y(x))$ 의 고계도함수가 복잡하면 할수록 이 해법을 사용하기가 불편해진다. 뿐만 아니라 임의의 함수  $f(x, y(x))$ 가 주어졌을 때 전산기 내에서 자동적으로  $f(x, y)$ 의 고계함수를 구해냄은 물론 특정  $x$ 값에 대한 고계미분계수를 계산할 수 있도록 전산프로그램을 작성하는 것이 용이한 일이 아니기 때문에 이 해법을 전산화하여 사용하는데 어려움이 따른다. 따라서 Taylor 해법의 장점이 되는 계산정밀도를 그대로



보유하면서 동시에 Talyor 해법의 단점이 되는 고계도함수 계산을 피하는 방법으로 Runge-Kutta 해법이 사용된다. 이 해법에서는  $f(x, y)$ 의 고계도함수 대신에 적분구간  $[x_i, x_{i+1}]$  내에 있는 몇개의 선택된  $x$ 값에서의 함수치  $f(x, y(x))$ 의 선형 결합으로 표현함으로써 Taylor해법의 단점이 되는 고계도함수 계산을 피하게 된다.

한편, Runge-Kutta-fhelbers 해법은 오차조절이 가능한 Runge-Kutta 해법으로 본 모듈에서는 5-6위의 알고리즘이 사용되었으며, 자세한 사항은 참고문헌 [69]을 참조하기 바란다.

#### 사. 동력학 모듈과 MIDAS 코드의 연결

동력학 독립 모듈 (PKINETIC)은 노심내 핵연료봉의 평균온도, 노심내 냉각재의 질량/온도, 시간제어 변수를 입력으로 하며, power를 출력으로 한다. 동력학 모듈의 입력 변수는 처음 구현할 때에는 기존의 MELCOR 코드 내부의 포인터 변수의 사용이 완벽히 파악되지 못하여, 계산에 필요한 입력 값들이 MELCOR내에서 변경될 때마다 그 값을 'KINE' common block의 변수에 저장하고 있고 계산을 위해 필요할 때 그 값을 읽어와서 사용하였다. 그러나, 포인터 변수의 사용에 대한 모든 것이 파악되어 동력학 모듈의 계산에 필요한 입력 값들을 포인터변수를 통해 직접 읽어 와서 사용할 수 있게 되었다. 단, 독립 모듈의 입력변수 중 누적된 시간제어값을 나타내는 변수는 기존의 변수가 아니기 때문에 'KINE' common block에 추가시켜 저장하였다. 독립 모듈의 출력 변수인 Power는 MELCOR의 부프로그램 CORPOW 내의 'QFISTO' 변수에 해당하므로, QFISTO 값을 동력학 모듈의 출력 값인 power로 대체하도록 하였다.

#### (1) 부프로그램의 분석

현재 사용되는 MELCOR 프로그램중에서 동력학 모듈과 관련된 부프로그램을 분석하였다. MELCOR는 계산입력을 database로 생성하여 사용하는데, 크게 4종류의 storage 배열을 사용한다. 이것은 XREALX (floating point variable), INETEGE (integer variable), LOGICA (logical variable) 그리고 CHARAC (character variable)의 4개이며, 부프로그램을 호출할 때는 두

단계에 걸쳐 포인터 변수를 사용하며, 해당 배열중의 일부를 argument로 전달하여 사용하게 된다[70].

### (가) 핵연료봉 온도/질량 변수의 분석

먼저 기존의 MELCOR common block에 있는 변수 중 핵연료봉의 온도 및 질량과 관련된 변수를 직접 사용할 수 있는지의 여부를 파악하기 위하여, 핵연료의 질량을 나타내는 'XMFU' 변수와 핵연료봉의 온도를 나타내는 'TMP' 변수의 사용에 대해 검토하였다. 여기에서는 위의 두 변수값을 각각 계산하는 부프로그램 CORRNI에서 시작하여 위의 두 변수를 역으로 (아래의 호출순서 참조) 추적하였다. 한편, MELCOR에서는 모든 (실수) 변수를 'XREAL'이라는 배열에 저장하고 이를 argument로 활용하고 있으며, 두 변수에 대한 추적결과로 'XREAL' 변수에서의 지수 값을 확인하였다. 그러나 확인결과 지수 값은 계산입력(input deck)이 달라짐에 따라 변동하므로 기존의 common block에 있는 변수 중 핵연료봉의 온도와 관련된 변수를 직접 사용할 수 없다는 것이 확인되었다 (argument는 'XREALX' 배열 중 일부분을 사용하는데, 그 사용되는 부분이 cycle에 따라 다르다는 것을 확인하였다)[71]. 즉, 부프로그램 CORPAR에서 새로운 계산시간 간격 (time step)에 대한 핵연료봉 온도가 cell 별로 계산되어 'TNEW' 변수에 저장되고, 이는 부프로그램 CORUVN에서 'TEMP' 변수로, 부프로그램 CORRNI에서 'TMP(IFU, IA, IR)' 변수로, 부프로그램 CORDBD에서 'XC(L7)' 변수로, 그리고 부프로그램 CORDBC에서 'XREALX(IRCORF)' 변수로 바뀌었다. 따라서 이러한 변수를 직접 사용할 수가 없으므로, MELCOR 코드에서 사용하는 두단계에 걸친 포인터 변수의 사용 방법과 같이 COR package의 포인터변수를 추가하여 처리하였다.

핵연료봉 온도가 수정되는 부프로그램의 호출 순서는 다음과 같다 :

MELCOR→MEXRUN→MEXLOP→CORDBC→CORDBD→CORRNI→CORUV2→CORPAR

부프로그램 CORRNI에서는 핵연료봉의 질량을 나타내는 변수 'XMFU'와 온도를 나타내는 변수 'TMP'를 사용하고 있으며, 부프로그램 CORDBD의 XC 배열로부터 argument를 통해 전달된 XMFU 및 TMP 배열은 1차원 배열에서 3차원 배열로 변경되었으며, 'NAXL', 'NRAD', 'KCMP' 변수를 사용하여 배열을 선

언하고, 부프로그램 CORUV2를 호출할 때 'XMFU(1, IA, IR)' 변수와 'TMP(IFU, IA, IR)' 변수를 사용하여 XMFU 배열과 TMP 배열 중 일부를 'XM1', 'XM2', 'TEMP' argument로 전달한다. 핵연료봉이 건전하여 축방향을 나타내는 지수 값이 4부터 13까지의 경우, TMP(IFU, IA, IR)는 부프로그램 CORUV2의 argument로 사용되고, 그 부프로그램을 수행한 후 새로 계산된 값으로 대체되며, 이 값에 근거하여 동력학 모듈에서 입력으로 사용되는 핵연료봉의 질량과 온도 변수값을 수정한다.

부프로그램 CORUVN은 내부에 ENTRY 형식으로 CORUV1, CORUV2, ..., CORUV9을 포함하고 있으며 다른 부프로그램에서 CORUVN의 일부인 이 ENTRY 들을 호출하고 있다. 여기에는 핵연료봉의 질량을 나타내는 변수인 'XM1' 및 'XM2'와 온도를 나타내는 변수인 'TEMP'를 사용하고 있으며, 부프로그램 CORRN1의 XMFU 배열과 TMP 배열로부터 전달된 XM1, XM2 및 TEMP 배열은 3차원 배열에서 단독 변수로 전달되었으며, 부프로그램 CORPAR을 호출할 때 'XMASS'과 'TEMP' 변수를 사용하여 'XMASS', 'TOLD' argument로 각각 전달하고, 부프로그램 CORPAR의 수행 후 TEMP 값은 TNEW 값으로 변경된다. 부프로그램 CORPAR에서는 핵연료봉의 질량을 나타내는 변수인 'XMASS'와 온도를 나타내는 변수인 'TOLD'를 사용하고 있으며, 부프로그램 CORUVN의 XMASS와 TEMP로부터 전달된 XMASS, TOLD는 계산을 수행한 후 TNEW값이 변경되어 return되고, 다시 부프로그램 CORUVN에서 return될 때 새로운 값은 'TEMP' 변수로 전달된다.

#### (나) 노심 냉각재 온도 변수의 분석

각 제어체적 (control volume)의 정보는 MELCOR의 수행 초기 단계에서 사용자 값으로 입력 (input deck)되며, 각 volume에 대해 volume number를 기준으로 오름차순으로 정리된 후 배열에 저장되고 배열의 지수 번호로 구별하여 사용된다. 특정 제어체적이 무엇을 나타내는지 계산이 수행되는 동안 내부적으로는 알 수 없으며, input deck으로부터 읽어 온 제어체적 이름은 제어체적 번호와 연관된 정보를 갖고 있게 된다. 이것은 MELCOR 수행 도중에 output file에 출력시킬 때 연관된 정보인 제어체적 이름을 가져와서 출력한다. 그러므로, MELCOR 수행 도중에는 제어체적 중 어느 것이 노심의 냉각재 노드를 나타내는지 구별할 수가 없다. 현재는 노심 냉각재에 해당하는

노드를 수동으로 지정하여 검증하기로 한다. 추후에 코드를 보완하여 일반 화시키는 과정에서, 제어체적 이름을 고정된 이름을 갖도록 하고, input deck으로부터 읽어 올 때 구별하여, 원하는 제어체적에 대한 지수 번호를 기준으로 하여 코드의 내부에서 자동으로 구별할 수 있도록 할 예정이다.

관련된 부프로그램은 CVHDBC, CVHDBD, CVHRN3, CVHDON 이고, CVHDON 부프로그램의 TEMPSO 변수를 추적하여 노심 냉각재 노드의 온도가 사용되는 곳을 확인할 수 있으며, 수정되는 부프로그램의 호출 순서는 다음과 같다 :

MELCOR → MEXRUN → MEXLOP → CVHDBC → CVHDBD → CVHRN3 → CVHDON

부프로그램 CVHDON에서 사용되는 노심 냉각재 온도와 관련된 변수인 'TEMPSO'는 부프로그램 CVHRN3의 X2 배열로부터 전달된 값이며 계산을 수행한 후 값이 변경되어 부프로그램 CVHRN3으로 전달되고, 부프로그램 CVHDBD의 X2 배열로 전달된다.

#### (다) 시간제어 변수의 분석

동력학 모듈에서 필요한 time step은 common block에 선언된 변수를 사용하고 있다. COR package에서는 'CORDBD' 부프로그램을 수행할 때 시간제어변수인 'DTC' 변수를 사용하여 값을 계산, 변경한다. COR 이외의 다른 package에서는 'DT' 변수만을 사용한다. 핵연료봉 온도가 갱신되는 부프로그램 CORUV2에서는 시간제어변수가 사용되지 않으며, 이것을 부르는 부프로그램 CORRN1내에서 시간제어변수를 사용하는데, 프로그램안에서 'DELE'와 'DENET' 값을 적분하는 수식에 사용된다. 노심 냉각재 온도가 갱신되는 부분인 부프로그램 CVHRN3에서는 시간제어 변수가 계산에 사용되지만, 이 값은 변경되지 않는다.

#### (라) 원자로 출력 변수의 분석

원자로 출력은 부프로그램 CORPOW의 'QFISTO' 변수를 사용하여 계산되는데, 내부적으로 control function number에 따라 계산 수식이 다르게 적용되며, 원자로 출력과 chexal layman 상수를 고려하여 계산한 값 또는 총 fission

power를 계산한 값으로 한다. QFISTO 상관식에 사용된 C1301 배열은 Chexal Layman 상수이며 사용자가 민감도 계수로 수정할 수 있다.

#### (마) 노심 냉각재 질량 변수의 분석

울진 발전소의 TLOFW 사고분석을 위해 준비한 계산 입력[72]에 의하면 제어 체적 중 3번째가 노심 냉각재를 나타내는데, 이것에 의해 입력 변수인 'XMASSO'의 volume 3의 material (liquid, fog, vapor)의 값이 질량을 나타내며, 부프로그램 CVTNEQ와 CVTWGE이 수행된 후 출력 변수인 'XMASSN'의 volume 3의 material(liquid, fog, vapor)의 값에 갱신된다.

### (2) MELCOR 코드의 수정

#### (가) 동력학 모듈을 위한 초기화

동력학 모듈을 추가로 구현하기 위해 MELCOR의 수행 초기부분에 초기화 과정이 필요하다. Power 값은 부프로그램 CORPOW에서 계산하게 되는데, 동력학 모듈은 여기에서 수행하는 power 계산을 대신하게 된다. 동력학 모듈은 핵연료봉 노심 온도/질량 및 노심내 냉각재 온도/질량 값이 주어졌을 경우에 이 값들을 입력으로 하여 출력인 power를 계산한다. 부프로그램 CORPOW를 호출하여 power를 계산할 경우, 이 입력 값들이 주어지지 않은 초기 상태라면 MELCOR 본래의 방식대로 power 값을 계산하고 이 입력 값들이 주어졌을 상태라면 동력학 모듈을 호출하여 새로운 방식대로 power 값을 계산한다. 동력학 모듈의 입력 값인 핵연료봉 노심 온도/질량 및 노심내 냉각재온도/질량 값이 주어졌는지의 여부를 점검하기 위하여 MELCOR의 수행 초기 부분인 부프로그램 MEXRUN에 변수 'ICORRN1', 'ICVHRN3', 'ICVTHRM'을 각각 추가하였고, 초기값으로 '0'을 주었다. 이 값은 실제의 값이 주어졌을 때 '1'로 변경된다. 이 외에도 초기화가 필요하여 추가된 변수들이 있는데, 이에 관한 내용은 표 3.1.1-4와 같다. 핵연료봉의 질량과 온도는 부프로그램 CORRN1 에서 같이 계산되기 때문에 점검을 위한 변수를 같이 사용하였고, 노심내 냉각재의 온도와 질량은 각기 다른 부프로그램 CVHRN3와 CVTHRM 에서 각각 계산되기 때문에 점검을 위한 변수를 별도로 사용하였다.

### (나) 핵연료봉의 평균온도

MELCOR 전산코드는 핵연료봉 각 cell에 따라 온도와 질량 값을 별도로 저장하고 있다. 핵연료봉의 평균온도는 내부적으로 사용되고 있는 변수는 없고, 각 cell의 온도와 질량을 입력으로 하여 계산하게 되며, 이에 관련된 변수 및 내용은 표 3.1.1-5와 같다. 핵연료봉은 반경방향과 축방향을 기준으로 여러 부분(cell)으로 나뉘어 계산된다. 축방향 부분은 'NAXL' 변수를, 반경방향 부분은 'NRAD' 변수를 사용하여 사용자가 편의대로 구분하고 있다. 현재 사용되는 입력의 경우 NAXL의 값은 13이나 Lower Plenum 부분(cell 1-3)은 연료봉이 없는 하부 공간이므로, 연료봉 온도를 계산할 때는 사용되지 않으며, NRAD의 범위는 4로 정의되어 있다.

동력학 모듈의 계산에 필요한 핵연료봉의 질량 및 온도는 부프로그램 CORRNI에서 확인하였으며, 이것에 근거하여 핵연료봉의 질량 및 온도를 나타내는 변수를 사용하였다. 여러 개로 나뉘어진 핵연료봉의 각 부분은 온도는 물론 질량 또한 각기 다르므로, 핵연료봉 평균온도(T)는 질량을 고려한 값을 계산하며, 이것을 수식으로 표현하면 식 (3.1.1-47)과 같다.

$$T = \frac{\sum_{i=4}^{naxl} \sum_{j=1}^{nrad} T_f(i, j) M_f(i, j)}{\sum_{i=4}^{naxl} \sum_{j=1}^{nrad} M_f(i, j)} \quad (3.1.1-47)$$

여기서  $T_f$ 는 핵연료의 온도,  
 $M_f$ 는 핵연료의 질량,  
 $naxl$ 는 노심의 축방향 개수,  
 $nrad$ 는 노심의 반경방향 개수이다.

또한 MAAP4 코드에서 사용하는 핵연료의 평균온도 산출 방법을 검토하였다. 부프로그램 HEATUP에서 'TCRAVG', 'MNOD(IJ)', 'TNOD(IJ)', 'MTOT' 변수를 사용하여 위의 수식과 같이 질량을 고려한 방법으로 핵연료의 평균온도를 산출하고 있음을 확인하였다. 위의 수식 (3.1.1-47)을 FORTRAN program으로 구현하였으며, 이것과 관련하여 부프로그램 PKINETIC에 추가하였다[71].

### (다) 노심 냉각재온도

노심 냉각재의 온도에 관련된 변수 및 내용은 다음과 같다.

Variable		내용
노심 냉각재	TEMPS	Temperature of pool(1), atmos(2) in volume V(K) (부프로그램내에서 TEMPSO 또는 TEMPSN으로도 사용됨) Common Deck에서 'XREALX' dimension으로 선언됨.

동력학 모듈의 계산에 필요한 노심 냉각재의 온도는 부프로그램 CVHRN3에서 확인하였으며, 이것에 근거하여 노심 냉각재의 온도 값을 나타내는 변수를 사용하였다.

#### (라) 시간제어

시간제어에 관련된 변수 및 내용은 다음과 같다.

Variable		내용
시간제어	DTC	CORE PACKAGE TIME STEP (S)
	TCNTEND	ACCUMULATED TIME STEP

동력학 모듈의 계산에 필요한 시간제어 변수는 'CORDTC' common block에 저장된 'DTC'를 사용하였으며, 시간제어 'DTC' 값을 누적한 'TCNTEND' 변수를 추가로 사용했는데, 이는 미분방정식을 푸는 'RKF56' subroutine에서 입력으로 필요로 하기 때문이다. 이 변수들을 'KINE' common block에 선언하였다.

#### (마) 원자로 출력

원자로 출력에 관련된 변수 및 내용은 다음과 같다.

Variable		내용
원자로출력	QFISTO	원자로 내에서 생성된 출력 (단위 : W)

MELCOR 코드에서 취급하는 원자로 출력 중 동력학 모듈의 계산에 관련된 원

자로 출력은 fission power인데, 원자로 출력 값을 나타내는 'QFISTO' 변수를 사용하였고 동시에 동력학 모듈의 출력 변수로 사용되었다. 동력학 모듈의 입력인 핵연료봉 온도와 질량, 노심 냉각재 온도가 초기화 되지 않았을 경우, 부프로그램 CORPOW는 이전의 계산 방식대로 수행하여 원자로 출력 값을 계산하며, 핵연료봉 온도와 질량 및 노심 냉각재 온도 값이 주어졌을 경우에는 동력학 모듈을 호출하여 원자로 출력 값을 계산하도록 하였다.

#### (바) 노심 냉각재 질량

질량을 계산하는데 사용되는 material은 liquid, fog, vapor의 3개이며, 이것은 부프로그램 CVTNEQ와 CVTWGE에서 계산된다. 입력 변수인 'XMASSO'의 해당 volume에 대한 모든 material (liquid, fog, vapor)의 질량을 더한 값이 노심 냉각재의 질량을 나타내며, 이 값을 가져오기 위해 부프로그램 CVTNEQ와 CVTWGE가 수행된 직후, 출력 변수인 'XMASSN'의 해당 volume에 대한 각각의 material(liquid, fog, vapor)의 값에 갱신된다. 노심 냉각재 질량에 관련된 변수 및 내용은 다음과 같다.

Variable	내용	
노심 냉각재 질량	XMASSO	Volume V의 Material M에 대한 질량 (Old value, 단위 : KG)
	XMASSN	Volume V의 Material M에 대한 질량 (New value, 단위 : KG)

동력학 모듈의 계산에 필요한 노심 냉각재의 질량은 부프로그램 CVTHRM에서 확인하였으며, 이것에 근거하여 노심 냉각재의 질량값을 가져온다.

#### (사) PKINETIC 모듈의 연결

##### ① 동력학 모듈

동력학 모듈을 기존의 MELCOR에 연결시키기 위해 추가되어야 할 부분은 MELCOR 부분에서 계산되는 핵연료봉의 온도와 질량, 노심 냉각재 온도와 질량, 시간제어 변수이며, 이것들을 기존의 'CORDTC' common block과 두단계의 포인터 변수를 거쳐 전달된 값을 사용하고, 신규로 추가한 'KINE' common block에는 누적된 시간제어 값인 'TCNTEND' 변수를 추가하여



PKINETIC에서 사용한다. 구현에 관한 자세한 내용과 프로그램의 수정시 MELCOR execution을 생성하기 위한 절차는 기 발간된 보고서에 자세히 설명되어 있다[71].

## ② Interpolation 구현

원자로 출력 주기말 (end of cycle : EOC)의 핵연료 온도상수 (fuel/doppler temperature coefficient : FTC) 값에 대해 좀 더 정밀한 값을 구하기 위해 interpolation 기능을 추가 구현했다. 이에 사용한 방법은 선형보간법이며, 이의 수식은 식 (3.1.1-48)과 같다.

$$f(x) = \frac{x-x_1}{x_0-x_1} f_0 + \frac{x-x_0}{x_1-x_0} f_1 \quad (3.1.1-48)$$

이것은 함수  $f$ 에 대해 주어진 두 값  $(x_0, f_0)$ ,  $(x_1, f_1)$ 에 근거하여,  $x$ 에 대한 함수값  $f(x)$ 를 구하는 방법이다. Power rate가 0%, 20%, 40%, 60%, 80%, 100%일 때의 FTC 값이 주어지며, 코드 수행시의 power값에 따라 선형보간법에 의한 정밀한 FTC 값을 계산하여 적용하게 된다. 부프로그램 PKINETIC에서는 FTC값을 사용하기 위해 'ATF' 변수를 사용하였고 interpolation을 위해 주어진 FTC 값은 'ATFITP' 변수를 사용하였다.

### 아. 동력학 모듈 검증

여기서는 개발된 동력학 모듈의 검증결과를 소개한다. 비교코드로는 동력학 계산이 가능한 코드중 중대사고의 초기과도상태의 모사가 가능한 RETRAN 코드[73]가 선택되었다. 우선, PKINETIC 독립모듈의 검증을 위하여 RETRAN-02 (Mod5)와의 비교계산을 수행하였다. 본 비교계산에서는 급수 완전상실 사고시 ATWS 경위에 대한 RETRAN의 예제계산을 이용했으며, 사용된 반응도 궤환 데이터를 그림 3.1.1-2에 보여주었다. 여기서 RETRAN-02의 반응도 궤환은 냉각수의 온도/밀도 및 핵연료의 온도에 대해 이루어지며, 이는 냉각수의 온도계수에 밀도의 효과를 포함시키고 있는 현 PKINETIC의 방식과는 약간 다르므로 총 반응도를 PKINETIC의 입력으로 사용하였다. 사고시작 후 200초까지 PKINETIC을 이용하여 RETRAN의 경위를 모사한 결과를 그림 3.1.1-3에 표시했다 (PKINETIC은 약 25초 간격으로 모의). 한편, 반응도 궤환입력을 제외한 주요 입력변수를 예시하기 위해, 사고시작 후 100초에서의 RETRAN

및 PKINETIC 코드의 입력 데이터와 계산결과를 표 3.1.1-6에 상세히 수록하였다.

다음으로, PKINETIC을 MELCOR에 접목시킨 MIDAS-PK의 계산결과와 RETRAN의 결과를 비교하였다. 이러한 결과 비교를 위해서는 동일한 발전소에 대한 계산이 비교코드간에 가능해야 한다. 그러나 현재 시점에서 MELCOR의 입력은 국내의 울진 3,4호기만이 이용 가능한 상태이며, 본 발전소에 대한 (대형발전소의 ATWS 사고모의가 가능한 여타코드를 포함해서) RETRAN의 입력을 구할 수 없었다. 따라서, MIDAS-PK의 계산은 급수완전상실사고 시 ATWS 경위에 대한 Trojan의 계산결과와 비교를 수행하였다 [74]. 한편, Trojan 발전소는 웨스팅하우스의 4-Loop 발전소로서 울진3,4호기와는 차이가 있으나 계산의 경향을 비교하는 데는 큰 무리가 없었다. 그림 3.1.1-4 및 3.1.1-5는 급수상실사고 ATWS에서의 출력거동 및 일차계통 압력거동을 각각 비교하고 있다. 압력의 최고치는 약간 다르나 사고진행 시간을 포함해 거동이 거의 일치함을 알 수 있다.

#### 자. 동력학 모듈을 이용한 ATWS 사고 분석

본 연구의 최종목표는 개발된 동력학 모듈을 MIDAS 코드내에 이식하여 ATWS 사고경위를 제대로 해석하는 것이다. 이를 위해 우선 기존 MELCOR 코드를 사용한 ATWS 사고모의를 수행해 기존 모델을 이용한 해석능력의 한계를 검토하고, 이후 개발된 MIDAS-PK 코드를 사용하여 결과를 도출하였다. 여기서 ATWS는 예상 과도상태 (anticipated transients)에서 원자로 정지가 불가능한 사고이다. 본 연구에서는 예상 과도상태로 급수 완전 상실사고 (Total Loss of Feedwater)를 선택하였으며, 사고의 심각성을 높여 보수적인 한계 경우 (conservatively upper bound)를 계산하기 위하여 주급수 및 보조급수의 동시 완전상실을 가정하였다.

모의 발전소로는 국내의 울진 3,4호기를 선택하였고, 동력학 모듈관련 입력을 제외한 나머지 입력으로 울진 3,4 발전소에 대한 MELCOR input deck [72]을 사용하였다. 한편, 기존 모델 해석능력의 한계를 검토하기 위한 MELCOR 계산의 경우, 계산의 정확성을 피하기 위한 100초간의 정상상태를 모의하였다 (즉, 분석결과 중 실제적인 사고시작은 100초부터이다).

계산에 사용된 주요한 가정은 다음과 같다:

- 예상 과도상태로 주급수 및 보조급수의 동시 완전상실사고를 가정하였다.
- 자동감압계통으로 가압기안전밸브 (safety relief valve)는 모두 작동하나, 수동감압계통인 안전감압계통 (safety depressurization system)은 작동하지 않는다.
- 원자로 냉각재 펌프는 기포율에 관계없이 계속 동작한다.

ATWS 사고 해석시에 가장 주요한 관심은 사고시작 초기의 수분 내에 나타나는 일차계통의 최고 압력이다. 일반적으로 일차계통은 압력한계치 (ASME Boiler and Pressure Vessel Code Level C service limit criterion)가 존재하며 웨스팅하우스 발전소의 경우 SECY-83-293[75] 및 WCAP-11992[76]에 따르면 보수적으로 3200 psig가 사용된다. 이러한 압력한계치 이상의 압력이 발생하면 ECCS의 가동에 필요한 밸브등의 뒤틀림 현상 또는 원자로 용기의 파손 등이 일어날 가능성이 높으며, 핵연료 손상 (core damage)이 발생했다고 가정해도 별 무리가 없다고 알려져 있다.

본 사고가 발생하면 일차측의 열발생량을 급수공급이 상실된 이차측에서 제대로 제거하지 못해 일차측의 열평형이 무너지게 된다. 열평형이 무너지면 일차측의 온도 및 압력이 상승하고 가압기의 수위가 상승한다. 한편, 증기발생기 이차측의 수위는 점차 떨어지며 증기발생기 세관이 노출되면 이차측으로의 열전달은 더욱 감소한다. 결국, 가압기는 냉각수로 가득차고 안전감압밸브를 통하여 냉각수 및 증기의 방출이 발생한다. 따라서 일차계통의 최고압력은 노심의 증기발생량 및 안전 감압밸브의 방출 용량에 달려 있다.

#### (1) 전출력 (100% full power) 경우

기존 MELCOR 코드로 TLOFW 사고해석시 원자로 정지가 계산 종료시까지 실패한 경우이다. MELCOR 코드에서는 노심에서의 동력학 거동은 고려하지 못하며, 붕괴열이 아닌 핵분열 출력은 기본적으로 사용자가 입력으로 처리하게 되어 있다. 따라서 여기서는 계산 종료시까지 전출력이 계속 유지되는 것으로 단순히 가정하였고 그림 3.1.1-6에 모의된 출력거동이 나타나있다. 100

초간의 정상상태 모의가 포함되어 있고 100초 이후의 출력 역시 전출력인 2825 MW를 유지하고 있다.

사고시 일차계통의 압력은 일차계통내의 열 발생량과 증기발생기 이차측으로의 열제거량의 차이에 의해 변화한다. 본 경우의 계산결과 그림 3.1.1-7에서 보듯이 열 발생량과 열 제거량이 균형을 맞춘 120-160초를 제외하고 꾸준히 상승하며 증기발생기의 이차측이 고갈되는 약 200초경에 30MPa (=4400 psi) 이상으로 급격히 상승함을 알 수 있다. 즉 일차계통의 가압기 안전밸브를 통한 냉각수의 방출량만으로는 압력의 증가를 제어하지 못하는 것을 알 수 있다. 한편, MELCOR 코드는 일차측 냉각수의 온도가 647.245 K (3200 psi에서의 포화온도) 이상이 되면 “material property error”로 인해 계산이 진행되지 못한다 (MELCOR 지침서[1] MP-RM-54 참조). 본 경우에 사고시작 약 100초 (그림 3.1.1-7에서는 200초)후에 위 error로 인해 계산이 종료되었으며 이때의 일차측 압력은 약 4450 psi였다. 평균 핵연료 온도 및 일차계통의 냉각재 온도는 참고문헌 [71]을 참조하기 바란다.

## (2) 원자로 정지 (trip) 경우

정지 불능인 경우와의 결과 비교를 위하여 원자로가 정상적으로 정지된 경우를 MELCOR 코드를 사용하여 모의하였다. 급수 (주급수 및 보조급수) 완전 상실 사고시 원자로 정지신호는 가압기 고압력 또는 증기발생기 저수위에 의해 사고 발생후 수 초 내지 수 십초 이내에 발생한다. 본 분석에서는 증기발생기 저수위에 의한 원자로 정지를 가정하여, 증기발생기 이차측 재고량이 41,000kg 이하가 되면 원자로가 정지하도록 하였다. 또한 사고 이전 정상상태시에 전체 열출력의 93.6%는 핵분열 출력에서 그리고 나머지 6.4%는 붕괴열에 의해 발생한다고 가정하였으므로, 원자로 정지후 최초 출력은 정상출력의 6.4% 이다.

그림 3.1.1-8에서 보듯이, 사고시작 약 40초 후 (그림 3.1.1-8 시간 축에서는 140초)에 원자로가 정지하여 이후 붕괴열만이 발생되며, 일차계통의 압력은 그림 3.1.1-9에서 알 수 있듯이 가압기 안전 밸브의 열림 압력 (=17.16MPa) 이하로 유지된다. 증기발생기의 이차 측이 고갈되는 약 200초 경부터 일차계통의 압력이 증가하나 가압기안전밸브의 열림 압력 근처에서

일정하게 유지됨을 알 수 있다.

### (3) Chexal-Layman 모델 적용 경우

일차측 압력 및 downcomer 수위에 대한 함수로서 핵분열 출력을 계산하는 단순모델인 Chexal-Layman 관계식이 기존의 MELCOR 코드에 포함되어 있다. 이는 BWR 에서의 ATWS 사고를 모의할 수 있도록 고안된 것으로 현재의 MELCOR 지침서에는 어디에도 PWR에의 적용 여부를 명시하지 않고 있다. 따라서 본 절에서는 Chexal-Layman 관계식의 PWR에의 적용 가능성을 검토했다. Chexal-Layman 관계식은 MELCOR 입력카드중 COR00004의 두번째 변수로 ICFFIC에 100보다 큰 양수(여기서는 130번 사용)를 사용하여 구현할 수 있다. Downcomer 수위 (= CVH-CLIQLEV.130)가 유효 핵연료봉 (active fuel)의 하단에 도달하면 핵분열 출력은 더 이상 발생하지 않고 붕괴열만이 고려되며, 붕괴열에 의한 최초 출력은 정상출력의 6.4%로 가정된다. 한편, 식 (2.1.1-3)에서 올진 3,4 경우  $L_f$ 값은 3.5m, 기준 압력값인  $P_r$ 은 2500 psia (= 17.2 MPa)을 사용하면, 식 (2.1.1-1)에서 사용되는 COR 패키지 민감도 상수의 하나인 C1301(4) 값은 3.67로 예상된다. 하지만 이러한 값을 사용해도 식 (2.1.1-1)에서 정상상태의 출력을 유도할 수 없으며, 나머지 민감도 상수들인 C1301(1)/C1301(2)/C1301(3)/C1301(5)과 같은 값의 재조정이 요구된다. 이러한 재조정은 PWR에 적용가능한 새로운 관계식의 유도에 해당되며, 이는 아직 고려되지 않았기에 본 계산에서는 기존의  $P_r$ 값의 2배를 (C1301(6)=15.3 MPa) 임의로 우선 사용하였다. 한편, downcomer 수위가  $L_f$ 에 도달하면 (식 (2.1.1-1), (2.1.1-2), (2.1.1-3) 참조) 핵분열 출력은 더 이상 생성되지 못하며,  $L_f$ 값은 정상상태 압력 (2250 psia = 15.5 MPa)에서 2.45m 이고 압력에 따라 변화함을 알 수 있다. 여기서, H는 최대 10m 까지 허용되는 것으로 코드로부터 확인되었는데 L의 최대값이 6.43m (올진 3,4)인 점을 감안하면, 2배의  $P_r$ 값을 사용할 때 허용되는 일차계통의 최대압력은 5000 psi 이상이므로 계산의 진행에는 일단 문제가 없음을 알 수 있다.

계산결과, 그림 3.1.1-10에서 보듯이 핵분열 출력은 전출력의 약 40% 정도에서 유지되는 것으로 나타났다. 본 경우에 사고시작 약 240초 후 (그림에서는 340초)에 "material property error"로 인해 계산이 종료되었으며 이때의 일차측 압력은 그림 3.1.1-11에서 보듯이 약 31MPa (= 4500 psi)였다.

이러한 계산결과는 다음의 (5)절에 제시된 동력학 모델 모사의 결과와 다르며 실제의 사고진행을 제대로 모의하지 못하는 것으로 판단된다.

#### (4) 전출력-기포효과 경우

앞부분 (1)절의 전출력 경우에 노심의 기포(void) 효과를 함께 고려해 본 경우이다. ATWS 사고가 진행되어 노심에서 기포가 발생하기 시작하면 기포 발생 지역에서는 중성자의 감속이 제대로 이루어지지 못해 핵분열 출력이 감소하는 효과가 있다. 이러한 효과를 모의하기 위해서는 반응도 궤환효과의 하나로 reactivity void coefficient를 사용한다. 그러나 기존의 MELCOR 코드에는 동력학 모델이 없어 위 상수를 이용할 수 없으므로 기포발생시 노심의 냉각수 재고량이 줄어든다는 점에 착안하여 시간에 따른 노심의 냉각수 재고량을 추적한 후 초기 재고량에 대한 비율을 원자로 출력에 곱하여 노심의 기포효과를 모의하였다.

그림 3.1.1-12에서 보듯이 핵분열 출력은 초기 출력인 2825MW부터 계산종료 시에는 2500MW로 약 10% 감소하는 것으로 나타났지만, 이 경우 역시 전출력의 경우와 마찬가지로 사고시작 약 120초 후 (그림에서는 220초)에 “material property error”로 인해 계산이 종료되었으며 이때의 일차측 압력은 그림 3.1.1-13에서처럼 약 31MPa (= 4500 psi)였다. 여기서 노심의 냉각수 온도는 사고시작 후부터 종료될 때까지 약 50 K 증가하여 냉각수 밀도가 작아지는 효과만큼의 출력감소가 발생하였다. 그러나 기포가 출력에 미치는 효과는 제대로 모의하지 못하는 것으로 나타났는데 이는 사고시작 후 약 100초경에 증기발생기가 고갈된 후 일차계통의 온도가 급격히 상승하여 노심에서의 기포발생도 활발할 것으로 예상되나 계산이 종료되었기 때문이다. 따라서 초기 출력을 낮추는 방안을 고려하였다. 즉, 그림 3.1.1-14에서처럼 사고가 시작되는 100초에 노심 출력을 약 500MW로 낮춘 경우에는 코드 오류로 인한 계산종료 없이 기포효과를 모의할 수 있었으며 이 경우 일차계통의 최고압력은 약 20.5MPa (= 3000 psi)였다 (그림 3.1.1-15 참조).

#### (5) 동력학 모델 적용 경우

여기서는 개발된 MIDAS-PK 코드로 ATWS 사고 (즉, TLOFW 사고시 원자로 정

지가 계산종료시까지 실패한 경우)를 모의하였다. 본 경우의 동력학 모듈관련 입력은 현재 코드 내에서 처리하고 있으며 코드입력 중 출력관련 입력부분은 사용되지 않는다.

그림 3.1.1-16은 시간에 따른 일차계통의 냉각수 온도변화를 보여준다. 이 차측으로의 급수중단으로 열제거 능력이 떨어짐에 따라 일차계통의 냉각수 온도가 상승하면 감속재 부 반응도 궤환효과가 발생하여 노심출력은 그림 3.1.1-17 같이 급격히 감소해, 210초 및 300초경에 전출력의 50% 및 10% 정도를 각각 유지한다. 한편, 평균 핵연료 온도는 노심출력이 감소함에 따라 초기(100초까지)의 약 1100K 에서 300초경에는 약 700K 정도로 감소한다 (그림 3.1.1-18 참조). 올진 3,4호기 주기말에는 감속재 온도계수로 인한 부 반응도 효과가 핵연료 온도계수에 의한 정 반응도 효과보다 크기 때문에 출력은 결국 감소하게 된다 (그림 3.1.1-17 참조). 그림 3.1.1-19에서 보듯이 일차계통의 압력은 약 200초경에 급격히 증가하여 240초경에 약 24MPa(= 3500 psi)의 최고치를 보인다. 본 경우의 계산은 약 380초경에 “material property error”로 인해 종료되었다.

#### (6) 일차냉각재펌프 효과의 경우

급수상실 사고시 원자로 정지를 위해 원자로 정지 차단기 (reactor trip breaker)가 열려야만 터빈 정지밸브의 폐쇄로 터빈이 정지되며, 이를 제외하고는 터빈이 자동으로 정지되지는 않는다. 따라서 원자로 정지가 실패한 ATWS 사고시 터빈의 정지는 수동으로만 가능하다. 한편, 터빈의 정지는 소외전원 상실을 초래하여 일차냉각재펌프 (reactor coolant pump)를 정지시킨다. RCP가 정지하면 이차측으로의 열전달 능력이 떨어져 일차측 냉각수 온도가 상승하며, 이는 감속재 부 반응도에 의해 출력이 감소하는 효과를 가져오게 된다. 이를 확인하기 위해 운전원이 계산시작 200초 후에 터빈을 수동정지 (즉, RCP가 정지)시킨 경우에 대한 계산을 수행하였다.

계산 결과에 의하면, RCP 정지 후 냉각수 온도는 RCP가 가동되는 경우에 비해 더 빠르게 상승하고 이에 반비례해서 출력은, 그림 3.1.1-20에서 보듯이, 200초 이후 더욱 급격히 감소한다, 그 결과 일차계통의 압력은 그림 3.1.1-21 에서처럼 520초경에 약 20.3MPa (= 2940 psi)의 최고치를 보인다.

한편, 노심의 기포발생은 RCP가 정지한 경우에 더욱 활발한 것으로 나타났으며, 이는 출력을 감소시키는 쪽으로 작용할 것으로 예상된다. 기포발생에 따른 핵분열 출력의 변화를 모의하기 위해 현재의 MIDAS-PK 코드에는 (4)절의 설명처럼 노심 냉각수 질량의 감소비율에 비례하여 출력이 감소하는 단순모델을 사용하고 있다.

#### (7) 안전감압계통 효과의 경우

급수상실 사고시 일차계통을 감압시키기 위해 가압기안전밸브 (SRV) 및 안전감압계통 (SDS)이 설계되어 있다. 올진 3,4호기의 경우, 직경 6cm의 SRV 3개가 2500 psi의 열림 및 닫힘 압력에서 자동으로 작동하고, 직경 4.24 cm의 밸브 2개로 구성된 SDS가 수동으로 작동된다. 한편 SDS의 감압효과를 모의하기 위해 SDS 2개가 사고 초기부터 모두 열려있다고 가정하였다.

계산결과, 그림 3.1.1-22 및 그림 3.1.1-23에서 보듯이, 일차계통의 압력은 225초경에 약 22.4MPa (= 3250 psi)의 최고치를 보이나, SDS의 감압효과로 1300여초까지 원자로 용기는 건전함을 예측하였다.

#### (8) 핵연료 온도 반응도 상수의 상세값 적용 경우

반응도 궤환효과 중 핵연료 온도상수 (fuel/doppler temperature coefficient : FTC)는 연소도 (burn-up) 및 출력의 함수이다. 현재의 MIDAS-PK 계산은 전출력시의 FTC를 사용하였다. 본 경우는 계산된 출력의 변화에 따른 FTC를 사용하여 그 효과를 검토하였다. 비교경우는 올진 3,4호기 EOC이며 사용된 데이터는 아래와 같다.

출력 (%)	0	20	40	60	80	100
FTC (k/K)	-3.63	-3.42	-3.26	-3.12	-3.00	-2.90

상세값 적용 전, 후의 출력과 핵연료 온도의 변화를 그림 3.1.1-24와 3.1.1-25에 각각 비교, 표시하였다. 큰 차이는 없었으며, 그 이유는 시간에 따른 적용 출력의 범위가 크지 않았기 때문으로 볼 수 있다.



## (9) 요약

MELCOR 및 MIDAS-PK 코드를 이용해 주급수/보조급수의 완전상실사고시 ATWS를 분석하였으며 주요 결과를 표 3.1.1-7에 정리하였다. 일차측 냉각수의 온도가 상승하면 부 반응도 궤환효과에 의하여 핵분열 출력은 감소하여 일차계통의 열발생량이 줄어드는 효과를 가진다. 계산에 의하면, 반응도 궤환효과를 고려하지 않아 사고내내 전출력을 유지하는 경우 사고시작 100초만에 일차계통의 파손이 발생했으며 (최고압력= 4456 psi), 전출력의 15% 출력을 유지하는 경우 일차계통의 최고압력은 2949 psi 이하로 유지되어 압력에 의한 파손은 발생하지 않았다. 반응도 궤환효과를 고려한 경우, 반응도 궤환효과를 고려하지 않은 경우에 비해 최고압력은 낮았으나 (= 3500 psi) 역시 사고시작 100여초만에 압력제한치 이상을 보였다.

ATWS 사고시 일차 냉각펌프의 자동 정지신호는 발생하지 않는다. 그러나 일차계통 냉각펌프가 어떤 이유로 정지하면 일차계통 냉각펌프가 작동되는 경우에 비해 이차측으로의 열전달 능력이 떨어진다. 따라서 일차측 냉각수 온도가 좀더 상승하며, 이는 감속재 부 반응도에 의해 출력이 더욱 감소하는 효과를 가져오게 된다. 일차 냉각펌프가 사고시작후 100초에 정지한 경우, 최고 압력은 2936psi로 압력에 의한 파손은 발생하지 않았다. 한편 올진 3,4호기의 경우, 안전감압밸브 이외에 안전감압계통(SDS)이 수동으로 작동될 수 있으며, 사고초기에 작동이 성공한 경우 최고압력은 3264psi로 압력제한치 근처로 유지되었다.

### 차. 결론 및 추가 연구사항

본 연구의 목표는 서두에서 명시했듯이, 두 가지로 요약될 수 있다. 첫째는, 중대사고 기인사고의 하나인 정지불능 예상과도상태 (ATWS) 사고경위를 해석하기 위한 동력학 독립모듈을 개발하는 것이고, 둘째는 개발된 동력학 모듈을 중대사고 해석용 대형 전산코드 내에 삽입하는 기술을 정립하는 데 있다. 첫째 목표를 달성하기 위해, 점근사 동력학 모델을 근간으로 중대사고 코드에서 이미 계산되는 노심의 열수력 변수 (온도/압력/기포율/수위 등)만을 이용하여 중대사고시 반응도 궤환효과를 쉽게 예측하도록 보강한 독립모듈 (PKINETIC)을 개발하여 코드등록을 완료하였다. 다음으로 MIDAS

코드에 개발된 독립모듈을 삽입하고 기존의 열수력 인자와의 연결을 완성해 MIDAS-PK를 개발하였다. 이러한 과정에서 대형코드 내 모듈삽입기술의 정립과 더불어 ATWS 사고해석 능력이 없는 MIDAS 코드의 사고해석 능력을 강화하는 효과를 얻게 되었다. 마지막으로 개발된 MIDAS-PK를 이용해 올진 3, 4 호기의 완전급수상실사고시 ATWS를 해석했다. 결과에 의하면, 사고 내내 전출력을 유지하는 경우에는 사고시작 100초만에 일차계통은 한계치인 4500 psi 최고압력에 도달했으며, 반응도 귀환효과를 고려한 경우에는 사고시작 140여초에 3500 psi 최고압력을 나타냈다. 한편, 사고시작 후 100초에 일차냉각펌프가 정지한 경우, 부반응도 효과에 의해 최고 압력은 2936psi로 낮아져 압력에 의한 조기파손은 없는 것으로 판단된다. 본 연구의 최종결과물인 MIDAS-PK는 앞으로 국내의 기존 및 신규 발전소의 ATWS 사고에 대한 ET 작성 시 성공요건 (success criteria)을 구하는 도구로 유용하게 사용되리라 예상된다.

본 연구의 대상으로는 점근사 모델을 선정했는데, 이는 중대사고 해석에서는 노심의 위치에 따른 상세한 출력분포값보다 노심평균 출력값으로 충분하기 때문이었다. 그러나 노심의 위치에 따른 출력분포값이 요구되는 경우에는 한계가 있으며, 일차원 모델로의 변경이 필요할 수 있다. 이외에 중대사고시의 조건을 충분히 반영하기 위해서는 중대사고시 냉각수내 기포발생이 출력변화에 미치는 효과가 좀 더 연구되어야 하며, 현재의 ATWS 기본 해석에 추가하여 보조급수계통의 효과 및 SDS 크기 변화에 따른 민감도 계산도 사고이해에 도움이 되리라 사료된다.

표 3.1.1-1. 붕괴열 관련 상수

i	[KMRRSIM]		[ANS-5.1/1972]		[TASS]	
	$\alpha_i$	$\lambda_i$	$\alpha_i$	$\lambda_i$	$\alpha_i$	$\lambda_i$
1	0.704060E-2	N/A	0.704060E-2	7.65030E-1	0.299E-2	1.722
2	1.49083E-2		1.49083E-2	8.99985E-2	0.825E-2	0.5774
3	1.82658E-2		1.82658E-2	9.82920E-3	0.155E-1	0.5774
4	1.05096E-2		1.05096E-2	1.23263E-3	0.1935E-1	0.6214E-2
5	1.4896E-4 <sup>+</sup>		0.1755E-2 <sup>*</sup>	4.91000E-4	0.1165E-1	0.4739E-3
6	0.831665E-2		0.831665E-2	1.63155E-4	0.645E-2	0.481E-4
7	0.456997E-2		0.456997E-2	1.67432E-5	0.231E-2	0.5344E-5
8	1.4372E-4 <sup>+</sup>		0.1693E-2 <sup>**</sup>	3.41000E-6	0.164E-2	0.5726E-6
9	0.200039E-2		0.200039E-2	1.03421E-6	0.85E-3	0.1036E-6
10	0.141904E-2		0.141904E-2	1.02785E-7	0.43E-3	0.2959E-7
11	0.0710225E-2		0.0710225E-2	2.55667E-9	0.58E-3	0.7585E-9
합계	0.68E-1	1.535E-3	0.723183E-1		0.7E-1	

(비고)

+ : HANARO

\* : PWR,  $0.226481E-2 \times C \cdot (\sigma_{25} / \sigma_{f25})$

\*\* : PWR,  $0.218519E-2 \times C \cdot (\sigma_{25} / \sigma_{f25})$

표 3.1.1-2. PKINETIC 모듈의 발전소 입력 데이터

입력변수	정의
npl_flag	plant type flag : =1 : YGN(or Uljin) 3/4 (cycle 1), BOC (=0 MWD/MKU, 802 ppm of Xe) =2 : YGN(or Uljin) 3/4 (cycle 1), EOC (=13650 MWD/MKU, 15 ppm of Xe) =3 : YGN 2 (cycle 5), BOC (=0 MWD/MKU, 1404 ppm of Xe) =4 : YGN 2 (cycle 5), EOC (=12070 MWD/MKU, 300 ppm of Xe) =5 : HANARO, BOC (=0 MWD/MKU)
GMC(i)	(effective) i-th delayed neutron fraction (beta-i)
SGMC	delayed neutron total yield fraction (beta)
GT	neutron generation time (l) [sec]
RMC(i)	i-th delayed neutron decay constant (lamda-i)
SGMW	fission product total yield fraction
SRMW	fission product total decay constant [/sec]
RMW(K)	Fission product decay constant [/sec]
AMW(K)	(Normalized) Fission product disintegration rates
ATF	reactivity coefficient of fuel temperature [mk/K]
ATC	reactivity coefficient of coolant temperature [mk/K]
QTC	nominal thermal power [MWth]

표 3.1.1-3. PKINETIC 모듈의 사용자 입력 데이터

입력변수	정의
N	number of variables (or differential equations)
IND	communication vector for initial entry
TOL	tolerance for error control
NERR	= 0 weights are $1/\max(1, \text{abs}(y(k)))$ = 1 absolute error control - weights are 1 = 2 relative error control - weights are $1/\text{abs}(y(k))$
NFCN	max. number of function evaluation per time step
T	start time [sec]
TFIN	end time of calculation [sec]
TSAM	time interval of calculation [sec] (for control purpose, TSAM is recommended to be 0.2 for detail calculation, TSAM could be less than 0.2)
NPLOT	output printing time indicator (if NPLOT=k, output is printed every k-th calculational runs)
TF	average fuel temperature at time step of t
TC	average coolant temperature at time step of t

표 3.1.1-4. 점검을 위한 변수들

변수	내용
ICORRN1	핵연료봉의 질량 및 온도가 주어졌는지의 여부 점검
ICVHRN3	노심내 냉각재의 온도가 주어졌는지의 여부 점검
ICVTHRM	노심내 냉각재의 질량이 주어졌는지의 여부 점검
ITCOUNT	ITCOUNT = 0 : INITIALIZE THE NEUTRON KINETIC EQNS, DECAY HEAT AND THERMAL POWER ITCOUNT ≠ 0 : CALL RUNGE KUTTA-FHELBERG 5&6 ORDER SUBROUTINE 부프로그램 PKINETIC을 호출할 때 1씩 증가한다.
TCNTEND	시간제어 값의 누적치
TCNTENDO	시간제어 값의 누적치 (이전 값)

표 3.1.1-5. 핵연료봉 온도 변수 및 내용

Variable	내용	
TMP	TEMPERATURES OF COMPONENTS (K)	
핵 연 료 봉	COMPONENT IDENTIFIERS IFU - INTACT FUEL PELLETS ICL - CLADDING ICN - CANISTER (PORTION NOT ADJACENT TO CONTROL BLADE) ICB - CANISTER-B (PORTION ADJACENT TO CONTROL BLADE) ISS - OTHER STRUCTURE IDP - PARTICULATE DEBRIS ICNB - ICN OUTER (BYPASS) SURFACE ICBB - ICB OUTER (BYPASS) SURFACE	
	IA	INDEX OF AXIAL CORE/LOWER PLENUM SEGMENTS
	IR	INDEX OF RADIAL CORE ZONES
	NAXL	NUMBER OF AXIAL CORE/LOWER PLENUM SEGMENTS
	NRAD	NUMBER OF RADIAL CORE ZONES
	XMFU	MASSES OF MATERIALS IN INTACT FUEL PELLETS (KG)
		XMFU(2, NAXL, NRAD) - INTACT CELL FUEL PELLET MASSES

표 3.1.1-6. RETRAN 과의 비교계산을 위한 데이터 및 결과

	RETRAN	PKINETIC
FTC	-0.000533 * 3 = -0.001599 [\$/F]	-0.01039 [mk/F]
MTC	0.0012206 [\$/F]	0.007934 [mk/F]
Density Coeff.	그림 3.1.1-2 참조	N/C
$\Delta T_r$ (At 100 sec)	1435-2033 = -598 [F]	779-1112 = -333[C] = -598 [F]
$\Delta T_c$ (At 100 sec)	640-572 = 68 [F]	338-300 = 38[C] = 68 [F]
Void fraction	0	0
Total	-0.67 [\$/]	-4.375E-3 [k]
Delayed n. yield fraction (= beta(i))	0.038, 0.213, 0.188, 0.407, 0.128, 0.026 (= beta(i)/beta)	2.71E-4, 1.518E-3, 1.340E-3, 2.902E-3, 0.913E-3, 1.85E-4 (beta=7.129E-3)
Delayed n. decay constant	.0127, .0317, .115, .311, 1.40, 3.87	.0127, .0317, .115, .311, 1.40, 3.87
n. generation time	253.5 (= beta / 1 )	0.28E-4
f.p. yield fraction (11개 그룹)	코드내부에서 고려	.704E-2, .149E-1, .183E-1, .105E-1, .176E-2, .832E-2, .457E-2, .169E-2, .200E-2, .142E-2, .071E-2 (total = 0.72E-1)
f.p. decay constant	코드내부에서 고려	.7650, .9000E-1, .9829E-2, .1233E-2, .4910E-3, .1632E-3, .1674E-4, .3410E-5, .1034E-5, .1028E-6, .2557E-8
Power [fraction]	0.338	0.35

(비고) 1\$ = 6.5 mK



표 3.1.1-7. ATWS 계산결과 요약

		MIDAS-PK			MELCOR				
		기본 경우	민감도분석 (RCP Trip at 200 sec)	민감도분석 (SDS Open)	전출력	Chexal-Laymann 모의	원자로 정지	전출력+ 기포효과	15%출력+ 기포효과
1차측 압력	최고압력 (MPa)	24.3811	20.2542	22.6255	30.7312	31.7014	17.5760	31.6764	20.4269
	시간 (초)	240	520	225	203	340	120	205	780
출력 (MW)	130초	2400	2400	2390	2820	1330	2820	2760	530
	160초	2210	2210	2240	2820	1330	120	2720	520
	190초	2060	2060	1940	2820	1330	90	2540	510
계산종료시간 (초)		376	759	1312	203	340	3,600	205	3342
계산종료원인 (*)		일차측 냉각수 온도 한계	정상종료	정상종료	일차측 냉각수 온도 한계	일차측 냉각수 온도 한계	정상종료	일차측 냉각수 온도 한계	시간제어값의 과도 감소
핵연료봉 $\Delta$ temp	130초	-60	-60	-65	8	-325	8	-5	-441
	160초	-20	-20	-19	1	-6	-407	-7	-7
	190초	-50	-50	-84	10	5	-22	-29	0
냉각재 $\Delta$ temp	130초	4	4	4	7	-16	8	7	-19
	160초	2	2	1	3	-2	-27	2	-2
	190초	3	2	5	9	0	-7	10	0
노심내 void 생성시점 (초)		-	220	340	-	-	-	-	620
2차측 SG 고갈시간 (초)		210	228	207	201	302	1,288	195	530
RCP 정지시간 (초)		-	200	400	-	-	500	-	509

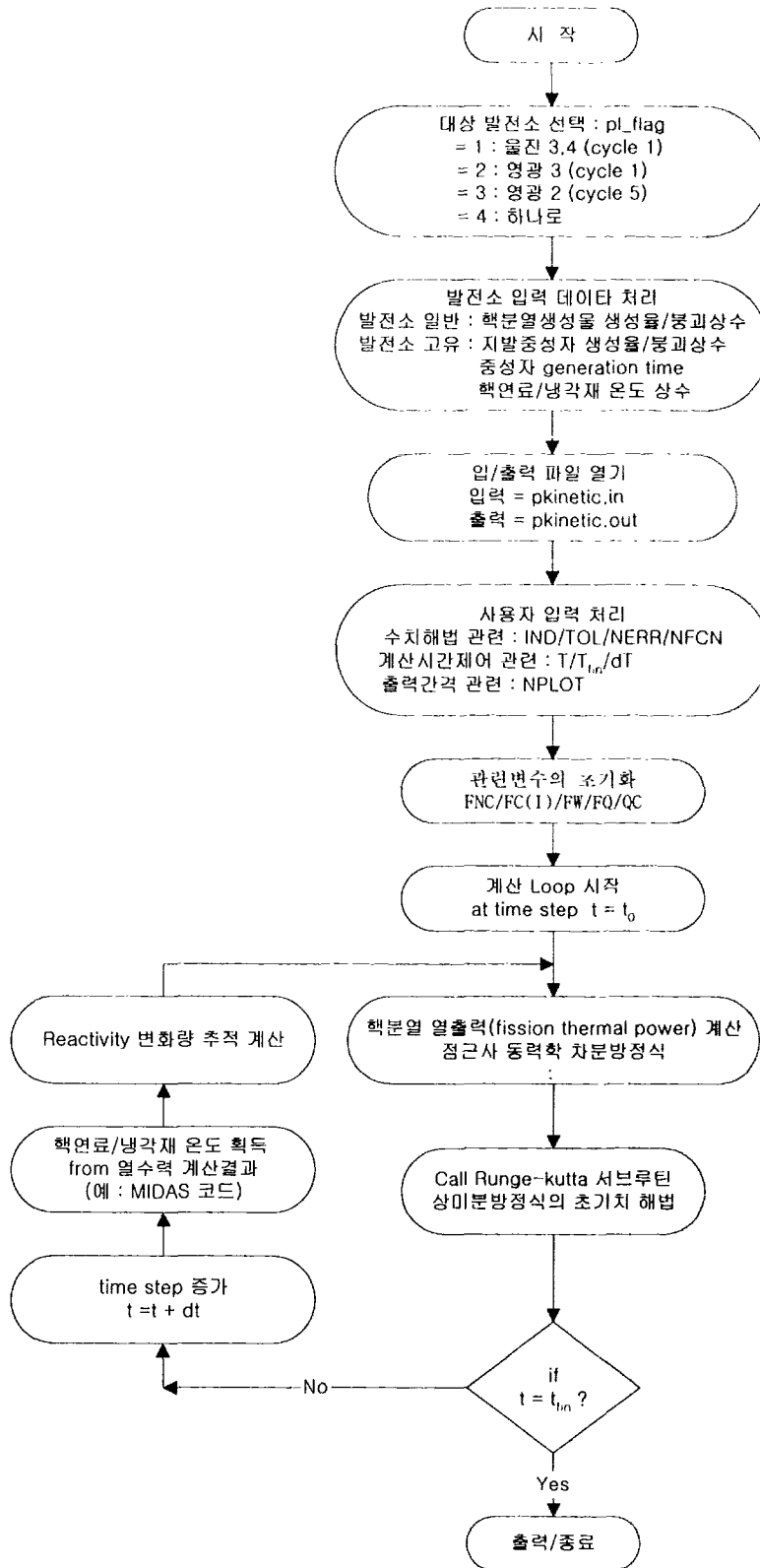


그림 3.1.1-1 PKINETIC 계산 흐름도

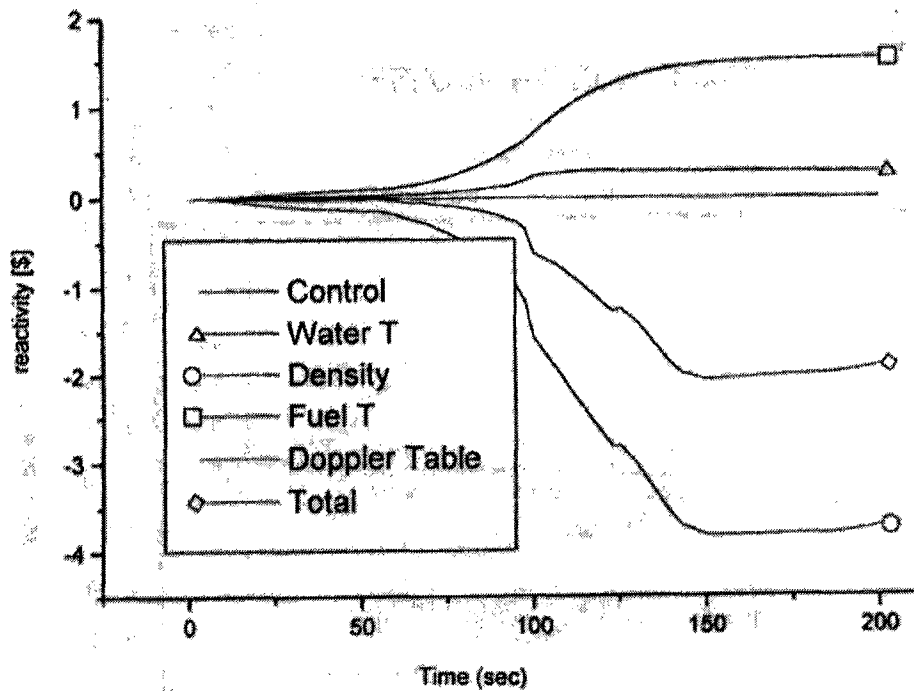


그림 3.1.1-2. RETRAN 계산 시 반응도 궤환 데이터

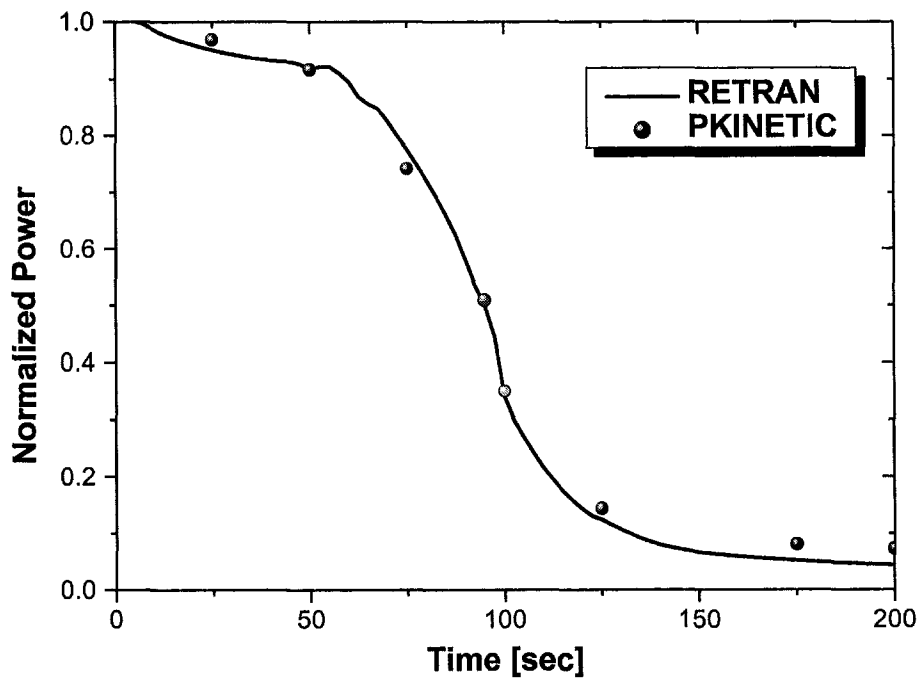


그림 3.1.1-3. PKINETIC 및 RETRAN 계산결과 비교

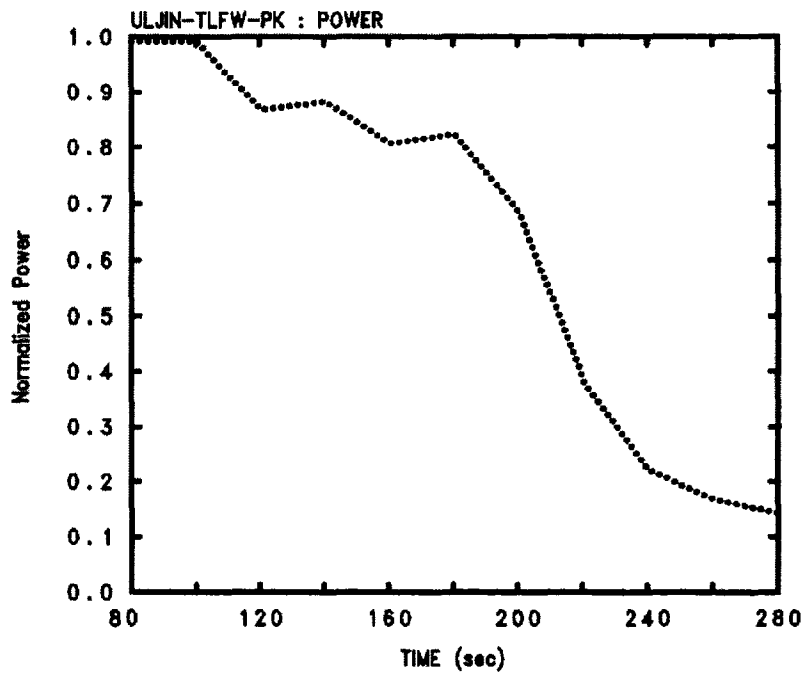
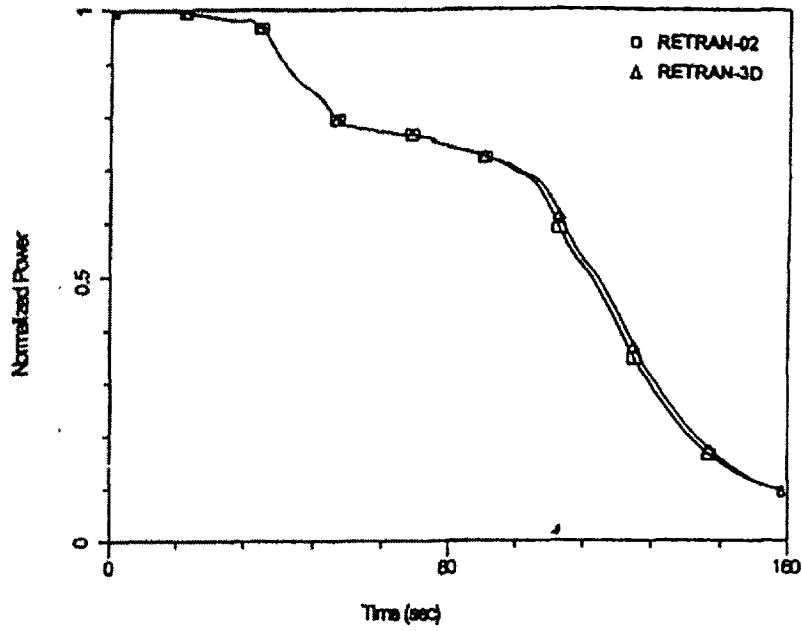


그림 3.1.1-4. 급수상실사고 ATWS에서의 출력거동 비교

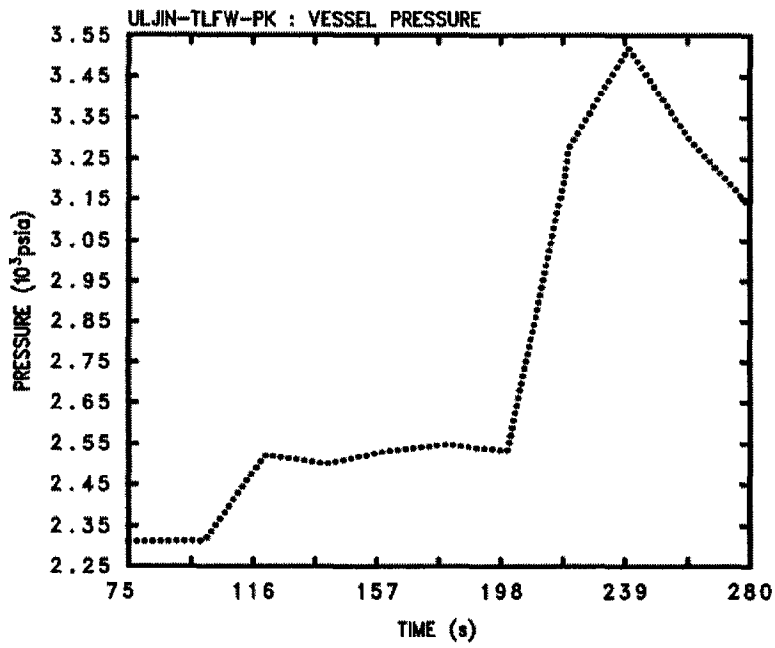
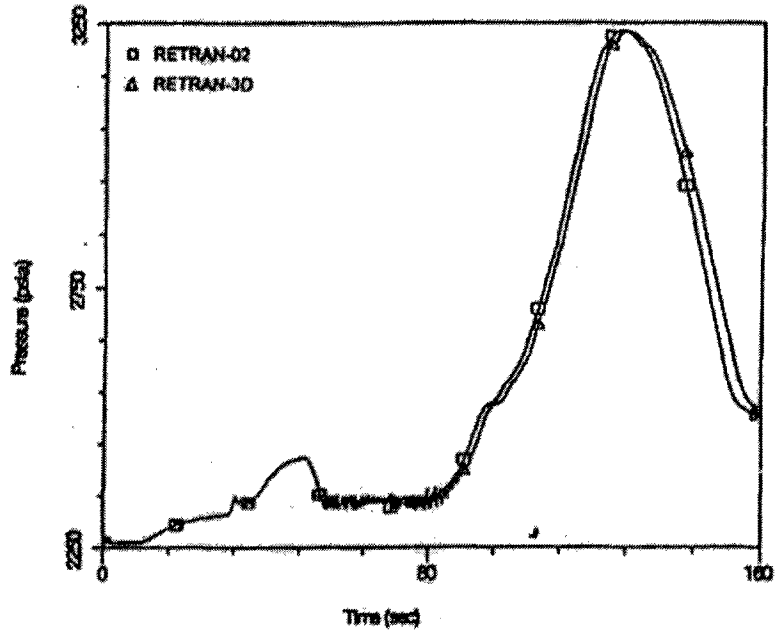


그림 3.1.1-5. 급수상실사고 ATWS에서의 일차계통 압력거동 비교

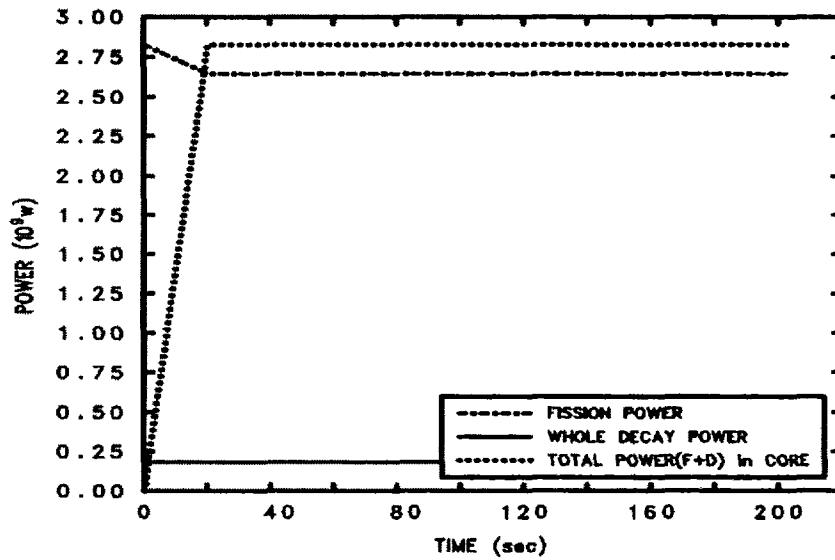


그림 3.1.1-6. ULJIN-TLFW-100%FP : 출력

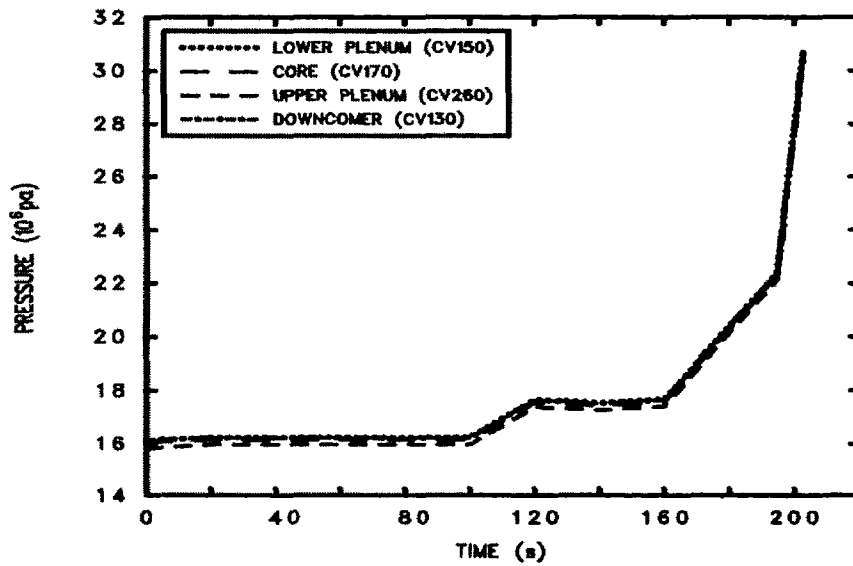


그림 3.1.1-7. ULJIN-TLFW-100%FP : 일차계통 압력

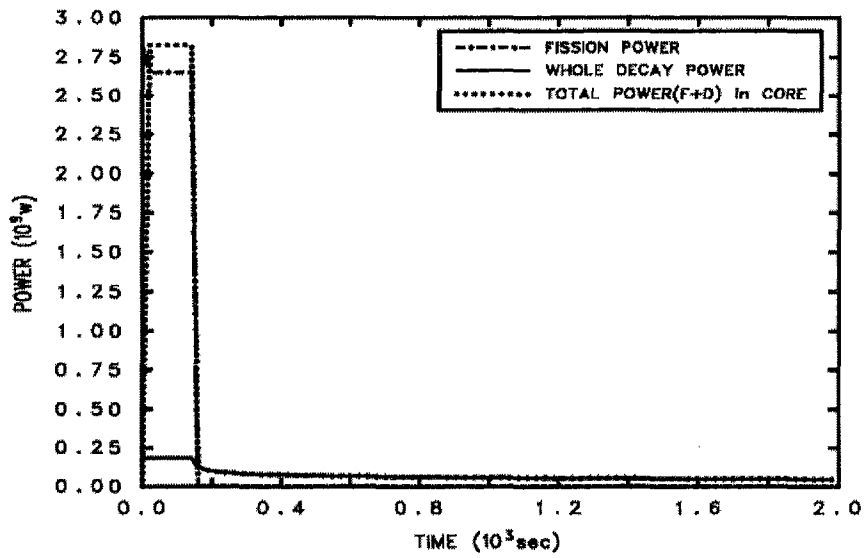


그림 3.1.1-8. ULJIN-TLFW-TRIP : 출력

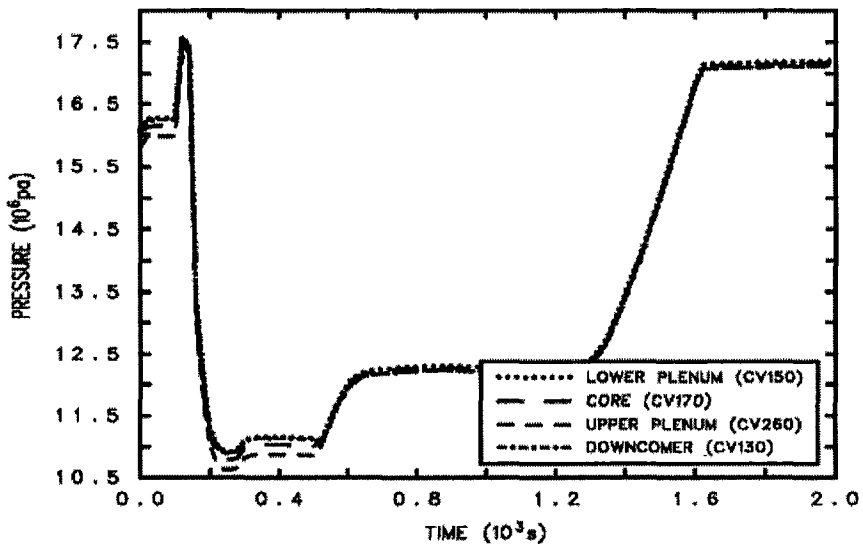


그림 3.1.1-9. ULJIN-TLFW-TRIP : 일차계통 압력

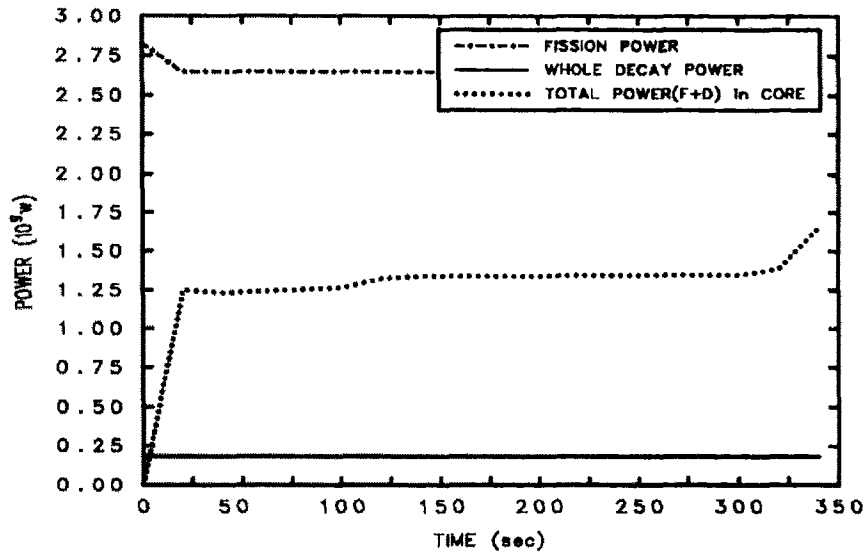


그림 3.1.1-10. ULJIN-TLFW-CHEXAL : 출력

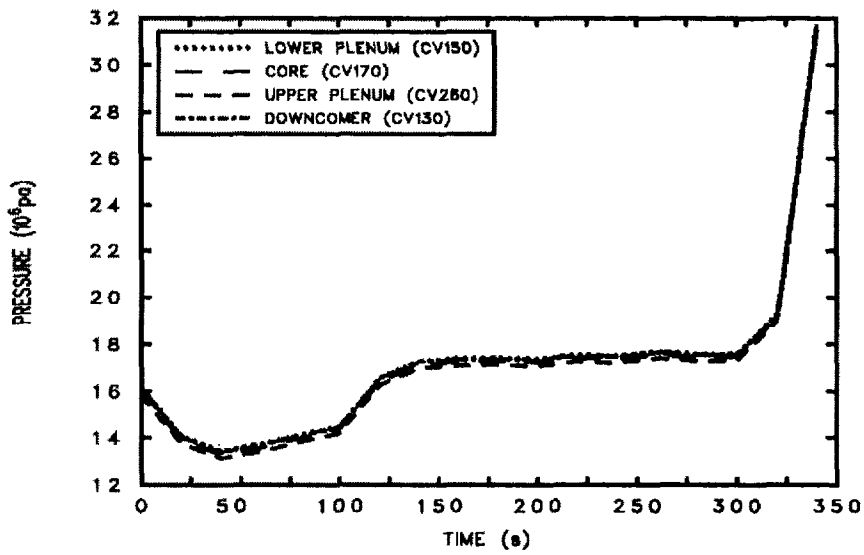


그림 3.1.1-11. ULJIN-TLFW-CHEXAL : 일차계통 압력



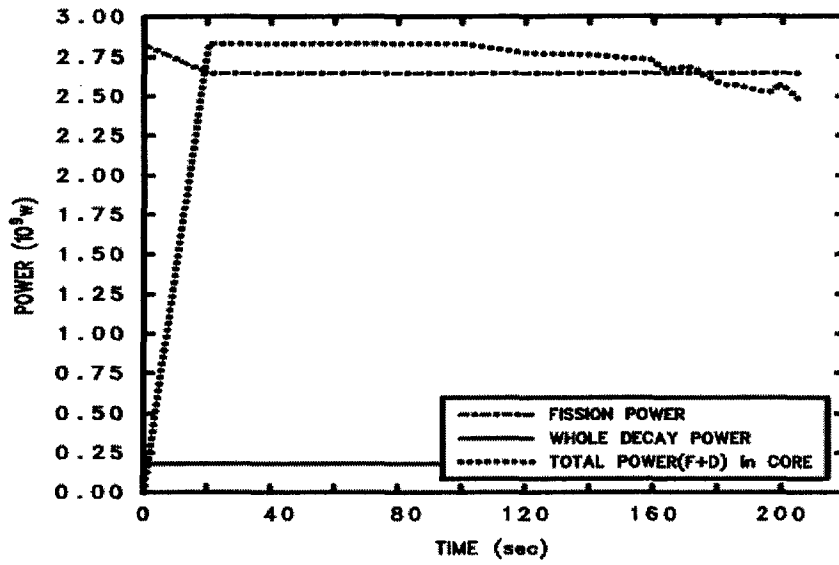


그림 3.1.1-12. ULJIN-TLFW-VOID100 : 출력

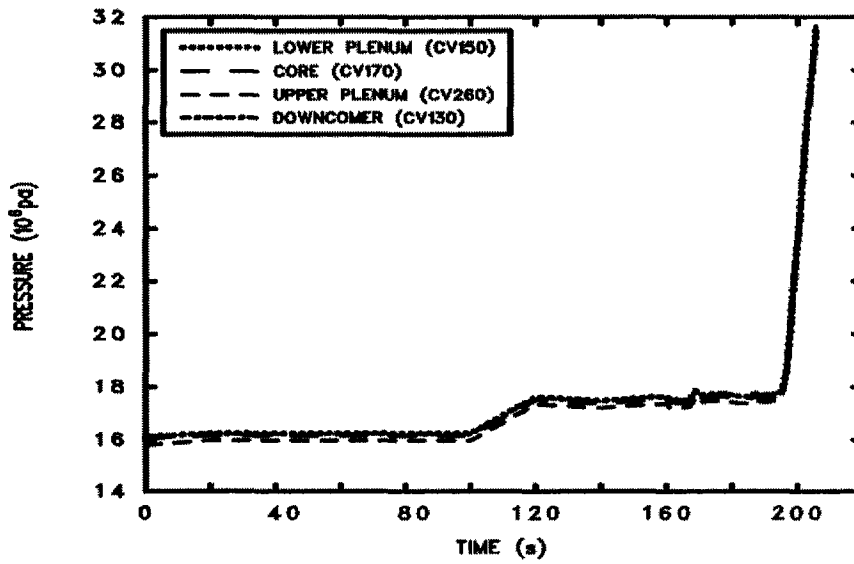


그림 3.1.1-13. ULJIN-TLFW-VOID100 : 일차계통 압력

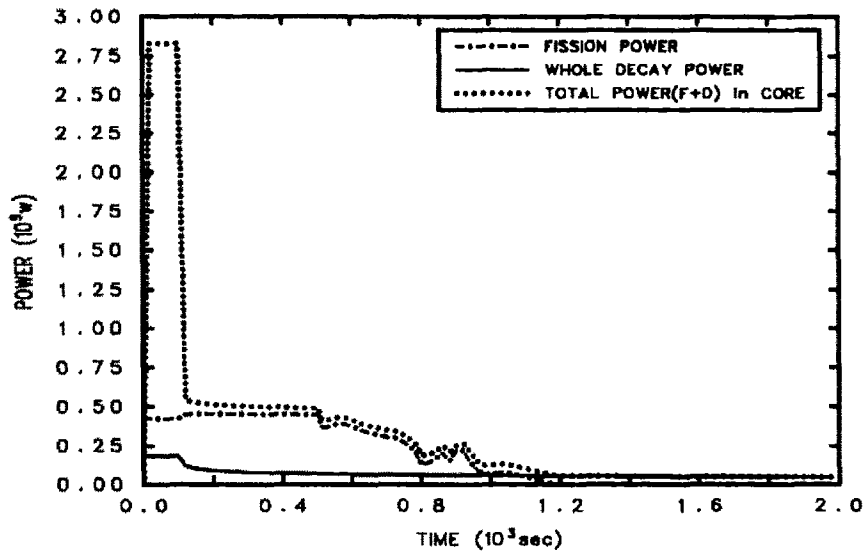


그림 3.1.1-14. ULJIN-TLFW-VOID15 : 출력

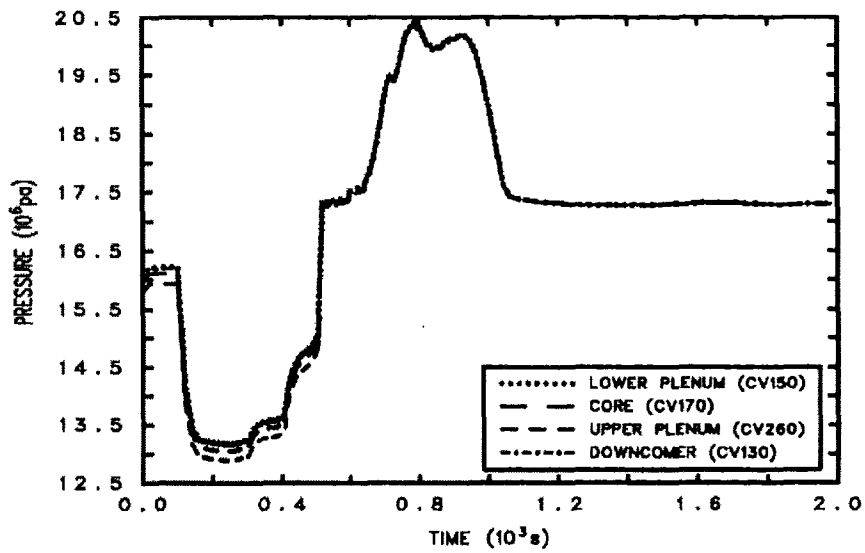


그림 3.1.1-15. ULJIN-TLFW-VOID15 : 일차계통 압력

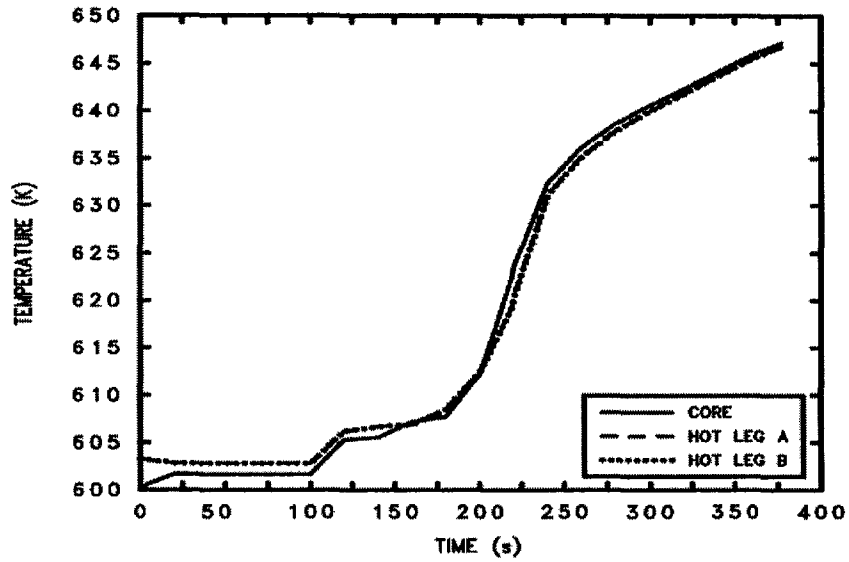


그림 3.1.1-16. ULJIN-TLFW-PK : 일차계통 냉각수 온도

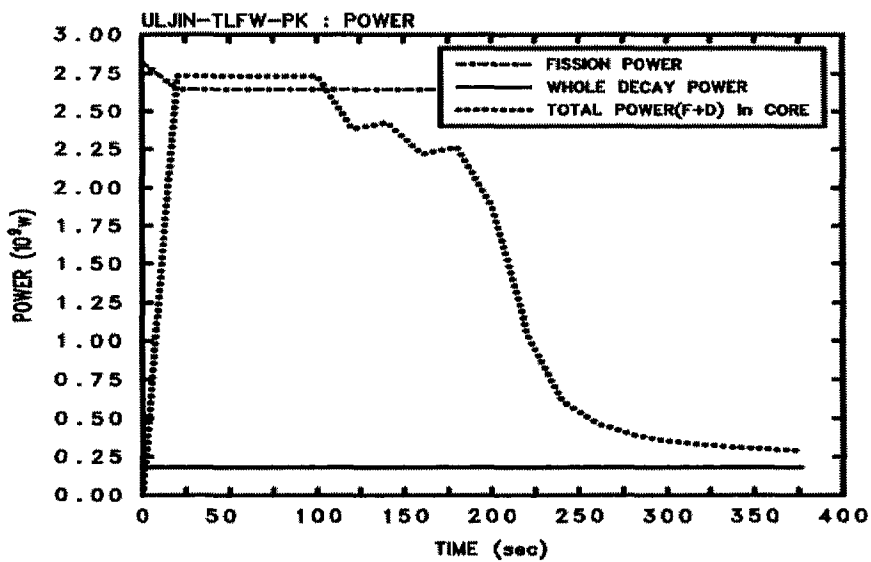


그림 3.1.1-17. ULJIN-TLFW-PK : 출력

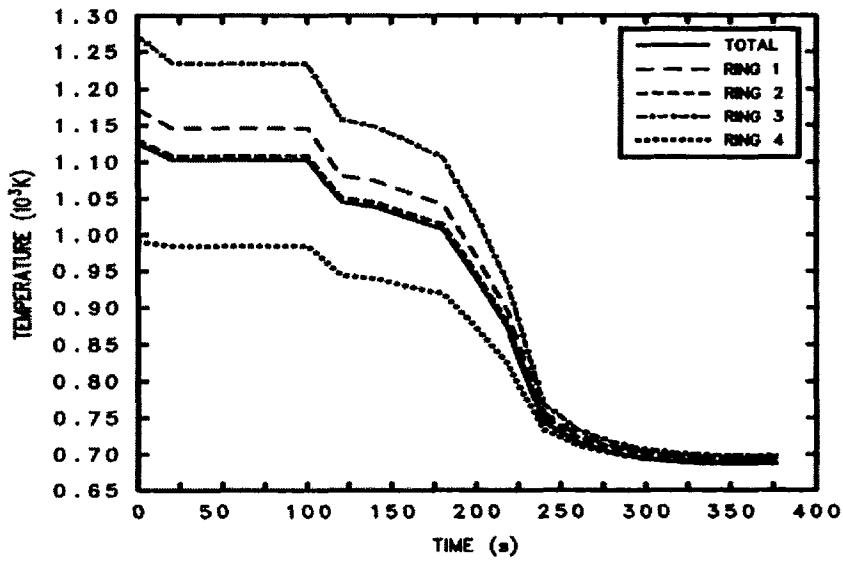


그림 3.1.1-18. ULJIN-TLFW-PK : 평균 핵연료 온도

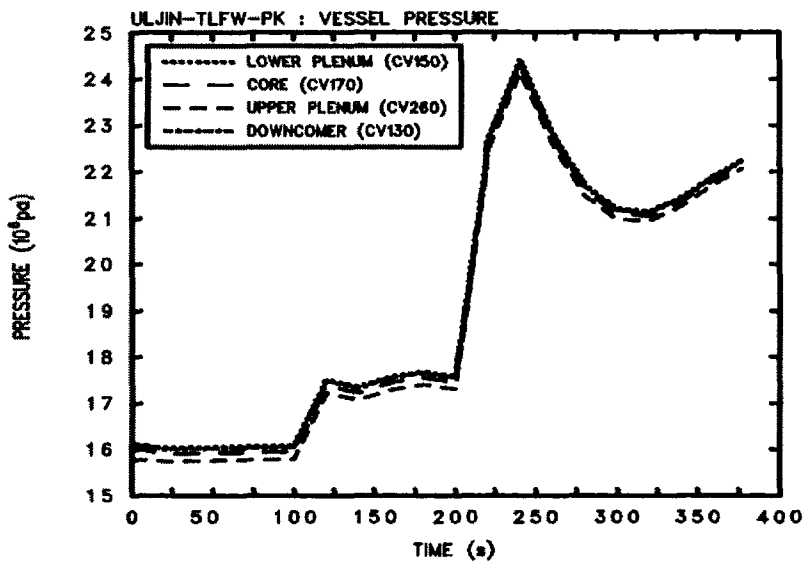


그림 3.1.1-19. ULJIN-TLFW-PK : 일차계통 압력

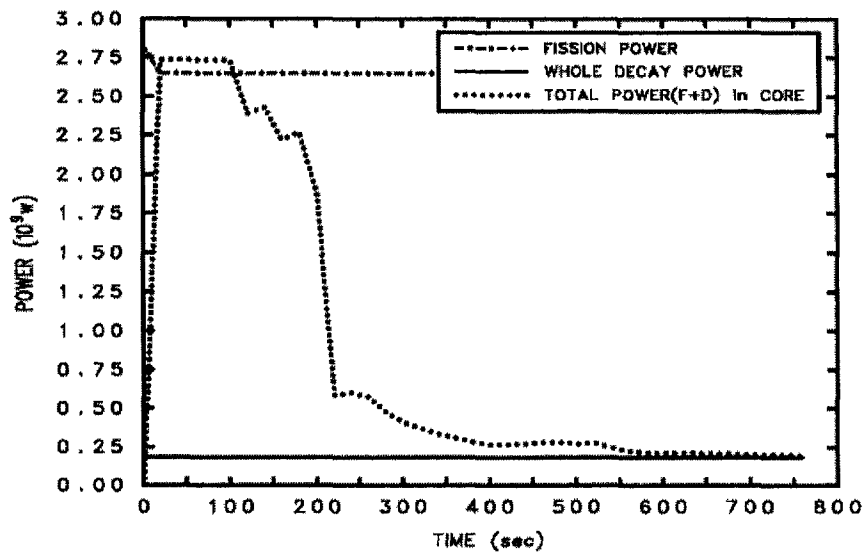


그림 3.1.1-20. ULJIN-TLFW-PK RCP200 : 출력

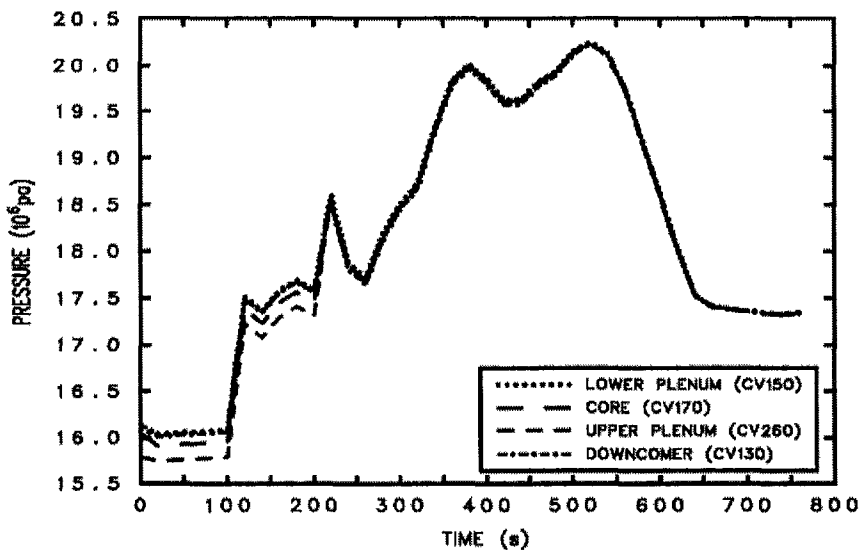


그림 3.1.1-21. ULJIN-TLFW-PK RCP200 : 일차계통 압력

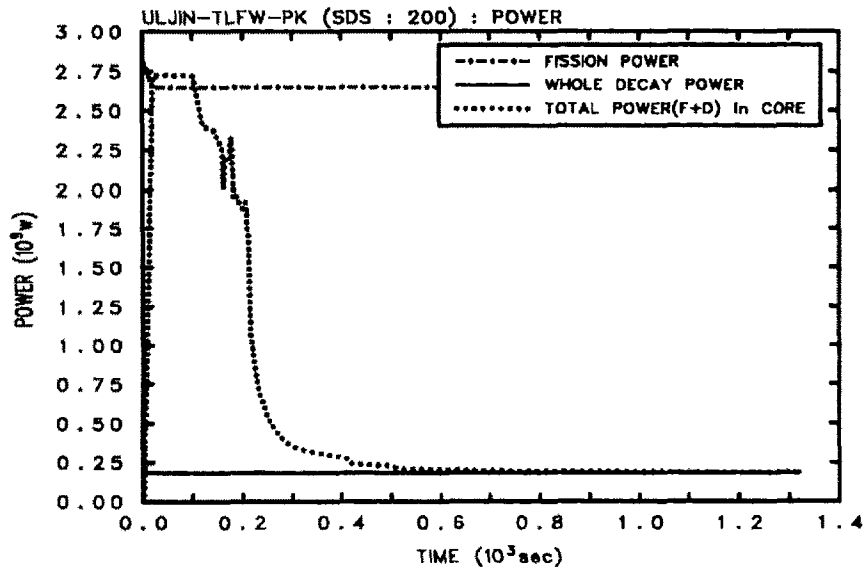


그림 3.1.1-22. ULJIN-TLFW-PK SDS200 : 출력

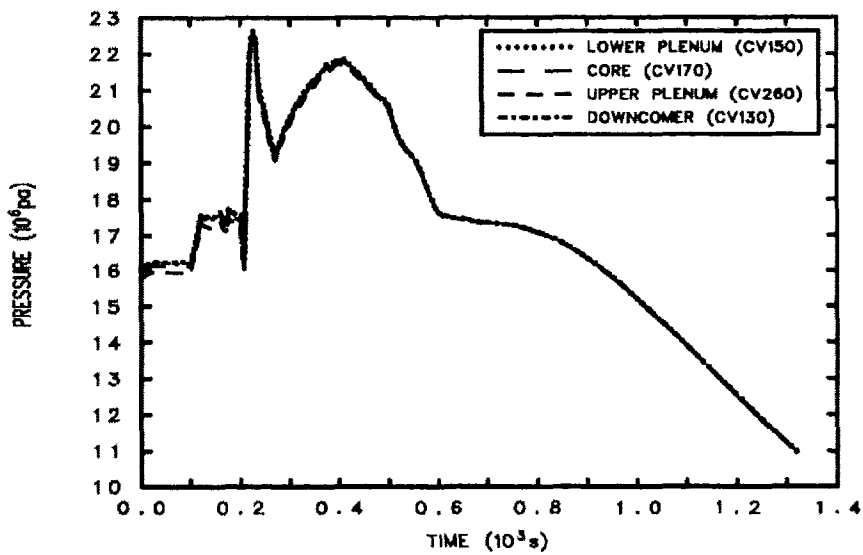


그림 3.1.1-23. ULJIN-TLFW-PK SDS200 : 일차계통 압력

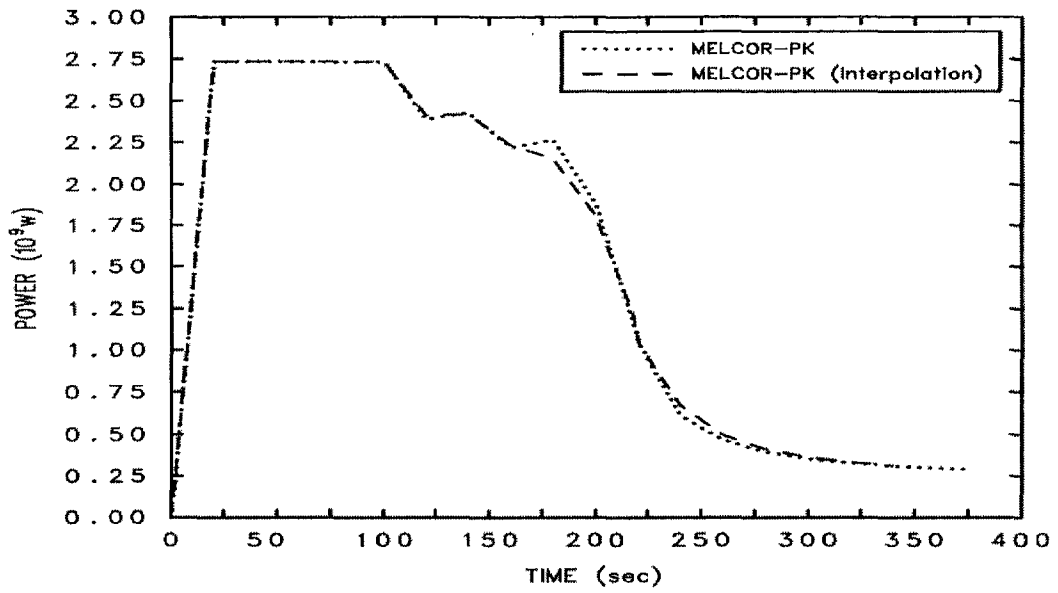


그림 3.1.1-24. ULJIN-TLFW-PK intp : 출력

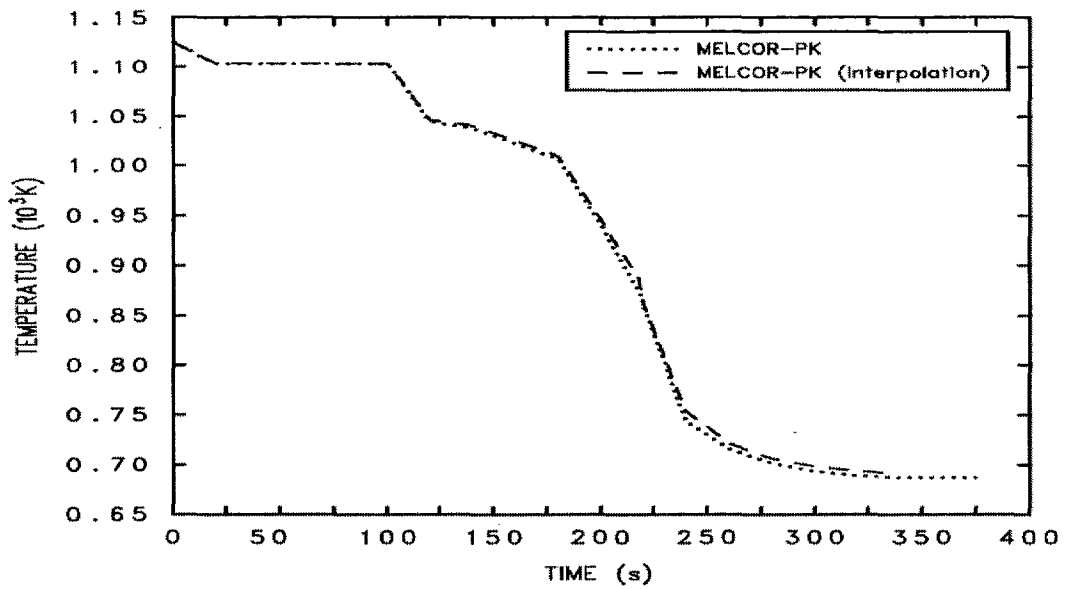


그림 3.1.1-25. ULJIN-TLFW-PK intp : 일차계통 압력

## 2. 원자로 용기에서의 간극 냉각 모델 개발

### 가. 간극 냉각 해석 모델 개발

원자로 용기 하반구에서의 간극 냉각 해석 모델은 2단계로 개발되었다. 먼저 기본 연구 단계에서는 간극냉각 현상을 개념적으로 모의하였다. 그림 3.1.2-1은 간극을 경계로 세 방향으로의 열전달 ( $q_{out}$ ,  $q_{dh}$ ,  $q_{hw}$ ) 현상을 보여주며, 사용자가 각각의 열전달 계수값을 모두 지정하는 매개 변수 (parametric) 모델이었다. 이 매개 변수 간극 냉각 모델을 적용하여 LAVA-4 실험을 모의한 결과, 부분적으로 실험에서 발생된 급랭 현상을 재현할 수 있었다 [77]. 다만 사용자가 지정하는 열전달 계수값에 따라서 debris와 반구 벽의 냉각 현상이 크게 영향을 받으며, 또한 debris 상단과 반구 벽 사이의 간극을 통한 물 침투에 의해 단계적으로 진행되는 냉각 현상을 재현할 수 없었다. 따라서 두 번째 연구 단계에서는 이 같은 세 방향으로의 열전달 현상을 상세하게 모의하고, 또한 실제 원전에서 용융물 풀의 크기가 커짐에 따라 중요한 쟁점이 되는 간극으로의 냉각수 침투 여부를 판단하기 위하여 간극 내 위치별 냉각수 유입 모델을 개발함으로써 간극모델의 정확도와 해석영역을 개선하였다.

debris 외벽면으로부터 간극 내 냉각수로의 열전달 ( $q_{out}$ )을 모의하기 위하여, 반구 내벽면이 lower plenum 공간 내 압력의 포화온도에 머물고 있다고 가정하고, 정상상태를 가정하여 debris 외벽면으로부터 간극 내로 유입된 냉각수로의 열속크기를 구하였다. 또한 debris로부터 간극으로의 열전달 양 중, 총열전달량은 일정한 조건에서 사용자가 일정분량씩 반구 내벽과 간극 내 냉각수로 각각 전달되도록 하여 모의하던 이전의 매개 변수 간극 모델 방식을 개선하여, debris 외벽면으로부터 간극으로 전달되는 열속 ( $q_{dh}$ )이 유입된 간극 내 냉각수를 완전히 비등시키는데 필요한 열량보다 클 경우, 간극 내 냉각수를 비등시키고 남은 여분의 열이 반구 내벽으로 전달되도록 모의하였고, 만일 열속크기가 비등시키는데 필요한 열량 ( $q_{boil}$ )보다 적을 경우에는 어떤 열도 반구내벽에 도달될 수 없도록 가정하여 모델하였다.

반구 내벽에서 간극 내 냉각수로의 열전달 현상을 모의하기 위해, 시간에 따라 계속적으로 변화하는 lower plenum 압력에서, 해당 비등곡선을 생성하



여 현재 시간, 조건에서 반구내벽과 포화온도간의 온도 차이 값에 해당되는 비등영역 중 해당영역의 열속크기를 구한 후 이를 현재의 온도차이 값으로 나누어, 예측된 현재 비등영역에서의 등가 열전달계수 값을 최종적으로 구하였다.

실험결과에 의하면, 시간에 따라 debris pool 상부의 냉각수는 간극을 통해 반구 상단으로부터 순차적으로 반구 바닥 쪽으로 진행되었고, 코드에서는 이 같은 현상을 "Wallis의 flooding 상관식"을 적용하여 모델하였다. 먼저 현재의 간극모델을 이용하여 debris와 반구 내벽으로부터 간극 내로 유입된 냉각수로 전달되는 총 열량을 계산하여, 간극 내 "예상수증기속도"를 계산하는 한편, 이와 동시에 Wallis 상관식을 이용하여 냉각수가 유입되지 못하는 "제한수증기속도"를 구한다. 이 같은 속도 계산 시 필요한 물성치는 압력에 따라 계산 되도록 모의하였다. 만일 간극모델로부터 구한 "예상수증기속도"가 Wallis 상관식으로부터 구한 "제한수증기속도"보다 작을 경우, 해당 간극위치에 냉각수가 유입되는 것으로 모의하였고, 반대일 경우는 해당 간극위치에 냉각수가 유입되지 못하는 것으로 가정하였다. 냉각수가 간극으로 유입되지 못할 경우는, 간극 내에는 수증기로 차있는 것으로 가정하여 debris와 반구 내벽 사이의 열전달은 온도차이와 수증기의 열 전도도를 이용하여 모의한다. 단 debris 온도가 1000 K 이상일 경우 수증기를 통한 열전도 외에 일정 상수 값을 더하여 복사열전달 효과를 함께 모의할 수 있도록 하였다.

이상 언급한 간극 냉각 모델의 자세한 수치적 전개와 설명 그리고 간극 냉각 모델을 MELCOR 에 첨가하는 과정들은 발간된 기술보고서에 자세히 기술되어있다 [78].

#### 나. 간극 냉각 모델을 적용한 LAVA-4 및 LMP200-1 실험 모의 결과

##### (1) 소형 용융실험 LAVA-4 실험 모의

원자로 용기 하부 반구에서 노심용융물의 거동을 해석하는 MELCOR코드의 COR package에 내 새로이 개발한 간극 냉각 해석 모델을 추가하여 LAVA-4 실험을 모의하였다. LAVA-4 실험은 SONATA 프로그램 중 하부 반구에서의

간극 형성 여부를 관찰하기 위한 소형 실험으로 약 40 kg의  $Al_2O_3$ 를 상사물로 사용하였고, 초음파 탐상법을 이용하여 측정 구간내 반구벽과 debris간에 약 1 ~ 3 mm 의 간극 형성을 관측하였다.

그림 3.1.2-2는 원자로 용기 반구 외벽에서의 각도에 따른 온도 거동과 실험 데이터를 보여준다. 그림에서의 각도는 하반구 바닥의 위치를  $0^\circ$  로 하고, 점점 증가하여 원자로 용기의 실린더 부분이 시작하는 곳이  $90^\circ$  가 되도록 정의하고 있다. 그림에서 보듯이, 냉각수가 상대적으로 쉽게 침투하는  $45^\circ$  지점에서의 외벽 온도가 먼저 감소하며, 제일 바닥인  $0^\circ$  위치에서는 늦게 냉각되어 반구 외벽의 급랭 현상과 반구 외벽으로부터의 물 침투 과정이 적절히 모의됨을 보여준다. 반구 외벽 바닥에서의 실험 자료 (실선)와 비교해보면, 약간의 과냉각 현상을 보이긴 하지만 해석 결과가 실험을 잘 예측함을 알 수 있다. 간극 냉각 해석 모델의 영향은 그림 3.1.2-3에 잘 나타나있다. 기존의 MELCOR와 간극 냉각 모의 모델이 포함된 MIDAS를 이용하여 예측한 LAVA-4 실험의 반구외벽 예측치를 비교한 결과인데, 간극이 고려된 경우 반구 벽의 초반 가열율과 급속한 냉각과정을 잘 예측하고 있다.

개발된 모델의 타당성을 확인하기 위하여 간극을 통한 단위면적 당 평균 열 제거 예측치를 여러 유사조건의 실험결과들, SONATA CHFG실험에서 개발된 상관식, 그리고 Simens AG/KWU에서 개발된 상관식을 적용한 값들과 비교하였다. SONATA-CHFG의 경우는  $0.193 \text{ MW/m}^2$ , 그리고 KWU 상관식의 경우는  $0.23 \text{ MW/m}^2$ 이 각각 예측되었고, 간극 모델에 의한 예측량은  $0.15 \text{ MW/m}^2$ 로 참고 자료보다 약간 낮게 나타났다.

## (2) 대형 용융물 실험 LMP200-1 모의

실제 원자로 용기에서 형성될 수 있는 용융물 풀은 LAVA 실험의 규모보다 더 크기 때문에, 대형 풀에서의 간극으로의 냉각수 침투는 소형 실험에서의 경향과의 비교가 필요하다. 따라서, 용융물의 질량과 반구 규격의 증가가 간극 냉각 특성에 미치는 영향을 평가하기 위하여 대형 용융 실험인 LMP200-1 실험을 모의하여 간극모델의 예측 능력을 평가하였다. 특히 LMP200-1 실험은 실험 수행 중에 분리턱이 붕괴되어 thermite 용융물 중  $Al_2O_3$ 와 Fe 물질의 분리가 이루어지지 못한 상태에서 하부반구로 총 360 kg

(Fe 100kg과 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> 260 kg)이 혼합되어 재배치되었다. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>보다 비중이 높은 철이 하부반구 내 하부층을 형성하고, 상부층은 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>로 구성된 풀을 대상으로 간극 냉각 현상을 모의하였다.

그림 3.1.2-4는 반구 중앙 내벽으로부터 약 1cm 안쪽에 설치된 (벽의 두께는 4cm 임) 열전대에 의한 debris 온도 측정값과 간극냉각 현상을 고려한 MIDAS 해석 결과, 그리고 간극냉각 현상을 고려하지 않은 MELCOR에 의한 예측 결과들을 각각 보여준다. 재배치 직후 측정값의 급격한 진동에도 불구하고, 설치된 열전대가 약 500초 이후 온도변화를 잘 측정하고 있는 것을 고려할 때 열전대가 손상되지 않은 것으로 판단되며, 따라서 측정치에 근거할 때 초반 debris 온도는 약 2000 °C 이상을 유지하였음을 예측할 수 있다. 간극냉각 효과가 고려되지 않은 MELCOR 코드의 결과 (점선)는 debris 측정치 (실선)와 비교하여 냉각율을 낮게 평가하였음을 보여주는 반면, 간극 냉각 효과가 고려된 MIDAS 결과 (일점쇄선)는 초기에는 온도가 실험값보다 낮지만 급격한 debris 냉각 과정을 보다 정량적으로 잘 예측하고 있다. 그림 3.1.2-5는 하부 반구 중앙 위치에서 반구 외벽으로부터 3mm 안쪽에서의 온도 측정값과 코드 예측 결과들을 각각 보여준다. 간극냉각을 고려한 경우 (일점쇄선) 초반의 온도증가 경향, 최대 온도에 도달하는 시간, 그리고 이후의 냉각율 (0.07 °C/sec)을 보다 잘 예측하는 반면, MELCOR 경우는 전반적으로 실험값보다 높은 온도 분포를 보이고 있다.

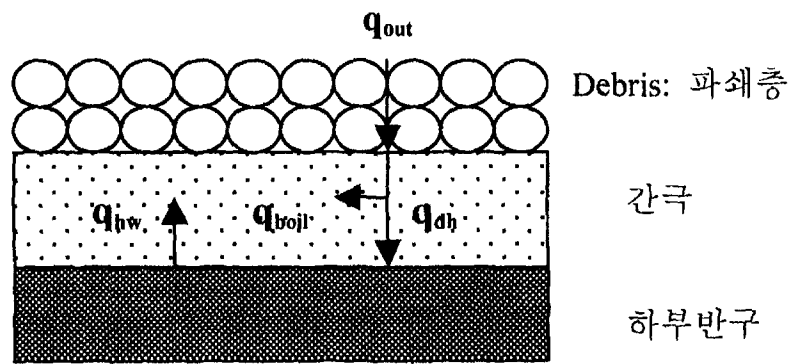
#### 다. 간극냉각 모델의 개선

간극이 형성되어 반구 벽과 debris에서 급랭 현상이 발생된 것으로 판단되는 LAVA-4 및 LMP200-1 실험을 대상으로, MIDAS 코드에 추가한 간극냉각 모델을 평가하였다. 모의한 결과, 반구 벽과 debris에서의 급랭 현상, 그리고 반구 상단부터 시작되어 궁극적으로 반구하단으로 점진적으로 진행되는 간극내 물 침투에 의한 냉각과정을 잘 재현할 수 있었다.

그러나 간극 모델은 근원적으로 다음과 같은 불확실한 현상을 내재하고 있다. 우선은 노심용융물이 하부반구로 재배치되었을 때 과연 항상 간극이 형성될 것인지, 어떤 기구에 의해 간극이 형성되는지, 또한 그 크기는 얼마일 것인지, 그리고 형성된 간극은 전체적으로 반구 내벽면에 어떻게 분포할 것

인지 등이 연구의 대상이다. 또한, 간극을 통한 열 제거 특성은 간극의 크기, debris 층의 형태 (파쇄층 시 유로 복잡성)에 영향을 받는 곳으로 알려졌다. 반구 벽 전체에 걸쳐 형성이 가능한 간극의 존재와 크기는 매우 불규칙하며, 유체의 흐름도 debris내 형성 가능한 tunnel 효과를 고려하면 매우 혼란스런 조건이 될 것이다.

현재 개발되어 있는 간극 냉각 모델의 단순한 가정을 보완하기 위해 다음과 같은 개선점이 제안된다. 하나는, 현재 포화온도를 유지하고 있는 debris 외벽면의 온도를 반구 내벽에서처럼 열수력 조건에 따른 비등곡선을 적용하여 예측하고 이를 이용하여 바닥 debris 층의 외벽면을 통한 열속의 크기를 계산하도록 하는 방법이다. 이에 대하여는 타당성에 대한 부가적인 계산이 필요하다. 또한 수조 비등 곡선에서 예측한 열전달 계수값을 적용하여 간극 내의 냉각수로 전달되는 열량을 모의하는 것은 개선할 여지가 있다. 좁은 간극에서의 비등에 관한 문헌 연구를 통하여 모델의 보완 및 수정이 필요하다. 간극이 모두 수증기로 차있을 경우, 복사열 크기와 반구내벽 면으로부터의 대류열전달 계수값을 상수로 가정하였는데, 이 값에 관한 민감도 해석과 모델 보완도 요구된다.



- $q_{out}$  : debris 외벽면을 통해 간극으로 방출되는 열속
- $q_{boil}$  : 간극 내 유입 냉각수를 가열하여 완전 비등시키는데 필요한 열량
- $q_{dh}$  : debris로부터 반구 내벽으로 열속
- $q_{hw}$  : 반구 내벽으로부터 간극 내 유체로 손실 열속

그림 3.1.2-1. 간극을 경계로 한 열전달 관계

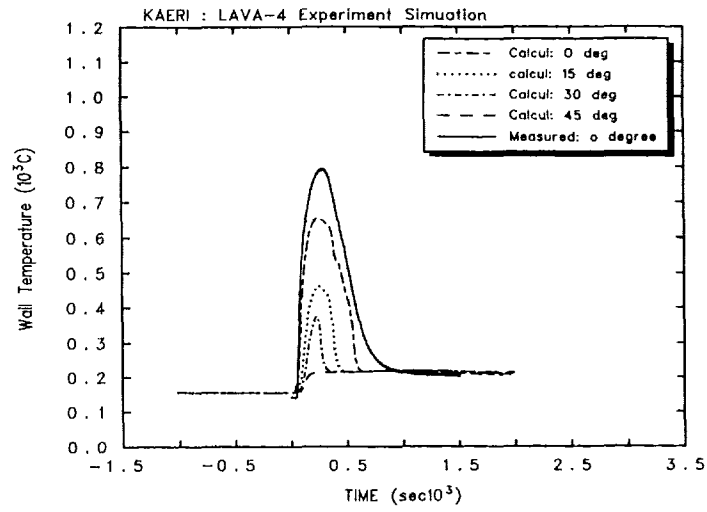


그림 3.1.2-2. 간극모델에 의한 반구외벽 위치별 급랭 진행 과정

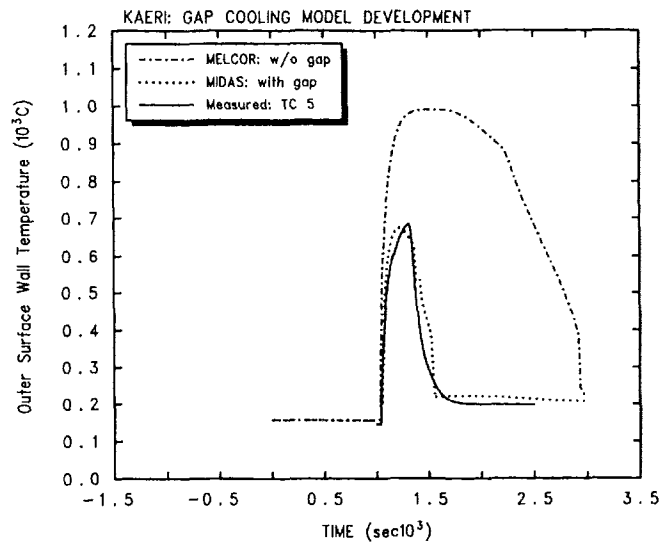


그림 3.1.2-3. 간극 냉각 모델 효과 비교

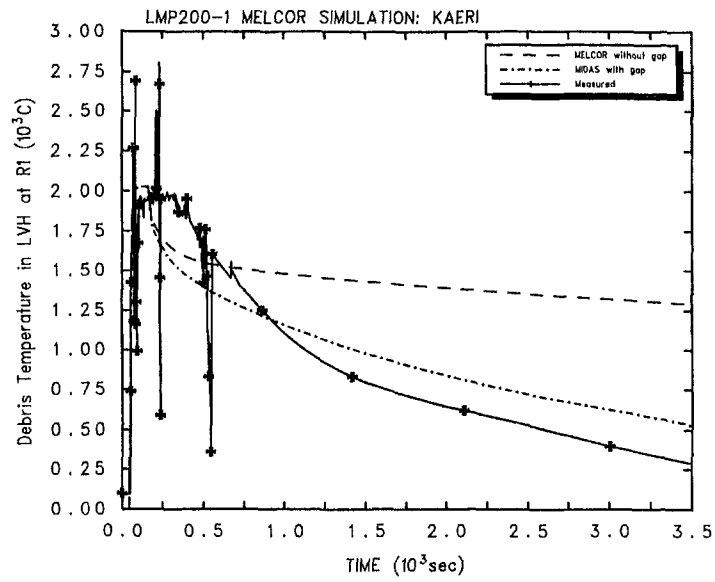


그림 3.1.2-4. 중앙 반구 내벽과 접한 debris층 온도 변화 비교

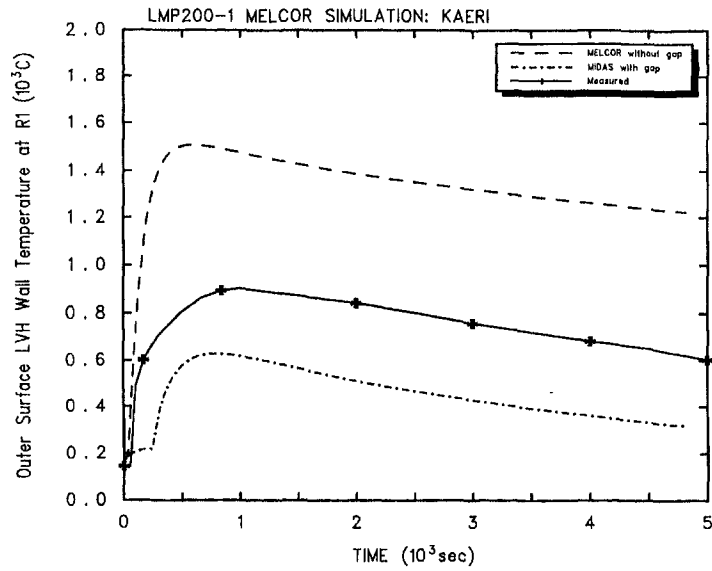


그림 3.1.2-5. 중앙 반구 외벽의 온도 변화 비교

### 3. 원자로 관통관 파손 모델 개발

#### 가. 관통관 파손 모델 개발

기존 중대사고 해석용 코드내 관통관 손상 관련 모델의 검토 결과에 의하면, SCDAP/RELAP5는 관통관 손상 모델이 없고, MELCOR 코드는 관을 한 개의 lumped 부품으로 간주하여 debris 바닥 층으로부터 유입된 열량과 하부 반구 벽 가장 안쪽 층을 통한 전도에 의한 열 손실량 간의 차이로 관이 가열되어, 사용자가 지정한 온도 (1273K: 관 물질의 ultimate strength 가 최소화된 온도)에 도달되면 관통관 손상이 발생하는 것으로 가정하고 있다. 이 경우 손상 위치는 알 수 없으며, 관 손상 즉시 반구 내 debris가 cavity로 방출되는 것으로 모의한다. 한편 MAAP 코드는 용접부 손상 여부에 의한 관 이탈, 반구 외벽에서 관 creep 손상, 장기적인 관 손상 현상 등 관통관 손상과 관련한 많은 현상들을 포함하고 있으나, 일부 프로그램 중 피막층두께 및 관 가열, 외벽 냉각 효과를 고려한 피막층 두께 및 관 가열 현상과 같은 부분은 개선의 필요성이 확인되었다.

따라서, 한국원자력연구소에서 개발중인 중대사고 해석용 종합 전산 코드인 MIDAS에 적용할 관통관 손상모델을 개발하기 위해 NUREG/CR-5642[79]에서 사용한 방법과 기존 중대사고 해석 코드(MELCOR, MAAP, SCDAP/RELAP5) [2,3,4]에서 사용중인 모든 모델들을 검토하여 실제 원전 중대사고시 예상되는 관통관 파손 특성을 파악, 관통관 손상을 독립적으로 모의할 수 있는 독립 모듈 PENTAP (Penetration Tube Analysis Program)을 개발하였다. PENTAP에는 NUREG/CR-5642 에서 개발된 반구 내 재배치된 용융물에 의한 반구내 관통관 뭉치(nozzle) 손상 조건 판단 모델, 관통관 내부를 통한 용융물 침투 거리를 계산하는 Modified Bulk Freezing 모델이나 기타 관 손상관련 연구 자료를 조립하여 붕괴열 발생에 의한 장기적인 관통관 손상 모델을 새로이 개발, 포함시켰으며, 전반적인 관 손상 모의 흐름도를 재구성하였다. 그림 3.1.3-1은 전반적인 PENTAP-V0 프로그램의 흐름도를 보여주고 있다.

개발한 관통관 손상모델의 내용은 다음과 같이 요약할 수 있다. 먼저 하부 반구에 용융물이 재배치되면 용접부가 손상되었는지를 확인한다. 만일 손상되었다면 관 이탈 여부를 모의한다. 그러나 만일 관 이탈을 위한 조건이 만족되지 않거나, 용접부가 손상되지 않았다면, 관통관이 팽창되어 하부



반구 벽 관통 구멍과 접촉 (bind) 되었는지를 확인한다. 만일 반구 벽과 관통관간 특정 층이 열팽창에 의해 접촉되었으면 서로 열전달이 되도록 한다. 이후 손상된 관 내부를 통한 용융물 낙하 거리를 계산하며, 이때 Modified Bulk freezing 모델 (NUREG/CR-5642)과 Conduction 모델 (MAAP 코드) 중 한 개를 사용자가 선택하여 관내 용융물 재배치 거리를 계산할 수 있도록 하였다.

용융물이 관통관 내부를 통해 하부반구 외벽 위치까지 낙하되지 못한 경우는 반구 벽안에서 plugging 된 것으로 가정하였다. 그러나 만일 용융물이 반구 외벽위치보다 아래로 재배치된 경우에는, 용융 debris의 과열 정도와 관벽이 creep 손상이 발생할 수 있는 온도 (Carbon Steel의 경우 1273 K) 까지 가열되는데 필요한 열량을 비교하였다. 만일 충분히 debris가 과열되었으면 관벽의 creep 예상 시간을 계산하여 이후 이 시간에 도달되면 관통관의 creep 손상이 발생되도록 하였다. 이때 외벽냉각 여부를 확인하여, 수행된 경우에는 관 외벽을 통한 대류 열전달을 고려하고, 외벽냉각이 수행되지 않은 경우는 복사 열전달에 의해 열 제거를 모의하였다. 그러나 debris 의 과열 정도가 creep 손상을 일으키기에 부족한 경우에는, 장기적인 관 가열을 계산, 관 손상을 판단하도록 하였다. 즉 관통관 내 plugging된 debris로부터 붕괴열 발생량과 관 외벽을 통한 열 제거량을 비교하여 붕괴열 발생이 큰 경우 관 외벽이 손상되고, 열 제거가 큰 경우는 debris가 관내 plugging 되는 것으로 모의하였다.

#### 나. PENTAP 계산 결과

그림 3.1.3-2 는 재배치된 용융 debris(순수  $UO_2$ ) 의 여러 온도 값에 대해, 용융 debris로부터 관벽으로의 열전달 계수값에 따른 예상 관통관 벽의 용융 시간을 보여준다. 이때 관벽의 초기 온도는 560K 를 가정하였다. MELCOR 코드 경우, 용융 debris로부터 반구 벽에 적용하는 열전달 계수값으로  $1000w/m^2-k$  를 가정하면 재배치된 debris ( $UO_2$ )가 1800 K이상일 경우, 최소 80초부터 최대 150초 내 관이 용융 되는 것으로 예상된다.

그림 3.1.3-3은 MFB 모델과 Conduction 모델에 대한, thimble 관 유무에 따른 관내 예상 용융물 재배치 예측 거리를 보여준다. 결과는 Modified Bulk freezing 모델 경우 재배치 거리가 conduction 모델보다 최대 1/8 만큼 작게 예측하였고, 두 모델 모두 경우, thimble 관을 고려한 환상 유로

가 고려될 경우, 재배치 거리를 상대적으로 작게 예측하였다.

그림 3.1.3-4는 modified bulk freezing 모델에서, thimble 관을 고려한 경우 환상 유로에 용융물과 냉각수가 차있을 경우, 용융물의 존재 단면적비를 나타내는 XX 값에 따른 예상 재배치 거리와 용융물의 온도에 따른 효과도 보여준다. 계산 결과 XX에 의한 재배치 거리에 미치는 효과는 적었고, 용융물 온도 차이에 의한 효과는 크게 나타났다.

그림 3.1.3-5는 저압, 중압, 고압의 3종류 일차계통 압력에 대해 용접부 온도에 따른 yield stress 값을 비교한 그림으로, 용접부 손상은 일차계통 압력에 따른 효과는 무시할 만하며, 따라서 일차 계통 압력에 관계없이 단지 용접부 평균온도가 1300~1400 K 사이 값을 가질 때 용접부가 손상될 가능성이 크다는 것을 보여준다.

그림 3.1.3-6은 온도에 따라 관통관 구성 물질인 Inconel-600 과 반구 벽 구성 물질인 Carbon Steel 의 열팽창 변화를 비교한 그림이다. 만일 관통관이 stainless steel 로 구성된 경우, 관과 반구 벽이 서로 같은 온도로 유지되고 있다고 가정할 경우, 약 1200 K 이하에서 열팽창에 의해 반구 벽 관통구와 관통관이 서로 결속될 수 있는 가능성이 존재함을 암시한다. 그러나 관이 Inconel-600으로 구성된 경우 1800K (반구 벽의 용융온도:1830 K) 까지 반구 벽과 관의 열팽창 차이에 의한 결속 효과가 없어 관 이탈이 억제될 가능성은 없을 것으로 보여진다. 또한 압력에 의한 관 팽창으로, 관과 관통구가 결속되는데 기여하는 정도는 무시할 만함을 보여주었다.

그림 3.1.3-7은 반구 벽 외부에 돌출된 관통관의 환상 유로 내부에 2700K 의 debris가 응고된 경우, 외벽냉각을 한 경우(wet cavity)와 외벽냉각을 하지 않은 경우(dry cavity)의 관벽 온도 변화를 보여준다. 외벽 냉각을 하지 않은 경우, 관은 약 360초 이후 현재 관내 hoop stress에 의한 creep 예상 온도 값인 1790 K 에 도달 손상됨을 보여준다. 그러나 외벽 냉각을 한 경우, 관의 온도가 급격히 냉각되어 약 70초 후 관이 냉각됨을 보여준다.

#### 다. PENTAP 모델의 제한점

현재의 PENTAP-V0 프로그램은 사용자가 입력으로 지정한 특정 시점에서의 총별 반구 벽 온도 분포 조건에서, 관 손상 관련 현상인 침투거리, 관 이

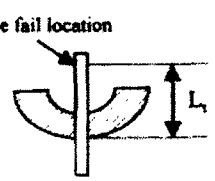
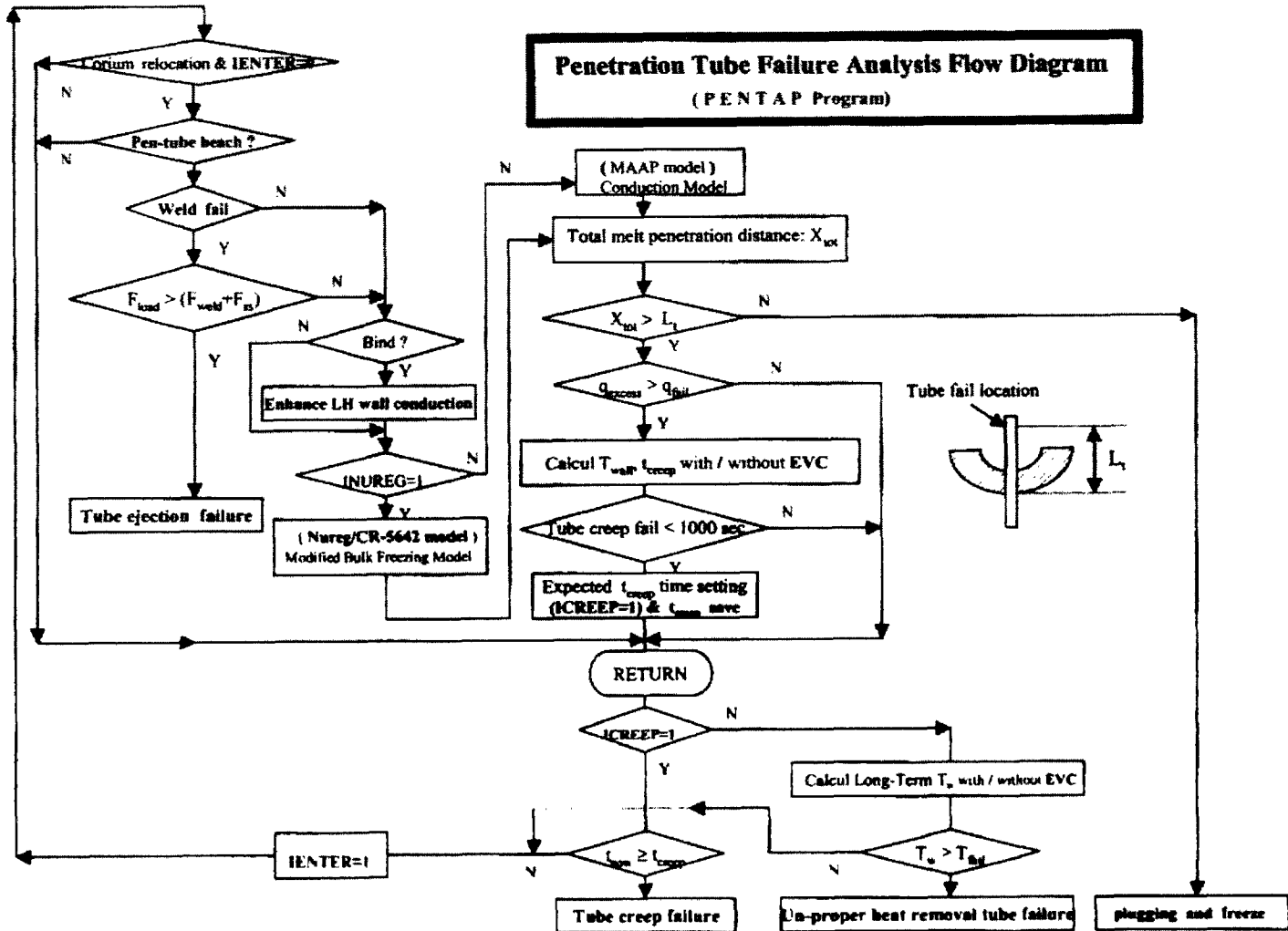
탈 및 하부 반구 외벽에서 관 creep 여부를 판단하도록 개발되었다. 특히 관내 용융물 재배치 거리 계산 시는 관의 온도가 층별 반구 벽 온도 값들의 평균값을 유지하고 있다고 가정하였다. 계산 결과 Conduction 모델이나 MBF 모델 경우 관내 용융물 재배치 거리 계산 시 관벽 온도가 일정하다고 가정하기 때문에, 현재로서는 관내 재배치 거리 계산 시 외벽냉각 효과를 고려하지 못한다.

또한 관의 이탈 여부를 모의할 때 초기에 주어진 반구 벽의 두께별(층) 온도 분포와 해당 층과 접하고 있는 관의 온도가 서로 같다는 가정 하에, 관과 반구 벽 열팽창을 계산, 관의 이탈 여부를 모의한다. 그러나 재배치 직후, 반구 벽과, 관의 온도간 차이는 매우 클 것으로 예상된다. 또한 재배치된 용융 debris가 충분하게 과열되어 있지 않은 상태에서, 외벽 냉각 효과를 포함하여 장기적으로 관의 가열과 냉각에 따른 creep 손상과 관 이탈 여부를 모의하기 위해서는, 현재의 PENTAP-V0 프로그램에 반구 벽 온도 분포 및 관벽 온도 분포가 시간에 따라 제공될 수 있도록 MIDAS/TH 에 연결 시켜야할 필요가 있다.

현재는 debris 물질로  $UO_2$  만을 고려하여 용융  $UO_2$  온도를 사용자가 입력할 경우, 밀도, 열전도도, 비열, 잠열, 용융온도를 계산하도록 사용자 편의를 제공하였다. 그러나 추후 debris 종류를, 실험에서 자주 사용되는  $Al_2O_3$ 와  $ZrO_2$ 를 고려할 수 있도록 할 예정이며, 특히  $UO_2/ZrO_2$  혼합비에 따른 물성치 계산 프로그램도 추가로 포함시킬 예정이다.

추후 현재의 PENTAP-V0 프로그램을 MIDAS/TH 와 link 하는 작업과 별개로, 소규모 실험 모의를 위해 반구 내벽과 관통관을 고려하여, 반구내벽에 열속 분포를 제공하고, 반구외벽을 통한 열전달 계수값을 정의할 경우 반구 벽 내 온도 분포 및 관 온도 분포를 계산할 수 있도록 개선된 PENTAP-V1을 개발하여, 독립적으로 소규모 단순 형태의 관 손상 관련 실험의 과도과정 모의에 적용할 예정이다. MIDAS/TH 와 연결된 PENTAP-V0 프로그램의 해석 능력과 실험모의용으로 개발할 PENTAP-V1 프로그램은 한국원자력연구소의 SONATA-IV 실험 프로그램 하에 수행중인 일련의 DRY 실험 결과 모의와, 최종적으로 개발될 모델의 예측 능력을 검증하는데 활용할 예정이다.

### Penetration Tube Failure Analysis Flow Diagram (PENTAP Program)



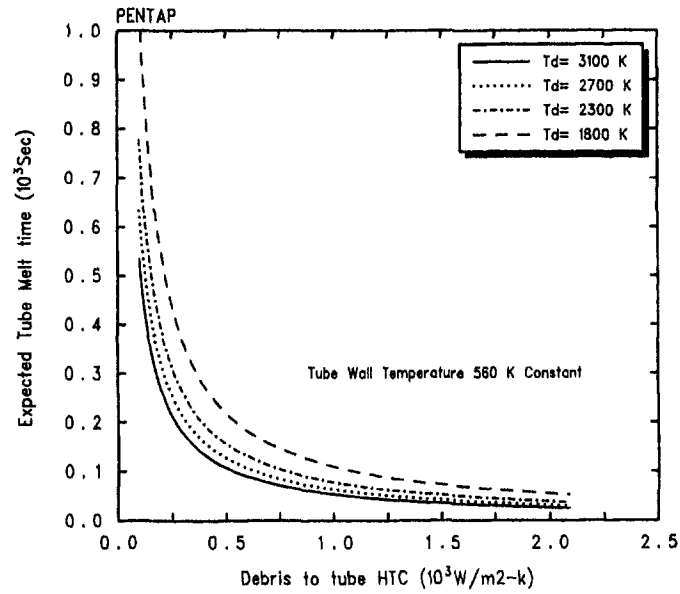


그림 3.1.3-2. 관벽 열전달 계수값에 따른 관통관벽 용융 예상 시간

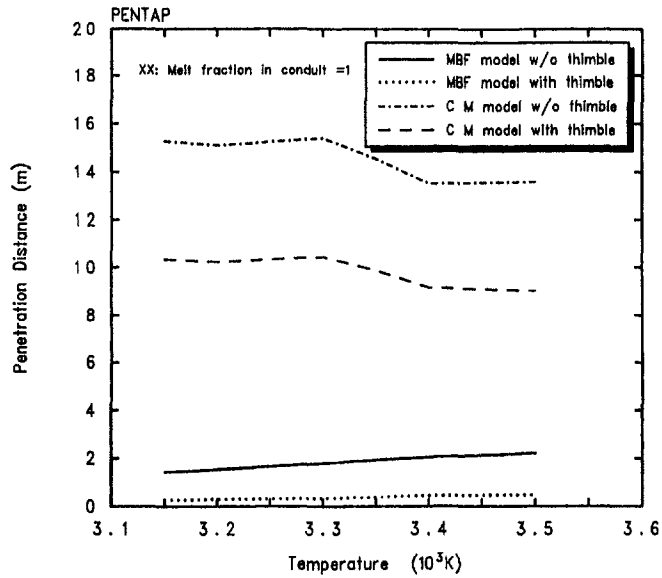


그림 3.1.3-3. MBF, CM 모델별 thimble관의 유무에 따른 관내 용융물 재배치 예측거리

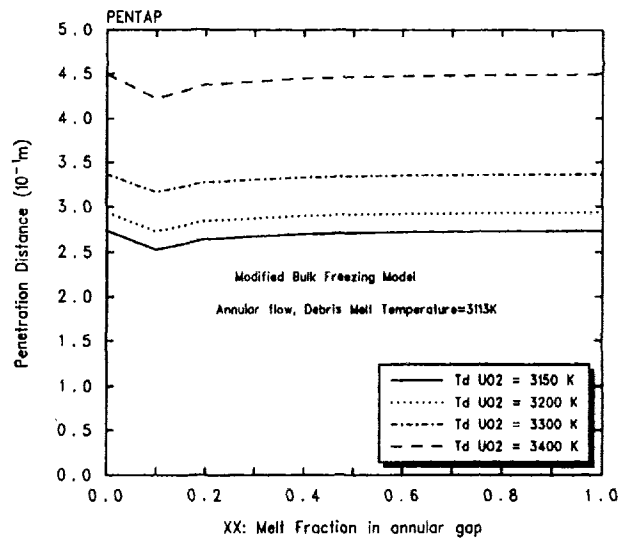


그림 3.1.3-4. MBF 모델 경우, 관내 용융물 분율에 따른 재배치 예상 거리

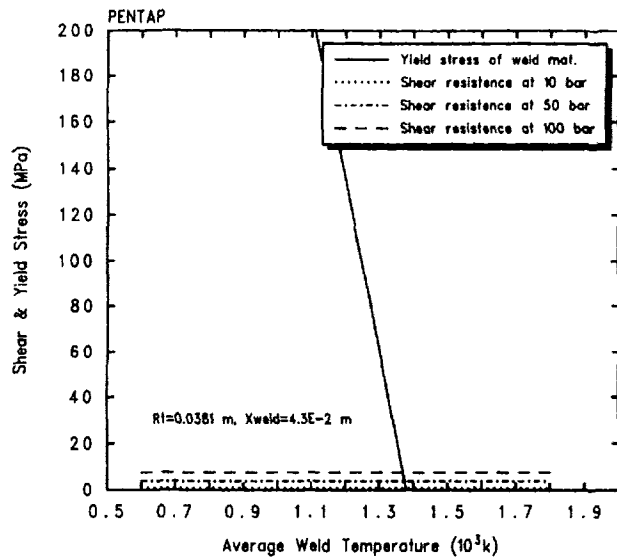


그림 3.1.3-5. 일차 계통 압력과 용접부 온도에 따른 Yield stress 값 변화

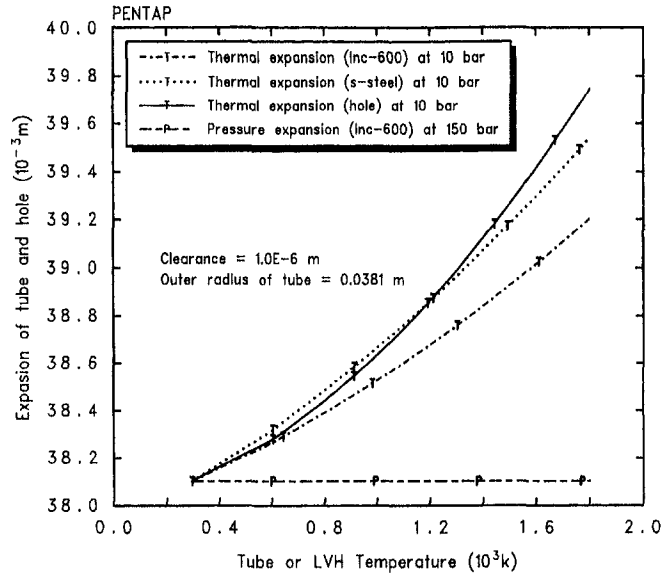


그림 3.1.3-6. 온도에 따른 관통관과 반구 벽 구성 물질의 열팽창 길이

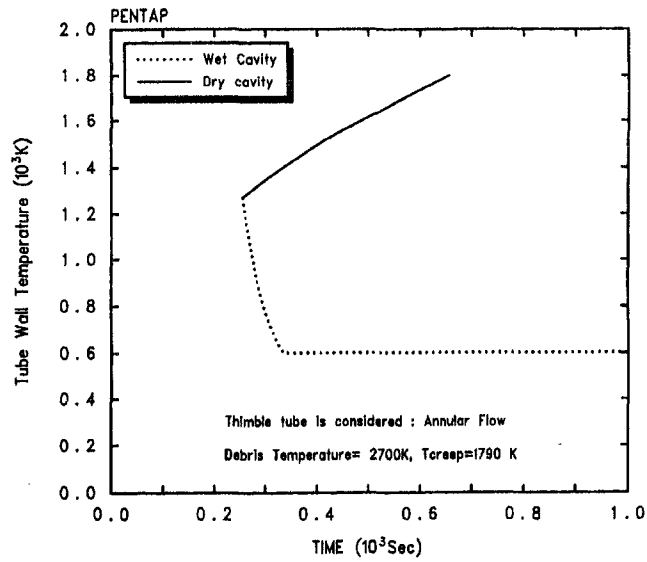


그림 3.1.3-7. 외벽냉각에 의한 반구외벽부 관통관 냉각 효과

#### 4. 피동형 수소 결합기 (PAR) 모델 개발

##### 가. PAR 독립모델개발

MIDAS에서 사용하기 위한 독립모듈을 개발하기 위해 AECL에서 개발한 PAR 실험결과를 이용하여 상관식을 작성하였다. AECL 실험결과는 그림 3.1.4-1로 주어지며, 이 그림으로부터 도출한 수소 제거율, R,은 다음과 같은 간단한 식으로 기술된다:

$$R \text{ (kg/sec)}=1.54*(H2OCP-0.54)/3600 * NPAR$$

여기서, NPAR는 격납건물의 분석 제어체적 안의 PAR 개수이고, H2OCP는 수소의 농도를 %로 나타낸 값이다.

##### 나. PAR의 독립모델 평가

PAR에서의 수소 제거 능력을 평가하기 위해서, 먼저 일정한 수소 제거율을 가정한 독립 프로그램을 개발하고 MELCOR에 연결하였다. 독립 코드의 접목 상태를 확인하기 위하여, 제어 체적은 하나만 정의하고 일정한 비율로 수소를 주입하는 상황에서 제어체적에서의 연소에 관련된 기체의 농도 및 질량, 그리고 연소 시점 등을 검토하였고, 모든 결과가 예상과 같음을 확인하였다.

다음 단계로는 MELCOR에 AECL 상관식을 추가하여 제어 체적에서의 수소 농도에 따라 수소가 제거될 수 있도록 코드를 확장하였다. 모델 검증을 위하여 분석 계통을 두 개의 제어체적 (CV801과 CV802)과 노드 사이의 유로로 간단하게 정의하고, 수소는 CV801로 0.05 kg/sec의 일정한 비율로 100초 동안 주입되는 것으로 가정하였다. PAR의 효과를 비교하기 위하여 PAR가 없는 경우와, CV801에 한 개와 10개가 설치된 세 가지 경우를 분석하였다.

CV801에서의 PAR의 유무와 개수에 따른 수소와 산소 몰 비가 각각 그림 3.1.4-2와 3.1.4-3에 나타나 있다. PAR가 없거나 하나만 있는 경우에는 모의 시작 이후 80초를 지나 수소 몰 비가 0.1에 도달하고, 수소연소가 발생하여 기존의 수소가 다 연소하면, 다시 주입되는 수소에 의해 몰 비가



증가한다. 그러나, 10개의 PAR가 작동하면, 수소 농도 증가에 따라 제거량도 따라 증가하여 모의 시작 후 100초가 지나도 연소 기준인 0.1에 도달하지 않는다. 모의 초기에 PAR의 유무에 상관없이 수소 몰 비가 비슷하게 변하는 이유는, 수소 몰 비율이 작아 PAR의 수소 제거 효과가 미미하기 때문이다. CV801에서의 산소의 거동은 초기 값에서부터 연소되는 정도에 따라 감소하며, 10개의 PAR가 가동되는 경우 연소량이 많아 산소의 몰 비가 더 빨리 감소한다.

그림 3.1.4-4와 3.1.4-5는 CV801과 CV802에서의 대기 온도를 각각 보여준다. CV801에 PAR가 없는 경우, 83초에 수소 연소가 일어나기 전까지 대기 온도는 서서히 증가하는 반면, 한 개의 PAR가 작동하면 PAR가 없는 경우보다 PAR 내의 발열반응으로 공기온도가 약간 높으며, PAR가 없는 경우에 비하여 수소 연소가 단지 2,3초 늦어진다. CV801에 10개의 PAR가 가정된 경우에는 대기의 온도는 지속적으로 증가하지만, 100초까지 수소연소가 발생하지 않는다. CV802는 수소의 농도가 CV801보다 낮아 CV801에 비하여 절대 온도가 낮게 나타나나 온도 거동은 CV801과 유사하다. 그림 3.1.4-6는 격납건물의 압력을 나타내며, 그림 3.1.4-4의 대기 온도 거동과 유사하다. CV801과 CV802의 압력은 동일하게 계산된다. 연소가 일어나는 경우 압력은 3.75 기압까지 상승하며, 이 값은 기존 연소 모델에서 계산된다.

#### 다. 원자력발전소에의 PAR 모델 적용

APR-1400을 대상으로 위에서 개발한 PAR 모듈을 이용한 MELCOR로 TMLB' 사고를 모의하였다. TMLB'사고는 발전소 내부/외부의 교류전원이 상실되고, 보조급수도 고장나서 증기발생기 이차 측으로의 모든 급수가 중단되며, 터빈 우회계통 및 대기 방출밸브 (Atmospheric Dump Valve)가 작동되지 않아 이들을 통한 이차 측 열 제거가 불가능한 사고이다. 이 사고는 사고 발생 후 약 14,000초경에 원자로가 파손되어 용융물의 방출로 인하여 격납건물 내에 수소가 급격히 증가한다.

격납건물에 설치된 PAR의 성능을 파악하기 위해서 상부 돔에 PAR가 있는 경우 (10개 가정)와 없는 경우를 선택하여 비교하였다. 그림 3.1.4-7은 CV808에서 제거되는 수소의 양을 보여준다. PAR가 없는 경우, 사건발생 후 약 23,900초경에 상부 돔에서 급격한 수소 연소반응이 발생하여 약 350 kg의 수소가 연소되지만, PAR를 설치하는 경우에는 약 14,000 초 이전부터

PAR로 인해 수소가 소진되며, 25,000초까지 꾸준히 제거되고 있다. 시간에 따른 수소 몰 비율이 그림 3.1.4-8에 제시되어 있다. PAR가 작동되지 않으면, 원자로 파손 후에 수소 몰 비가 8%를 넘어 연소를 유발하지만, PAR가 가동하는 경우는 농도가 6%이하로 유지되어 수소 연소가 발생하지 않음을 보여준다. 격납건물 압력 관점에서 보면, 그림 3.1.4-9에서 보이듯이, PAR가 없는 경우 23,900초 부근에서 예상되는 수소 연소를 PAR가 작동함으로 격납건물의 순간적인 압력 상승을 막을 수 있음을 보여준다.

#### 라. 결론

본 연구에서는 PAR (한 개와 10개) 모델을 간단한 예를 들어 검증한 후 실제 APR-1400에서의 PAR의 효과를 분석하였다. 간단한 test 검증모의에서는 단일 PAR로는 수소 제거 효과가 충분하지 않아 급격한 연소반응이 발생하는 반면, 10개의 PAR가 작동되면 수소 제거 효과가 월등하여 100초까지 수소가 수소 연소 한계 내로 제어됨을 알 수 있다. 실제 발전소 (APR-1400)에 적용한 경우에도 상부 돔에 PAR를 모의한 경우, PAR로 인한 수소제거 효과를 충분히 확인 할 수 있었다. 결과적으로 본 연구를 통해 모의한 PAR 모듈과 새로이 계산된 결과는 수소 제어 방안을 도출하는데 유용하게 사용되어, 축적된 자료들과 가동 중 및 향후 건설하는 차세대원전에 대한 안전지침에 활용할 수 있을 것으로 판단된다.

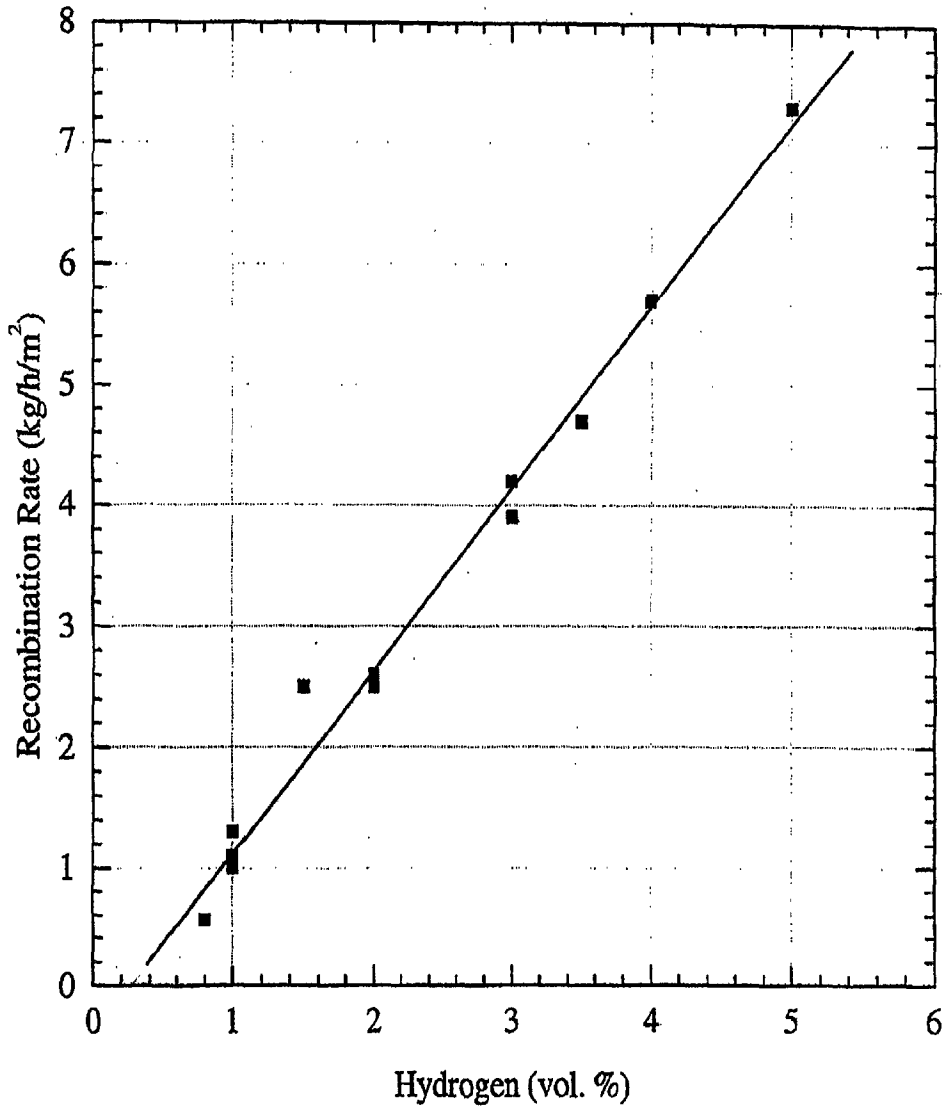


그림 3.1.4-1. AECL PAR의 수소 제거 비율 [80]

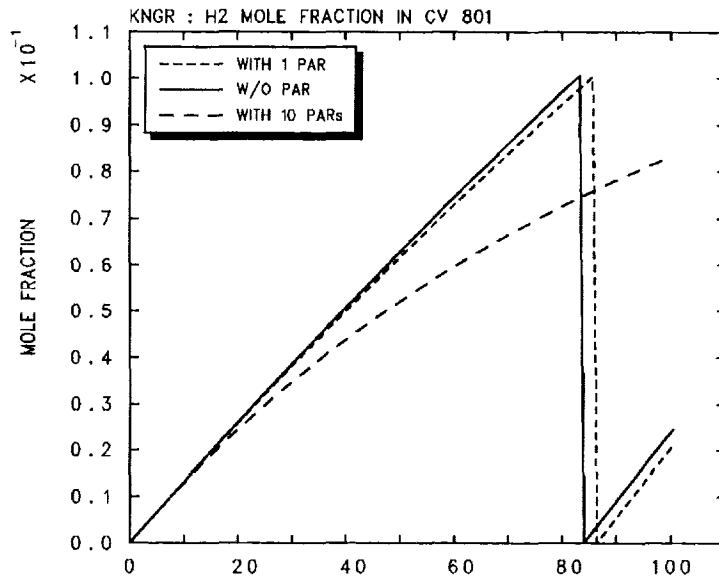


그림 3.1.4-2. CV801에서의 수소 연소에 따른 수소 몰비 거동

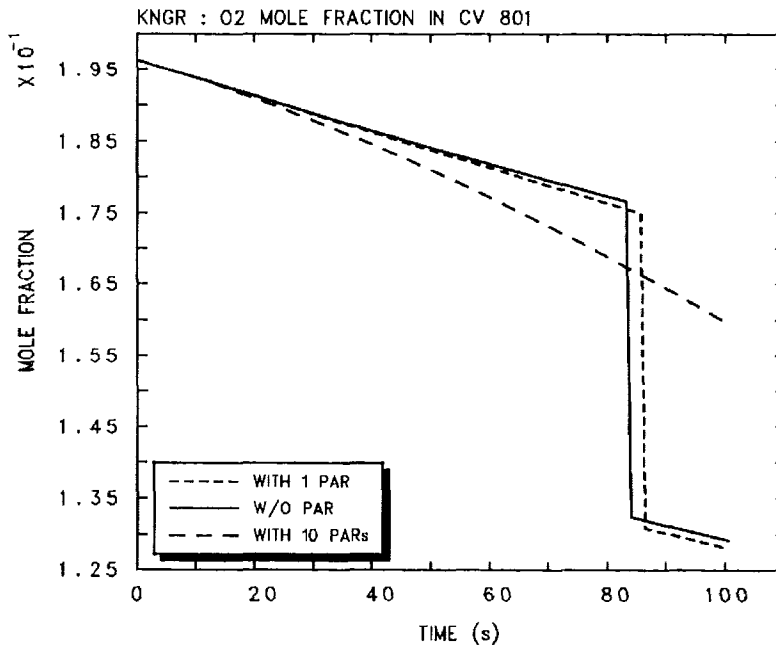


그림 3.1.4-3. CV801에서의 수소 연소에 따른 산소 몰비 거동

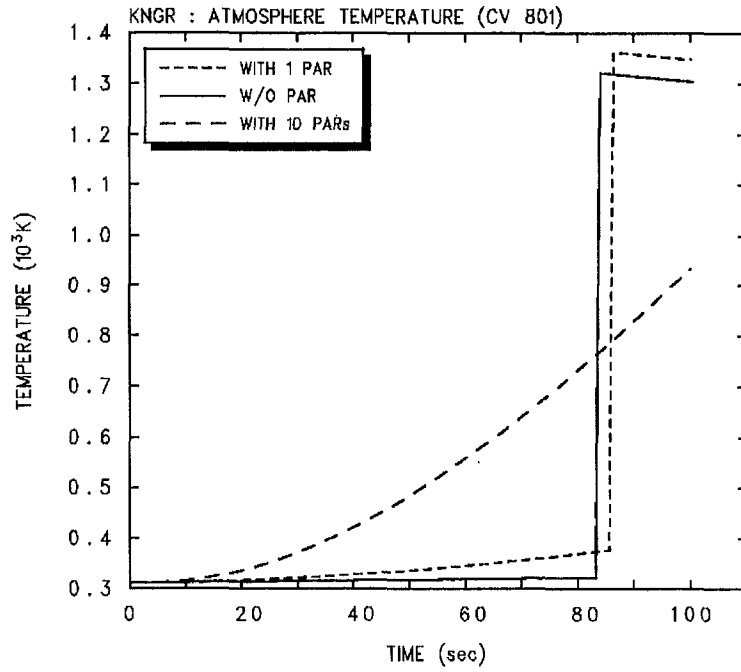


그림 3.1.4-4. CV801에서의 수소 연소에 따른 온도 거동

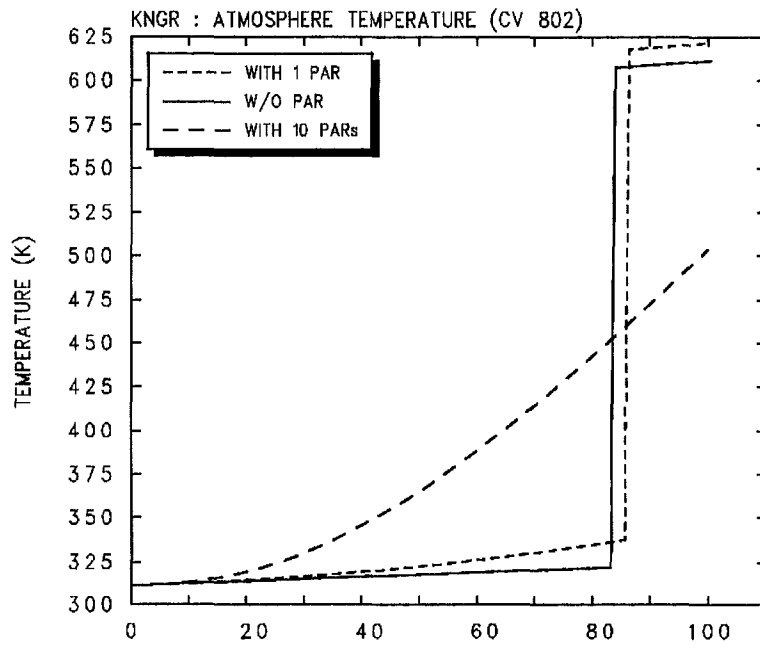


그림 3.1.4-5. CV802에서의 수소 연소에 따른 온도 거동

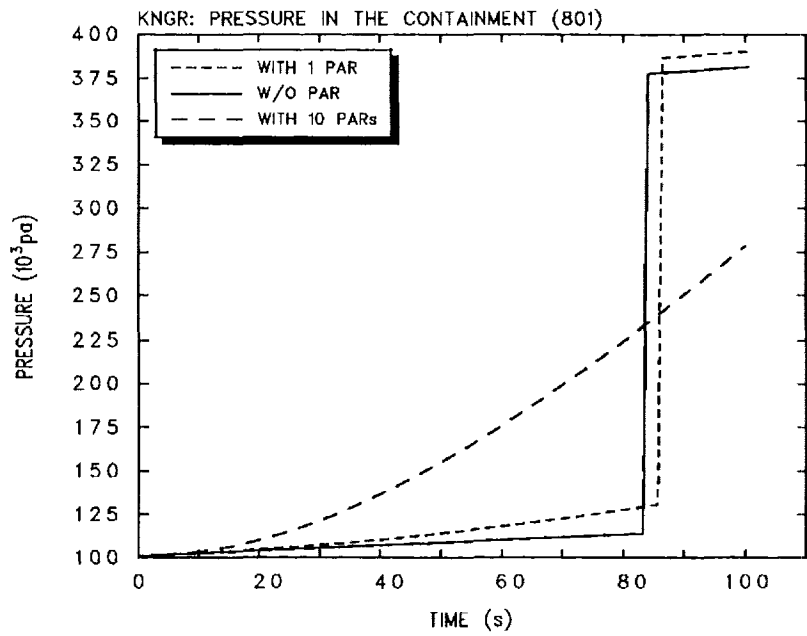


그림 3.1.4-6. CV801에서의 수소 연소에 따른 압력 거동

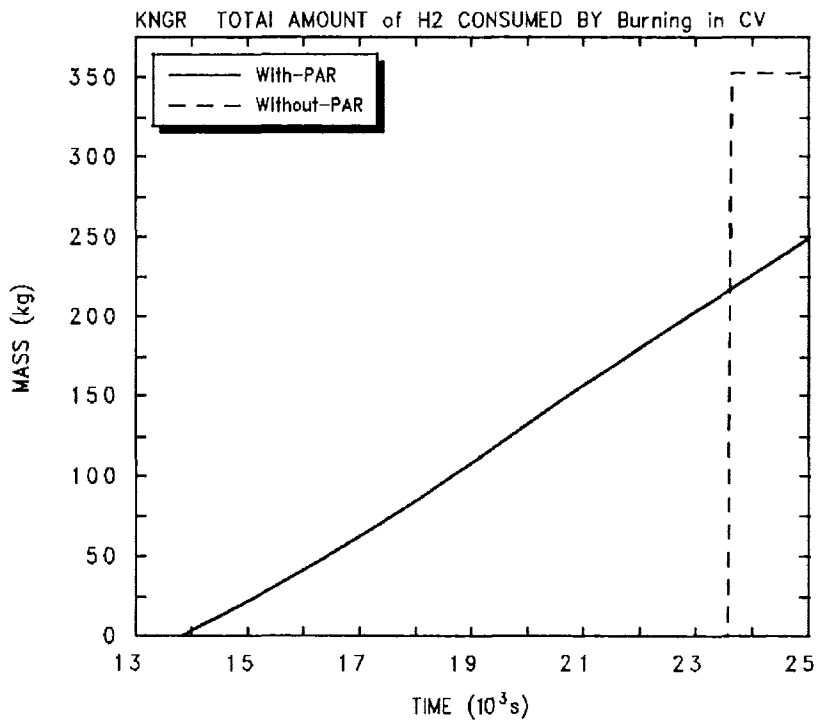


그림 3.1.4-7. PAR의 유무에 따른 상부 돔에서의 제거되는 수소량 비교

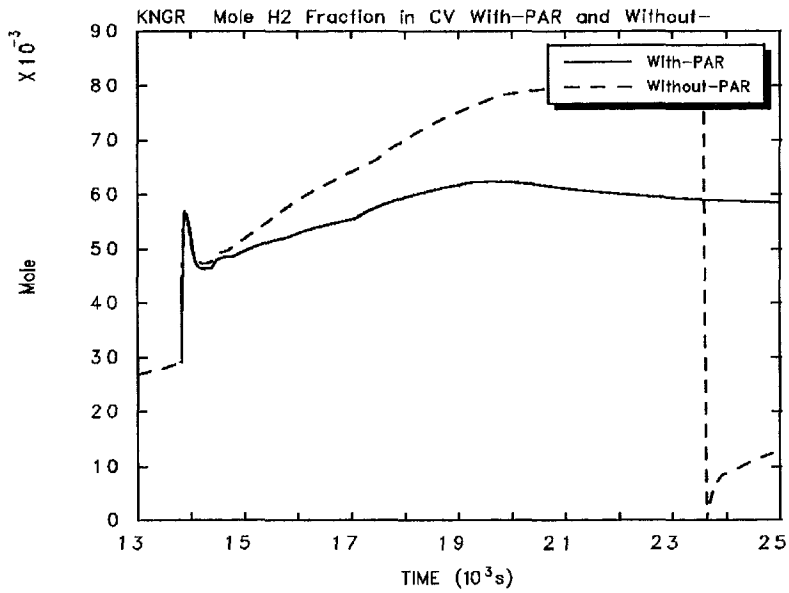


그림 3.1.4-8. PAR의 유무에 따른 격납건물 상부 돔에서의 수소 몰비 비교

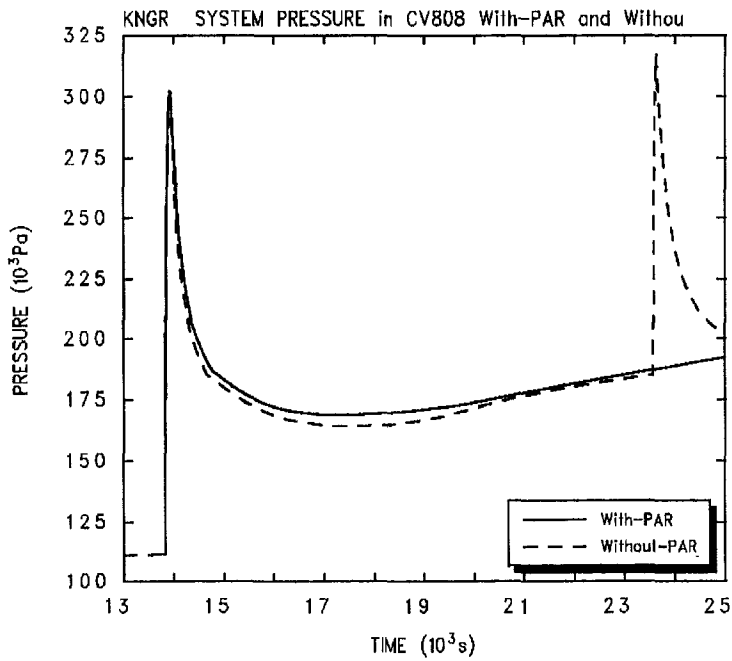


그림 3.1.4-9. PAR의 유무에 따른 격납건물 압력 비교

## 5. 증기폭발시 동하중 예측 모델 개발

지난 20년 간 증기폭발에 관한 많은 실험적, 이론적 연구가 수행되어 왔으며, 이로 인하여 증기폭발에 대한 상당한 이해가 이루어졌고 증기폭발 시 폭발압력 및 에너지 변환비 등이 어느 정도 예측이 가능해진 상황이다. 최근에는 그 동안 수행된 증기폭발 연구를 토대로, FARO실험과 같은 대규모의 고압 실험을 근거로 하고, 원자로용기 내부에서 강력한 외부 기폭이 없다는 견지 하에서, 중대사고시 노심용융물과 원자로용기 잔류 냉각수가 반응할 때 증기폭발의 발생으로 인한 알파 모드 사고의 가능성은 없다는 전문가 의견을 도출했다.

그러나, 원자로공동에서의 증기폭발로 인한 원자로공동 벽 파손 여부 등 용기 외 폭발에 있어서 실험 자료가 부족하여 전문가들의 일치된 의견 도출이 힘든 상황이다. 또한 APR1400에서 채택을 고려하고 있는 IVR 전략은 원자로공동에 과냉각도가 큰 냉각수를 가득 채우는데 이때 원자로용기가 파손되어 노심용융물이 원자로공동으로 투입된다면 강력한 용기 외 증기폭발이 우려된다. 따라서, 원자로공동에서의 증기폭발에 대한 실험 및 해석적인 노력이 좀더 요구되고 있다.

원자력연구소에서는 기존에 개발된 상세 해석 코드의 결과를 중대사고 해석코드인 MELCOR에 접목하여 사고 진행 경위별로 달라지는 열수력 조건 하에서 용기내외의 증기폭발로 인한 첨두압력 및 동하중을 예측함으로써 격납건물의 건전성을 판단하고자 한다. FCI 상세 해석 코드를 종합 코드에 직접 결합할 경우 그 수렴 시간이 길어서 불편할 뿐더러 발산할 우려가 있기 때문에 FCI 상세 해석 코드를 사용하여 예상되는 열수력 조건의 상하한 선에서 증기폭발력 및 구조물 파손 여부를 표로 제시하여 이를 종합코드에 접목하여 이용하는 것이 바람직하다. 이외에도 해석 연구의 일환으로 위스콘신 대학과 공동으로 3 차원적 증기폭발 코드 개발을 수행하고 있다.

본 연구의 목적은 MELCOR코드에서 생략되어 있는 용기 외 증기폭발 모듈을 삽입하여 MELCOR로 하여금 원자로공동에서의 증기폭발력을 계산할 수 있게 개선하는 것이다. 이를 위하여 먼저 상세 해석 도구로 선택된 TEXAS-V 코드의 입력을 검토하고 원자로공동에서의 증기폭발 계산을 위한 예제 계산



을 통해 이 코드의 특성을 분석하였다. 증기폭발 거동이 냉각수 및 용융물의 열수력 조건에 따라 달라지므로 이 열수력 조건을 변화시켜가며 TEXAS-V 코드 계산을 수행하여 검색표를 개발하였다. 이 검색표와 다항식 보간법을 이용하여 증기폭발력을 계산하는 모듈을 개발하였고, 이렇게 개발된 증기폭발 모듈을 MELCOR에 접목하여 하였다.

#### 가. 원자로공동에서 증기폭발 계산을 위한 TEXAS-V 기본 입력 작성

원자로공동에서의 증기폭발은 그림 3.1.5-1에서와 같이 노심용융물이 원자로용기 하반구에 쌓였다가 관통부가 파손되어 원자로공동으로 낙하하면서 발생된다. 이때 노심용융물 및 냉각수의 열수력 조건은 증기폭발 현상을 분석하는데 주요한 초기 인자가 되며, 본 연구에서는 표 3.1.5-1과 같은 조건을 가정하여 TEXAS-V코드의 입력 자료를 준비하는데 이용하고자 한다.

또한, 증기폭발 기폭의 시점은 매우 불확실하며 증기폭발력을 결정짓는 중요한 요소가 될 수 있다. 본 연구에서는 용융물 제트가 원자로공동의 바닥에 닿았을 경우에 기폭이 된다고 가정하였으며, 추후 기폭 시점에 대한 추가적인 분석도 수행할 예정이다. 반응부의 단면적은 FARO 실험의 제트직경에 대한 반응용기 직경비 7의 3배에 해당하는 값이다. 이상의 조건을 입력으로 하여 원자로 공동에서의 증기폭발 계산을 위한 입력도 작성하였다 [81].

#### 나. 증기폭발 예제계산을 통한 불확실성 인자 분석

본 절에서는 위에서 정의된 초기 조건을 이용하여 용융물 혹은 냉각수의 열수력 조건을 제외한, 증기폭발 계산에 심대한 영향을 미칠 것으로 여겨지는 몇 가지 인자들에 대해 민감도 분석을 실시하고 이를 고정하고자 한다. 민감도 분석의 기준은 폭발 압력의 최고치로 한다. 용융물 혹은 냉각수의 열수력 조건이 정해졌다면 혼합 계산에 영향을 줄 수 있는 것들은 계산 격자 개수 및 격자 단면적을 들 수 있다. 특히 격자 단면적은 1차원 코드인 TEXAS-V에서는 곧바로 FCI 반응 단면적이 되기 때문에 냉각수의 온도 및 증기량을 결정하는데 중요한 역할을 할 것으로 판단된다. 또한 이와 같은 열수력 조건 및 수치적 조건이 정해졌을 때 폭발력을 결정할 수 있는

인자로는 기폭이 일어나는 순간의 혼합체의 구성비와 기폭력 등을 들 수 있다.

혼합체의 구성비는 보통 코드의 사용자가 혼합 계산을 언제까지 수행하느냐에 달려 있는데 기폭이 일어나는 격자 근처에서 증기 분율이 너무 커질 때까지 혼합 계산을 수행할 경우 증기폭발력이 작게 예측될 수 있다. 또한, 기폭 격자의 증기 분율을 작게 하기 위해 혼합 계산을 조기에 마칠 경우에는 기폭 격자에서 분쇄되는 용융물의 부족으로 폭발력이 작게 예측될 수 있다. 기폭력에 있어서 일반적으로 그 크기가 실제 폭발력에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 알려져 있으나 최소 필요 압력이 있으므로 이에 대한 민감도 분석을 실시하여 적절한 기폭력을 선정해야 할 것이다.

#### (1) 기본 예제계산

기본 예제 계산에서 직경 0.15 m인 용융물 제트가 9 m/s의 초기속도로 투입되어 0.74초에 바닥에 도달하고, 증기분율 0.05이상의 사용자 지정 혼합 완료조건이 만족되어 혼합 계산이 종료되었다. 이 시간 동안 총 947 kg의 용융물이 투입되었고 이 중에서 15 %인 155 kg이 입자화되었다. 또한, 실제 냉각수와 혼합된 용융물의 질량은 총 투입된 용융물의 20 %인 197 kg으로 계산되었다. 위 혼합계산을 완료한 뒤 바닥 격자에서 0.5 MPa의 자발 기폭을 가정한 증기폭발 계산을 수행하였다.

그림 3.1.5-2에는 0.2m간격으로 설치된 각 압력 측정 위치 P1, P2, P3 (격자번호 4, 6, 8; 바닥부터 높이가 0.25m, 0.45m, 0.65m)에서 시간에 따른 압력 파형을 제시하였다. 이 그림에 의하면 폭발의 최고 압력과 전파 속도는 각각 40 MPa, 1500 m/s에 이르고 그 파장은 위치별로 차이는 있지만 대략 1 msec 정도로 판단된다. 원자로공동에 투입된 전체 용융물의 열 에너지와 냉각수의 운동 에너지를 고려한 최대 에너지 변환비는 0.4 %로 계산되었다. 하지만 실제 냉각수와 혼합된 용융물의 질량은 총 투입된 용융물의 20 %에 해당하므로 이를 고려한 에너지 변환비는 2.0 % 이다.

## (2) 혼합 완료조건

본 연구에서는 기폭은 용융물의 침투 부분이 바닥에 도달하였을 때 발생한다고 가정하여 다음과 같은 혼합 완료조건을 도출하였다.

- 1) 바닥에 용융물 입자 도달시(IBOTTOM1)
- 2) 바닥부터 용융물 제트 반경의 높이에 용융물 제트 초기 반경을 갖는 용융물 입자만큼의 질량이 쌓였을 경우 혼합계산 완료, 즉 바닥부터 용융물의 최초 반경(RPARN) 아래에 용융물의 양이  $4/3 * 3.14 * RPARN^3 * RHOP$ 를 초과할 경우 혼합 완료 (IBOTTOM2)
- 3) 증기 분율을 사용하여 바닥 격자의 증기 분율이 사용자 지정 값을 초과하였을 때 혼합 계산 완료(IBOTTOM3)

표 3.1.5-2에서 정리되었듯이 혼합 완료 조건 IBOTTOM1를 적용하였을 때 기폭 격자에서의 용융물의 질량은 226 kg으로 상당히 많으나 증기 분율이 0.48로서 상당히 높기 때문에 폭발 압력은 16MPa 정도로서 폭발력이 약함을 알 수가 있다. 혼합 완료 조건 IBOTTOM2를 적용하였을 경우 기폭격자에서의 증기 분율이 0.08이며 용융물의 질량도 71 kg정도로서, 32 MPa의 폭발압력을 보여주고 있다. 혼합 완료 조건 IBOTTOM3을 적용할 때 기준이 되는 증기 분율을 0.01에서 0.2 까지 변화시켜가면서 폭발 압력의 변화를 조사하였다. 증기 분율이 0.1-0.2일 경우에는 증기 분율이 0.1이하일 경우에 비해 폭발 압력이 30 MPa 이하로 폭발력이 작게 나타났다.

결론적으로, 기폭 격자에서 증기 분율이 상당히 높을 때는 증기폭발력은 감소하는 것으로 사료되며, 본 연구에서는 다음과 같은 혼합 완료 조건을 제시하였다: (1) 바닥에 용융물이 도달하고 바닥으로부터 용융물의 최초 반경 (RPARN) 높이까지 축적된 용융물의 양이 초기 용융물 입자 질량과 동일, 혹은 (2) 기폭 격자의 증기 분율이 사용자 지정 값에 도달. (1)번의 경우는 과냉각도가 큰 냉각수에서 적용되고 (2)번의 경우는 주로 과냉각도가 작은 냉각수에서 적용될 것으로 판단된다.

### (3) 기폭력

KROTOS-38 계산에서 TEXAS-V 개발자가 냉각수의 압력이 대기압일 때 용융물 분쇄의 기준 압력 (POLD)으로는 0.2 MPa를 사용하였고 기폭압력 (PTRIG)로는 0.5 MPa를 사용하였다. 본 절에서는 앞 절에서 제시한 혼합 완료 조건을 이용하여 혼합 계산을 완료한 뒤 기폭력을 0.5 ~ 1.3 MPa로 변화시켜가면서 증기폭발을 계산하였으며 이를 표 3.1.5-3에 제시하였다. 이때 기폭력을 제외한 격자 개수, 격자 단면적 등은 예제 계산의 기본 입력 자료와 동일하다. 표 3.1.5-3을 보면, 혼합 완료 조건이 고정되었다면 기폭의 크기는 폭발력에는 큰 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

### (4) 격자 개수

TEXAS-V 코드 사용자는 격자 개수가 200을 초과할 수 없음을 주의해야 한다. 또한, TEXAS-V 계산시 격자 길이는 용융물 제트 직경보다 작게 하도록 권고되고 있다. 표 3.1.5-4에 제시된 바와 같이 격자 개수를 늘려 격자의 크기가 제트 직경에 비해 현저히 작아지게 되면 폭발 압력은 크게 증가함을 알 수가 있다. 그러나, 격자 길이가 용융물 제트 직경에 비해 현저히 작지 않다면 폭발 압력은 격자 길이에 그리 민감하지 않다.

### (5) 격자 단면적

위에서 기폭력, 혼합 완료 조건, 격자 개수에 관한 민감도 분석을 통하여 기폭력은 주위압력보다 1MPa 높게, 분쇄 기준 압력은 주위 압력보다 0.2 MPa 높게, 그리고 격자 개수는 41 개로 하였을 때 적합한 증기폭발 계산을 할 수 있음을 보여주었다. 본 절에서는 위와 같은 인자들을 사용하고, 또 다른 중요한 민감도 변수인 격자 단면적에 관해 논하고자 한다.

TEXAS-V는 1 차원 코드이기 때문에 축과 직각인 방향으로의 해석은 불가능하다. 그런데, 단면적이 넓은 냉각수에 용융물 제트를 투입하였을 경우 혼합체는 용융물 주위로 형성되며 따라서 용융물과 거리를 두고 있는 냉각수는 용융물과 어떠한 반응도 일으키지 않는다. 그러나, TEXAS-V 같은 1 차원적 코드를 사용하여 이를 해석하게 되면 일단 격자 내에 용융물이 들어

오게 되면 격자 내에 있는 모든 냉각수가 용융물과 반응하도록 모델되어 있으므로 격자 단면적이 매우 중요한 역할을 하게 된다. 증기폭발 전파시 증기 분율의 역할이 중요한데 냉각수의 과냉각도가 작은 경우에 있어서 단면적은 증기 분율에 직접적인 영향을 주므로 이에 대한 면밀한 분석이 요구된다.

표 3.1.5-5에 제시된 바와 같이 본 절에서는 원자로공동의 단면적 1.89, 4.26, 7.54, 그리고 11.75 m<sup>2</sup> 에 대해서 증기폭발 계산을 수행하였다. 단면적이 4.26 m<sup>2</sup> 일 경우에 폭발 압력은 52 MPa로 11.75 m<sup>2</sup> 일 때의 22 MPa에 비해 2배 이상 크게 계산되었다.

이렇게 1 차원 코드로 증기폭발을 예측하기 위해서는 격자 단면적 (반응 단면적)에 대한 합리적인 평가가 요구된다. FARO나 KROTOS 같은 증기폭발 실험 결과 혹은 2 차원적인 코드 계산 결과를 활용하여 반응 단면적을 도출하는 것이 대안으로 활용될 수 있다.

#### (6) 증기폭발 예제 계산 및 불확실성 분석 요약

본 절에서는 검색표를 만드는 전 단계로서, 증기폭발 상세 해석 코드로 선정된 TEXAS-V의 입력을 파악하고 증기폭발 예제 계산을 수행하였다. 먼저, 원자로공동에서의 노심 용융물과 냉각수 반응의 예제 입력 자료를 제시하였다. 이 예제 계산을 통하여 원자로공동에서의 증기폭발 특성을 분석하였고, 증기폭발 해석에 영향을 미칠 수 있는 격자 개수, 격자 단면적(반응 단면적), 혼합 완료 조건, 그리고 기폭력에 대한 민감도 분석도 실시하였다.

원자로공동에서의 증기폭발 예제 계산으로 시간에 따른 폭발 압력파, 압력파의 전파속도, 그리고 에너지 변환비 등을 계산할 수 있었다. 4개의 불확실한 인자에 대한 민감도 분석 결과 격자 개수와 기폭력은 증기폭발 예측에 큰 영향이 없는 것으로 판단되었다. 그러나, 격자 단면적과 혼합 완료 조건은 폭발력 예측에 영향을 주는 것으로 밝혀졌다.

다음 절에서 개발될 검색표 계산에서는 용융물 제트 직경이 0.1-0.2m이기

때문에 0.25 m의 격자 길이와 기저 압력 대비 0.4MPa 높은 기폭 압력을 사용하였으며, 격자 단면적을 결정짓기 위해서 제트 직경에 대한 격자의 직경비를 FARO 실험과 같은 7을 사용하였다. 또한 혼합 완료 조건으로 증기 분율 0.1을 사용하여 용융물이 냉각수에 투입된 후 특정 격자에서 증기 분율이 0.1을 초과할 경우 혼합 계산을 완료한 후 이 특정 격자를 기폭 격자로 지정하여 폭발 계산을 수행하였다.

#### 다. 계산 Matrix 개발

증기폭발 계산에 있어서 초기변수로는 냉각수 및 용융물의 열수력 조건이다. 냉각수의 열수력 조건으로는 냉각수 깊이, 냉각수 온도, 냉각수 압력, 그리고 냉각수 직경을 들 수 있으며, 용융물의 열수력 조건으로는 용융물 제트 직경, 용융물 제트 속도, 그리고 용융물 온도를 고려할 수 있다. 냉각수 직경이 문제가 되는 것은 TEXAS-V 코드가 1차원이기 때문이며 본 연구에서는 FARO 실험의 용융물 제트 직경/냉각수 직경 비 7:1을 유지하였기 때문에, 최종적으로 Maxtrix 구성에 필요한 변수는 냉각수 깊이, 냉각수 온도, 냉각수 압력, 용융물 제트 직경, 용융물 제트 속도, 그리고 용융물 온도 등이다.

냉각수 깊이는 용융물 제트가 투입될 수 있는 거리를 결정짓게 되며 따라서 혼합체 결정에 중요한 역할을 하게 된다. 냉각수 깊이가 얇으면 냉각수와 혼합될 수 있는 용융물도 작아지게 되고 이에 따라 증기폭발력도 낮게 나타날 것으로 예상된다. 냉각수 깊이가 깊어지면 이에 따라 냉각수와 혼합될 수 있는 용융물도 많아지게 되므로 상대적으로 증기폭발력은 크게 나타날 것으로 예상된다. 그러나, 냉각수 깊이가 깊어지더라도 혼합길이가 길어지면 수증기량이 많아져서 증기폭발력이 작아지거나 발생하지 않을 수 있어서 냉각수 깊이에 따른 증기폭발력 증가에는 한계가 있을 것으로 판단된다.

냉각수 온도는 일반적으로 기폭의 확률을 지배하는 것으로 알려져 있다. 과냉각도가 큰 냉각수는 쉽게 증기폭발을 일으키는 반면에 과냉각도가 작거나 포화온도에 이르면 증기폭발은 거의 발생하지 않는 것으로 알려져 있다. 그러나, 냉각수 온도와 증기폭발력과의 상관 관계는 명확하지 않으며

냉각수 온도가 높을 때 냉각수의 기화열이 작으므로 증기폭발력이 상대적으로 크게 나타날 가능성을 배제할 수는 없다.

냉각수 압력도 냉각수 온도와 같이 일반적으로 기폭의 확률을 지배하는 것으로 알려져 있다. 냉각수 압력이 대기압보다 높아지게 되면 용융물 입자를 둘러싸고 있는 수증기막의 내부 에너지가 커져서, 튼튼해지기 때문에 기폭 확률이 낮아진다는 것이다. 냉각수 압력이 증기폭발의 발생을 억제하는 반면에 이 억제력은 증기폭발이 발생한다면 그 폭발력을 더욱 크게 할 수 있다는 점을 가지고 있다.

용융물 제트 직경은 냉각수와 혼합될 수 있는 용융물의 양과 직접 관련이 있다. 용융물 제트 직경이 크면 똑같은 깊이의 냉각수에서도 많은 양의 용융물이 혼합될 수 있다. 그러나, 용융물 제트의 붕괴 양상이 제트 직경이 상당히 작으면 제트 전체가 붕괴될 수 있고, 제트 직경이 상당히 크면 제트의 몸체는 붕괴되지 않을 수 있는 등, 제트 직경에 따라 다를 것으로 예상되어 이에 대한 구체적인 영향은 상당히 불확실성을 지니고 있다. 이와 같은 용융물 제트 붕괴는 전산 모델에 도입되고 있는 제트 붕괴 모델에 상당히 영향을 많이 받을 것으로 예상된다.

용융물 제트 속도는 두 가지 측면에서 냉각수와 혼합될 수 있는 용융물의 양을 결정짓는데 역할을 할 것으로 판단된다. 하나는 용융물 제트 속도가 빠르면 용융물 제트 붕괴가 빨라서 상대적으로 많은 수증기를 생산할 것이기 때문에 증기폭발력을 작게 하는 요인이 된다. 한편으로는 용융물의 투입 속도가 빠르기 때문에 짧은 시간에 더욱 많은 양의 용융물이 냉각수로 투입될 수 있어 증기폭발력을 크게 하는 측면도 있다.

용융물 온도는 용융물이 냉각수에 열을 부여할 수 있는 열량과 직접적으로 관련이 있는 인자이다. 일단 용융물 온도를 제외한 혼합체의 조건이 동일할 시에 증기폭발력은 용융물의 온도에 비례할 것으로 판단된다. 하지만, 용융물의 온도가 과도하게 높을 때에 혼합체의 수증기 분율이 많아져서 증기폭발이 잘 발생하지 않는다는 실험의 결과도 있다. 용융물의 온도가 용융점에 가까워지면 용융물이 혼합 과정에서 고화될 가능성이 있기 때문에 폭발력은 상당히 감쇠될 것으로 판단된다.

위에서 고찰한 바와 같이 냉각수 및 용융물의 6가지 열수력 조건은 증기폭발 혼합 및 폭발 과정에서 주요 변수로 판단된다. 본 연구에서는 이와 같은 변수들을 변화시켜가면서 증기폭발력을 TEXAS-V를 이용하여 계산하여 도표화하여 이를 이용하고자 한다. 도표화에 앞서 변수들의 상하한선을 설정하는 것이 매우 중요한데, 원자력 발전소 중대사고 시나리오에 따른 모든 불확실성을 고려하여 상하한선을 정하는 것은 어렵고 또한 TEXAS-V 코드의 현재 계산 능력으로 이 모든 계산을 수행하는 것 또한 매우 어렵다. 따라서, TEXAS-V 코드의 계산 능력 및 계산 시간을 고려하여 비교적 작은 범위 내에서 도표를 작성하여 검색 프로그램 개발 및 MELCOR 접목을 검증한 뒤 추후 좀 더 많은 중대사고 시나리오를 커버할 수 있도록 도표를 확장하는 것이 합리적이라 판단된다.

검색표 구성에 필요한 변수 및 보간점에 대한 정보가 표 3.1.5-6에 제시되어 있는데, 이들 보간점에 대해서는 추후 보간점의 개수 및 상하한값의 확장이 요구된다.

## 라. 검색표 작성 및 검색 프로그램 개발

### (1) 검색표 작성

검색표 구성의 변수가 되는 냉각수 깊이, 냉각수 온도, 냉각수 압력, 용융물 제트직경, 용융물 제트 속도, 용융물 온도 등의 값을 변화시켜 가면서 TEXAS-V 코드를 이용하여 증기폭발력을 계산하였다. 표 3.1.5-6에서 제시된 6개의 변수 각각의 보간점에 대해  $3 \times 3 \times 3 \times 3 \times 3 \times 3$ 개의 증기폭발 계산을 수행하였다. TEXAS-V 코드는 시간에 따른 폭발 압력을 그 계산 결과로 주는데, 이를 이용하여 최고 폭발 압력 및 폭발시 임펄스를 계산하여 TABLE.DAT라는 파일에 표 3.1.5-7과 같은 검색표를 구성하였다.

### (2) 검색 프로그램 개발

만약 증기폭발력에 영향을 미치는 중요한 두 인자를 변수  $x$ ,  $y$ 로 선택한다면 각 값의 상하한  $(x_1, x_k)$ ,  $(y_1, y_L)$ 에서 증기폭발 압력 및 충격량을 상세



해석 코드를 이용하여 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} P_{peak} \text{ or } I &= f(x_1, y_1), P_{peak} \text{ or } I = f(x_2, y_1), \dots, P_{peak} \text{ or } I = f(x_K, y_1) \\ P_{peak} \text{ or } I &= f(x_1, y_2), P_{peak} \text{ or } I = f(x_2, y_2), \dots, P_{peak} \text{ or } I = f(x_K, y_2) \\ &\dots \\ P_{peak} \text{ or } I &= f(x_1, y_L), P_{peak} \text{ or } I = f(x_2, y_L), \dots, P_{peak} \text{ or } I = f(x_K, y_L) \end{aligned}$$

여기서,  $x, y$ 는 냉각수 또는 용융물의 열수력적 조건이며 다음 Lagrangian 보간법을 사용하여 주어진 점 외에서의 압력 또는 충격량을 계산할 수 있다.

$$f(x, y) = \sum_{l=0}^L \delta_{L,l}(y) \left\{ \sum_{k=0}^K \delta_{K,k}(x) f(x_k, y_l) \right\}$$

여기서,  $\delta$ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\delta_{K,k}(x) = \prod_{i=0, i \neq k}^K \frac{x - x_i}{x_k - x_i}, \quad \delta_{L,l}(y) = \prod_{i=0, i \neq l}^L \frac{y - y_i}{y_l - y_i}$$

다항식 보간법을 사용하여 좀더 정확한 근사치를 얻기 위해서는 보간점을 추가하거나, Lagrangian 보간법의 단점을 보완할 수 있는 여러 가지 보간법에 대한 선택 사용이 가능할 것이다. 이와 같은 Lagrangian 보간법을 6개의 변수에 대해 적용하여 폭발 압력 및 폭발 임펄스를 검색하는 프로그램을 개발하여 사용하였다[82].

### (3) 검색 프로그램 확인

검색 프로그램이 검색표를 검색하여 적절한 계산을 수행하는 것을 확인하기 위하여 먼저 각 보간점에서 검색 프로그램이 계산하는 값과 검색표 값을 비교하였으며 이 두 값이 정확히 일치함을 확인하였다. 검색 프로그램이 보간점이 아닌 곳에서 적절한 계산을 수행하는지 확인하는 것은 수 계산 결과와 비교하는 것이 타당하다. 먼저 6개 변수 각각 2개의 보간점에 대해 총 64(2X2X2X2X2X2)번의 계산을 수행하여 이의 평균을 구한다. 이 평균값과 6개 변수 각각 2개의 보간점의 중간치를 검색 프로그램의 입력으로 하여 구한 값을 비교한 결과 이 두 값이 일치함을 확인하였다.

## 다. MELCOR 접목 및 영향 평가

### (1) 모듈 접목을 위한 MELCOR 알고리즘 확인

#### (가) 모듈접목 내용

중대사고 진행 도중 원자로용기가 파손되면 노심 용융물이 원자로공동으로 전달된다. 이때 원자로공동에 냉각수가 존재한다면 노심 용융물과 냉각수의 반응으로 증기폭발이 발생할 수 있다. 이 증기폭발력이 커서 원자로공동이 파손된다면 원자로 구조물의 건전성을 크게 저해할 수 있으며 핵분열 생성물의 거동 또한 달라질 것으로 예상된다. 따라서 증기폭발 상세 해석 코드를 활용하여 작성한 검색표를 MELCOR 코드에 접목하여 원자로공동에서의 증기폭발력을 계산하는 능력을 추가하였다.

검색표를 이용하기 위해서 원자로공동 냉각수 깊이, 온도, 압력, 용융물 방출 직경, 용융물 방출 속도, 용융물 온도 등 6가지의 열수력 인자들을 원자로용기의 파손 당시에 추출할 필요가 있다. 또한 검색표를 이용하여 추출된 열수력 인자들에 의한 증기폭발력을 계산하기 위해서는 검색 프로그램 (STX\_IPL.F)이 요구된다. 검색표 및 검색 프로그램에 대해서는 전 절에서 이미 제시하였고, 본 절에서는 열수력 인자들의 추출하여 검색 프로그램에 넘겨주는, 즉 MELCOR코드와 검색 프로그램을 매개하는 프로그램 (STX\_MEL.F)과 이 매개 프로그램과 직접 관련이 있는 MELCOR 부프로그램을 중심으로 기술한다.

#### (나) 냉각수 및 용융물 관련 부프로그램 확인

저압 방출 혹은 고압 방출에서 원자로공동의 냉각수 깊이, 온도, 압력 등의 열수력 인자들은 MELCOR 부프로그램 CAV2CV.F에서 추출할 수 있으며, 저압 방출에서 용융물 방출 직경, 방출 속도, 용융물 온도 등의 열수력 인자들은 MELCOR 부프로그램인 FDISRT.F 와 FDICON.F에서 추출할 수 있다.

개발된 증기폭발 모듈 (STX 모듈)에 관련된 컨트롤 변수로는 FAILOPT9, FAILOPTOLD9, CAVOPT9 등 세 가지가 있는데 이들의 초기화는 FDISRT.F와 FDICON.F를 불러들이는 상위 단계의 프로그램인 FDIRN1.F에서 수행한다.

따라서 STX 모듈과 관련한 프로그램으로는 MELCOR 부프로그램인 FDIRN1.F, FDISRT.F, FDICON.F, CAV2CV.F와 검색 프로그램 STX\_IPL.F, 그리고 매개 프로그램인 STX\_MEL.F의 총 6개이며, 아래에 증기폭발과 관련된 부프로그램에 대하여 간단히 요약하였다. 각 프로그램에 대한 프로그램 리스트는 참고문헌[82]에 정리되어 있다.

- STX\_MEL.F: MELCOR로부터 증기폭발 계산을 위한 열수력 입력 인자를 추출하고 이들 인자를 STX\_IPL.F에 넘겨주는 매개 프로그램
- STX\_IPL.F: 상세해석코드를 활용하여 작성된 증기폭발력 검색표를 검색하여 다항식 보간법을 활용 용융물 및 냉각수의 열수력 인자에 따른 증기폭발력을 계산하는 검색 프로그램
- STX\_HED.F: MELCOR의 데이터를 STX 모듈에 전달하기 위한 COMMON BLOCK 지정 헤더화일
- FDIRN1.F: FCI 반응을 제어하는 팩키지로서 FCI가 이 TIME STEP에서 시작하는지 이미 시작하였는지를 판단하여, 저압 방출, 고압 방출 혹은 증기폭발을 다루는 부프로그램을 불러들이는 역할.
- FDISRT.F: 전달 모듈로부터 용융물에 관하여 묻고 용융물 전달이 저압 방출인지 고압 방출인지 결정
- FDILOW.F: 저압 방출에서 FCI를 제어하는 부프로그램, 저압 FCI의 혼합이나 증기폭발을 위한 시험에서 혼합 계산, 만약 증기폭발이 발생하면 혼합 계산없이 리턴
- FDICON.F: FCI 계산이 이미 시작되었을 때 용융물 전달 모듈, 방출모드에 관계없음
- FDISXI.F, FDISEX.F: 증기폭발 계산을 위한 부프로그램, 현재 제외
- CAV2CV: CAVITY MODEL 팩키지로서, 부피 변화와 질량을 예측함

#### (다) 증기폭발 모듈 접목 절차

먼저, STX 모듈에서 요구되는 COMMON BLOCK을 FILE STX\_HED.FOR에 설정한다. 원자로용기 파손, 출력 화일 OPEN, 원자로공동의 열수력 조건 저장 유무를 나타내는 CONTROL FACTOR, 계산간격, 원자로용기 파손 시각, 현재 시간, 용융물 속도, 용융물 온도, 용융물 부피, 용융물 질량, 용융물 방출직경, 그리고 STX 모듈에서 궁극적으로 추출하고자 하는 값으로서 각각 원자

로공동의 냉각수 깊이, 온도, 압력, 방출되는 용융물의 직경, 속도, 온도가 포함되어 있다.

STX 모듈은 FDIRN1.F, FDISRT.F, FDICON.F를 통하여 방출되는 용융물의 직경, 속도, 온도를 구하고, CAV2CV.F를 통하여 원자로공동 냉각수의 깊이, 온도, 압력 등을 제공한다. 이러한 목적을 달성하기 위하여 본 연구에서는 MELCOR 코드의 위 4 개 부프로그램에서 냉각수 및 용융물의 열수력 조건을 추출하기 위한 부프로그램 STX\_MEL.F와 STX\_MEL.F에 의해 불러워져 추출된 열수력 조건과 증기폭발 상세 해석 코드를 활용하여 작성된 검색표를 보간하여 폭발압력과 충격량을 계산하여 STX\_MEL.F에 되돌려주는 STX\_IPL.F를 작성하였다.

증기폭발 모듈의 접목 절차에 관한 플로우 차트는 그림 3.1.5-3과 같으며, 자세한 내용은 참고문헌[82]에 정리되어 있다.

## (2) 증기폭발 모듈 평가

### (가) 평가용 MELCOR 입력 자료 개발

그림 3.1.5-1과 같이 초기에 용융물이 원자로용기 하반구에 존재하였다가 하반구가 파손되면 용융물이 원자로공동에 투입된다. 이때 기존 MELCOR 코드에서는 증기폭발을 계산하는 능력이 없기 때문에 용융물은 냉각수와 반응하여 Quenching 과정을 겪을 뿐이다. 개선된 MELCOR 코드에서는 원자로용기 하반구가 파손되었을 때 STX 모듈을 불러들여 용융물의 낙하조건 및 원자로공동의 냉각수 조건을 읽어들인다. STX 모듈은 이 냉각수 조건과 검색표 및 다항식 보간법을 사용하여 폭발최고 압력 및 폭발최고 충격량을 계산하게 된다.

원자로공동에서 용융물과 냉각수반응을 모의하기 위하여 올진 원자력 발전소에 대한 MELCOR입력[83]중 격납건물과 원자로용기 부분을 활용하고, 나머지 부분은 생략한 간략한 입력을 마련하였다. 원자로용기의 노심입력 또한 올진 원자력 발전소의 MELCOR입력을 활용하였다.

최초에 원자로용기 하부 반구에 40 ton가량의 연료가 용융 상태로 있으며 원자로공동에는 대략 1 m정도의 냉각수가 대기압 상태에서 311 C를 유지하고 있다. 계산이 시작되면 MELCOR는 그 모델에 따라 원자로용기 바닥을 파손시키고 용융물을 원자로공동으로 전달한다.

#### (나) 평가용 입력자료를 활용한 MELCOR 계산 수행

본 절에서는 윗 절에서 개발한 모듈 평가용 입력자료를 활용하여 MELCOR 계산을 수행한 결과를 제시하였다.

그림 3.1.5-4에서 초기에는 원자로용기 및 원자로공동의 압력이 각각 2 기압과 1 기압을 유지하고 있다가 용융물로 인한 가열로 인해 원자로 용기 압력이 2.5 기압까지 증가한다. 계산 시작후 10초후에는 용융물 방출이 시작되어 원자로용기의 압력은 급격히 감소한다.

그림 3.1.5-5 와 3.1.5-6에서 원자로공동의 냉각수 조건은 용융물 방출로 인해 큰 영향을 받지 않는 것으로 나타나는데 이것은 용융물의 양이 4 ton 정도로 냉각수에 비해 상당히 작은 양이기 때문이다.

그림 3.1.5-7과 3.1.5-8에서 용융물 방출은 계산 시작 후 10초에 시작되며 25초에 이르러서 원자로용기에 있던 모든 용융물이 방출됨에 따라 용융물 방출은 마무리된다. 원자로용기의 파손 부위 면적은 용융물 방출이 시작되면서 사용자 정의 초기값으로 주어졌다가 용융물 방출이 계속되면 그 면적은 넓어진다. 25초에 이르러 용융물 방출이 완료가 되면 더 이상의 파손 부위 면적 증가는 없다.

증기폭발 모듈 삽입 전에는 원자로공동에서 증기폭발력을 계산할 수 없었지만 모델 삽입 후에는 증기폭발 모듈로부터 표 3.1.5-8과 같은 증기폭발 결과를 얻을 수 있다. 표 3.1.5-8에서 STX\_MEL 이라는 부프로그램이 MELCOR로부터 원자로공동 냉각수의 열수력 조건 및 원자로용기로부터 방출되는 용융물의 열수력 조건을 읽어들이음을 알수 있다. 또한 이 STX\_MEL은 냉각수 및 용융물의 열수력 조건을 STX\_IPL 이라는 검색 부프로그램에 넘겨 STX\_IPL이 검색표를 검색하여 폭발 압력 및 폭발 하중을 STX\_MEL에 넘

겨주는 것을 알 수가 있다.

#### 바. 증기폭발 동하중 예측 모델 개발 결론

증기폭발 현상은 매우 복잡하여 수치적으로 적절한 해를 얻는데 있어서 많은 어려움이 있어서 증기폭발을 해석하는 상세 해석 코드를 종합코드와 연결하는 것은 어렵다. 본 과제에서는 증기폭발 상세 해석 코드를 이용하여 예상되는 상하한선에서 증기폭발을 계산하고 이를 도표화하여 종합코드에서 활용하였다.

먼저, 상세 해석 코드로 선정된 TEXAS-V코드의 입력을 검토하였고 이 코드의 특성을 파악하기 위하여 예제 계산을 수행하였다. 예제 계산 결과 TEXAS-V 코드는 1차원 코드이기 때문에 반응 단면적에 대한 정의가 필요하며, 기폭에 대한 정의에 따라 폭발력이 달라지기 때문에 이에 대한 일관성 있는 정의가 요구됨을 파악하였다. 본 연구에서는 용융물 제트 직경과 반응 단면적의 비를 FARO 실험과 동일하게 1:7로 하였으며, 기폭시점은 특정 격자에서 냉각수의 증기 분율이 사용자 정의값을 초과하게 되었을 때 혼합 계산을 완료하였고 그 점을 기폭 격자로 지정한 후 폭발 계산을 수행하였다.

이렇게 TEXAS-V 코드의 고유 특성에 대한 정의를 내린 뒤 냉각수 및 용융물의 열수력 조건을 변화시켜가면서 생산한 계산 Matrix에 따라 증기폭발력을 계산하여 검색표를 개발하였다. 이 검색표를 읽어들이 MELCOR코드에서 제시하는 원자로공동의 냉각수와 원자로용기에서 방출되는 용융물의 열수력 조건에 대해 증기폭발력을 계산할 수 있는 증기폭발 모듈을 개발하여 이를 MELCOR에 접목하였다.

증기폭발 모듈의 접목으로 인한 MELCOR 코드 거동의 영향을 살펴보기 위하여 원자로용기, 원자로공동, 그리고 격납건물만을 지닌 간단한 예제 계산을 통하여 접목된 증기폭발 모듈이 MELCOR에서 계산하는 원자로공동의 냉각수와 원자로용기에서 방출되는 용융물의 열수력 조건을 정확하게 읽어들이 증기폭발을 성공적으로 예측함을 확인하였다.

본 과제에서 개발된 증기폭발 모듈의 적용 한계는 상세 해석 코드로 생산된 검색표에 의해 제한이 된다. TEXAS-V를 포함한 증기폭발 상세 해석 코드들이 그 수렴성에 있어서 떨어지므로 예상되는 증대사고 모든 시나리오에 대해 계산한다는 것은 상당히 어려운 현실이다. 따라서, 가용한 상세 해석 코드를 효과적으로 활용하여 현재 검색표의 상 하한선을 벗어나는 곳에서의 자료를 수집하여 검색표를 확장하는 작업이 요구된다.

표 3.1.5-1. 원자로공동 증기폭발시 예상되는 열수력 조건

Component	Property	Results
Melt	Jet diameter(m)	0.15
	Jet Velocity(m/s)	9.0
	Temperature(K)	2800.
	Melting Temp. (K)	2700.
	Density(kg/m3)	8000.
	Specific heat(J/kgK)	565.
Water	Pressure(MPa)	0.1
	Temperature(K)	363
	Depth(m)	1.1
Test Section	Height(m)	8
	Area(m2)	7.54

표 3.1.5-2. 혼합 완료 조건에 따른 폭발 압력의 변화

혼합완료조건	폭발압력 (MPa)	기폭격자 용융물질량 (kg)	기폭격자 증기 분율
IBOTTOM1	16	226	0.48
IBOTTOM2	32	71	0.08
IBOTTOM3(0.2)	20	155	0.2
IBOTTOM3(0.1)	26	85	0.1
IBOTTOM3(0.07)	34	71	0.07
IBOTTOM3(0.05)	40	42	0.05
IBOTTOM3(0.03)	34	42	0.03
IBOTTOM3(0.01)	40	14	0.01



표 3.1.5-3. 기폭력에 따른 폭발압력의 변화

기폭력(MPa)	폭발압력 (MPa)	기폭격자 용융물질량 (kg)	기폭격자 증기 분율
0.5	40	42	0.05
0.7	40	42	0.05
1.0	40	42	0.05
1.3	40	42	0.05

표 3.1.5-4. 격자 개수에 따른 폭발 압력의 변화

격자 개수	격자 길이(m)	폭발압력 (MPa)	기폭 격자의 용융물질량 (kg)	기폭 격자의 증기 분율
41	0.2	30	85	0.05
65	0.125	36	57	0.05
81	0.1	40	42	0.05
126	0.065	56	42	0.05

표 3.1.5-5. 격자 단면적에 따른 폭발 압력의 변화

격자단면적 (m <sup>2</sup> )	격자직경 (m)	폭발압력 (MPa)	기폭격자 용융물질량 (kg)	기폭격자 증기 분율
1.89	1.55	38	28	0.05
4.26	2.33	52	42	0.05
7.54	3.1	40	42	0.05
11.75	3.87	22	71	0.05

표 3.1.5-6. 검색표 구성에 필요한 변수 선정

변수	보간점
냉각수 깊이	1.0m, 2.5m, 4.0m
냉각수 온도	303K, 333K, 363K
냉각수 압력	0.1MPa, 0.3MPa, 0.5MPa
용융물 제트직경	0.1m, 0.15m, 0.2m
용융물 제트속도	5.0m/s 7.0m/s 9.0m/s
용융물 온도	2600K 2800K 3000K

표 3.1.5-7. TEXAS-V 코드를 이용하여 작성한 검색표 예시

냉각수 깊이 (m)	냉각수 온도 (K)	냉각수 압력 (MPa)	용융물 제트직경 (m)	용융물 제트속도 (m/sec)	용융물 온도 (K)	폭발압력 (MPa)	임펄스 (MPa·sec)
1.0	303	0.1	0.1	5.0	2600	20	0.1
1.0	303	0.1	0.1	5.0	2800	25	0.12
1.0	303	0.1	0.1	5.0	3000	20	0.1

표 3.1.5-8. 증기폭발 모듈 삽입으로 얻은 원자로공동에서의 증기폭발  
계산 과정 및 그 결과

```

STX_MEL: ****
STX_MEL: *** EX-VESSEL FUEL-COOLANT INTERACTION
STX_MEL: ***EJECTION STARTING & ENDING TIME= 0.85695E+01 0.13630E+02
STX_MEL: ****
STX_MEL: WATER DEPTH, TEMP, PRES, JET DIA, VEL, TEMP:
STX_MEL: 1.82 M 311.00 K 0.10 MPA 0.18 M 8.35 M/S 2773.52 K
STX_IPL: TRY TO OPEN TABLE.DAT(31)
STX_IPL: SUCCEED IN OPENING TABLE.DAT(31)
STX_IPL: THE NUMBER OF I, J, K, L, M, N DATA
STX_IPL: 3 3 3 3 3 3
STX_IPL: SUCCEED IN READING DATA POINT
STX_IPL: SUCCEED IN READING DATA POINT
STX_IPL: WATER DEPTH, TEMP, PRES, JET DIA, VEL, TEMP:
STX_IPL: 1.82 M 311.00 K 0.10 MPA 0.18 M 8.35 M/S 2773.52 K
STX_IPL: TRY TO READ RAW DATA AND PROCESSING
STX_IPL: SUCCEED IN READING RAW DATA AND PROCESSING
STX_IPL: CLOSE TABLE.DAT(31)
STX_MEL: CALL STX_IPL
STX_MEL: FROM SUBROUTINE STX_MEL:
STX_MEL: EXPLOS. IMPULSE AND PRESSURE=
STX_MEL 116.34KPA*SEC 106.78MPA
STX_MEL: CLOSE STXMODULE(32)

```

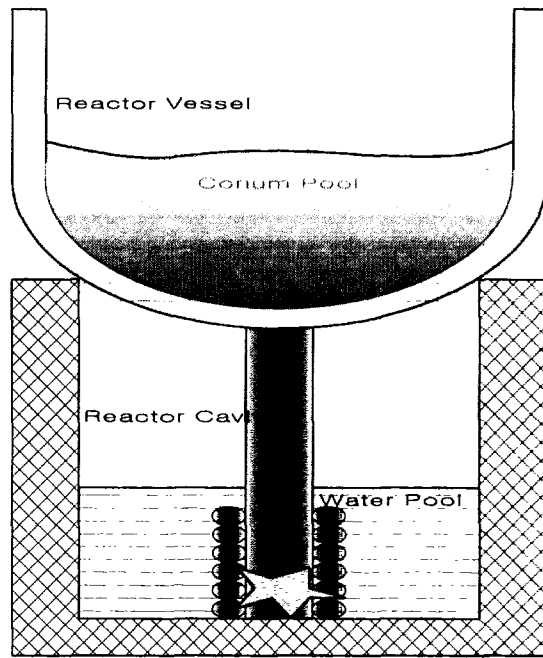


그림 3.1.5-1. 원자로공동에서의 증기폭발 개념도

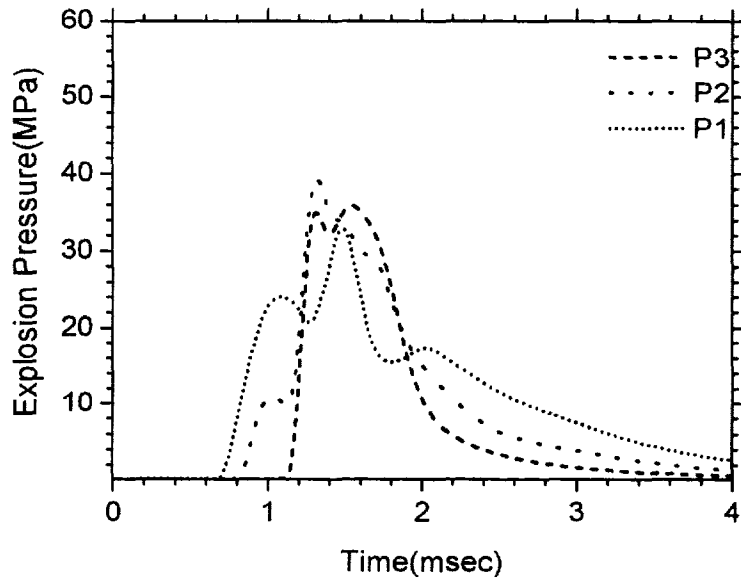


그림 3.1.5-2. 시간에 따른 폭발 압력 변화

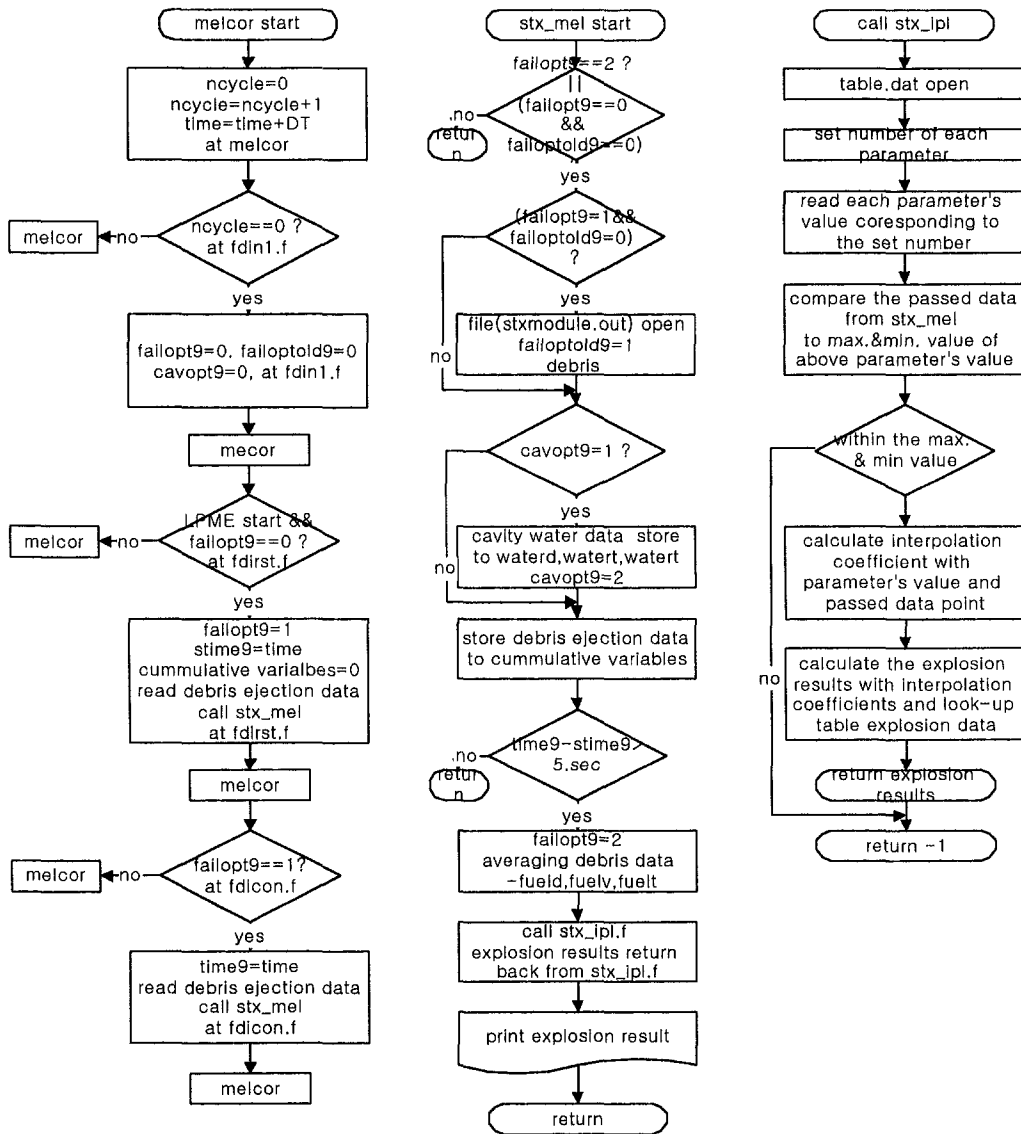


그림 3.1.5-3. MELCOR 증기폭발 모듈 플로우 차트

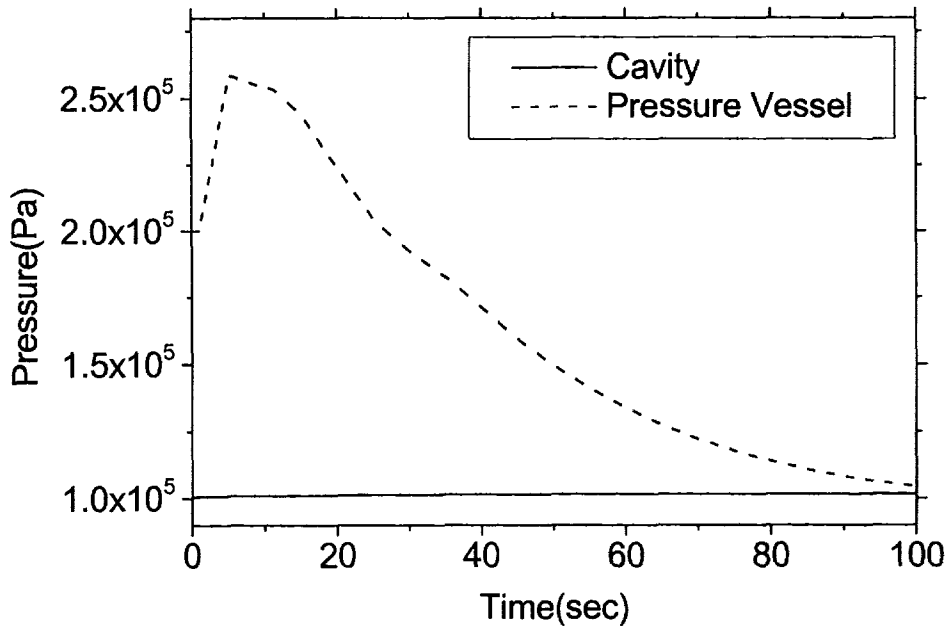


그림 3.1.5-4 . 원자로공동 및 원자로용기의 압력 추이

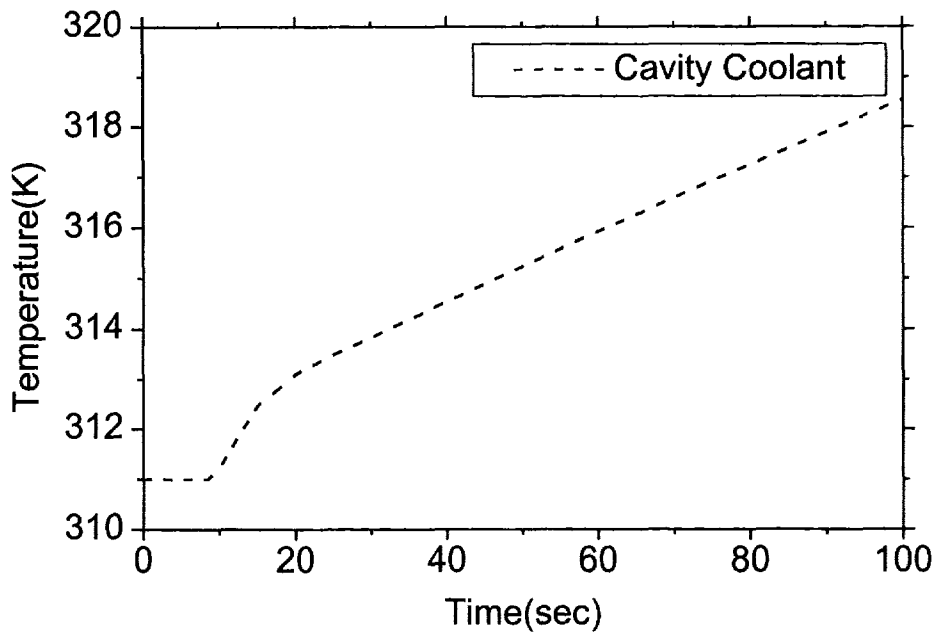


그림 3.1.5-5. 원자로공동 냉각수의 온도 추이

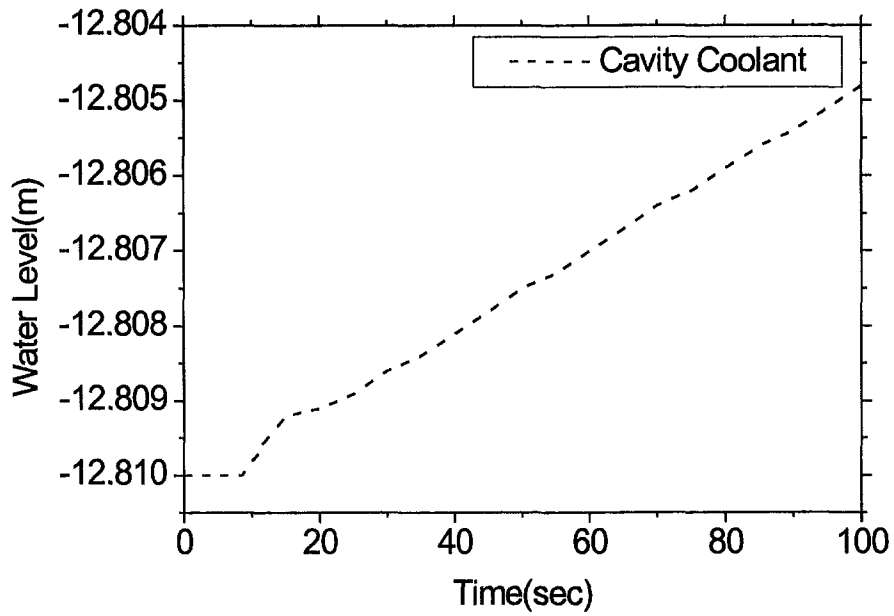


그림 3.1.5-6. 원자로공동 냉각수의 수위 추이

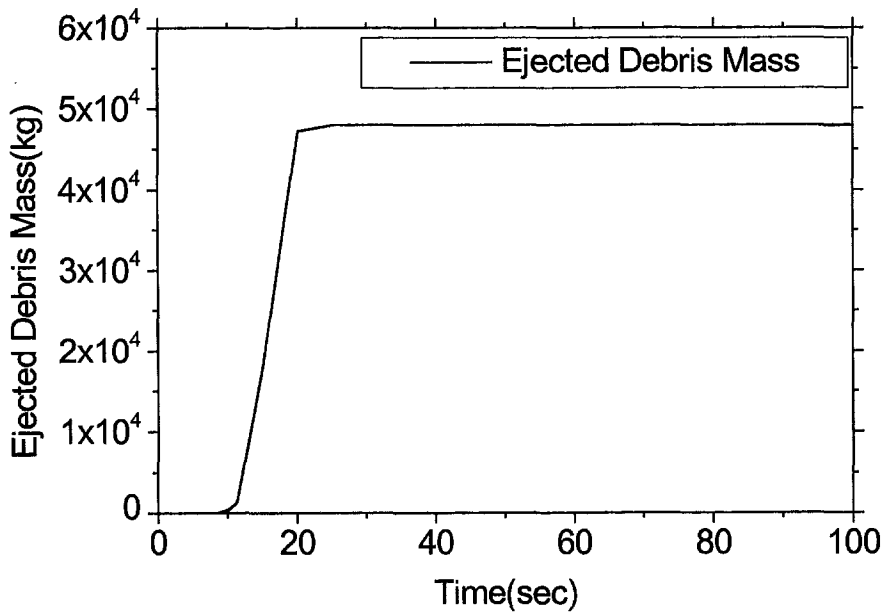


그림 3.1.5-7. 원자로용기로부터 용융물 방출량 추이

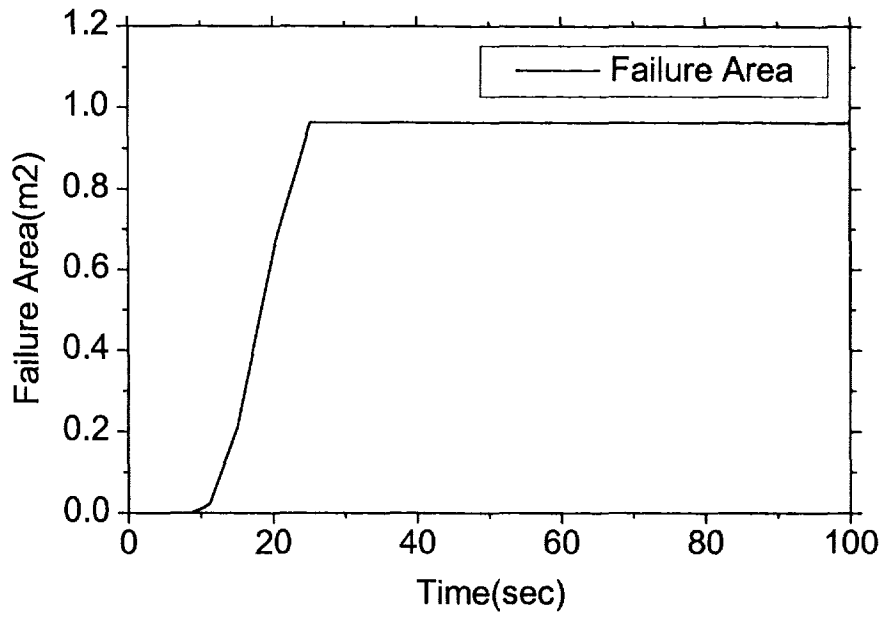


그림 3.1.5-8. 원자로용기 파단 부위 면적 추이



## 제2절 MIDAS/TH 격납건물 현상 모델 개발

### 1. 격납건물 직접가열 (DCH) 모델 개선

#### 가. KAERI 상관식 (Kim's correlation) 개발

지금까지의 중대사고 연구로부터 원자로 파손 시 원자로 공동을 통과하여 격납건물 하부로 직접 나가는 파편물의 양을 정확하게 예측하는 것은 한계가 있다. 따라서, 발전소별 공동의 모형에 따른 특정 상관식을 개발하여 방출되는 파편물의 양을 계산하는 방법이 널리 사용되어 왔다. 그 동안 국내에서는 원자력연구소, 포항공대, 한국과학기술원이 공동으로 우리 나라 주요 발전소의 원자로 공동 모형에 맞게 모의 실험을 수행하여 Kim's 상관식을 개발하였다 [84].

기존의 상관식은 특정 원자로 공동의 구조에 맞도록 개발되어 우리 목적에 맞게 사용하기에는 제한이 있으므로 보다 일반적인 상관식을 개발이 필요하다. 기존의 실험 데이터를 무차원 변수를 적용하여 분석하면 분산 파편 양은 가스 blowdown 비율, 파편포획 비율, 그리고 sweepout 비율에 따라 영향을 받는다. 이러한 관찰로부터, 계통압력 (system Pressure)이 감소하여 원자로 공동에서 용융물 입자가 방출되지 않을 때까지 걸리는 시간을 effective period,  $t_e$ ,로 정의하고, 이를 무차원화 시킨  $t^*$ 를 이용하여 방출 분율 (DF)을 다음과 같이 예측하였다:

$$DF = 40 * \left( 1 + \tanh \left( 3.79 \cdot \log \frac{t^*}{15} \right) \right)$$

$$t^* = \frac{1}{L_p(1-\gamma)} \cdot \frac{1}{\rho_R A_c} \cdot \left( \frac{P_o V_o}{RT_o} \right) \left( 1 + \sqrt{\frac{Eu_c}{Eu_o}} \right) \left\{ 1 - \left( \frac{Eu_c}{Eu_o} \right)^{\frac{1-\gamma}{2(\gamma+1)}} \right\}$$

$$Eu_o = \frac{\rho_R U_{RO}^2}{2P_\infty},$$

$$Eu_c = \frac{\rho_R U_{RC}^2}{2P_\infty}$$

여기서,  $L_p$ 는 원자로 공동에서의 용융물 비행 거리,  $\gamma$ 는 specific ratio ( $C_p/C_v$ ),  $\rho_R$ 은 방출 기체 상사물의 밀도,  $A_c$ 는 공동의 유로 면적,  $P_o$ 는 방출 시점에서의 일차 계통 압력,  $V_o$ 는 일차계통의 기체 부피,  $R$ 은 기체상수,  $T_o$ 는 일차계통의 기체 온도,  $P_\infty$ 는 격납건물 대기 압력, 그리고  $U_R$ 은 원자로 공동에서의 기체 속도로  $U_{R0}$ 는 방출 지점에서의 속도,  $U_{RC}$ 는 공동 출구에서의 속도를 나타낸다. 이 상관식은 다양한 공동의 기하학적 구조에서의 실험 결과를 잘 예측하고 있다.

wood's metal과 같은 고밀도 액체 상사물 (high density liquid simulant) 을 실험에서 사용하는 경우에는 액체 상사물의 밀도를 고려하여 다음과 같이 용융 입자의 속도를 보정하여 상관식을 수정하였다.

$$V_{droplet} = \left( \frac{\rho_{H_2O}}{\rho_{Liquid.Simulant}} \right)^{1/2} V_{gas}$$

#### 나. DCH 모델 적용

격납건물 공동에서 대기로 더 이상의 입자가 빠져나가지 않는 시간인 유효 시간 (effective period)과 용융물 파편이 공동을 벗어나는데 필요한 시간을 결합한 무차원 유효시간 (non-dimensional effective period)인  $t^*$ 를 이용하여 격납건물 공동의 구조에 큰 상관없이 격납건물 대기로의 방출 분율을 예측할 수 있는 Kim's 상관식을 MELCOR에 적용하였다. 그림 3.2.1-1은  $t^*$ 에 따른 용융물 방출 분율 (DF)을 보여주고 있다. 그림에서 보듯이 무차원변수  $t^*$ 가 10에서 25 사이의 값을 가질 경우에는 방출률이 급격하게 증가하지만, 그 이후에는 80% 정도로 수렴함을 알 수 있다.

Kim's correlation을 이용한 방출분율을 MELCOR에 적용하여 DCH 효과를 모의하였다. 그림 3.2.1-2는 Kim's correlation을 올진 3&4 호기에 적용하여 계산한 결과로서 격납건물의 압력 거동을 나타낸다. 분석하고자하는 초기 사건은 TMLB'으로, 발전소 내부/외부의 교류 전원이 상실되고, 보조급수가 중단되어 증기발생기 이차 측의 모든 급수가 중단되며, 터빈우회계통 및 대기 방출 밸브가 작동되지 않아 이들을 통한 이차 측 열 제거가 불가능한 사고를 모의하였다. 이 사고에서 사고발생 후 약 17,600초경에 원자로 파손

과 함께 용융물이 방출되어 원자로 공동 및 annulus의 압력이 급격히 증가함을 알 수 있다.

#### 다. 결론 및 추후 연구 내용

기존 MELCOR에서는 하부 반구 파손 시 격납건물 대기압력 및 온도 계산 시 대기 및 구조물과의 반응 분율로 구분하여 사용자가 제공하지만 실제 반응 분율은 1차 계통의 압력, 하부 반구 파손 크기, 그리고 격납건물 공동의 기하학적 구조에 의하여 지배되는 DCH 현상과 밀접하게 연관되어 있다. 따라서, MIDAS/TH에서는 산학연이 공동 개발한 Kim's 관계식을 사용자의 선택에 따라 사고 조건에 따른 용융물 방출 분율을 예측할 수 있도록 하였다.

격납건물 직접가열 (DCH) 현상은 그 동안의 많은 연구결과로 현상에 대한 상당한 이해와 해석코드의 개발이 이루어졌지만, 상세 현상에 대해서는 아직까지 불확실성이 매우 크다고 알려져 있다. 하지만 안전 규제측면에서 볼 때 DCH 연구의 목표를 실제 원전에서의 DCH 쟁점해결에 맞추고 있으므로, 현상별로 전체적인 위해도 혹은 해석 측면에서의 중요하게 작용하지 않는 상세 현상에 대한 불확실성은 무시할 수 있다고 봄에 따라 상세 현상에 대한 DCH 연구도 마무리되는 추세이다. 그러나 DCH 쟁점의 종결 측면에서는 발전소 유형이 다양하므로 발전소 유형에 따라 DCH 현상이 발전소 위해도에 미치는 영향을 평가하는 노력이 계속되어야 한다.

국내의 경우에도 영광이나 울진 발전소, 차세대에서의 계장 통로는 수직 형태이며, 또한 통로에는 계장관 (instrumentation cable)들을 지지하기 위한 강판들이 많게는 십여 개씩 유로와 직각으로 설치되어 있어, zion 발전소를 대상으로 개발된 Walker 모델을 이용하는 MAAP 전산코드의 DCH1 모듈이나 격납건물 구조의 영향이 내재적으로 고려된 Kim's correlation을 직접 활용하여 방출분율을 정확히 예측할 하기에는 여전히 불확실성 있다고 판단된다. 따라서, 사용자로 하여금 양 관계식의 계수를 활용하여 민감도 분석을 수행할 수 있도록 프로그램을 수정하며, 이러한 서로 다른 방출률에 따른 격납건물 압력을 검토하는 민감도 분석이 계속 필요하다.

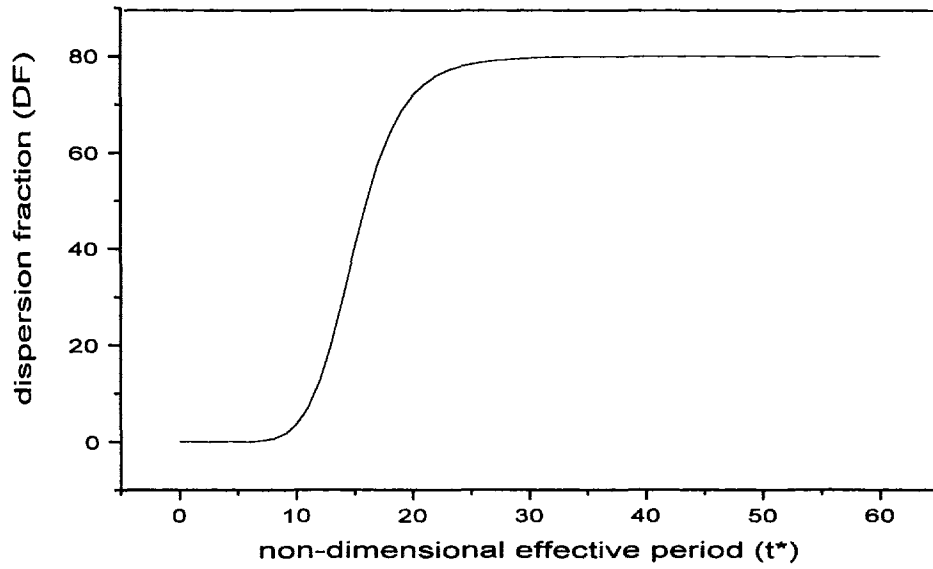


그림 3.2.1-1. 무차원변수인  $t^{**}$ 에 따른 용융물 방출 분율

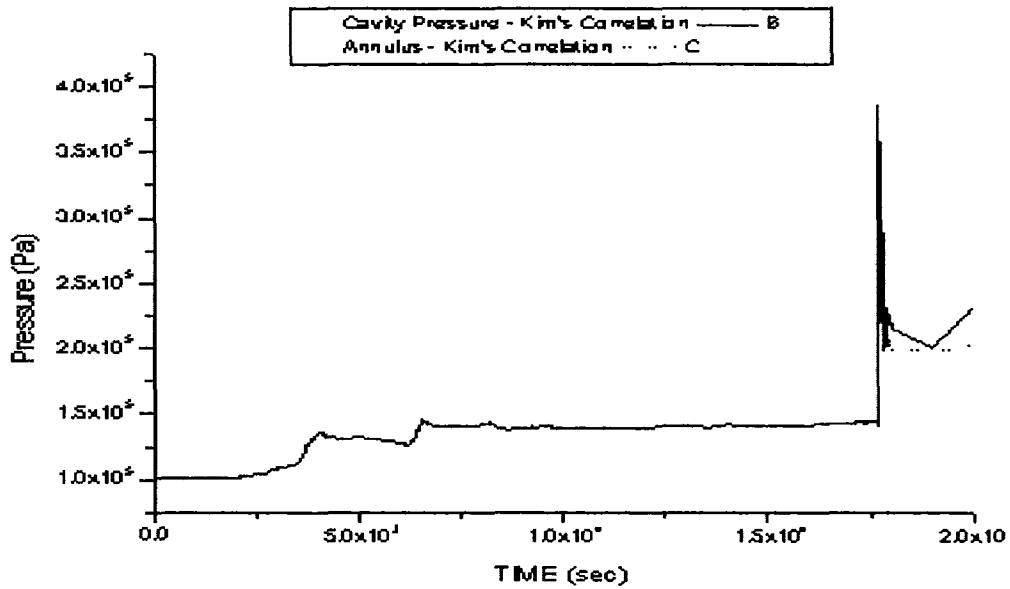


그림 3.2.1-2. Kim's correlation을 적용한 격납건물 압력

## 2. 수소 연소 및 폭발 모델 개발

MELCOR에서의 수소 연소 기준은 사용자 입력 상수 (내장값은, 가연 기체의 몰 비가 0.1 이상, 산소 몰 비가 0.05 이상, 그리고 비가연성 기체의 몰 비가 0.55 이하)를 이용한 간단한 관계식을 기준으로 가연 조건을 판단하며, 연소기체의 온도 변화에는 무관하다. 한편, MAAP에서는 단일 가연성 기체와 단일 비가연성 기체로 구성된 혼합 기체의 경우를 기본으로 하여 다른 기체가 추가되면 LeChatelier의 법칙을 응용하여 가연 곡선을 구성하고, 가연성 기체와 비가연성 기체의 몰 비율에 근거하여 가연 범위를 정의하며 또한, 가스 온도의 상승 효과를 구체적으로 고려하여 가연 조건을 판단한다. MELCOR에서는 초음속연소 (폭발) 모델은 고려되어 있지 않으며, 각 제어 체적 안에서의 기체의 혼합 비율이 사용자 입력으로 주어지는 폭발 조건 (수소 몰 비가 0.14 이상, 산소 몰 비가 0.09이상, 수증기 몰 비가 0.3 이하)을 만족하면 폭발가능성을 제시한다. 따라서, MELCOR 수소 연소 모델에서는 가스온도 보정과 가연성 기체와 비가연성 기체 보정, 수소 연소시 폭발로의 전이 (DDT) 판단 기준, 그리고 수소 폭발로 인한 침투 압력 예측 모델의 필요성이 확인되었다.

### 가. 수소 연소 구간 상세 모델 개발

#### (1) 가스온도 보정

대기압 이상의 초기 압력은 화염한계에 중요한 영향을 미치지 않기 때문에 [47] 가스온도에 관한 보정만 고려하였다. 일반 화염 한계 범위 내에서 2가지 혼합물의 예열은 Lean Flammability Limit (LFL)을 낮추고, Rich Flammability Limit (RFL)을 높인다. (표 3.2.2-1 참조)

상승된 온도에서, Zero inertant intercept는 확장된다. 그러나, RFL 기울기와 LFL 기울기는 일정하게 나타나며, inerting point는 100% inertant point로 이동함을 알 수 있다. 그러므로 가스온도에 대한 효과는 다음과 같은 식에 의해 보정된다.

$$XLu = XLLu + Mlu (T - 298) \quad (3.2.2-1)$$

$$XRu = XRLu + MRu (T - 298) \quad (3.2.2-2)$$

여기서,

XLu : 주어진 온도 (T) 일때 LFL

XRu : 주어진 온도 (T) 일때 RFL

XLLu : 표준온도와 압력에서의 LFL

XRLu : 표준온도와 압력에서의 RFL

MLu : Lean Limit 기울기 (이 값은 온도에 상관없이 일정)

MRu : Rich Limit 기울기 (이 값은 온도에 상관없이 일정) 이다.

Inert point는 100% inert point로 이동하지만 자동점화가 일어나는 최대 inertant 농도보다는 작게 된다. 온도 효과를 고려한 inert point ( $y_i$ )는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$y_i = y_{iSTP} + (y_{stia} - y_{iSTP}) (T - 298) / (T_{auto} - 298) \quad (3.2.2-3)$$

여기서,

$y_{iSTP}$  : 표준온도와 압력일때 증기 inerting 농도

$y_{stia}$  : 자동점화 온도 시 증기 inerting 농도

T : 가스 온도 (K)

$T_{auto}$  : 자동점화 온도 (K) 이다.

## (2) 가연성 기체와 비가연성 기체 혼합 효과 보정

단일 가연성 기체와 단일 비가연성 기체로 구성된 혼합 기체의 경우를 기본으로 하여 비가연성 기체나 가연성 기체가 추가되면 LeChatelier의 법칙에 따라 가연 곡선을 수정하여 가연 범위를 보정한다. 혼합가스의 하향전과 화염한계 그림을 그리는 절차는 다음과 같다.

- a. 표준온도에서의 Inertant가 없는 LFL 절편과 RFL 절편을 다음과 같이 LeChatelier의 법칙에 의해 구한다.

$$L = \left[ \sum_i C_i / L_i \right]^{-1} \quad (3.2.2-4)$$

여기서,  $L_i$  는 개별 연료 LFL, L 은 전체 혼합물 LFL, 그리고  $C_i$  는 전체 연료내 각 연료의 몰 비를 의미한다.

$$R = \sum_i C_i R_i \quad (3.2.2-5)$$

여기서,  $R_i$  는 개별 연료 RFL,  $R$  은 전체 혼합물 RFL, 그리고  $C_i$  는 전체 연료내 각 연료의 몰 비를 의미한다.

b. LFL 기울기와 RFL 기울기를 구한다.

불활성 물질이 하나 이상인 경우, 평균 화염 한계 curve는 점근선의 평균 기울기에 의해 구해진다.

$$M1 = (f1/M11 + f2 /M12)^{-1} \quad (3.2.2-6)$$

$$Mr = f1 Mr1 + f2 Mr2 \quad (3.2.2-7)$$

여기서,

$M1$  : 가연성 기체 수소와 일산화탄소에 대한 Lean limit 평균 기울기

$Mr$  : 가연성 기체 수소와 일산화탄소에 대한 Rich limit 평균 기울기

$f1, f2$  : 상대적인 불활성 fraction ( $f1 + f2 = 1$ )

$M11$  : 가연성 기체 수소에 대한 Lean limit 기울기

$M12$  : 가연성 기체 일산화탄소에 대한 Lean limit 기울기

$Mr1$  : 가연성 기체 수소에 대한 Rich limit 기울기

$Mr2$  : 가연성 기체 일산화탄소에 대한 Rich limit 기울기

$$y1 = M1x + b1 \quad (3.2.2-8)$$

$$yr = Mrx + br \quad (3.2.2-9)$$

여기서,  $x$  는 fuel mole fraction, 그리고  $y$  는 inertant mole fraction 을 나타낸다.

c. Inert point를 결정한다.

$$xi = 1 / (f1 /xi1 + f2 /xi2 ) \quad (3.2.2-10)$$

여기서  $xi1$  : H<sub>2</sub>O inert point in H<sub>2</sub>-Air-H<sub>2</sub>O

$xi2$  : CO<sub>2</sub> inert point in CO-Air-CO<sub>2</sub> (표 3.2.2-2 참조)

### (3) 수소 연소 구간 작성

#### (가) 가스 온도 보정 화염 한계 그림 작성 절차

온도 효과를 고려한 단일 가연성 기체와 단일 비가연성 기체로 구성된 혼합 기체의 경우 화염한계 그림은 다음과 같은 방법으로 그린다. 화염한계 그림 구성을 위해선 LFL 교차점과 RFL 교차점, LFL 기울기, RFL 기울기 그리고 Inert 점이 필요하며, 예로서 온도가 500 K이고 수소와 수증기만 있는 경우의 수소의 하향전파 화염한계 그림을 그리는 절차는 다음과 같다.

- a. 표준온도에 대한 Inertant가 없는 LFL 절편과 RFL 절편을 구한다.  
(표 3.2.2-3)

(예 H<sub>2</sub> Rich Limit : XHRLD = 71.5, H<sub>2</sub> Lean Limit :XHLLD = 8.5)  
온도가 보정된 값은 식 (3.2.2-1), (3.2.2-2)를 이용하여 구한다.

$$\begin{aligned} XHLD &= XHLLD + MHLLD (T - 298) = 8.5 + (-0.0084) (500 - 298) \\ &= 6.803 (\%) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} XHRD &= XHRLD + MHRLD (T - 298) = 71.5 + (0.02667) (500 - 298) \\ &= 76.887 (\%) \end{aligned}$$

여기서

XHLD : 주어진 온도 (T) 때 하향전파 H<sub>2</sub> LFL

XHRD : 주어진 온도 (T) 때 하향전파 H<sub>2</sub> RFL

XHLLD : 표준온도 (298K) 때 하향전파 H<sub>2</sub> LFL

XHRLD : 표준온도 (298K) 때 하향전파 H<sub>2</sub> RFL

MHLLD : 하향전파 H<sub>2</sub> Lean Limit 기울기

MHRLD : 하향전파 H<sub>2</sub> Rich Limit 기울기이다.

- b. LFL 기울기와 RFL 기울기를 구한다.

기울기 값은 온도에 관계없이 일정하므로 298K 때 RFL 기울기 값과 LFL 기울기 값을 이용하였고 [48], 하향 값 자료가 없어 상향 값을 대신 사용하였다. (MHLD = 22.5, MHRD = -0.8452)

inertant 농도값 예로서 H<sub>2</sub>O 값이 10% 일때 LFL 값 LFL1 과 RFL 값 RFL1은 다음과 같이 구해진다:



$$\text{MHLD} = (0 - 10) / (6.803 - \text{LFL1}) = 22.5$$

$$\text{LFL1} = 7.247 (\%)$$

$$\text{MHRD} = (0 - 10) / (76.887 - \text{RFL1}) = -0.8452$$

$$\text{RFL1} = 65.055 (\%)$$

c. Inert point를 결정한다.

온도 효과를 고려한 inert point ( $y_i$ )는 식 (3.2.2-3)을 이용하여 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} y_i &= y_{i\text{STP}} + (y_{\text{stia}} - y_{i\text{STP}}) (T - 298) / (T_{\text{auto}} - 298) \\ &= 52 + (74 - 52) (500 - 298) / (983 - 298) = 58.5 \end{aligned}$$

여기서,

$y_{i\text{STP}}$  : 표준온도와 압력일때 증기 inerting 농도 : 52 (%)

$y_{\text{stia}}$  : 자동점화 온도시 증기 inerting 농도 : 74 (%)

$T_{\text{auto}}$  : 자동점화 온도 : 983 K

#### (나) 가연성 기체와 비가연성 기체 혼합 효과 보정 화염 한계 그림 작성 절차

아래 예는 연료로 수소와 일산화탄소가, 비가연성 기체로 수증기와 이산화탄소가 혼합된 경우에 대해 연료/비가연성 기체의 영향을 보정하여 화염한계 그림 작성법을 설명하였다.

화염한계 그림 구성을 위해선 LFL 절편 (Intercept) 과 RFL 절편 (Intercept), LFL 기울기, RFL 기울기 그리고 Inert 점이 필요하며 예로서 온도가 298K 이고 수소 ( $\text{H}_2$ ) 물 비가 0.1, 일산화탄소( $\text{CO}$ ) 물 비가 0.05, 수증기( $\text{H}_2\text{O}$ ) 물 비가 0.3, 이산화탄소( $\text{CO}_2$ ) 물 비가 0.1 이고 공기 (Air) 물 비가 0.45인 경우의 혼합가스의 하향전파 화염한계 그림을 그리는 절차는 다음과 같다.

a. 표준온도에 대한 Inertant가 없는 LFL 절편과 RFL 절편을 LeChatelier의 법칙에 의해 구한다.

$\text{H}_2$  하향 Rich Limit (0.715),  $\text{H}_2$  하향 Lean Limit (0.085),  $\text{CO}$  하향

Rich Limit (0.68)과 CO 하향 Lean Limit (0.159)을 이용하여

$$L1 = 0.085,$$

$$C1 = 0.1 / (0.1+0.05) = 0.667,$$

$$L2 = 0.159,$$

$$C2 = 0.05 / (0.1+0.05) = 0.333$$

$$R1 = 0.715,$$

$$R2 = 0.68 \text{을 구한다.}$$

식 (3.2.2-4)와 식 (3.2.2-5)를 이용하여 L과 R을 계산하면 다음과 같다:

$$L = [C1/L1 + C2/L2]^{-1} = [0.667/0.085 + 0.333/0.159]^{-1} = 0.1$$

$$R = C1 R1 + C2 R2 = 0.667 \times 0.715 + 0.333 \times 0.68 = 0.703$$

b. LFL 기울기와 RFL 기울기를 구한다.

표 3.2.2-2로부터  $f1 = 0.3 / (0.3+0.1) = 0.75$ ,  $f2 = 0.25$ ,  $M11 = 22.5$ ,  $M12 = 8.0$ ,  $Mr1 = -0.8452$ ,  $Mr2 = -0.811$ 을 구하고, 식 (3.2.2-6)와 식 (3.2.2-7)을 이용하면,

$$M1 = (0.75 / 22.5 + 0.25 / 8)^{-1} = 15.48$$

$$Mr = 0.75 \times (-0.8452) + 0.25 \times (-0.811) = -0.837 \text{을 구할 수 있다.}$$

예로 든 값을 이용하여 식 (3.2.2-8)와 식 (3.2.2-9)에 적용해 보면:

$$b1 = y1 - M1x = 0 - 15.48 \times (0.1) = -1.548$$

$$br = yr - Mrx = 0 - (-0.837) \times (0.703) = 0.588$$

그러므로 식 (3.2.2-8)은  $y1 = 15.48 x + (-1.548)$  이고 식 (3.2.2-9)은  $yr = (-0.837)x + 0.588$  이다.

c. Inert point를 결정한다

식 (3.2.2-10)을 이용하면

$$xi = 1 / (f1 / xi1 + f2 / xi2)$$

$$= 1 / (0.75 / 0.52 + 0.25 / 0.40)$$

$$= 0.484$$

이 방법으로부터 그린 가연 구간이 그림 3.2.2-1에 나타나 있다.

#### 나. 새로운 DDT 평가 방법

보다 정확하게 수소 폭발 가능성을 예측하기 위하여 온도 효과와 수소와 일산화탄소 두 종류의 가연 기체를 고려하였다. 수증기와 이산화탄소의 두 종류의 비가연 기체에 대한 각각의 detonation cell width ( $\lambda$ )를 활용하여 혼합 기체에서의  $\lambda$ 를 계산하였으며,  $7*\lambda$ 와 수소 폭발 제어 체적에서의 특성 길이와 비교하여 폭발 가능성을 제시하도록 하였다. DDT 평가 방법은 혼합물의 특성길이 ( $L_c$ )와 detonation cell width ( $\lambda$ )를 계산한 후,  $L/7\lambda$  값이 1보다 크면 폭발이 일어나고 1보다 작으면 폭발이 일어나지 않는다고 판단한다. 혼합물의 특성길이 ( $L_c$ )는 식 (2.2.2-37)에 의해 계산하며, 온도 효과를 고려한 가스 혼합물의 detonation cell width 계산방법은 2장 2절 2에서 상세히 설명하였다. DDT 발생여부는 다음과 같은 순서에 의해 결정된다.

a. 식 2.2.2-37 - 2.2.2-40을 활용하여 혼합물의 특성길이( $L_c$ )를 계산한다.

b. detonation cell width ( $\lambda$ )를 계산한다.

b-1 연료의 농도를 계산한다. 연소가스를 하나이상 포함하는 혼합물의 점화에 필요한 몰농도는 Lechatelier 식을 통한 하나의 연소 가스의 혼합물에 요구되는 농도와 관련된다. 그 식은 수소 몰 비 ( $X_{H_2}$ )와 일산화탄소 몰 비 ( $X_{CO}$ )로 정의된 등가 가스 몰 비를 제공한다.

$$X_f = X_{H_2} + FX_{CO} \quad (3.2.2-11)$$

여기서 F는 수소와 일산화탄소의 실험 변수로서, 점화기가 없는 경우는 0.6, 점화기가 있는 경우는 0.54를 쓴다.

b-2 기본 경우 (373 K)의  $\lambda_{H_2O}$  값을 계산하는 단계로 표 2.2.2-7을 이용하여 보간법으로 계산한다.

b-3  $\lambda_{H_2O}$ 에 대한 온도 보정단계로, 가연 기체의 온도가 기준 온도보다 높은 경우 온도가  $\lambda$ 에 미치는 영향을 표 3.2.2-4로부터 계산하고, 다음 식에 의해 보정한다:

$$\lambda'_{H_2O} = \lambda_{H_2O} \times (\lambda_T / \lambda_{373})_{H_2O} \quad (3.2.2-12)$$

여기서  $\lambda_T$  는 온도 T에서의  $\lambda_{H_2O}$ 를 나타낸다.

b-4 373K 때 H<sub>2</sub>O 몰농도에 따른 CO<sub>2</sub> 보정 단계로, 이산화탄소로 인한  $\lambda$ 의 증가가 수증기에 의한 효과보다 크기 때문에 동일한 수증기 농도에서의  $\lambda$  증가율을 표 3.2.2-5로부터 예측한다.

$$\lambda'_{CO_2} = \lambda_{H_2O} \times S \quad (3.2.2-13)$$

여기서 S 는 373K 때 몰농도에 따른 ( $\lambda_{CO_2} / \lambda_{H_2O}$ ) 비 (표 3.2.2-5 참조) [85]

b-5 CO<sub>2</sub> 가스온도에 대한 보정 단계로, 수증기 온도에 의한 영향을 평가한 것처럼 (b-3단계 참조) 이산화탄소 기체의 온도가  $\lambda$ 에 미치는 영향을 표 3.2.2-6 [85]로부터 계산하여 다음 식을 보정한다:

$$\lambda''_{CO_2} = \lambda'_{CO_2} (\lambda_T / \lambda_{373})_{CO_2} \quad (3.2.2-14)$$

b-6 전체  $\lambda$  값을 계산하는 단계로, 수증기와 이산화탄소로 구성된 비활성 기체 (inertant) 환경에서 각각의  $\lambda$ 를 합하여 혼합 기체 조건에서의  $\lambda$ 를 다음 식으로 예측한다.

$$\lambda = \lambda'_{H_2O} + \lambda''_{CO_2} \quad (3.2.2-15)$$

c. DDT 판단 변수를 계산한다.

전체 혼합물의  $\lambda$ 와 제어체적의 특성길이( $L_c$ )로부터 수소 폭발 기준인  $R = L_c / 7\lambda$ 을 계산한다.

d. DDT를 판단한다.

c.에서 계산된 R을 근거로,  $R > 1$  이면 Detonable,  $R < 1$  이면 Not detonable로 구분한다.

#### 다. 수소 폭발로 인한 첨두압력 평가 방법

수소 폭발에 의하여 발생할 수 있는 최대 압력은 아음속 연소보다는 초음속 연소에 의하여 발생하며 이 압력에 의한 최대 동 하중 계산과 동적 구조 해석결과를 비교하여 격납건물 건전성을 평가할 수 있다. 수소 폭발시 격납건물 건전성에 위협을 주는 첨두압력을 3차원 해석 코드의 도움 없이 예측할 수 있는 방법을 개발하기 위하여 기존의 수소 폭발 및 이로 인한 하중 계산 관련 자료를 검토하였다. 간단한 사용자 입력으로 결정하는 MELCOR의 가연성 기체 연소 모델을 기체의 온도, 가연 및 비가연성 기체의 구성 비율 등에 의거하여 코드 스스로 연소 여부와 단열 완전연소 (adiabatic isochoric complete combustion) 조건에서의 압력 및 온도를 계산한다. AICC 온도는

초기 조건에서의 가스 에너지와 연소 열의 합이 최종 상태에서의 가스 온도와 동일하다는 에너지 보존식으로부터 예측된다. 먼저 단열 완전연소(AICC) 조건에서 완전연소 압력 (Paicc)을 계산하고, 수소 폭발시 발생하는 최대 압력은 다음의 관계식 [86]을 이용하여 예측한다. AICC 조건시 발생하는 압력과 폭발시 가능한 첨두 압력을 계산하는 프로그램을 MIDAS에 포함시키며 최대압력은 위치에 따라 초기 압력의 78 - 80배까지 나타나는 것을 확인하였다 [87, 88].

$$Paicc = [1 + Q/(Cv * To)] Po \quad (3.2.2-16)$$

$$Pcj = (1.72 \sim 1.88) * Paicc \quad (3.2.2-17)$$

$$Pcj-refl. = (3.8 \sim 4.4) * Paicc \quad (3.2.2-18)$$

$$Ppeak = (12 \sim 12.3) * Paicc \quad (3.2.2-19)$$

여기서 Q : 반응물질의 단위 질량 당 반응열

Cv : 정적비열

To : 초기온도

Po : 초기압력

Paicc : 단열 완전연소 (AICC) 조건에서의 압력

Pcj : CJ(Chapman Jouguet) 압력

Pcj-refl. : 반사 압력 (폭발파가 벽에 의해 반사될 때 발생)

Ppeak : 첨두압력

#### 라. 모델 개선 영향평가

MELCOR 개선사항으로 도출된 가스온도 영향, 가연성 기체와 비가연성 기체의 혼합 영향, 그리고 수소 연소 시 폭발로의 전이 (DDT) 판단에 따른 영향을 평가하였다. 가스온도 보정과 가연성 기체와 비가연성 기체 영향 보정에 관한 프로그램은 참고문헌 [89] 부록 A에, 수소 연소 시 폭발로의 전이 (DDT) 판단 기준 및 수소 폭발로 인한 첨두압력에 관한 프로그램은 참고문헌 [89] 부록 B에 첨부하였다.

##### (1) 가스온도 영향평가

연소 기체의 온도에 따른 효과를 고려하여 온도에 따른 연소한계를 구분하

였다. 온도 효과를 보기 위해 표준 온도인 298K, 500K 그리고 800K의 세 온도에 대해 단일 가연성 기체 ( $H_2$ ) 와 단일 비가연성 기체 ( $H_2O$ )로 구성된 혼합 기체의 경우와 수소 ( $H_2$ ) 몰 비가 0.1, 일산화탄소 ( $CO$ ) 몰 비가 0.05, 수증기 ( $H_2O$ ) 몰 비가 0.3, 이산화탄소 ( $CO_2$ ) 몰 비가 0.1 이고 공기 (Air) 몰 비가 0.45인 경우의 혼합가스 화염한계 그림을 통해 영향 평가를 하였다. 가절의 (3)의 방법대로 그림을 그린 결과가 그림 3.2.2-2, 3.2.2-3에 각각 나타나있다. 그림에서 보듯이 가스 온도가 증가함에 따라 가연 구간 (삼각형 내부공간)이 증가함을 알 수 있다.

### (2) 가연성 기체와 비가연성 기체 영향평가

가연성 기체와 비가연성 기체의 영향을 평가하기 위해 연료로 수소와 일산화탄소를, 비가연성 기체로 수증기와 이산화탄소가 혼합된 경우에 대해 연료/비가연성 기체의 영향을 평가하였다. 예로서 몰비가  $H_2 = 0.1$ ,  $CO = 0.05$ ,  $H_2O = 0.3$ ,  $CO_2 = 0.1$ , Air = 0.45인 혼합 기체를 기본으로, 연료인  $H_2$  값이 0.2, 0.3인 경우,  $CO$  값이 0.15, 0.25인 경우와 비가연성 기체인  $H_2O$  값이 0.4, 0.5인 경우와,  $CO_2$  값이 0.2, 0.3인 경우에 대해 평가하였다. 그림 3.2.2-4에서 보듯이  $H_2$  값이 0.1에서 0.3으로 증가함에 따라 가연 구간이 늘어남을 알 수 있고,  $H_2$  값이 0.1에서 0.2로 증가된 경우가 0.2에서 0.3으로 증가된 경우에 비해 가연 구간이 증가되는 비가 큼을 알 수 있다.  $CO$  값이 0.05, 0.15, 0.25인 경우의 평가결과가 그림 3.2.2-5에 나타나있다. 그림에서 보듯이  $CO$  값이 증가함에 따라 가연 구간이 줄어들음을 알 수 있는데 이는 수소의 LFL 절편이 8.5% 인데 반하여 일산화탄소는 15.9%로, 일산화탄소의 비율이 많아질수록 혼합연료의 LFL 절편이 증가하고, 마찬가지로 RFL 절편은 감소하기 때문이다.  $CO$  값이 0.05에서 0.15로 증가된 경우가  $CO$  값이 0.15에서 0.25로 증가된 경우에 비해 가연 구간이 감소되는 비가 큼을 알 수 있다. 수증기 몰 비와 이산화탄소 몰 비의 변화에 따른 가연 구간이 그림 3.2.2-6와 3.2.2-7에 각각 제시되어 있다. 그러나 가연 구간은 거의 영향이 없음을 보여준다.

### (3) 수소 연소시 폭발로의 전이 (DDT) 판단 기준 영향평가

기존의 간단한 DDT 기준을 detonation cell width ( $\lambda$ )를 계산하는 EPRI 방법으로 대체하여 평가하였고 혼합 기체의 온도가  $\lambda$ 에 미치는 영향을 고려

하였다. 수소와 일산화탄소의 두 가지 가연 기체와 수증기 및 이산화탄소의 두 가지 비가연성 기체에 대해 DDT를 예측할 수 있는 프로그램을 개발하여 활용하였다 [89]. 예로서 수소 몰 비가 각각 15% 와 25% 인 경우 이산화탄소 몰 비 (0%, 10%, 그리고 20%)에 따른  $\lambda$ 의 변화를 평가하였으며 평가 결과가 그림 3.2.2-8 과 3.2.2-9에 나타나있다. 이산화탄소 몰 비가 증가할수록 detonation cell width가 증가하여 수소 폭발 가능성이 감소함을 알 수 있으며, 수소 몰 비가 25%인 경우가 15%인 경우에 비하여 detonation cell width는 상대적으로 작게 예측됨을 보여준다.

#### (4) 수소 폭발로 인한 침투 압력 평가

IRWST에서 수소가 38kg 발생하여 Holdup Volume Tank로 흐름이 있다고 가정하는 경우 수소 농도에 따른 수소 폭발시 단열 완전연소 (AICC) 압력과 반사압력 그리고 침투 압력은 표 3.2.2-7과 같다

#### 마. 결론

중대사고시 발생하는 수소는 가연성 기체로 농도에 따라 단순한 연소에서부터 격납건물 건전성에 위협을 줄 수 있는 폭발까지 가능하다. 이러한 수소 거동을 평가하기 위해 기존의 대표적인 중대사고 해석코드인 MELCOR와 MAAP에서 사용하는 연소 (아음속연소, 초음속연소 및 수소 폭발로의 전이) 모델을 비교하였다. MELCOR 개선사항으로 도출된 가스온도 영향, 가연성 기체와 비가연성 기체의 혼합 영향, 수소 연소시 폭발로의 전이 (DDT) 판단에 따른 영향, 그리고 수소 폭발로 인한 침투 압력을 평가할 수 있는 프로그램을 개발하였다. 연소 기체의 온도에 따른 효과를 평가한 결과 가스 온도가 증가함에 따라 가연 구간이 증가함을 알 수 있다. 가연성 기체와 비가연성 기체의 영향을 평가하기 위해 연료로 수소와 일산화탄소를, 비가연성 기체로 수증기와 이산화탄소가 혼합된 경우에 대해 연료/비가연성 기체의 영향을 평가하였다.  $H_2$  값이 0.1에서 0.3으로 증가함에 따라 가연 구간이 늘어남을 알 수 있었고, CO 값이 증가함에 따라 가연 구간이 줄어들음을 알 수 있었다. 또한 수소 폭발로 인한 침투압력을 예측할 수 있는 기본적 모델을 추가함으로써, 격납건물 건전성 분석에 도움을 줄 것으로 기대한다.

표 3.2.2-1. H<sub>2</sub>의 하향 전파 한계에 대한 온도영향 [47]

온도 (K)	Limit (Volume Percent H <sub>2</sub> )	
	LFL	RFL
298	9.0	71.5
373	8.5	73.5
473	8.0	76.4
573	7.2	79.0
673	6.3	81.6



표 3.2.2-2. 상향 화염 전파용 가연성 한계에 쓰이는 자료 [48]

1.	Zero Inertant Upward Propagation Limit at 298 K, Mole%	
	XHLLU      H <sub>2</sub> Lean Limit	4.5
	XCLLU      CO Lean Limit	12.5
	XHRLU      H <sub>2</sub> Rich Limit	78.
	XCRLU      CO Rich Limit	72.
2.	Slope of Zero Inertant Limits with Temperature:	
	$X(T) = X(298) + M (T-298)$ ,    X = Mole ( %),    T = Temperature (K)	
	MHLLU      H <sub>2</sub> Lean Limit	-6.450E-3
	MCLLU      CO Lean Limit	-1.425E-2
	MHRLU      H <sub>2</sub> Rich Limit	b(Assumed)
	MCRLU      CO Rich Limit	b
3.	Slope of Upward Flammability Limit Asymptote Adding Inertant, D (Inert Moles) / D (Fuel Moles)	
	MHLU      H <sub>2</sub> Lean Limit Adding H <sub>2</sub> O	22.5
	MCLU      CO Lean Limit Adding CO <sub>2</sub>	8.0
	MHRU      H <sub>2</sub> Rich Limit Adding H <sub>2</sub> O	-0.8452
	MCRU      CO Rich Limit Adding CO <sub>2</sub>	-0.811
	MHNLU      H <sub>2</sub> Lean Limit Adding N <sub>2</sub>	1000
	MCNLU      CO Lean Limit Adding N <sub>2</sub>	-1.0
	MHNRU      H <sub>2</sub> Rich Limit Adding N <sub>2</sub>	1000.
	MCNRU      CO Rich Limit Adding N <sub>2</sub>	-1.0
4.	Inert Point Coordinates for Upward Propagation, Mole %	
	XSTIU      H <sub>2</sub> O in H <sub>2</sub> -AIR-H <sub>2</sub> O	52.
	XH <sub>2</sub> 1U      H <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-H <sub>2</sub> O	12.
	XC <sub>2</sub> 1U      CO in CO-AIR-CO <sub>2</sub>	40.
	XCOIU      CO <sub>2</sub> in CO-AIR-CO <sub>2</sub>	20
	XN <sub>2</sub> 1U      N <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-N <sub>2</sub>	70.
	XH <sub>2</sub> NIU      H <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-N <sub>2</sub>	6.
	XNCIU      N <sub>2</sub> in CO-AIR-N <sub>2</sub>	56.5
	XCONIU      CO in CO-AIR-N <sub>2</sub>	14.5

표 3.2.2-3. 하향 화염 전파용 가연성 한계에 쓰이는 자료 [48]

1. Zero Inertant Downward Propagation Limit at 298 K, Mole%

XHLLD	H <sub>2</sub> Lean Limit	8.5
XCLLD	CO Lean Limit	15.9
XHRLD	H <sub>2</sub> Rich Limit	71.5
XCRLD	CO Rich Limit	68.0

2. Slope of Zero Inertant Limits with Temperature:

$$X(T) = X(298) + M (T-298), \quad X = \text{Mole } (\%), \quad T = \text{Temperature (K)}$$

MHLLD	H <sub>2</sub> Lean Limit	-8.4E-3
MCLLD	CO Lean Limit	-1.425E-2
MHRLD	H <sub>2</sub> Rich Limit	2.667E-2
MCRLD	CO Rich Limit	2.0E-2

3. Inert Point Coordinates for Downward Propagation, Mole %

XSTIU	H <sub>2</sub> O in H <sub>2</sub> -AIR-H <sub>2</sub> O	52.
XH1IU	H <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-H <sub>2</sub> O	12.
XC <sub>2</sub> 1U	CO in CO-AIR-CO <sub>2</sub>	40.
XCOIU	CO <sub>2</sub> in CO-AIR-CO <sub>2</sub>	20.
XN <sub>2</sub> 1D	N <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-N <sub>2</sub>	62.
XH <sub>2</sub> NID	H <sub>2</sub> in H <sub>2</sub> -AIR-N <sub>2</sub>	11.
XNCID	N <sub>2</sub> in CO-AIR-N <sub>2</sub>	50.
XCONID	CO in CO-AIR-N <sub>2</sub>	17.

표 3.2.2-4. 수증기 농도에 따른 가스 온도에서의  
detonation cell width (mm)

	Steam Concentration (%)				
	0	10	20	30	40
373K	21	31	150	700	3600
400K	22	30	110	550	3000
600K	40	43	55	100	380
800K	60	60	70	90	140
1000K	80	80	90	110	150

표 3.2.2-5. 373K때 수증기 몰 농도에 따른 이산화탄소 대 수증기의  
detonation cell width 비

H <sub>2</sub> O	0	5	10	15	20	25	30
$\lambda_{CO_2} / \lambda_{H_2O}$	1	27/24= 1.125	42/30= 1.4	80/58 =1.38	280/140 =2	900/300 = 3	2700/670 = 4.03

표 3.2.2-6. 이산화탄소의 농도에 따른 가스 온도에서의  
detonation cell width (mm)

	CO <sub>2</sub> Concentration (%)				
	0	5	10	15	20
373K	20	27	42	90	260
400K	22	30	43	78	210
600K	40	50	70	100	150
800K	60	70	100	140	200
1000K	80	95	130	180	230

표 3.2.2-7. 수소 농도에 따른 수소 폭발시 단일 완전연소 (AICC) 압력과  
반사압력 그리고 침투압력 비교표

수소농도(%)	AICC 압력(MPa)	반사압력(MPa)	침투압력(MPa)
15.26	0.661	2.908	8.130
16.27	0.695	3.06	8.549
17.25	0.729	3.207	8.967
18.21	0.762	3.351	9.373
19.13	0.793	3.488	9.754
20.04	0.824	3.625	10.135

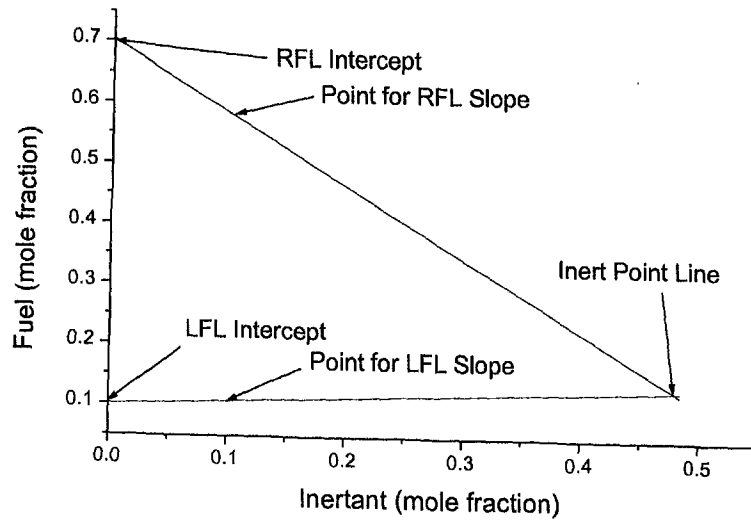


그림 3.2.2-1. 가연성 기체와 비가연성 기체의 혼합 농도에서의 화염한계

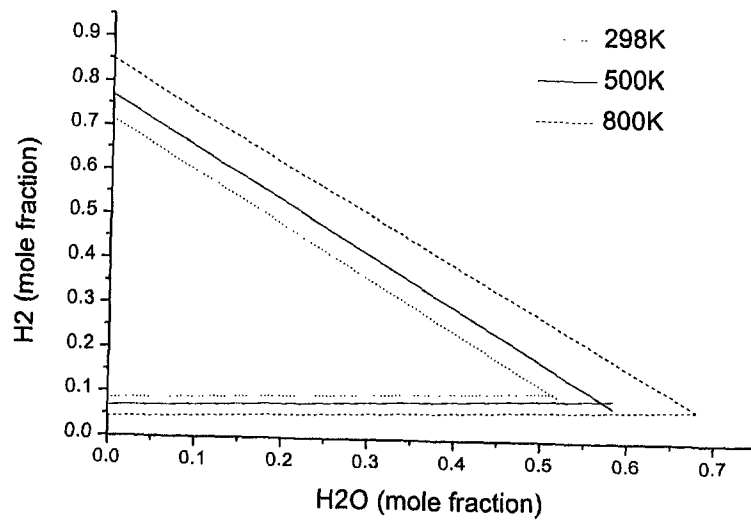


그림 3.2.2-2.  $H_2$  와  $H_2O$ 로 구성된 혼합 기체의 화염 한계에 대한 온도 영향

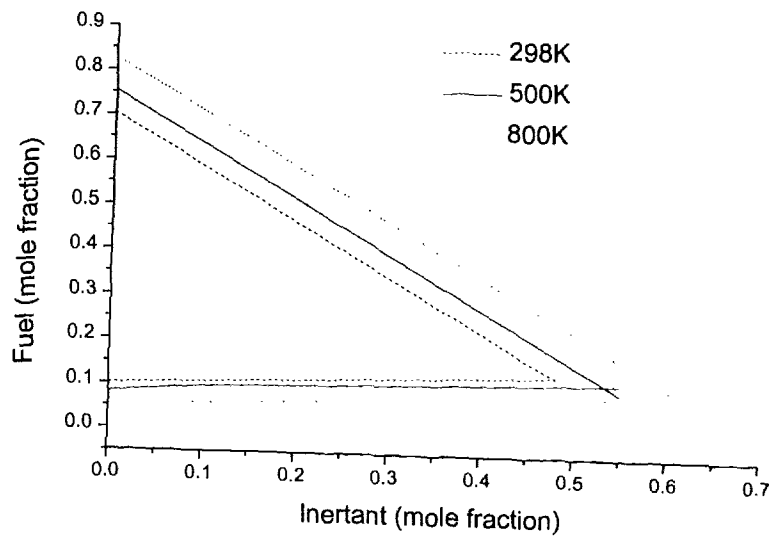


그림 3.2.2-3.  $H_2$ ,  $CO$ ,  $H_2O$ ,  $CO_2$ 로 구성된 혼합 기체의 화염 한계에 대한 온도 영향

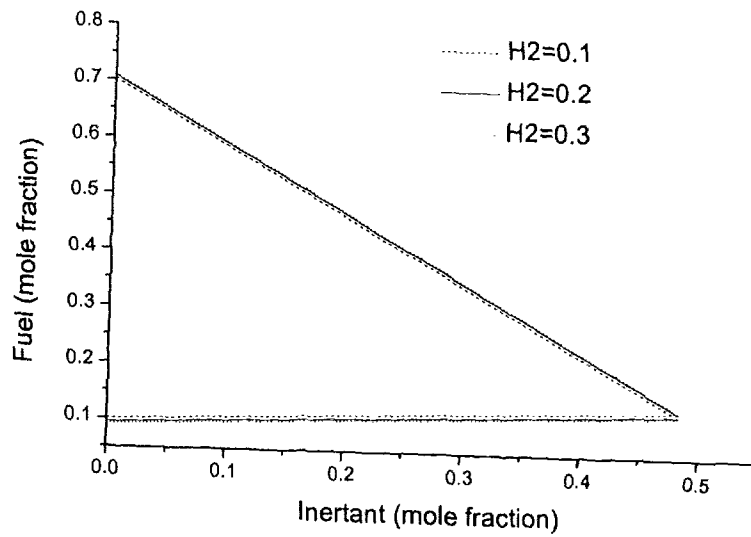


그림 3.2.2-4. 수소 몰 비가 10%, 20%, 30%에서의 가연 구간 변화

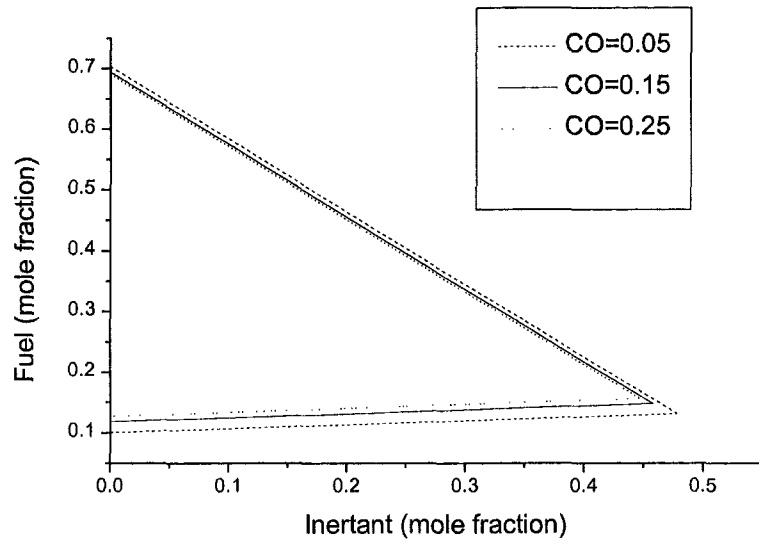


그림 3.2.2-5. 일산화탄소 몰 비가 5%, 15%, 25%에서의 가연 구간 변화

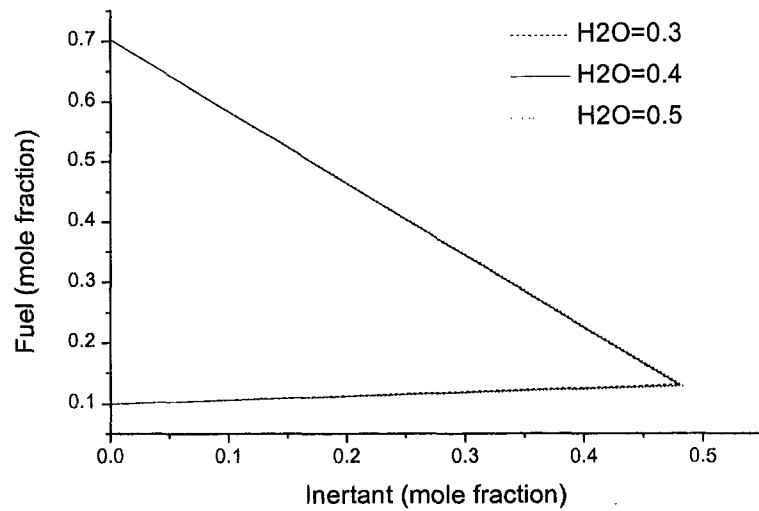


그림 3.2.2-6. 수증기 몰 비가 30%, 40%, 50%에서의 가연 구간 변화

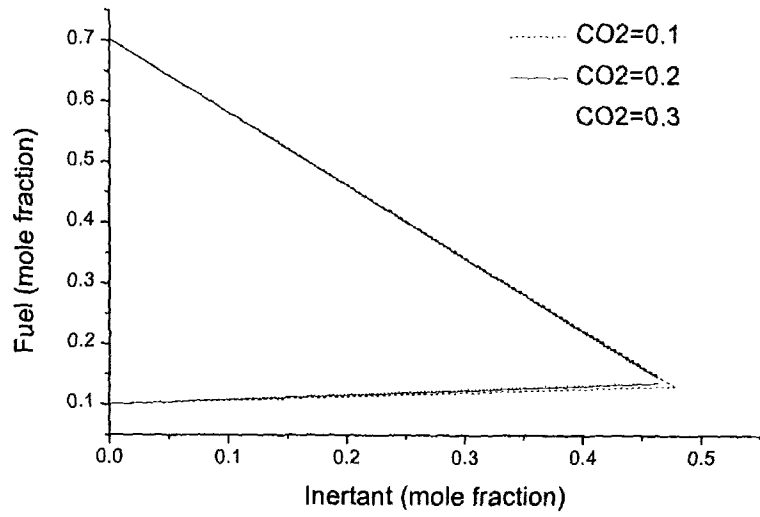


그림 3.2.2-7. 이산화탄소 몰 비가 10%, 20%, 30%에서의 가연 구간 변화



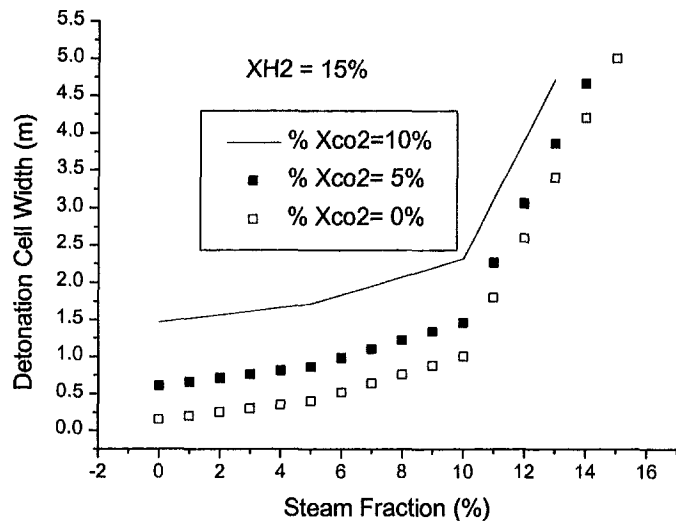


그림 3.2.2-8. 수소 몰 비가 15%에서의 CO2 몰 비에 따른  $\lambda$  변화

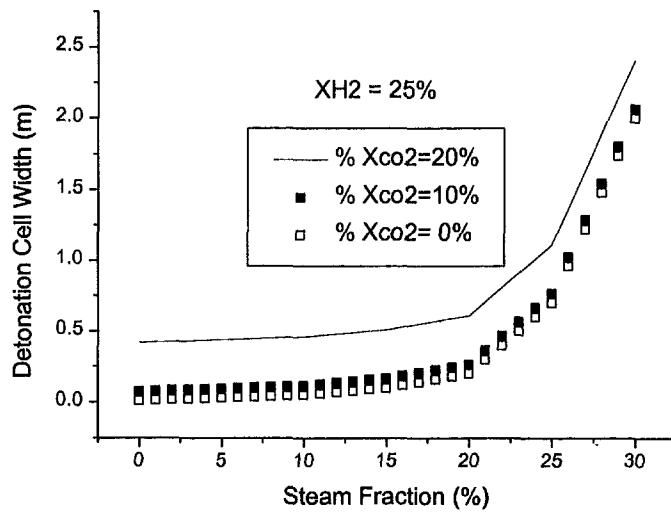


그림 3.2.2-9. 수소 몰 비가 25%에서의 CO2 몰 비에 따른  $\lambda$  변화

### 3. 증기 분사기 (sparger) 모델 평가

차세대원전에서는 설계기준 초과사고 시 방출되는 증기를 격납건물 내 재장전수 탱크 (IRWST) 내부에서 효율적으로 응축시키기 위해 증기분사기 (Sparger)가 안전감압계통 (safety depressurization system) 배관 끝에 설치되어 있다. Sparger를 통해 방출되는 증기 또는 이상류는 IRWST내에 존재하는 과냉각수와의 직접접촉에 의해 효과적으로 응축되어 격납건물이 가압되는 것을 방지한다. 본 연구는 IRWST내에서의 Sparger의 설치에 따른 증기응축현상의 거동을 MELCOR코드를 이용하여 평가하였다.

#### 가. IRWST 내의 물/증기의 응축현상

물/증기의 직접접촉에 의한 응축 현상은 전술한 바와 같이 BWR의 감압수조, PWR의 원자로 배수탱크 (RDT) 또는 재장전수탱크 (IRWST) 등에서 일어난다. 가동중인 BWR에는 대형의 응축수조가 설치되어 있어서 이에 대한 연구가 많이 진행되어 왔으나, PWR의 경우에는 RDT와 같은 소형의 응축탱크만이 설치되어 사용되어 왔다. 최근 ABB-CE사의 system 80+™에는 새로운 설계기준사고인 급수의 완전상실 사고에 대처하기 위하여 안전감압계통 (SDS)과 함께 IRWST를 격납건물 안에 설치하도록 추진하고 있다. 또한 Westinghouse사의 AP600에는 자동감압계통 (ADS)과 함께 IRWST를 설치하도록 하고 있다.

ABB-ATOM에서는 70년대부터 증기분사기의 형태나 위치 또는 응축탱크의 형상에 대한 많은 연구가 진행되어 왔다. 그러나 연구의 초점은 주로 증기의 응축과 이로 인한 진동이 구조물에 주는 영향이었다. IRWST와 같은 대용량 수조로의 방출은 증기의 응축을 위한 수조 내 물의 양이나 증기분사기의 깊이가 충분히 보장될 수 있으므로 수조의 설계에는 응축현상이 큰 의미를 얻을 수 있으나, RDT와 같은 제한된 크기의 응축탱크의 경우에는 운전 중 응축탱크를 가압 시키지 않는 것이 중요하므로 증기분사기의 형상이나 증기의 응축과 이동현상에 대한 분석이 필요하게 된다.

그러나 열전달 또는 유체역학적인 변수에 대한 연구는 주로 소구경 배관으로 증기가 방출되는 소규모로 축소된 실험으로 얻은 결과를 바탕으로 응축현상을 분류하거나 해석하는데 한정되어 왔으며, 따라서 실제 설계에 사용

될 수 있는 정도의 실험이나 분석자료는 아직 미미한 실정이다. 최근 미국, 독일, 스웨덴 등에서는 실제 규모의 실험을 통하여 증기가 방출되는 최후의 구조물인 증기분사기에 가해지는 하중과 증기의 불안정한 응축으로 인한 진동이 수조 벽면에 주는 영향을 분석하였다.

실제로 발생하는 증기분출 과정을 살펴보면, 가압기로부터 증기분사기를 통해 증기가 방출되기 시작하면 먼저 증기분사기안에 있던 물이 밀려나가는 water clearing 단계를 지나 공기가 밀려나오는 air clearing 단계로 진행된다. 밀려나온 공기는 수면으로 떠오르면서 상호간의 작용에 의해 합쳐지기도 하고, 수면을 밀어 올리며 (pool swelling), 이러한 과정이 지나가면 증기가 정상적으로 방출되면서 정상적인 응축이 일어난다. 이후 증기 량의 방출이 줄어들어 임계치에 도달하면 물이 준 주기적으로 증기분사기 안으로 빨려 들어갔다 나오는 반복적인 chugging 현상이 일어난다.

#### 나. MELCOR의 Bubble Physics 모델[1]

##### (1) 모델 적용

제어 체적 사이에 기체의 흐름이 있고, 기체의 유로가 제어 체적의 수면 아래에 위치해 있는 경우, 기체는 제어체적의 수조를 통하여 냉각수와 반응하고, 응축되거나 대기로 방출된다. MELCOR 전산 코드는 이와 같이 수조 안에서의 발생하는 기포와 수조 안에서의 열수력 거동을 모사하기 위해 bubble physics를 사용하며, 사용자는 열 및 응축/증발 현상을 고려한 매개변수 모델을 입력으로 선택하여 이러한 현상을 다룰 수 있다. 만일 이 모델을 선택하지 않으면 코드는 유로의 위치가 수면보다 낮게 입력되어 있어도, 마치 수면 위로 연결된 것처럼 판단하여 제어체적의 상부 기체와 바로 연결하도록 모델 되어 있다. 이 열수력 모델과는 별도로 수조 안에서의 핵분열생성물의 정화 현상 (scrubbing)은 RN 패키지의 SPARC90 모델을 이용하여 고려된다.

##### (2) 관련 입력

bubble physics 모델을 사용하기 위해서는 CVH 패키지와 FL 패키지 입력의

일부를 모델 사용 변수로 지정해야 한다. CVH 입력과 관련해서는 CVHnnn00 카드 (nnn은 제어 체적의 고유 번호) 두 번째 변수인 ICVTHR의 값을 2로 지정하여 non-equilibrium model을 선택함으로써 냉각수 온도와 대기 온도를 별도로 계산하여야 한다. 또한, 냉각수 수조 수면 아래 위치한 유로 mmm의 출구 조건을 지정하는 FLmmm02 카드 (flow path junction switches)의 세 번째 변수 IBUBF (from junction bubble rise model switch)와 네 번째 변수 IBUBT (to junction bubble rise model switch)를 사용하고자 하는 모델의 값으로 지정해야 한다. 기본 값은 0으로, no bubble rise physics를 의미한다. 따라서, 1이나 -1, -2, 그리고 -3의 하나를 선택할 수 있으며, 핵분열 생성물의 거동을 고려하지 않는 경우에는 -1 (SPARC model with no RN scrubbing)을 사용한다.

### (3) Bubble Physics 모델

이 모델은 수조로 주입되는 기체가 다수의 기포를 형성하며, 수조의 물과 열 균형을 이루고, 국부조건에서 포화 상태에 도달하는 과정을 모의한다. 이 기포들은 수조 안에 머물지 않으며, 기포로 인한 수위의 상승도 고려하지 않도록 모델되어 있다. 이 과정 중의 가장 중요한 변수인 질량 및 에너지 교환 효율 ( $\epsilon$ )은 서로 독립적인 두 변수인, 수조 내 기포의 수직 상승 거리와 수조의 아냉각 (subcooling of the pool) 온도에 의해 결정된다.

유로의 위치와 연관된 효율,  $\epsilon_z$ , 는

$$\epsilon_z = \frac{\Delta_z - C4405(1)}{C4405(2) * D_{bubble}}$$

로 정의되며,  $\Delta_z$ 는 기포의 수조 안에서의 상승 거리를, C4405(1)은 기포가 깨지지 않고 상승하는 가상 거리 (minimum rise distance)를 나타내며 기본 값은 0.01m로, 기포가 수조의 수면 밑으로 주입되어 처음 1cm 상승할 때까지는 기포는 수조 안의 물과 반응하지 않도록 가정되어 있다. 분모 항목의 C4405(2)는 rise scale로, 1.0을 기본 값으로 사용하고,  $D_{bubble}$ 은 기포의 직경을 의미하며, 보통 유로 관의 직경을 사용한다. 따라서,  $\epsilon_z$ 의 값의 범위는 기포의 상승 거리가 1 cm 보다 작은 경우의 0.0부터  $D_{bubble} + 1$  cm보다 큰 경우의 1.0으로 제한된다. C4405값들은 민감도 상수 값으로 사용자가 입력으로 변경할 수 있는 값이다.

수조의 온도와 관련된 효율,  $\varepsilon_T$ , 는

$$\varepsilon_T = \frac{\Delta_T - C4405(3)}{C4405(4)}$$

로 정의되며,  $\Delta_T$ 는 유로 출구의 압력에서의 포화 온도 ( $T_{sat}$ )와 수조의 그 위치에서의 물 온도와의 차이 (K)를 나타내며, C4405(3)은 minimum subcooling을 나타내는 민감도 변수로 기본값은 0.1 K이다. 즉, 아냉각 정도가 0.1 K보다 큰 경우에만 온도에 의한 응축 현상을 고려한다. C4405(4)는 Subcooling scale을 나타내는 변수로 기본값은 5 K를 사용한다. 따라서, 기본 값을 사용하는 경우 아냉각 정도가 5.1 K ( $C4405(3) + C4405(4)$ ) 이상이면 최대한 온도 효과가 반영됨을 의미한다.  $\varepsilon_z$ 와 마찬가지로  $\varepsilon_T$ 는 0과 1 사이의 값을 가지며, C4405는 민감도 상수이다.

MELCOR 코드에서 적용하고 있는 전체 효율,  $\varepsilon$ , 는

$$\varepsilon = \varepsilon_z * \varepsilon_T$$

로 두 효율의 곱으로 정의하여 사용한다.

#### (4) 응축성 기체와 비응축성 기체에서의 적용

기포 안에 수증기 (water vapor)와 물 입자 (suspended water droplet, fog)가 포함되어 있는 경우 수증기의  $\varepsilon$ 에 해당하는 분율만큼 수조 안에서 반응하여 응축된다고 가정하며, 같은 비율만큼 물 입자의 응축을 고려한다. 즉, 응축된 부분은 수조 안의 냉각수에 더해지며, 남는 부분은 수조 위의 대기로 이송되며, 이 경우 이송 물질의 온도 변화는 없다고 가정한다. 따라서, 기포의 상승 길이와 아냉각 정도가 적당하면 수조로 주입된 모든 응축성 기체는 수조에서 모두 응축된다.

비응축성 기체가 있으면, 기포 상승 길이와 아냉각 정도가 충분하다 할지라도 기포 안의 비응축성 기체는 전부 수조의 상부 대기로 이송되며, 이 때 상부로 이송되는 기체의 온도는 수조 냉각수의 온도를 갖는다. 기포 안에 증기가 존재하면, 기포 안의 상대 습도는 C4405(5)로 가정하며, 기본값은 0.99이다.

## (5) 수조의 Nodalization 효과

MELCOR에서 사용하고 있는 기포 응축 모델은 기포의 상승 높이와 기포가 주입되는 수조 냉각수의 아냉각 정도의 상관식으로 구성되어 있고, 관계식에서 사용하고 있는 기본 상수 값으로 기포 탈출 최소 상승 길이는 1cm, 아냉각 정도는 5 K를 사용하고 있다. 따라서, 유로의 수면 아래 위치가 유로의 직경에 1 cm를 더한 깊이에 있고, 수조 냉각수의 온도가 포화온도보다 5.1 K보다 낮은 경우 (현재의 AP1400 설계는 이 조건을 만족함)에는 모든 응축성 기체는 수조 안에서 응축되며, 비응축성 기체는 수조 위의 대기로 이송됨을 예측할 수 있다. 다만, 응축 효율 중 온도에 영향을 받는  $\epsilon_T$ 는 수조의 냉각수 온도가 상승하면 시간에 따라 감소할 수 있으며 (응축률을 낮출 수 있음), 그 감소 정도는 수조로 전달되는 유량에 따라 결정된다. 이 때 고려해야하는 변수는 수조로 주입되는 유량과 반응하는 수조의 냉각수의 량이며, 이는 수조의 nodalization과 연관되어 있다. 즉, 수조 전체가 하나의 제어 체적으로 구성되어 있는 경우, 수조에서의 냉각수 온도는 전체 냉각수 저장량과 반응하여 단일 온도를 계산하므로, 웬만한 주입 유량으로는 냉각수조의 온도를 상승시킬 수 없으며, 따라서  $\epsilon_T$ 도 변하지 않는다.

### 다. MELCOR를 이용한 Sparger 열전달모델 평가

현재의 MELCOR모델은 sparger형상에 따른 특성에 관한 모델은 고려되어있지 않으나 단순히 junction이 수면 아래로 연결되었을 경우에 대하여 junction으로부터 수면까지의 거리와 냉각수 온도에 따라 응축 효율을 정하는 모델을 사용하고 있다. 따라서, sparger를 통해 수증기가 방출되는 경우 보다 열전달이 잘 될 것으로 추측하며, 이에 대한 실험 결과를 입수하여 MELCOR 결과와 비교하여 실험 결과를 잘 모의할 수 있는지를 판단하고자한다.

## (1) RDT Sparger의 실험모의/ 해석

### (가) 원자로배수탱크 (RDT) 실험

MELCOR를 이용한 Sparger의 성능평가대상으로 채택한 (RDT) 실험은 KAERI에서 수행하여 온 주요 AP1400의 실증실험 중의 하나이다. 채택한 실험은

‘증기분사기 형상에 따른 응축효과 실험’으로서, 증기분사기의 형상에 따라 달라지는 증기분출에 따른 수조 내부의 온도 및 압력변화를 측정하고, 분사기의 형상에 따른 결과를 서로 비교함으로써, 증기분사기 형태가 응축현상에 미치는 영향을 고찰하고 이로부터 증기분사기 및 RDT의 설계자료를 도출하고자 목적으로 수행한 실험이다 [90]. 증기분사기의 형상 (3종류)에 따라 달라지는 증기분출 양식에 따른 수조 내부의 온도변화와 수조벽면에서의 압력을 측정하며, 증기분사기의 형상에 따른 결과를 서로 비교함으로써 증기분사기 형태가 응축현상에 미치는 영향을 고찰하였다.

원자로 배수탱크의 실험장치는 그림 3.2.3-1에 나타나있고 모의조건은 다음과 같다.

- RDT tank : 길이 1.5 m, 직경 1 m
- 수조수위 : Tank 바닥에서 86 cm위에 위치
- Sparger 위치 : TANK 중앙 (바닥에서 50 cm 위에 위치)
- 증기발생기압력 : 최대 10기압
- Sparger 배출 면적 (opening area) :  $4.2411e-4 \text{ m}^2$
- sparger 1개의 hole의 직경 : 3mm
- sparger hole의 개수 : 60
- 증기배관면적 (Pipe Area) :  $4.9087e-4 \text{ m}^2$
- 증기의 평균 유량 : 280 ~ 300kg/hr

RDT 안에서의 온도 및 압력거동실험결과는 그림 3.2.3-2에 정리되어있다. 게이지 압력은 진동이 많긴 하지만 0부터 시작하여 약 275kPa(g)까지 포물선 모양으로 증가하며, 온도는 Thermocouple 2개의 측정장치가 0 °부터 100 °C까지 거의 선형으로 증가함을 보여준다. RDT로 주입되는 수증기량은 약간의 유동이 있지만 310-335kg/hr로 거의 일정하게 나타나 있다.

#### (나) 실험결과해석

MELCOR 전산코드를 이용하여 수증기 응축으로 인한 응축효과 및 원자로 배수탱크 (RDT) 내 온도 및 압력을 모의하였고, 실험자료와의 비교결과를 기술하였다. 실험모의를 위해서 증기발생기와 RDT를 각각 CV500과 CV812의 제

어체적으로 모의하였고, 증기제어를 위한 증기유로와 밸브를 모사하였다. 우선적으로 맞추어야 할 중요한 압력변수는 RDT로 유입되는 증기 유량이다. 그림 3.2.3-2에서처럼 일정 증기량을 주입하기 위하여 증기발생기와 RDT 사이에 제어밸브 (FL522V)를 정의하고, 개도 비율 (opening fraction)을 유량에 따라 조정함으로 증기량을 일정하도록 하였다.

증기발생기에서는 증기생산을 위해 전열기를 모사하였으며 또한 이때 방출된 증기발생으로 감소되는 수량은 보충하지 않는 것으로 실험 조건을 조정하였다. 그림 3.2.3-3은 코드로 모사한 증기 주입량을 보여주며, 약 0.095kg/sec (340 kg/hr)으로 일정함을 알 수 있다.

원자로배수탱크의 압력과 수조온도 거동변화가 그림 3.2.3-4와 3.2.3-5에 각각 나타나있다. 증기발생기에서 생성된 증기가 원자로 배수탱크로 유입되는 1800초 동안에 응축효과가 뛰어나 압력은 약 225kPa(g), 온도는 97 °C 까지 증가하였고, 실험 자료인 그림 3.2.3-2와 압력 및 온도 모두 유사하여, RDT 수조 안에서의 열전달효과는 기존의 MELCOR코드가 잘 예측함을 알 수 있다.

## (2) 차세대원자로 Sparger 해석

KNGR에서 채택하고 있는 IRWST는 안전주입계통의 작동에 충분한 냉각수를 포함하고 있을 뿐만 아니라 격납건물 내에서 응축된 물도 IRWST로 연결되어 있어 재순환 계통이 필요하지 않으며, 압력용기의 외벽냉각에 필요한 냉각수의 공급원으로 사용된다. 또한 고압사고시에 가압기를 통해 방출되는 증기를 응축시킴으로써 격납건물의 압력상승을 줄일 수 있다.

고압사고시 가압기를 통해 방출되는 수증기에는 노심에서 지르칼로이의 산화에 의해 생성된 다량의 수소가스가 함유되어 있으며, 이 수증기가 Sparger를 통해 IRWST에서 응축되면 IRWST상부의 좁은 공간에 수소가 쌓이게 되어 농도가 매우 높아질 수 있으며, 높은 농도의 수소는 폭발을 야기하여 격납건물에 치명적인 손상을 입힐 수 있다.

본 연구에서는 MELCOR의 bubble physics모델을 이용하여 IRWST 내의 열수력



거동과 수소농도의 변화를 파악하기 위한 해석결과를 보여주고 있다. 따라서 IRWST 안의 sparger를 통해 주입되는 수소를 포함하는 수증기의 응축 여부는 IRWST 상부대기 및 격납건물에서의 수소폭발 가능성에 대한 판단기준을 제공한다.

#### (가) 기본입력 및 사고경위

IRWST에서의 수소거동을 해석하기 위하여 전원상실사고 후 전원회복이 이루어지지 않고, POSRV를 통한 감압도 없으며, 다만 터빈구동 보조급수 펌프에 의한 AFW가 8시간동안 작동하는 사고경위를 선정하였다. IRWST 안에서의 수증기응축 및 비응축성기체인 수소의 격납건물의 이송을 모의하기 위하여 IRWST를 그림 3.2.3-6에서처럼 환형 별로 8개, 높이별로 3개씩 모두 24개의 노드로 구분하였다. IRWST를 단순히 하나의 큰 노드로 구분하는 대신 이렇게 자세하게 구분한 것은 sparger 부근에서의 갑작스러운 증기공급원으로 인한 가열로 수증기의 일부가 응축되지 않고 IRWST상부의 대기로 전달되어 상부에서의 수소농도에 영향을 줄 수 있는지를 분석하기 위함이다.

#### (나) 사고해석

SBO 사고에서의 주요사건 진행을 표 3.2.3-1에 요약하였다. KNGR에서의 정상상태를 100 초간 확인한 후 전원이 상실되어, 원자로의 Trip, RCP의 정지 등 초기의 사고진행 후 증기발생기 2차 측의 냉각수는 41,960 초에 고갈되고, 노심의 핵연료 노출이 42,390 초에 시작된다. IRWST의 열수력과 수소거동의 분석을 위해 계산은 압력용기의 하부헤드가 파손되기 직전인 70,000 초까지 수행하였다. 약 58,000초 부근에서 Loop seal water가 노심으로 유입, 증발되면서 압력과 방출률이 크게 증가하며, 73,200 초 부근에 압력용기 하부의 파손이 일어난다.

격납건물의 압력 및 IRWST의 위치에 따른 압력이 그림 3.2.3-7에 나타나있다. IRWST 내 (CV923, CV953, CV993)의 압력 분포는 노드 위치에 관계없이 동일하며, 격납건물 (Upper plenum, Annulus)의 압력은 5kPa (damper의 작동 설정압력) 정도 낮지만 동일한 양상을 보이고 있다. POSRV를 통해 1차 계통으로부터 뜨거운 기체가 IRWST로 유입되면 수소 및 수증기 일부가 격납

건물로 방출되고, 특히 수증기의 유입이 급격한 순간에는 많은 양의 수증기가 격납건물로 방출된다. 그러나 상부로 이동한 수증기량은 매우 적어 상대적으로 적어 IRWST 및 격납건물의 열수력거동에 크게 영향을 미치지 못한 것으로 판단된다.

#### (다) IRWST내의 냉각수 온도 거동

그림 3.2.3-8에서는 IRWST 중간부분의 냉각수의 온도를 보여주고 있다. 가압기를 통해 기체가 Sparger로 유입되는 초반 (43,200 - 50,000 초)에는 Sparger가 있는 제어체적 (922, 982)의 냉각수 온도가 sparger가 없는 다른 곳 (952, 962)보다 높게 나타나지만, 시간이 경과하면서 전반적으로 모두 동일한 온도를 보이고 있다. IRWST 내 냉각수 온도는 sparger의 유무와 거리에 따라 큰 차이를 보일 것으로 예상하였으나 전체적으로 혼합이 잘 이루어져 전반적으로 위치에 따른 온도 차이가 거의 없었다.

#### (라) IRWST내의 수소농도

POSRV를 통해 IRWST로 유입된 수증기와 수소의 질량 및 수소 농도를 그림 3.2.3-9, 3.2.3-10, 그리고 3.2.3-11에 각각 정리하였다. sparger를 통해 주입되는 수증기는 대부분이 IRWST의 냉각수에 응축되는데, 46,000 초에서 51,000초 사이와 58,000 초에서 일부가 IRWST 상부로 이송됨을 알 수 있다. 이는 IRWST의 노드를 24개로 작게 나눔으로 인해 sparger가 위치한 노드에서의 국부 냉각수가 포화온도에 도달하기 때문으로 분석된다 (그림 3.2.3-8 참조). 비응축성 기체인 수소는 1차 계통에서의 주입 조건에 따라 IRWST 상부로 전부 이송되며, 상부에서의 수소 농도는 70%에서 30% 까지 분포됨을 알 수 있다. 시간에 따라 감소되는 이유는 IRWST의 압력 상승으로 damper가 손상되어 격납건물 대기로 수소가 이송되기 때문이다. 수증기가 IRWST 상부로 이송되는 58,000 초 부근에는 수소 농도가 감소하긴 하지만 여전히 수소 폭발 가능 조건을 만족함을 알 수 있다.

#### 라. 결론

MELCOR에서 수증기 응축 모델로 사용하고 있는 bubble physics 모델을 검토

하고, APR1400의 IRWST에 설치되어 있는 증기분사기에 적용하였다. 먼저 적용성 여부를 판단하기 위하여, 소형의 원자로배수탱크 (RDT)에서의 증기 분사에 따른 응축효과를 MELCOR 코드를 이용하여 분석하였다. 해석결과에서 알 수 있듯이 RDT 수조온도와 압력이 실험결과와 유사하여, MELCOR의 응축 모델이 효과적으로 수증기의 거동을 잘 모의하고 있는 것으로 판단된다.

APR-1400원전의 경우, 노심에서 생성된 수소와 수증기가 가압기를 통해 IRWST로 유입되는데 이 기간동안 IRWST에서의 수증기 응축효과가 매우 양호하여 대부분 응축되는 반면 비응축성 기체인 수소는 IRWST 상부로 이송되어 수소농도는 최대 70% (mole 분율) 까지 도달하는 것을 볼 수 있었다. IRWST 내 냉각수 온도 분포는 sparger의 유무와 거리에 따라 큰 차이를 보일 것으로 예상하여 노드를 24개로 나누고 국부 냉각수의 가열 현상으로 인한 수증기의 대기로의 이송을 기대하였으나, 냉각수 제어체적간의 유동이 매우 활발하여 전체적으로 혼합이 잘 이루어져 전반적으로 위치에 따른 온도 차이가 거의 없었다.

현재의 MELCOR의 bubble rise 모델은 유로가 수조의 수면 아래에 위치하여 있는 경우, 유로를 통해 배출되는 수증기와 수조의 냉각수와 반응하는 경우를 기본으로 하여 단순한 에너지 교환을 모의하고 있다. 비록 수조 높이와 냉각수 아냉각 정도에 따라 응축 효과를 고려하고 있지만, 냉각수가 아냉각을 유지하는 동안에는 대부분 응축됨을 예측하고 있다. 따라서, sparger를 통한 가급적 수증기와 냉각수와의 완전 혼합을 유도하는 경우, 기존의 MELCOR 코드의 단순한 모델이 응축 효과를 효과적으로 모사하고 있다. 다만, 대형 수조에서의 국부적인 응축 조건에서도 코드가 예측하고 있듯이 온도 분포가 차이가 없는지는 sparger를 이용한 대형 실험 결과나 상세 해석 코드를 통한 세밀한 검토가 필요하다.

표 3.2.3-1. 주요사건 발생 추이

Key Event	Time(sec)
MFWS Trip	100.
Reactor Trip	100.
RCP Trip	105.
AFW Start	130.
AFW stop	28,800.
SG 2차측 고갈	41,960.
핵연료 노출 시작	42,390.
POSRV Open 시작	43,180.
노심 고갈	49,730.
Gap Release (ring 1)	50,080.
" (ring 3)	50,410.
핵연료 재배치 시작	50,770.
압력용기 하부헤드 파손	73,200
SIT 주입 시작	73,240
SIT 주입 종료	73,590.

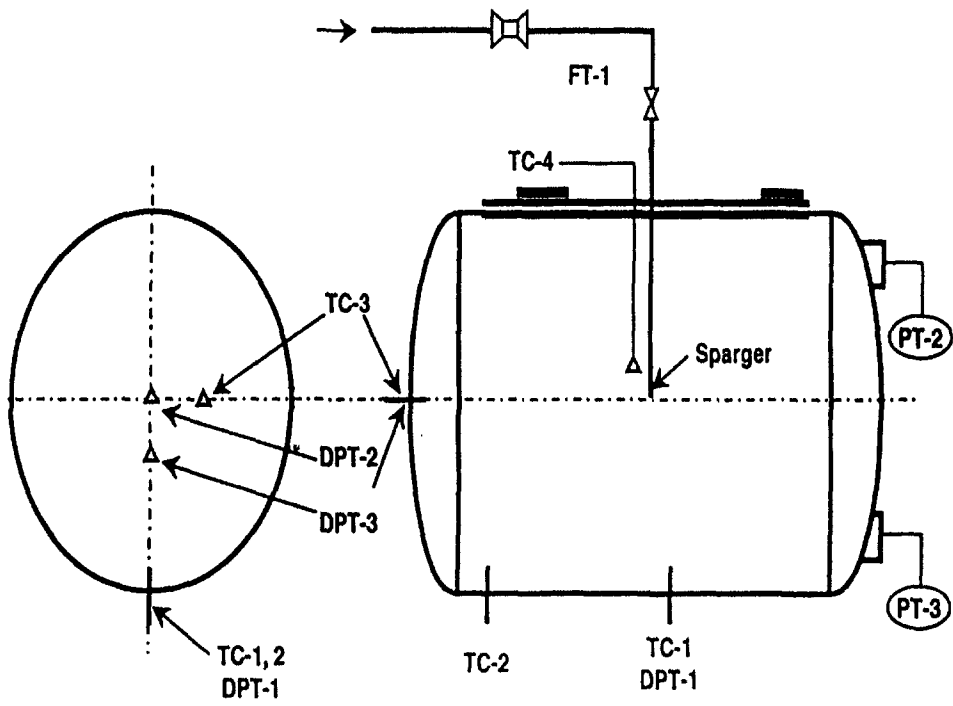


그림 3.2.3-1. RDT실험장치의 측면도

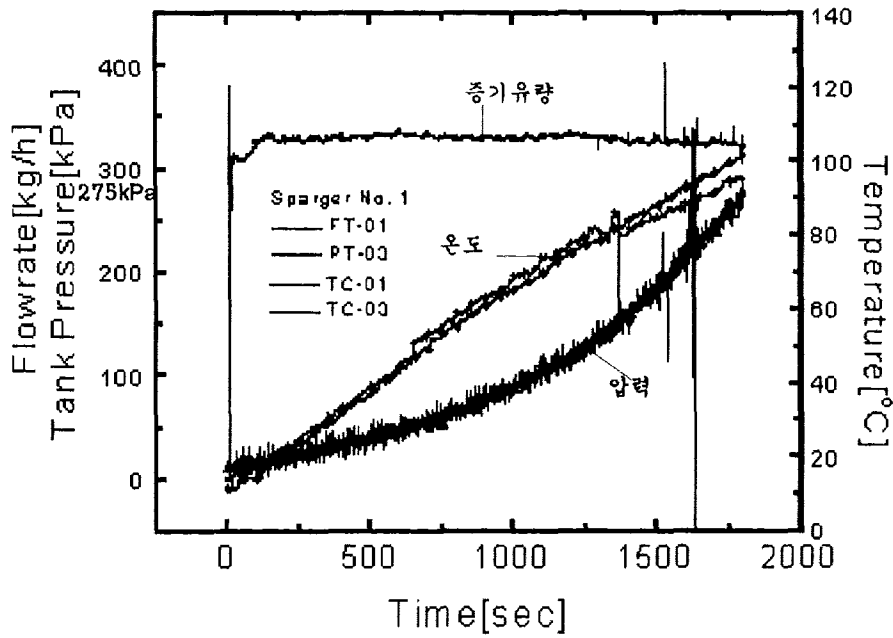


그림 3.2.3-2. RDT탱크에서의 압력 및 온도거동 실험자료

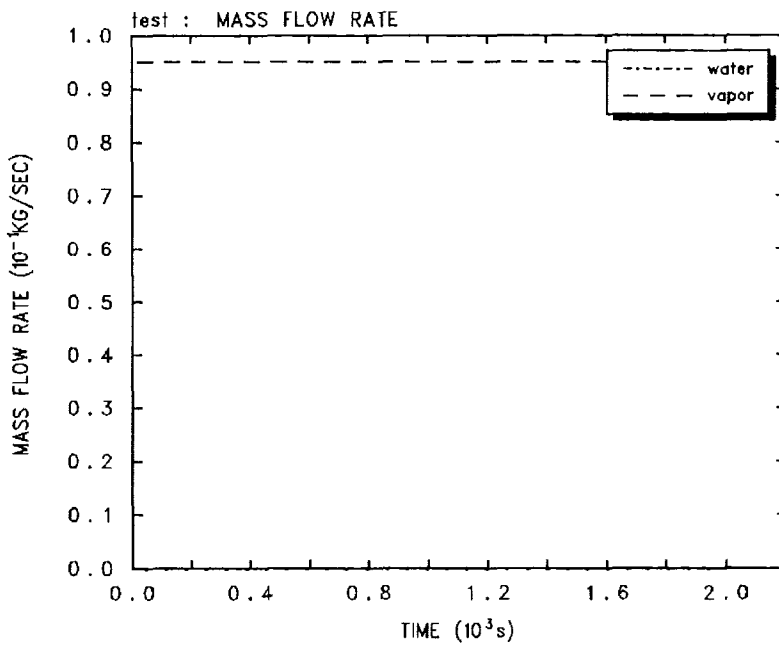


그림 3.2.3-3. 증기발생기로부터 RDT탱크로 주입되는 증기 유량

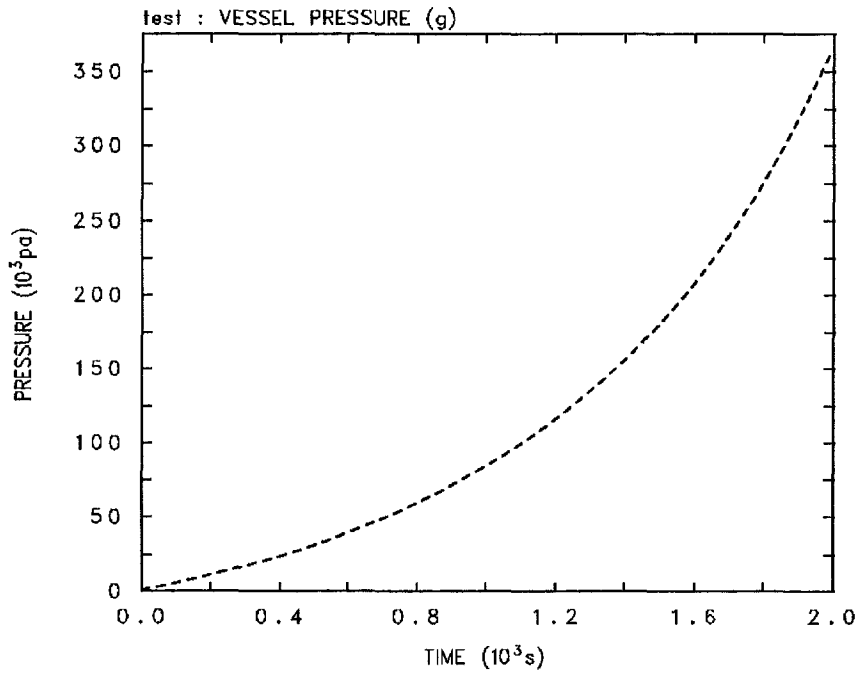


그림 3.2.3-4. RDT탱크의 압력거동 해석결과

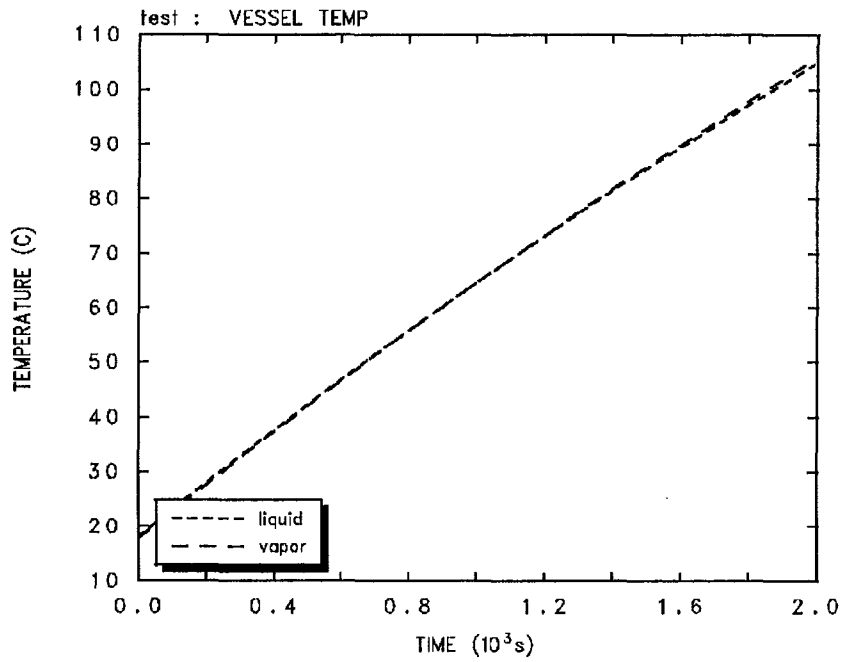
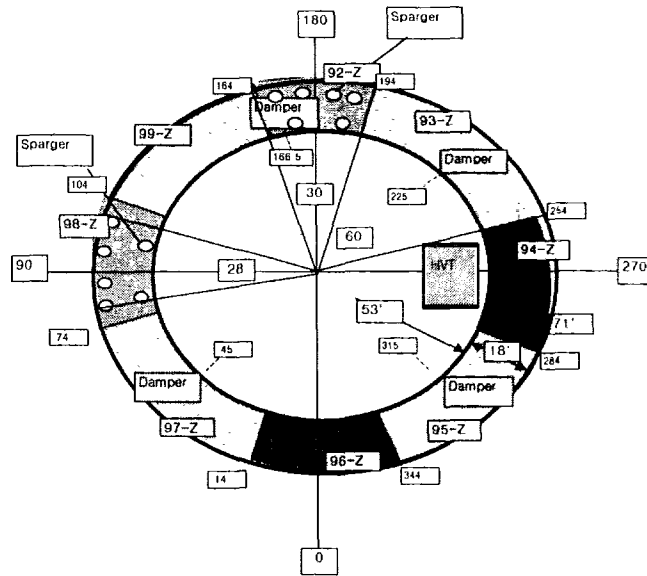
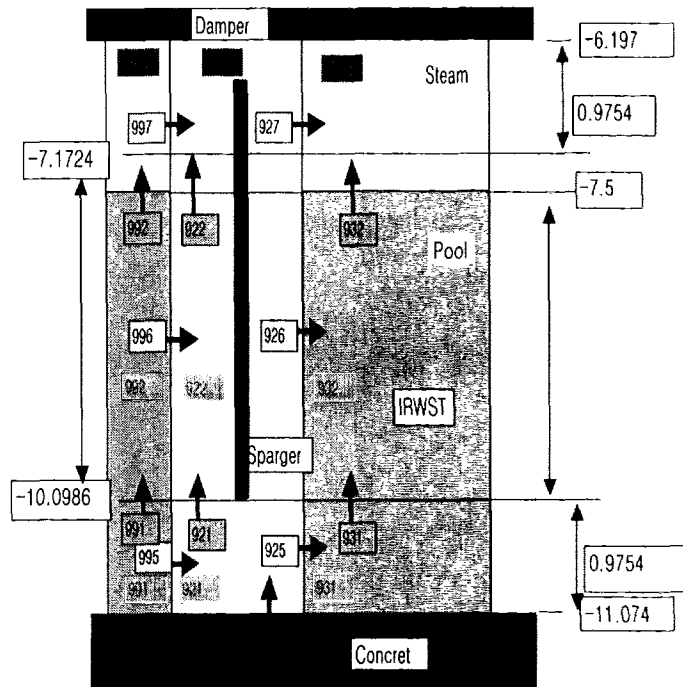


그림 3.2.3-5. RDT탱크의 온도거동 계산결과



a) 환형에 따른 구분



b) IRWST의 높이에 따른 구분

그림 3.2.3-6. IRWST Nodalization Scheme



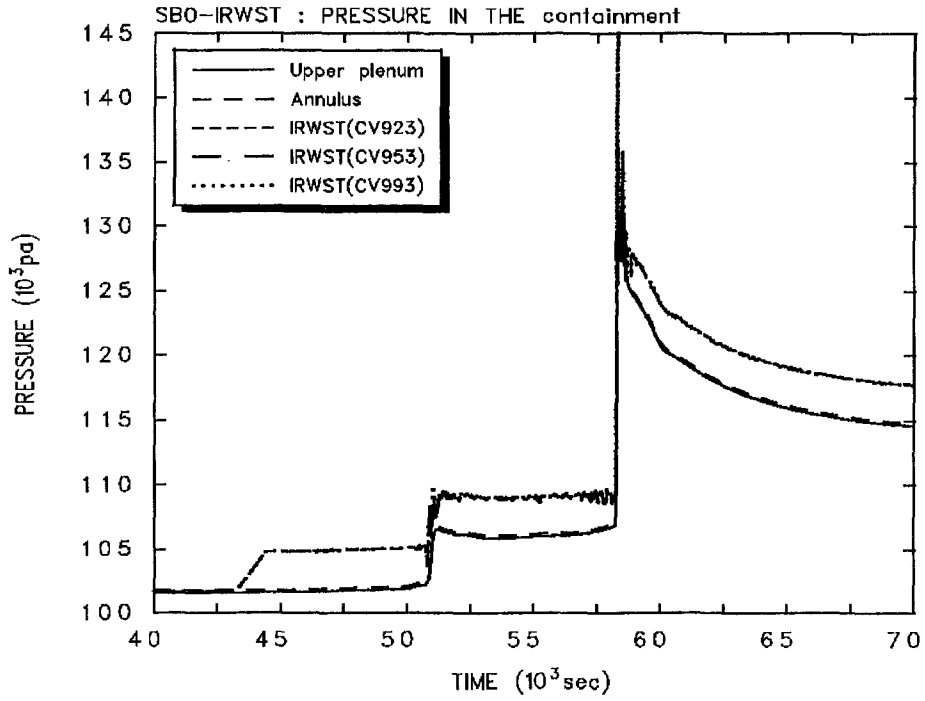


그림 3.2.3-7. 격납건물/IRWST 내의 압력 변화

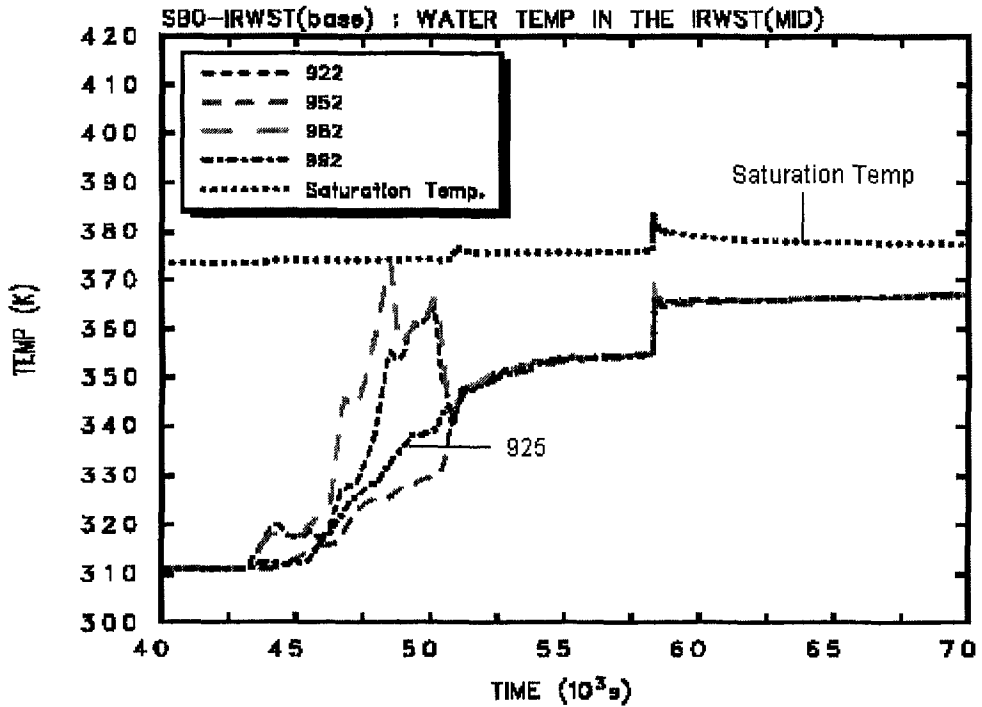


그림 3.2.3-8. IRWST 내 중간부분의 온도 변화

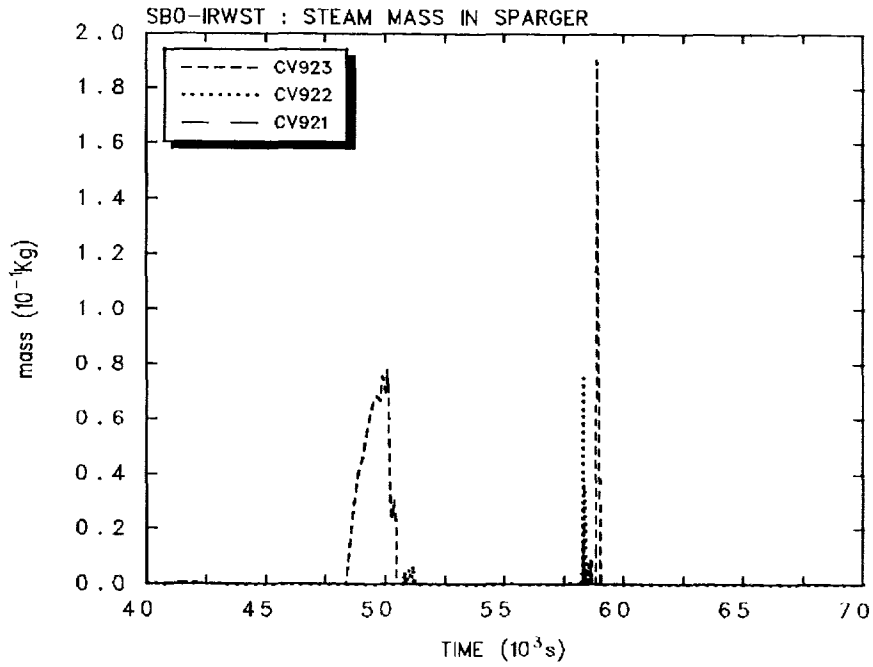


그림 3.2.3-9. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 증기량

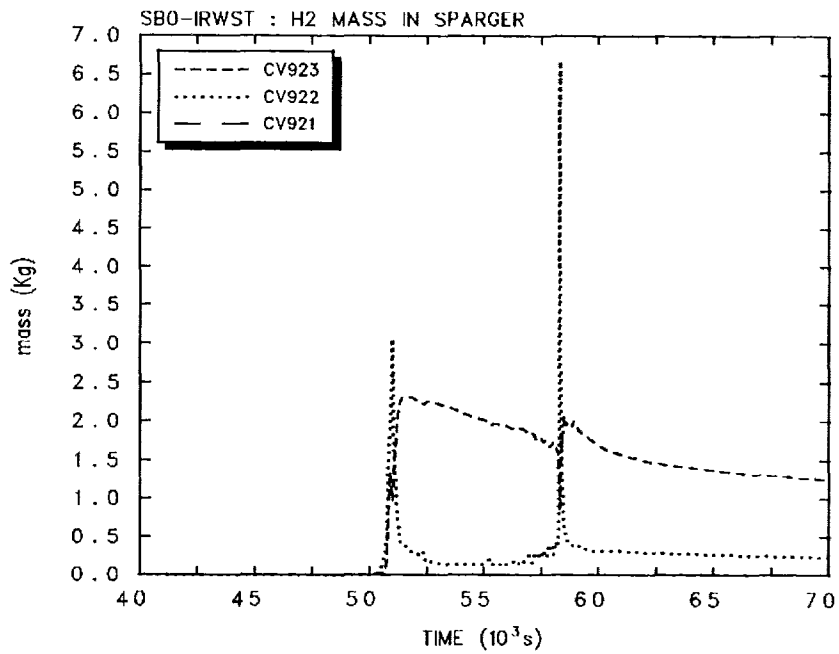


그림 3.2.3-10. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 수소량

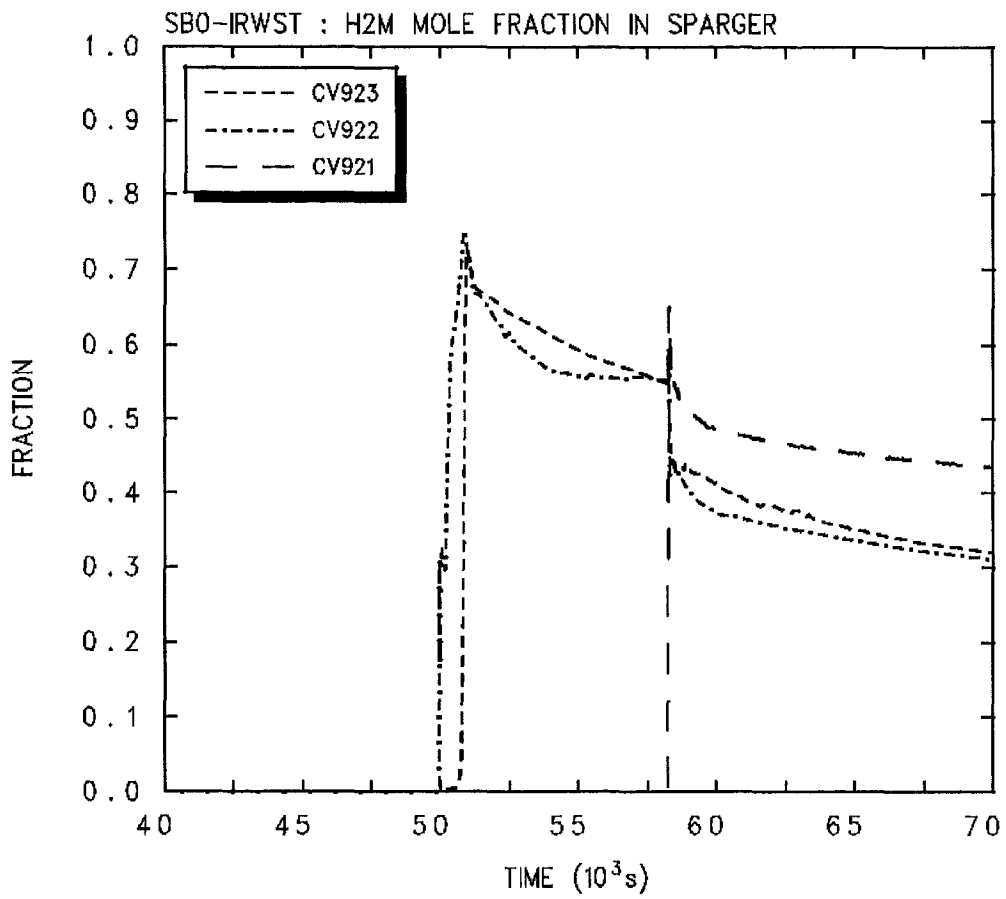


그림 3.2.3-11. IRWST의 sparger 위치 노드에서의 수소 몰 비

#### 4. 노심용융물-콘크리트 반응 모델 개선

MELCOR 내에서 고온의 노심용융물과 원자로공동 바닥 콘크리트의 반응은 Cavity(CAV) Package 에 모델되어 있다. 모델링 내용은 관련된 열전달 현상과 콘크리트 침식, 가스생성 등이며, CORCON-Mod3 코드의 모델들을 대부분 포함하고 있고 MELCOR Framework에 통합하기 위한 연계부분이 수정되었다.

기존 MELCOR코드로 계산되는 격납건물 공동에서의 용융물 풀과 상부냉각수 사이의 열속은 MACE와 같은 대형 실험에서 측정되는 열속보다 낮게 예측되고 있으며 이는 격납건물 공동에서의 노심용융물의 냉각가능성과 밀접한 관계가 있다. 따라서, 본 연구에서는 노심용융물과 상부냉각수 사이의 열전달 계산 시 현상적으로 가능한 파편층의 형성과 이 파편층에 냉각수가 침투되는 효과를 고려하여 결과적으로 노심용융물과 상부냉각수 사이의 열전달이 증가되는 모델을 추가하였다. 즉, 파편층 일부를 냉각수가 채우고 나머지는 Dryout 상태를 유지하는 Lipinski Dryout 열유속 모델을 이용하여 MELCOR코드의 노심용융물과 상부냉각수 사이 열전달 모델을 개선하였다.

##### 가. 기존 MELCOR코드의 열전달모델

에너지 보존식 계산시 각 용융물 층은 단일(평균)온도를 갖는 Lumped Mass 로 처리되며 각 층의 내부와 그 경계면 (다른 용융물 층, 콘크리트, 냉각수 풀 또는 대기) 사이의 열속(Heat Flux)은 별도로 계산되고, 열속의 연속성에 의해 각 경계면의 온도가 결정된다. 각 용융물 층 내에서는 기존의 상관식을 이용한 전도(conduction), 자연대류 (natural convection), 그리고 Kutateladze[91]와 Surface Renewal[92] 모델을 이용하여 기포를 포함한 대류 열전달이 가능하다. 모델링은 각 층의 내부가 유체일 경우 대류에 의한 열전달과, 축 방향 또는 반경방향의 표면이 고체상태의 각질층으로 덮여 있을 경우 전도[93]에 의한 열전달을 계산할 수 있으며, 모든 경우에 일차원적 효과만 고려하고 Quasi-Steady로 가정한다.

노심용융물 풀은 다층구조(Multi-Layered Pool Model)를 이루고 각 층의 상태는 완전용융(Completely Molten), 부분고화(Partially Solidified), 또는

완전고화 (Completely Solid) 상태로 존재할 수 있으며, 여기서는 완전 용융층과 부분고화층의 용융부분 내에서의 열전달에 대하여 기술하였다. 용융층 내부에서 표면으로의 열전달계수가 필요하며 층 구조가 원형실린더인 경우 용융물 상부, 하부 및 반경방향 표면으로의 열전달계수를 계산하고 이때 용융물 바닥표면에서의 가스유입과 측면에서의 Gas Agitation도 고려된다.

용융물풀의 바닥표면에서의 열전달계수는 콘크리트가 녹아 들어올 때 동반되는 기포(Gas Bubble)를 고려하게 되며 Kutateladze에 의해 고안된 다음 상관식을 이용한다[94].

$$Nu_a = 1.5 \times 10^{-3} Ku^{2/3} f(\eta) \quad (3.2.4-1)$$

여기서  $Nu_a$ 는 Nusselt 수이고  $Ku$ 는 무차원 수이며  $\eta$ 는 무차원 기체속도 (Dimensionless Gas Velocity) 이다.

용융물풀 내의 각 용융층에서의 열전달 계수는 Greene에 의해 제안된 상관식이 사용된다[92].

$$h = 1.95k(\text{Re Pr})^{0.72} / r_b \quad (3.2.4-2)$$

여기서  $k$ 는 열전도도 (Thermal Conductivity) 이고,  $\text{Re}$ 는 Characteristic Length  $r_b$ 와 Superficial Gas Velocity  $J_g$ 를 가지는 Liquid에 대한 Reynolds 수이며,  $\text{Pr}$ 는 Liquid에 대한 Prandtl 수이고  $r_b$ 는 그 층에서의 평균 기포반경이 된다.

대기 또는 냉각수에 인접한 최상부 용융층에서는 Kutateladze 상관식을 수정하여 열전달계수를 계산하는데 불안정한 표면 (Unstable Surface)에서의 표면적이 증가하는 효과를 고려한다. 즉, 최상부 층에서는 Kutateladze 상관식에 Farmer[95]가 유도한 Area Enhancement Factor를 곱하여 계산한다.

$$A = 1 + 4.5 \frac{j_g}{U_b} \quad (3.2.4-3)$$

여기서  $A$ 는 Area Enhancement Factor이며  $j_g$ 는 Superficial Gas Velocity,  $U_b$ 는 기포의 상승속도 (Bubble Rise Velocity) 이다.

노심용융물 층과 상부냉각수의 열전달 계산 시에는 위에 냉각수가 없을 경

우에는 복사나 대류에 의해, 냉각수가 있을 경우에는 풀 비등 곡선(Pool Boiling Curve)을 이용하여 표면에서 열 손실을 계산한다. 비등 곡선은 CORCON[96]에서 사용되는 것과 같으며 대류, 핵비등(Nucleate Boiling), 전이비등(Transition Boiling) 및 막비등(Film Boiling) 영역을 포함한다. 막비등 영역에서는 냉각수 과냉각도와 Gas Barbotage (냉각수와 접한 부분에서의 비응축성 가스의 유입) 효과를 고려하며, 따라서 막비등 열속과 막 붕괴온도(Film Collapse Temperature, Leidenfrost Point)가 급격히 증가된다.

#### 나. Dryout 열 유속 모델

원자로 용기가 손상된 후 용기 하반구의 노심용융물이 원자로공동으로 분출되고 나면 사고경위에 따라 원자로공동에는 용융 노심용융물과 냉각수가 공존할 수 있다. 이 경우 노심용융물은 파편층을 포함할 수 있으며 파편층 냉각효과는 상부 냉각수가 파편층 속으로 얼마만큼 침투되는가에 의하여 결정되는 데, 이에 따른 냉각효과는 주로 파편층 공극율 또는 제어체적 빈 공간 정도에 의존한다. 실제 노심 용융 사고시 파편층 공극율은 사고진행 및 파편층 각 구역에 따라 불규칙하게 분포되어 있어 큰 편차를 보인다. 따라서, 실제 상황과 유사하게 분석하려면 공극율을 결정하는 인자들, 즉 파편층 국부적 형상, 파편입자 분포 및 모양, 질량분율 등을 총체적으로 고려해야 하나, 이들에 대한 정보를 추적하기 매우 어렵기 때문에 개선모델에서는 사용자가 지정한 파편입자의 크기와 공극율을 가지고 Dryout 열 유속을 계산한다. 따라서 개선모델에서는 앞에서 열거한 MELCOR의 기존 열전달 모델과 본문의 Dryout 열유속 모델을 같이 사용하여 노심용융물과 상부냉각수 사이의 열전달을 모의하게 된다.

파편층내부의 열전달과정은 다음과 같다[1, 5]. 즉, 과냉각 상태인 냉각수가 파편층으로 유입되면 파편층 내에 존재하는 증기가 응축되면서 냉각수가 파편층의 빈 공간 속으로 급속히 침투한다. 그러나 이러한 초기 물방울 유입은 급격히 증발되고, 상향 증기와 하향하는 물방울간 역류 (Countercurrent Flow)가 형성된다. 이때 파편층 속으로 침투하는 냉각수는 파편층 단면적에 걸쳐 균일하지 않고, 우회된 파편들 (Bypassed Debris) 사이에서 냉각수 유로의 형태를 취하게 된다[97].

파편층 속으로 냉각수 유입이 이러한 역류 2상 유동의 수력학적 거동에 의하여 조절된다고 볼 때, 파편층 평균 급냉율은 냉각수 침투정도를 고려하지 않고도 1 차원 Dryout 열 유속 모델에 의하여 적절히 계산할 수 있다[98]. 이 경우 냉각수에 의한 파편층 급랭 및 증기 발생률은 파편층 입자와 냉각수 간 열전달에 의하여 제한되기보다는 유동특성에 의하여 제한된다고 본다. 이러한 상황을 고려하여 MELCOR 에서는 냉각수 후기 유입 시 파편층 속으로 냉각수 침투정도를 상세히 계산하지는 않고 단지 각 파편층 제어체적 상부표면과 냉각수와의 열전달을 주로 다룬다.

파편층 속으로 침투된 냉각수에 의한 열 제거 계산 시 개선모델에서는 Lipinski[99] Dryout 열 유속 모델을 사용하는 데, 이 경우 각 파편층 제어체적 상부표면에서 하향 포화냉각수와 상승 포화증기를 통한 비등 열전달 (Boiling Heat Transfer) 에 의하여 제거될 수 있는 최대 열량은 다음과 같이 주어진다.

$$Q'' = A'' \times q''^{dry} \quad (3.2.4-4)$$

$$q''^{dry} = q_r \left[ \sqrt{1.0 + \left( \frac{q_r}{2q_L} \right)^2} - \frac{q_r}{2q_L} \right] \quad (3.2.4-5)$$

$$q_r = q_r' \left( \frac{\epsilon^3}{1-\epsilon} \right)^{1/2} \quad (3.2.4-6)$$

$$q_r' = h_{fg} \left( \frac{\rho_s \rho_l (\rho_l - \rho_s) g d}{F_6} \right)^{1/2} \quad (3.2.4-7)$$

$$F_6 = 1.75 (\rho_s^{1/6} + \rho_l^{1/6})^6 \quad (3.2.4-8)$$

$$q_L = q_L' \frac{\epsilon^3}{(1-\epsilon)^2} \quad (3.2.4-9)$$

$$q_L' = h_{fg} \frac{(\rho_l - \rho_s) g d^2}{F_4} \quad (3.2.4-10)$$

$$F_4 = 150 (\mu_s^{1/4} + \mu_l^{1/4})^4 \quad (3.2.4-11)$$

여기서  $q''^{dry}$  는 Dryout 열 유속,  $A''$  는 용융물 층의 상부표면적,  $\epsilon$  은 파편층

공극율,  $d$  는 파편층 입자직경,  $g$  는 중력가속도,  $\rho_v, \rho_l$  은 증기 및 물의 밀도,  $\mu_v, \mu_l$  은 증기 및 물의 점성도,  $h_{fg}$  는 물에 대한 증발열을 나타낸다.

파편층 내부에서의 비등열량은 파편층 온도( $T$ )가 포화온도( $T_{sat}$ )에 접근함에 따라 감소하는데 표 3.2.4-1 은 비등열량( $Q''$ )이 얼마만큼 감소 조정되는지를 보여준다.

#### 다. 코드개선 영향평가

MELCOR의 열전달 모델에서 제시하고 있는 용융풀과 상부 냉각수 사이의 열속은 실제 실험에서의 열속보다 낮아 이를 보완하기 위해 Lipinski dryout 열속 효과를 추가로 고려하였고, 그 영향이 고려된 MELCOR 계산 결과가 그림 3.2.4-1부터 그림 3.2.4-4에 제시되어 있다. 그림에서 Base Case는 기존 MELCOR의 코드 계산 결과이고 공극율과 입자크기에 따른 세 가지 경우 (Case 1은  $\epsilon=0.2$ ,  $d=0.3\text{cm}$ ; , Case 2는  $\epsilon=0.1$ ,  $d=0.3\text{ cm}$ ; 그리고 Case 3는  $\epsilon=0.2$ ,  $d=0.1\text{ cm}$ )를 비교하였다. 그림에서 보는 바와 같이 기존 모델은 상부로의 열속이 낮아 콘크리트 침식이 다른 경우에 비하여 많고 (그림 3.2.4-1 및 그림 3.2.4-2 참조) 용융물 온도도 높게 예측하고 있음을 (그림 3.2.4-3 참조) 알 수 있다. MACE1b 실험결과에 따르면 용융물 층이 상부 냉각수와 반응 후 약 12,000초가 경과하면 (그림 3.2.4-4 에서는 30,000초에 해당됨) 상부냉각수로 제거될 수 있는 열속이 약  $200\text{ kW/m}^2$ 가 된다. 기존 MELCOR 결과에서는 약  $150\text{ kW/m}^2$  이며, Dryout Heat Flux 모델을 추가한 MELCOR 계산에서는 입자직경  $0.17\text{ cm}$ , 공극율  $0.2$  일 경우에(Case 4) 약  $200\text{ kW/m}^2$ 의 열속을 유지하여 MACE1b 실험결과와 유사한 값을 보여준다.

Base Case : 기존 MELCOR 코드 계산결과

Case 1 : Dryout 열 유속 모델을 추가한 경우 ( $\epsilon = 0.2$ ,  $d=0.3\text{ cm}$ )

Case 2 : Dryout 열 유속 모델을 추가한 경우 ( $\epsilon = 0.1$ ,  $d=0.3\text{ cm}$ )

Case 3 : Dryout 열 유속 모델을 추가한 경우 ( $\epsilon = 0.2$ ,  $d=0.1\text{ cm}$ )

Case 4 : Dryout 열 유속 모델을 추가한 경우 ( $\epsilon = 0.2$ ,  $d=0.17\text{ cm}$ )



표 3.2.4-1. 비등열에 대한 파편층 온도효과

파편층 온도(K) 조건	최대 비등열량 (W) $Q''$
$T \leq T_{sat}$	0.0
$T_{sat} \leq T \leq T_{sat} + 2$	$Q^{dec}$ ( $Q^{dec}$ : decay power)
$T_{sat} + 2 < T < T_{sat} + 10$	$Q^{dec} + [Q'' - Q^{dec}](T - T_{sat})/10$
$T \geq T_{sat} + 10$	변화없음, 즉 감소 조정되지 않음

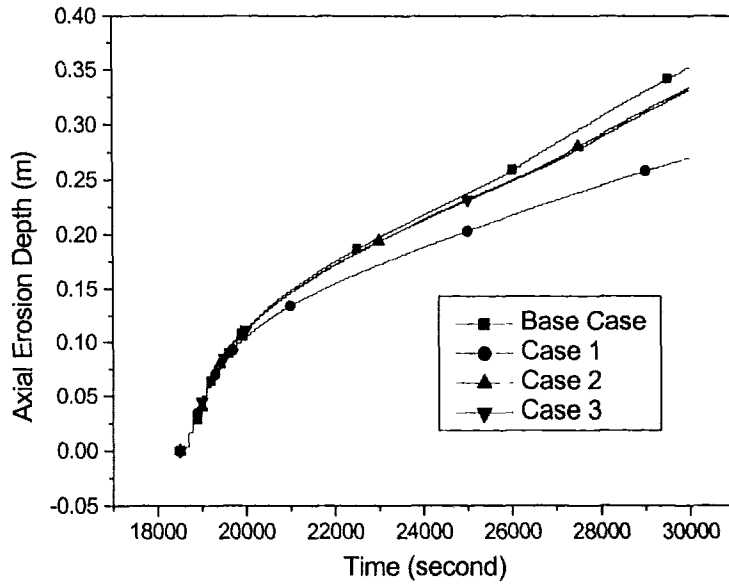


그림 3.2.4-1. 축 방향 콘크리트 침식깊이 비교

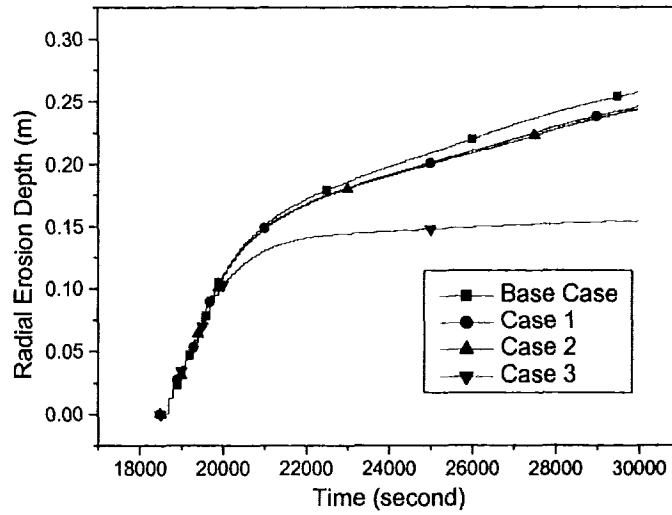


그림 3.2.4-2. 반경방향 콘크리트 침식깊이 비교

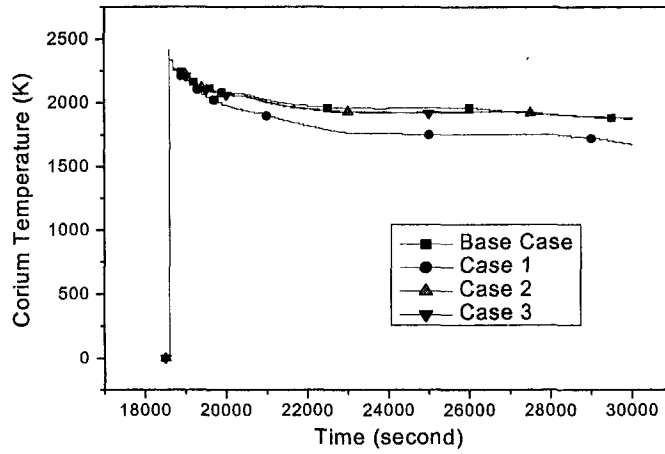


그림 3.2.4-3. 노심용융물의 평균온도 비교

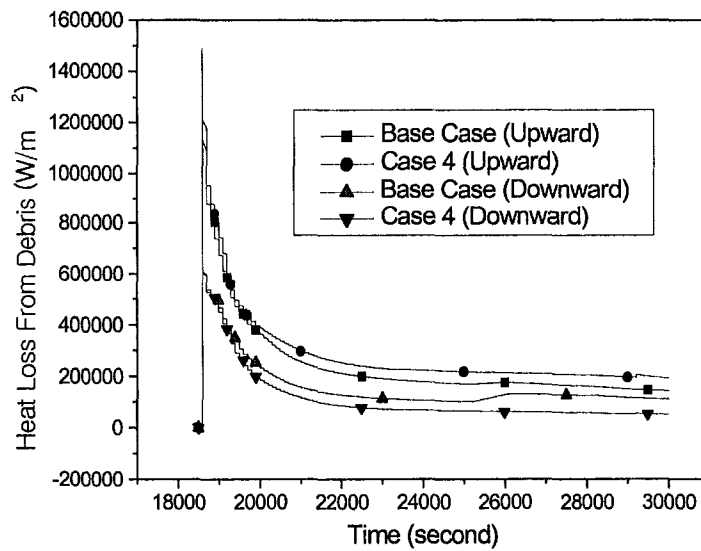


그림 3.2.4-4. 노심용융물로부터 상부냉각수 및 콘크리트로의 열속 비교

### 제3절 MIDAS/TH 노내 현상 모델 평가 및 개발

#### 1. 연료봉 부풀음 모델 개발 및 영향평가

##### 가. MELCOR 모델 개선

연료봉의 피복재 부풀음은 LOFT LP-FP-2, PBF SFD1.4, CORA-15, 그리고 TMI-2 원자로와 같은 저압실험에서 중요하게 초기 노심 손상 진행에 영향을 끼치는 것으로 나타났다. LOFT 평가 연구 [100]에 따르면, MELCOR의 부족한 점으로 부풀음 모델을 지적하였고, 이러한 피복재 부풀음 모델은 MELCOR 1.8.4이후에나 포함시키는 것으로 계획되어 있다. 이 모델이 없는 경우, MELCOR 코드는 사용자가 지정한 온도보다 피복재 온도가 높아지면 피복재의 파손을 가정하며 이때 핵분열 생성물이 누출되기 시작한다. 각 노심 cell에서의 피복재 파손 온도는 RNGAPIjj00 입력에 주어지며 코드 내장 값 (default)은 1173K (900 C)이다. Gap으로 부터 방출되는 핵분열 생성물이 전달되는 control volume은 CORijj01 입력에서 정해지며, 파손이 일어나는 노심 cell과 연관된 channel control volume이다.

현재의 MELCOR 1.8.4 에는 피복재 부풀음 모델이 들어있지 않으므로, 이 현상을 고려하기 위해서 참고문헌 [29, 101]에서 사용한 모델을 이용하여 독립 프로그램을 개발하고, MELCOR 1.8.4의 subroutine CORRNI clad ballooning model을 추가하였다. 이 CORRNI subroutine은 MELCOR에서 열의 생성과 전달, 산화, 노심 파편물의 형성과 방출, 노심의 용융과 재배치, 하부헤드의 가열과 파손 등을 취급하는 COR package에 속해 있으며 노심 열전달과 산화를 계산한다. 이 subroutine중 가장 크게 바뀐 것은 연료봉 피복재의 표면적을 나타내는 ASURC(ICL, IA, IR)이 산화 표면적 변수인 AHTOX(ICL, IA, IR)로 바뀐 것이며, 이 둘의 관계는  $AHTOX(ICL, IA, IR) = ASURC(ICL, IA, IR) * (1 + FECL(ij))$ 로 여기서 FECL(ij)는 노심 노드 (ij)에서의 피복재 변형율을 나타낸다. 수정된 CORRNI list는 참고문헌 [102] 부록 2에 수록하였다.

## 나. 피복재 부풀음 모델 적용 결과

피복재의 부풀음은 고압사고 보다는 저압사고 때 영향이 크게 나타나므로, 이 모델의 영향을 분석하기 위해 한국형 차세대원전의 대형 냉각재 상실사고 (파단 크기  $0.5 \text{ ft}^2$ )를 선정하였다. 대형 냉각재 상실사고 분석에 사용된 초기조건 및 기본가정은 참고문헌 [103]에 나타나있다. 여기서는 피복재 부풀음 모델을 사용하지 않은 경우와 사용한 경우에 대하여 주요 사고진행 시간, 산화표면적 (AHTOX) 과 CLAD 파손시간 그리고 수소 생성량 등을 비교하여 모델의 효과를 분석하였다.

### (1) 주요사고진행

노심이 노출되는 시간은 피복재 부풀음 모델을 사용하지 않은 경우와 사용한 경우 모두 114초로, 피복재 부풀음으로 인한 영향은 없어보인다. 노심 dryout 시간도 모델을 사용한 경우 (6030초) 와 사용하지 않은 경우 (6043초) 가 거의 같으며, 노심파손 시간은 모델을 사용한 경우 (7614초) 가 사용하지 않은 경우 (7717초) 보다 103초 빠르며, 원자로 손상시간은 모델이 있는 경우 (7639초) 가 없는 경우 (7789초) 보다 150초 빠르게 나타나, 피복재 부풀음 모델이 사고진행에 미치는 영향은 미미함을 알 수 있다. (표 3.3.1-1 참조)

### (2) 산화 표면적

산화 표면적은 피복재의 변형률 (FECL) 값에 비례하도록 모델 되어 있다. 이 보고서에서 사용하고 있는 차세대 원전의 MELCOR 입력은 표 3.3.1-2에 나타낸 것처럼 노심을 반경 방향으로 3개의 채널과 축 방향으로 13개의 노드로 구성하였으며, 이중 제일 낮은 축 방향의 1,2,3 노드는 원자로 하부용기의 빈 공간을 나타내고 있다. 모두 30개의 노드 중 피복재 부풀음에 의한 영향을 비교하기 위한 대상을 선택하기 위해 우선 연료봉 전체 노드에 대한 피복재 변형률 값을 비교하였다. 표 3.3.1-3은 4295초 때 피복재 부풀음 모델이 포함된 경우 피복재 변형률의 값으로 (피복재 부풀음 모델이 없는 경우 피복재 변형률 값은 0이다), 이 표에서 보듯이 11,12,24,25,36 그리고 37 노드가 다른 노드에 비해 Peaking factor 영향으로 피복재 변형률 값이

크게 나타남을 알 수 있다. 이 보고서에서는 11, 24, 그리고 37 노드를 선택하여 모델의 영향을 비교 평가하였다.

피복재 부풀음은 노심이 노출 될 때부터 시작하여 파손될 때까지 계속되며, 그림 3.3.1-1에 나타났듯이 4295초에 피복재 변형을 값이 최대가 되며 표 3.3.1-3에서처럼 산화표면적이 노드에 따라 36% 까지 증가 함을 알 수 있다.

### (3) 피복재 파손시간

중대사고가 발생하여 노심이 노출될 경우 핵연료 피복재인 지르카로 이는 수증기와 산화 반응을 일으켜 많은 수소를 발생시킨다. 동시에 이 반응은 매우 많은 열을 발생시키는 발열 반응이므로 사고진행을 촉진시켜 핵연료 용융 및 재배치, 그리고 원자로파손에 크게 영향을 미친다. 모델을 쓴 경우가 표면적이 증가하여 반응열이 조금 더 발생하기 때문에 노드 온도가 올라간다. 그림 3.3.1-2 ~ 3.3.1-4는 노드번호 11, 24, 37에 대해 피복재 부풀음 모델의 유무에 대한 피복재 온도를 나타낸다. 그림에서 보여 주듯이 세 노드에서 피복재 부풀음 모델이 있는 경우의 온도가 약간 높게 나타남을 알 수 있다. 피복재와 연료 펠릿 사이의 핵분열 생성물은 피복재 손상 후 1차 계통으로 방출되므로 gap release 관점에서 피복재 파손시간은 중요한 의미를 갖는다. 기존 모델에서는 피복재 온도가 1173K에 도달하면 파손되는 것으로 가정하였고, 링별 손상 시간은 표 3.3.1-4에 정리되어 있다. 피복재 파손 모델이 포함되면, 표에서 보듯이 온도 기준 시점보다 링별로 55초, 105초, 그리고 130초 빨라지고, 모델이 없는 경우에 비하면 65초, 113초, 그리고 138초 빨리 파손됨을 알 수 있다.

### (4) 수소 생성량

수소 생성량을 비교해 보면 모델에 의한 수소 발생량 차이는 거의 없음을 알 수 있다. (표 3.3.1-1 참조)

#### 다. 결론 및 추후 연구 내용

피복재 부풀음 모델을 MELCOR에 추가하여 한국형 차세대원전의 대형 냉각재 상실사고에 적용한 결과 모델을 적용한 경우가 노심 노출 시간과 노심 파손시간 그리고 원자로 파손 시간이 빠르게 나타남을 알 수 있었으며 모델에 의한 수소 발생량 차이는 거의 없음을 확인하였다. 모델의 영향이 예상외로 적게 나타난 이유로는 피복재 부풀음으로 인한 유량 재분배 효과를 고려하지 못했기 때문으로 예상되며, 따라서 유량 재분배에 대한 모델 보완의 필요성이 확인되었다.

표 3.3.1-1. LOCA시 주요사건 발생 시간 및 발생된 수소량

주요시간대	Without Ballooning Model		With Ballooning Model	
	Time(sec)	Integrated H2 Mass(kg)	Time(sec)	Integrated H2 Mass(kg)
- LOCA Initiation	100		100	
- Core Uncovery				
Top of fuel (-1.592 m)	114	0	114	0
Half core (-3.49 m)	180		180	
Core dryout (-5.40 m)	6043		6030	
- Initiation of Zircaloy cladding oxidation	3860	9.07E-2	3860	9.07E-2
	4100	5.60	4100	6.01
	4300	54.13	4300	58.86
	4600	261.54	4600	265.46
	4840	363.74	4840	363.50
	6000	363.74	6000	363.50
- Core collapse/ Core support Plate Failure	7717	395	7614	390
- Vessel Failure	7789	395	7639	390



표 3.3.1-2. 노심 노드 번호

Row \ Ring	1	2	3
13	13	26	39
12	12	25	38
11	11	24	37
10	10	23	36
9	9	22	35
8	8	21	34
7	7	20	33
6	6	19	32
5	5	18	31
4	4	17	30
3	3	16	29
2	2	15	28
1	1	14	27

표 3.3.1-3. 모델 적용 시 4295초에서의 노심 노드별 FECL값

노드 번호	FECL 값	노드 번호	FECL 값	노드 번호	FECL 값
13	2.08 E-6	26	7.92 E-6	39	2.21 E-6
12	3.60 E-1	25	3.60 E-1	38	1.64 E-1
11	3.60 E-1	24	3.60 E-1	37	3.60 E-1
10	4.41 E-2	23	1.87 E-2	36	3.60 E-1
9	2.08 E-6	22	7.94 E-6	35	2.21 E-6
8	2.08 E-6	21	7.94 E-6	34	2.21 E-6
7	2.08 E-6	20	7.94 E-6	33	2.21 E-6
6	2.08 E-6	19	7.93 E-6	32	2.21 E-6
5	2.08 E-6	18	7.93 E-6	31	2.21 E-6
4	2.08 E-6	17	7.92 E-6	30	2.21 E-6
3	0	16	0	29	0
2	0	15	0	28	0
1	0	14	0	27	0

표 3.3.1-4. Clad 파손시점 시간

노드번호 \ 모델	Without	With
	Ballooning Model	Ballooning Model
	Time (sec)	Time (sec)
11 (1st Ring)	3960	3895 (3950)
24 (2nd Ring)	3908	3795 (3900)
37 (3rd Ring)	4233	4095 (4225)

( ) : 1173 K에 도달한 시간

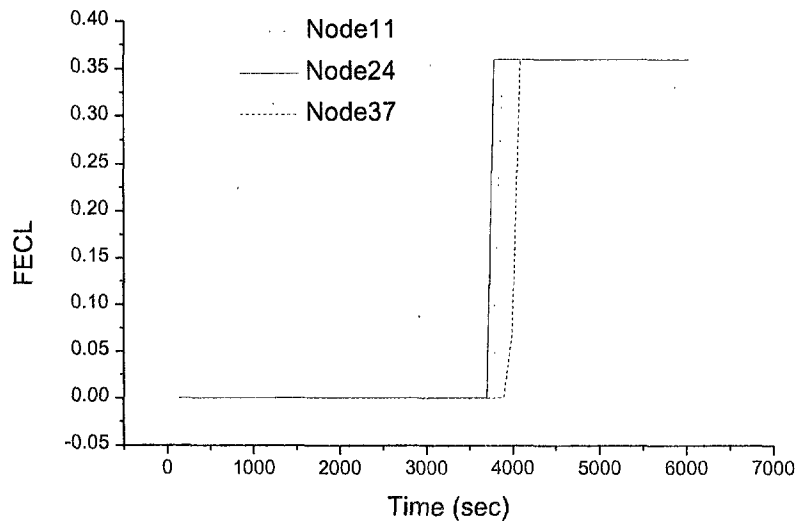


그림 3.3.1-1. 시간에 따른 노드 11, 24, 그리고 37에서의 FECL 값 변화

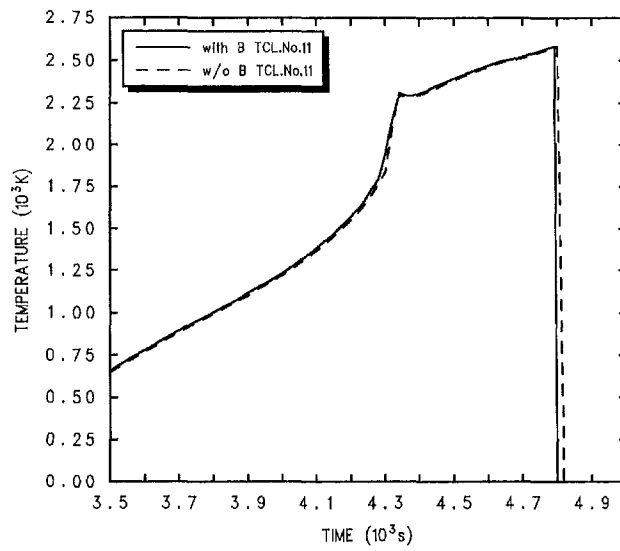


그림 3.3.1-2. 11번 노드의 Cladding 온도

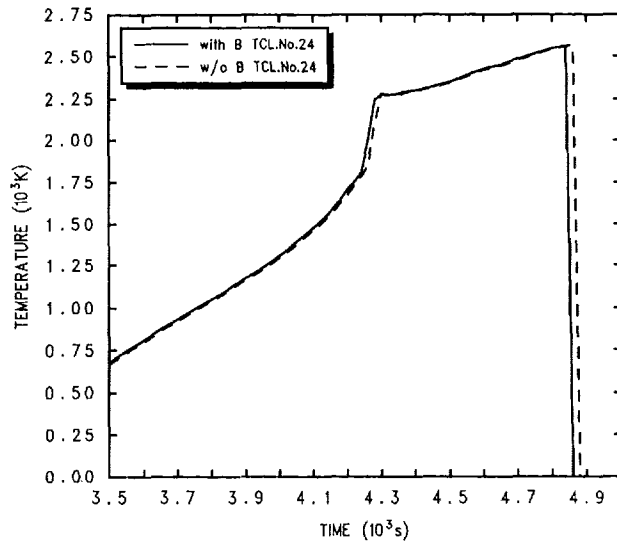


그림 3.3.1-3. 24번 노드의 Cladding 온도

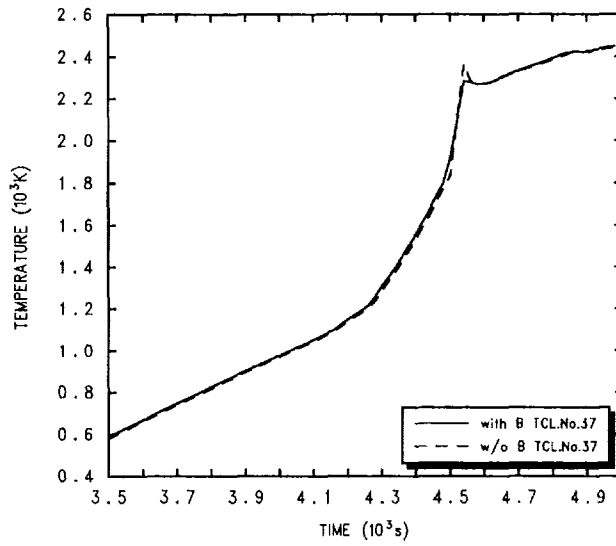


그림 3.3.1-4. 37번 노드의 Cladding 온도

## 2. SONATA실험 모의를 위한 MELCOR 모델 적합성 평가

하부 반구 내 debris와 반구 벽 거동관련 현상들의 이해를 증진하고, 또한 이 같은 현상 모의 모델들의 적합성을 평가하기 위해, 한국원자력 연구소에 서 수행중인 노내 노심용융물 냉각관련 실험인 일련의 LAVA 실험[12] 중 첫 번째인 LAVA-3 실험을 MELCOR 하부 반구 모델을 적용, 모의하는 것은 중대 사고시 예상되는 반구 내 debris 및 반구 벽 거동관련 현상들을 이해하고, 또한 MELCOR 하부반구 모델의 모의 능력을 검증, 평가할 수 있는 좋은 예제가 될 수 있다고 판단하였다. MELCOR1.8.4 코드는 중대사고시 물이 일부 차 있는 하부 반구 내 고온 용융물의 재배치 및 이후 debris의 가열과 냉각 그리고 반구 벽의 건전성 여부를 모의하기 위해 두 개의 모델을 사용하고 있다.

첫 번째는 COR 모듈내 하부 반구 모델로서, 이 모델의 해석 영역은 노심용융물이 물로 차있는 하부 반구로 재배치 시 급랭과 파쇄층 형성 그리고 하부 반구 내 물이 모두 증발 후 debris층이 가열, 궁극적으로 하부 반구 벽 손상이 발생할 때까지 debris와 반구 벽의 거동을 모의한다. 단 이 경우 debris나 하부 반구 벽 거동 모의 시 lumped 모델을 적용하며, 특히 반구형의 하부 반구를 판으로 간주 모의한다. 두 번째 모델인 BH 모델의 해석 영역은 하부 반구 내 debris 재배치 이후, 존재하는 냉각수가 모두 증발된 이후 단계부터 반구 벽 손상 시까지, 사용자가 좀더 mechanistic 하게 관련 현상들을 모의하고자 할 경우, 첫 번째 모델 대신 선택, 사용할 수 있다. 단 이 경우 debris를 3개 층으로 그리고 하부 반구 벽을 실제와 같은 반구 형태로 모의한다. 따라서 추후 진행될 하부반구 거동 관련 실험 (일련의 LAVA 실험)들의 모의를 위해 앞에서 언급한 두 모델들의 모의 능력과 적용성을 평가할 필요가 있었다.

### 가. BH 모델 실험 모의 능력 평가

이 같은 모의능력과 적용성 평가의 일환으로, 첫 번째 BH 모듈을 이용, LAVA-3 실험 모의에 적용한 결과, 현재 BH 모듈 경우(MELCOR1.8.4), 하부 반구 반경이 약 2~3m 정도 크기의 실제 발전소 크기의 모의용만으로 개발되었기 때문에 하부 반구 반경이 LAVA-3 와 같이 작을 경우(약 0.25m), 모의 시 BH 시작 직후 계산이 중지되는 문제가 발생되었다. 따라서 이를 해결하기 위한 연구를 수행, 문제점을 해결, 하부 반구의 크기에 관계없이, 실

제 발전소나, 실험 모두를 모의할 수 있도록 MELCOR 코드내 BH 모듈을 수정, 개선하여 모의 계산을 완료하였다.

그러나 BH 모듈을 적용한 실험 모의 시, BH 모듈의 작동이 오직 하부 반구 내 존재하는 냉각수가 모두 고갈된 후에 시동(모델 start) 하도록 한 제한점으로 인하여, 실험과도 기간 내내 반구 내 냉각수가 존재하였던 LAVA-3 모의에 직접적인 적용이 불가능하였다. 따라서 제한적인 조건이지만 하부 반구 내 냉각수 고갈 즉시 냉각수를 재충수시켜, LAVA-3 와 유사한 실험조건을 유지하여 모의하는 방안을 추진하였다. 모의 계산 결과 하부 반구 내 냉각수가 존재하였던 이전과 재충수 된 순간의 연결 경계 시점에서의 각각의 계산 값들이 크게 불연속적이었다. 따라서 추후 계속적으로 수행될 일련의 LAVA 실험 모의를 위해 두 번째 모델인 BH 모델은 부적합하다고 판단하였으며, 두 번째 모델인 MELCOR COR 모듈의 하부 반구 모델을 실험 모의를 위한 적절한 도구로 결정하였다.

BH 모듈 개선 내용은 다음과 같다. 첫째는 용융물의 하부 반구 유입 시 용융물 높이 및 각층 (3개: 바닥, 중앙, 상단층 control volume)의 경계 좌표 결정 시 일정 크기의 node size를 증가하면서 임의 함수  $f(x)$ 가 제로가 되는 점을 찾는 방법을 적용하고 있다 (regula falsi 방법). 그런데 찾는 데 사용하는 기본 node 크기가 PWR 발전소 크기에 맞도록 지정되어 있기 때문에 이를 LAVA-3 실험과 같은 작은 반구 크기일 경우에도 적용할 수 있도록 최소 node 크기를 작게 설정, 개선하였다. 또한 두 번째는 BH 모듈내 하부 용기 벽면 18번째 node 크기가 LAVA-3 실험 경우에 비하여 크게 지정되어 있기 때문에 이를 실험 크기에도 적용할 수 있도록 수정하였다. 마지막 3번째는 BH 계산이 수행된 후 하부 반구의 질량이 매우 적은 경우 (PWR 경우 약 200톤, LAVA 경우 약 30~50 kg), 즉시 하반구 gross failure (IFAIL= 3)를 발생시키기 때문에 LAVA 실험과 같이 debris 총 질량이 작을 경우, 건전한 반구를 손상된 것으로 잘못 판단하는 것을 방지하기 위해 최소 질량 크기를 작게 설정 문제점을 개선하였다.

현재 BH모듈 적용 시 문제점은 하부반구 온도, debris 온도, 압력 등을 시간에 함수로 plotting 할 수 없기 때문에 출력에서 읽어서 plotting 할 수는 있지만 출력의 간격을 매우 조밀하게 해야 하며, 일일이 값을 읽어서 plotting file 입력 형태로 정리해 주어야 한다. 추후 이 같은 문제점은 개선되어야 할 것이다. 그림 3.3.2-1 은 LAVA-3 실험에 대한 계산시간 1095초

의 결과를 보여 주며, 그림 3.3.2-2 는 하부 반구 내 냉각수 고갈시점에서 의 COR 모듈과 BH모듈 계산치가 서로 불연속 적임을 보여준다. 또한 표 3.3.2-1 은 LAVA-3 실험 모의를 위한 MELCOR 코드 내 BH 모듈관련 수정 프로그램 목록이다.

#### 나. COR 모델 실험 모의 능력 평가

##### (1) LAVA-3 실험의 특성 및 모의 목적

이전 가. 항에서 언급한 BH 모델의 문제점으로, LAVA-3 실험 을 MELCOR 코드 COR 하부반구 모듈을 이용, 관련모델의 검토와 해석 능력을 평가하였다. 이 LAVA-3실험은 debris의 냉각현상 규명과 초기 간극의 형성 유무 및 그 크기를 측정하기 위한 초기 단계 실험으로, 하부 용기 내 재배 치 시 예상되는 debris 상단 높이 이상 냉각수를 채운 상태에서 상부 쪽에 서 용융된 thermite 중  $Al_2O_3$  만을 분리, 냉각수로 차있는 하부반구로 주입 (낙하)시켜 생성된 debris의 냉각과정 및 반구 벽의 열적거동을 연구하는 실험이었다.

해석시 주요 관심 사항은, 첫째 실험에서 측정된 값들을 코드로 재검증하는 것이고, 둘째는 MELCOR 코드 내 debris 냉각관련 모델을 평가하여, 이후 계속될 유사 하부 반구 실험의 해석을 위한 MELCOR 코드의 적용성 평가와 해석체계를 구성하는 것이었다. 세 번째는 분석결과로부터 중대사고시, 고온 노심용융물이 냉각수로 채워진 하부반구로 재배치될 때 하부반구의 건전성과 관련한 민감한 변수들을 규명하고, 추가적으로 반구 건전성을 확보할 수 있는 개념적 방안을 도출하는 것이다. 마지막으로는 추후 유사 실험 시, MELCOR를 이용한 실험 결과 해석을 위해 부가적으로 측정되어야할 필요가 있는 새 변수들을 제안하는 것이었다.

##### (2) LAVA-3 실험 모의를 위한 MELCOR 입력 구성 내용

원자로 하부 반구 내 debris 및 반구 거동관련 실험인 LAVA-3 실험 모의를 위한 MELCOR1.8.4 코드 입력 작성 시 원자로 하부 반구 부분만을 독립적으로 모의하는 것은 가능하지 않기 때문에 최소한의 계통들을 연결하여, LAVA-3 와 같은 하부반구 용기 관련 실험을 효과적으로 모의할 수 있도록 입력을 작성하였다. 모의한 부품들은 실험 용기 내 가압을 위한 질소 가스

주입원, 유로 연결용 downcomer (유로연결), 하부 반구 용기를 모의하기 위한 lower plenum, 용융로를 모의하기 위한 노심, 실험용기를 나타내는 상부 공간, 실험장치가 설치된 건물을 나타내는 방출 공간 그리고 냉각수 온도와 압력 조절을 위한 한 개의 전열기와 두개의 밸브를 모의 시 고려하였다. 그림 3.3.2-3 은 앞에서 언급한 계통들을 적용, LAVA-3 실험을 모의를 할 수 있는 MELCOR 입력 구역화 그림이다.

실험 모의는 하부 반구 내 냉각수 온도를 실험 조건과 일치하도록 가열기를 이용, 초기 320K로부터 14 Watt로 서서히 가열, 재배치 직전 반구 내 냉각수 온도가 433K로 일정하게 유지되도록 하였다. Thermite 용융 도가니를 모의하는 노심( $Al_2O_3$ )에는 직접적인 핵분열 출력을 가해서, 노심( $Al_2O_3$ :총량 30Kg)전체를 동시에 용융시켜, 실제 실험에서  $Al_2O_3$ 를 하부로 붓는 경우를 나타내기 위해 동시에 냉각수로 차있는 하부 반구 쪽으로 재배치하도록 입력을 구성하였다. 이때 노심 전체 (축 방향으로 2, 반경방향으로 4)가 동시에 재배치될 수 있도록 재배치관련 입력과 핵분열 출력을 조절하였다[104]. 용융물이 하부반구로 재배치되기 이전에는 실험 용기 밸브의 개폐를 이용하여 시험 용기 내 압력이 16.7 기압을 일정하게 유지하도록 하였다. 노심의 물성치는  $Al_2O_3$ 의 값을 사용하였고, 용융물의 초기 주입 온도는 thermite (Fe 와  $Al_2O_3$  혼합물) 용융 시 서로 열평형 상태임을 고려하여  $Al_2O_3$ 의 용융 온도인 2300 K 로 설정하여 하부반구로 재배치(낙하) 시켰다. 낙하 시 반구 내 냉각수와와의 급랭 열전달은 없다고 가정하였다. 즉 반구 내 재배치된 debris의 초기온도는 2300 K이었다.

용융물이 냉각수로 채워진 하부반구로 재배치될 때 실험 용기 내 급격한 압력 증가를 추적, 모의하기 위해, 용융물이 하부용기로 재배치되는 즉시 downcomer에서 하부반구로, 그리고 실험용기에서 대기로 통하는 유로에 각각 설치된 두 밸브를 동시에 잠그도록 하였다. 하부반구(반경=0.25m)는 반경방향으로 각 링(Ring)내 면적이 같도록 4개 링으로 구분하였다. LAVA-3 실험 경우 관통관(penetration tube)은 없기 때문에 모의하지 않았다.

### (3) LAVA-3 실험 모의 결과

MELCOR 1.8.4코드의 COR 모듈내 하부 반구 모의용 모델을 이용, 최소한의 계통들을 연결, LAVA-3 실험을 모의한 결과는 다음과 같다. 첫째 하부반구 외벽 면의 온도 증가율은 재배치된 debris와 하부 반구 내벽면 간의 열전달



계수값에 의존하며, 그림 3.3.2-4는 debris와 하부 반구벽면이 서로 완전하게 밀착되었다고 가정하여 구한 열전달 계수값  $1330 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$ 을 사용, 반구 벽 온도거동을 잘 예측하였음을 보여준다. 실제 실험 수행 시 용융 thermite (철+  $\text{Al}_2\text{O}_3$  혼합물) 중  $\text{Al}_2\text{O}_3$  분리가 충분하게 이루어지지 못한 상태에서 하부 반구로 재배치되어, 반구 내벽과 debris내 철 성분이 용발되어, 대부분 간극이 형성되지 않았다.

두 번째로 설치된 열전대의 용융, 함몰에 의해, 실험에서 측정치 못한 반구 내 debris의 온도변화를 MELCOR 모의 결과를 기본으로 재해석하면, debris 온도가 축 방향에 따라서 매우 다른 경향을 보여주었다. 반구 벽과 접한 debris층 경우, 재배치 직후, 고온의 debris로부터 냉각수에 채워져 저온 상태로 있던 하부 벽면으로 급격하게 열이 전달, debris 온도가 신속하게 감소하여, 일정시간 동안 반구 벽과 서로 열적 평형상태를 유지한다. 이후 냉각수에 잠겨있는 debris가 반구벽보다 상대적으로 더 빠르게 냉각되어, 상대적으로 고온의 하부반구로부터 debris로 열이 역류하여 일시 평형 상태를 유지하고 있던, 반구 벽 온도가 서서히 감소하기 시작하였다. 이 같은 하부 반구 벽으로부터 debris로의 열 흐름 역류는 실제 붕괴열이 있을 경우는 발생되기 어렵다고 판단되며, 실제 경우는 debris 내 붕괴열을 고려할 때 냉각수로 차있을 경우에라도 반구 벽이 장시간 고온을 유지 반구 벽의 건전성을 위협할 수 있을 것으로 예측된다.

즉 중대사고시 냉각수로 채워진 하부반구로 용융물이 재배치되었을 때 하부 반구의 건전성은 재배치 직후 고온 debris로부터 하부반구 벽면으로의 급속한 열전달에 의해 반구벽면의 도달 예상 최대 온도값 및 반구 외벽면을 통한 열손실 양 크기와 debris 층 내에서 냉각수와 접해있는 상층으로부터 바닥 debris층까지 냉각이 전파되는 속도와 열전달 양간의 상대적 크기에 의해 영향을 받을 것으로 판단되었다.

세 번째로는 물에 잠긴 debris 냉각 시 영향이 큰 중요 변수를 규명하기 위해 예상되는 10개 변수를 선택, 민감도 분석을 수행하였다. 분석결과 급랭 열전달계수값, 사용자 지정 파쇄 입자 직경, cell별 유로면적, cell별 사용자 지정 파쇄층의 다공성 값, 그리고 debris로부터 반구 벽으로의 열전달 계수값이 debris 냉각에 큰 영향을 주었다. 특히 파쇄입자 직경은 열전달 면적을 결정하는 중요한 매개변수이다. 그림 3.3.2-5는 파쇄층 크기에 따른 debris온도 예측치의 변화를 보여준다. 단 외벽냉각과 파쇄층 내 냉각 모델

간 차이에 의한 영향은 현재 연구 시 고려하지 않았다.

네 번째로는 중대사고시 고온 debris의 하부반구로 재배치직후 순간적으로 도달되는 반구 벽 최대 온도값을 반구벽 물질이 취약해지는 온도 값 (1000 K) 이하로 낮추어, 반구 벽의 건전성을 확보하기 위한 방안을 제안하였다. 즉 고온 debris에 의해서 덮힐 것으로 예상되는 반구 외벽면에 반구 벽과 같은 carbon steel 조각들을 부착시켜, 반구 벽면의 열용량을 증가 시켜, 재배치 직후 도달되는 반구벽면 최대 온도값을 취약 온도값 이하로 낮출 수 있음을 그림 3.3.2-6 에서 계산 결과에 의해 개념적으로 보여 주고있다.

결과적으로 이 같은 연구 결과, LAVA-3 실험에서 사용된 용융로, 재배치 이전 일정 온도의 용융물을 담고 있는 분리 터, 동시 반구 내 낙하, 전열기 사용 반구 내 냉각수 온도 제어, 질소 가스 주입 및 용기 내 일정 압력 제어들을 효과적으로 모의하는 것이 가능하며, 반구 형태의 실험 모의에 대한 MELCOR 코드의 적용성을 충분히 검증하였다. 또한 현재 개발된 입력과 경험을 바탕으로 유사 하부 반구 실험들을 빠르고, 용이하게 해석할 수 있는 체계를 구축하였다. 마지막으로 추후 MELCOR 코드를 이용한 하반구 실험 해석 시, 부가적으로 측정해야할 변수로는 재배치 직전의 용융물 온도, 재배치 후 하부 반구 내 높이별 용융물 온도(최소한 축으로 2개), 수증기 발생율, 실험용기 외벽면 온도 그리고 하부 반구 외벽면 대기 온도 등을 제안하였다.

표 3.3.2-1. LAVA-3 실험 모의용 BH 모듈관련 수정 프로그램 목록

<b>bhdcha.f</b>	#=524	CALL BHFALS (X1, 0.1, 97, XZERO, 30, PARM3, JC) CALL BHFALS (X1, 0.0001, 97, XZERO, 30000, PARM3, JC)
<b>bhhedn.f</b>	#=224,243 ,328,338  345  578~579  658  660	CALL BHFALS(X1,0.1E0,97,XZERO,30,1.0E-4,JC) CALL BHFALS(X1,0.0001,97,XZERO,30000,1.0E-9,JC)  CALL BHFALS(HNODE(1,2),-0.08E0,98,XZERO,40,1.0E-4,JC) CALL BHFALS(HNODE(1,2),-0.008E0,98,XZERO,4000,1.0E-9,JC)  IF( (RXIDX-HBSB).LT.0.076) ) THEN YL18=0.076 IF( (RXIDX-HBSB).LT.0.013) ) THEN YL18=0.013  PL18=0.076/( YLTW(18)-YLTW(17) ) PL18=0.013/( YLTW(18)-YLTW(17) )  YLTW(18) = HBSB + 0.076 YLTW(18) = HBSB + 0.013
<b>bhp1g.f</b>	#= 872  879	HBSB=DRXID*HALF-0.076 HBSB=DRXID*HALF-0.013  IF( (DRXID*HALF).LT.(HBSB+0.076) ) THEN IF( (DRXID*HALF).LT.(HBSB+0.013) ) THEN
<b>bhuin.f</b>	#= 886  893	HBSB=DRXID*HALF-0.076 HBSB=DRXID*HALF-0.013  IF( (DRXID*HALF).LT.(HBSB+0.076) ) THEN IF( (DRXID*HALF).LT.(HBSB+0.013) ) THEN
<b>bhhed2.f</b>	#= 2134	IF ( GRDTOT(1)+GRDTOT(2).LE.225)      IFAILS=3 IF ( GRDTOT(1)+GRDTOT(2).LE.1.0E-12) IFAILS=3
<b>bhpwrh.f</b>	#= 2050	IF ( GRDTOT(1)+GRDTOT(2).LE.225)      IFAILS=3 IF ( GRDTOT(1)+GRDTOT(2).LE.1.0E-12) IFAILS=3

```

***** lower plenum debris/structural thermal response *****
c. vol surface elevation (cm)
center debris temperature (k) wall
line debris mass (kg)
free volume fraction
10 10 10 10 10 10
3 3 3 3 3 3
temp 1367. 1367. 1367. 1367. 1367.
mass 1. 2. 2. 3. 3.
f.vol 0.000 0.000 0.000 0.000 0.000
9 9 9 9 9 9
2 2 2 2 2 2
temp 2067. 2067. 2067. 2067. 2068.
mass 2. 3. 4. 6. 6.
f.vol 0.000 0.000 0.000 0.000 0.000
7 7 7 7 7 7
temp 2039. 2039. 2039. 2039.
mass 10. 10. 10. 10.
f.vol 0.322 0.322 0.322
*****
***** 1 2 3 *****
| 477. - 477. - 477. - 477.
| 477. - 477. - 477. - 477.
| 477. - 477. - 477. - 477.
*****
net heat transfer to vessel heat sinks (after third bed layer is established):
this timestep = 0. joule total since layer 3 established = 0. joule
net heat transfer to vessel atmosphere (after third bed layer is established):
this timestep = 18. joule total since layer 3 established = 18. joule
heat transfer to drywell atmosphere from bottom head:
this timestep = 2. joule total since bottom head dryout = 2. joule
decay heat in debris in vessel lower plenum:
this timestep = 0. joule total since bottom head dryout = 0. joule
metal/steam reaction energy in debris:
this timestep = 0. joule total since bottom head dryout = 0. joule
*****
total head mass (nodes 1-18)
initial, 86. kg
current, 86. kg
tcont = 363.

```

그림 3.3.2-1. 하부반구로 용융물 재배치 직후(1095초) BH 출력

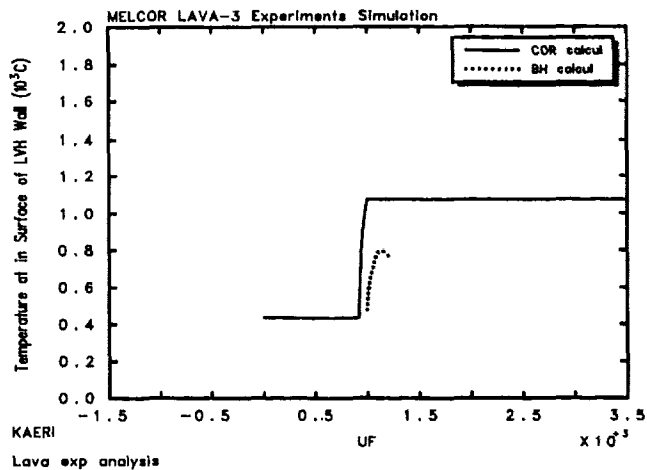


그림 3.3.2-2. 반구 냉각수 고갈시점에서 COR, BH 불연속적인 예측 결과

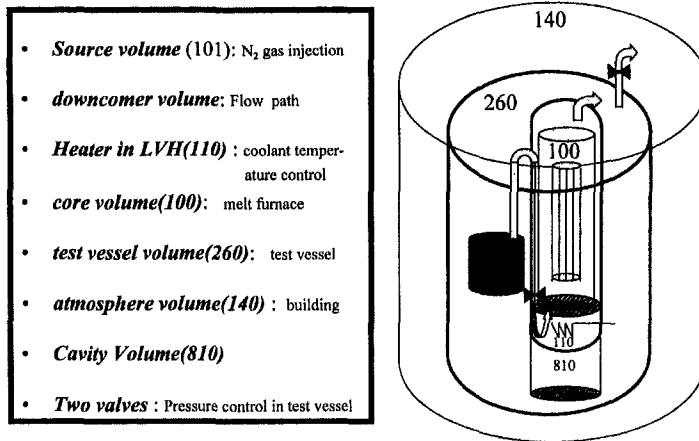


그림 3.3.2-3. LAVA-3 실험 모의를 위한 입력 구성도

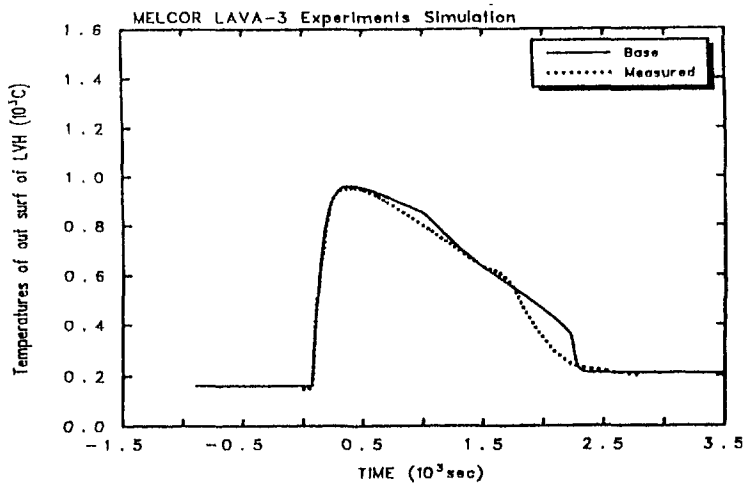


그림 3.3.2-4. 하부 반구 중앙 외벽면의 온도 예측치 및 측정치

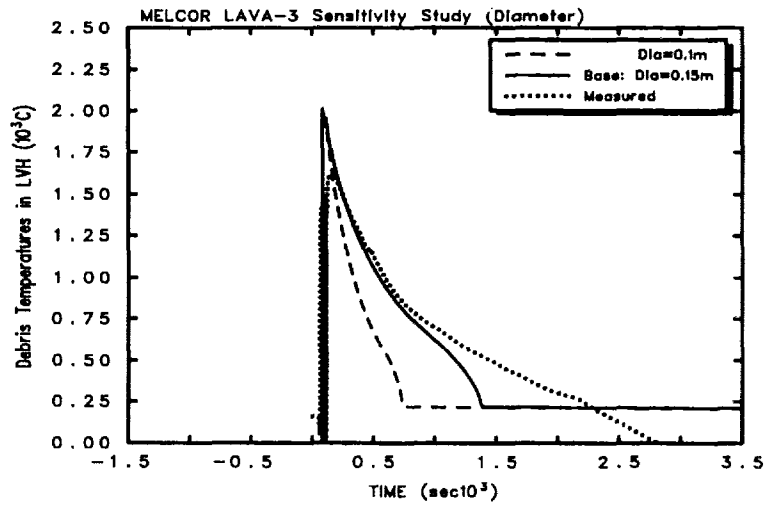


그림 3.3.2-5. 파쇄입자 크기에 따른 debris 온도 예측치 및 측정치

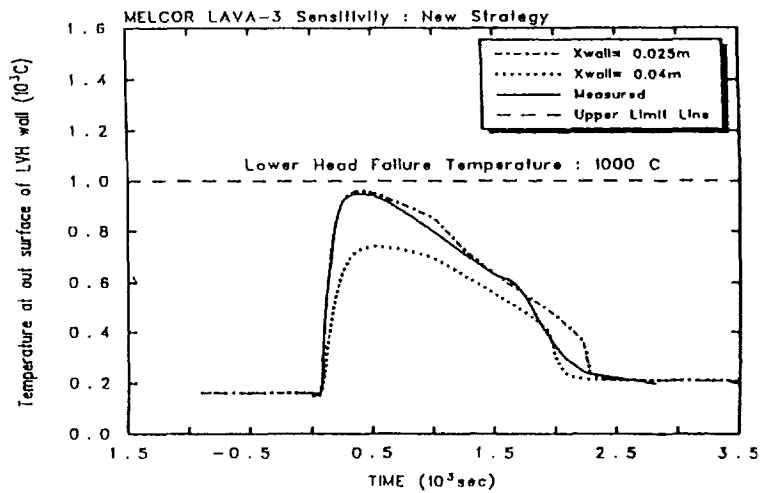


그림 3.3.2-6. 재배치 직후 반구 벽 손상 억제를 위한 반구 벽 열용량 증가 효과 평가

### 3. 외벽 냉각 모델 평가

MELCOR 코드의 외벽 냉각 모델 평가를 위하여, 1차 계통의 압력이 외벽 냉각에 미치는 효과와, 외벽냉각시 장기적인 debris 및 반구의 냉각 가능성 여부를 평가하는 두 종류 연구를 수행하였다.

#### 가. 외벽 냉각 모의 조건

첫 번째 경우의 압력효과에 관하여, 외벽냉각 현상을 모의할 수 있는 MELCOR1.8.4 코드의 COR 모듈 내 하부 반구 모듈을 이용하여 KNGR 원전을 대상으로, 초기 노심 재고량을 기준으로 50%인 약 80 톤의 노심용융물이 하부반구로 동시에 재배치되고, 재배치 시 용융물 온도는 2700K, 붕괴열 크기는 재배치 기준으로 원자로 정지 후 1시간이 경과된 경우를 기본으로 하여, 일차계통을 저압 (5bar)과 고압 (170bar)으로 각각 구분하여 외벽냉각 여부에 따른 debris 냉각과 반구 건전성에 미치는 영향을 비교, 평가하였다. 단 외벽 냉각을 모의하기 위하여 용융물이 재배치되기 이전에 원자로 공동을 충수시켰다.

두 번째 경우의 장기적인 반구 및 용융 debris의 냉각 가능성 평가에 대해서는, 용융물이 하부 반구로 재배치되기 이전에 공동에 냉각수를 미리 충수시켜 외벽 냉각을 수행하고, 이때 시간에 따른 반구 내벽 쪽으로의 열속 크기와 반구 외벽으로부터 공동에 충수된 냉각수로 제거되는 열속 크기를 각각 비교함으로써 외벽 냉각 시 예상되는 필요 제거 열속 크기를 평가하고, 또한 장기적으로 외벽 냉각에 의해 debris와 반구 벽이 냉각되기 시작하는 시점을 평가하였다. 단 이때 장기적인 냉각 시점 예측을 위해, 반구 creep 손상 및 관통관 파손을 임의로 억제한 조건에서 계산을 수행하였다.

#### 나. 외벽 냉각 모의 결과

그림 3.3.3-1은 저압 사고에서 외벽냉각의 유무에 따라 하부 반구에서의 노심용융물의 질량 변화를 보여준다. 외벽 냉각이 있으면 13,000 초 부근까지 원자로 용기가 건전한 반면, 외벽 냉각이 없으면 약 4,000 초부터 파손된 용기를 통해 용융물이 원자로 공동으로 이송됨을 보여준다. 그림 3.3.3-2는

저압, 외벽냉각 수행 시 예상되는 반구 내벽으로 유입되는 열속과 반구 외벽을 통해 제거되는 열속의 변화를 보여준다. 그림 3.3.3-3은 고압 시 외벽냉각에 의한 반구파손 지연 효과를 보여주며, 그림 3.3.3-4는 고압, 외벽냉각 수행 시 예상되는 반구 내벽으로 유입되는 열속과 반구 외벽을 통해 제거되는 열속의 변화를 보여준다.

이와 같은 계산 결과에 의하면, 외벽 냉각 시 원자로 공동에 주입되는 냉각수 온도와 총 주입 냉각수량이 외벽 냉각 효과의 지속 시간 크기를 결정하는 중요한 인자임을 알 수 있었다. 특히 공동 내 냉각수 온도가 시간에 따라 가열되어 포화 온도에 도달되면 외벽을 통한 냉각 능력이 상실되어 반구벽 온도가 급격히 증가하기 시작하였다. 따라서 외벽냉각 효과의 지속을 위해서는 공동 내 냉각수 온도 증가를 억제할 수 있는 장기적인 방안이 필요하다고 판단된다. 또한 고압보다 저압인 경우에서 creep 손상 발생 시간이 지연되었다. 이 같은 creep 손상의 지연은 반구 벽에 가해진 부하가 고압일 경우보다 저압에서 상대적으로 매우 작기 때문이다. 그러나 외벽 냉각을 한 경우, 고압일지라도 외벽 냉각을 하지 않은 저압 경우 보다 creep 손상 시점이 지연되어, 외벽냉각의 효과를 보여 주었다. 따라서 일차계통을 저압으로 유지하고, 외벽냉각을 수행하는 것이 하부반구의 건전성을 유지할 수 있는 기본 조건으로 판단되었다.

또한 부차적으로, 사용자가 입력으로 지정한 손상 온도 값인 1273.15K에 도달하면 penetration 튜브 (관통관)이 파손하는 MELCOR 모델을 적용할 경우, 압력이나 외벽냉각 여부에 관계없이, 반구내 용융 debris 재배치 즉시 관통관이 파손되어, 하부반구 내 용융물이 공동으로 방출되는 것으로 예측한다. 그러나 실제로 외벽 냉각 하에서 관통의 파손이 지연될 수 있어, 관통관 파손 판단 관련 모델의 개선이 필요하다고 판단되었다.

두 번째 연구 결과에 의하면, 노심 재고량의 100%가 재배치되고, 용융온도가 2700K 일 때, 재배치된 이후 약 15,000초 이후부터 debris와 반구 벽 온도가 감소되기 시작하였고 (그림 3.3.3-5 참조), 또한 장기적으로 반구벽 쪽으로의 열속 크기는  $0.25 \text{ MW/m}^2$ 이고, 반구 외벽을 통해 제거되는 열속 크기는 약  $0.3 \text{ MW/m}^2$  으로 예측되어, 장기적인 외벽 냉각의 가능성을 보여주었다 (그림 3.3.3-6 참조). 단 재배치 시 붕괴열 준위는 원자로 정지 후 약



약 2.2시간 (7900 sec) 경과된 후 42 MW이나, 핵분열생성물 방출에 의한 감소로 재배치 시 붕괴열의 실제 준위는 31 MW였다.

하부 반구 건전성 여부는 여러 변수들에 의해 직, 간접으로 영향을 받는다. 직접변수들로는 노심 재배치 방식 (동시, 불연속) 및 시점, 반구 내 냉각수 유무 및 양, 재배치된 debris 양, 구성 물질 및 온도, 성분별 배열 분리 여부, 파쇄 입자 크기 및 분율, 붕괴열 크기, 계통 압력 변화(감압, 가압), 외벽 냉각 유무 및 시점, 외벽 냉각 시 주입 냉각수 온도 및 총 주입냉각수량, 그리고 안전 주입 계통 운전 여부 등의 직접적인 변수 외에 MELCOR 하부 반구 모델 내 불확실 간접변수 및 nodalization 형태 변경까지 포함되면 그 분석량은 실로 방대하다. 따라서 특정 계산 결과만을 기초로 외벽 냉각의 성공 여부를 판단하는 것은 부적절하며, 관련 변수들에 관한 충분한 계산과 관련 실험 자료의 수집, 분석, 토의를 통해 그 성공 여부를 예측할 수 있다고 판단된다. 따라서 이 연구의 계산 결과는 MELCOR 코드의 하부 반구 모델에 의한 특정 조건에서의 예측 결과만을 제시한다.

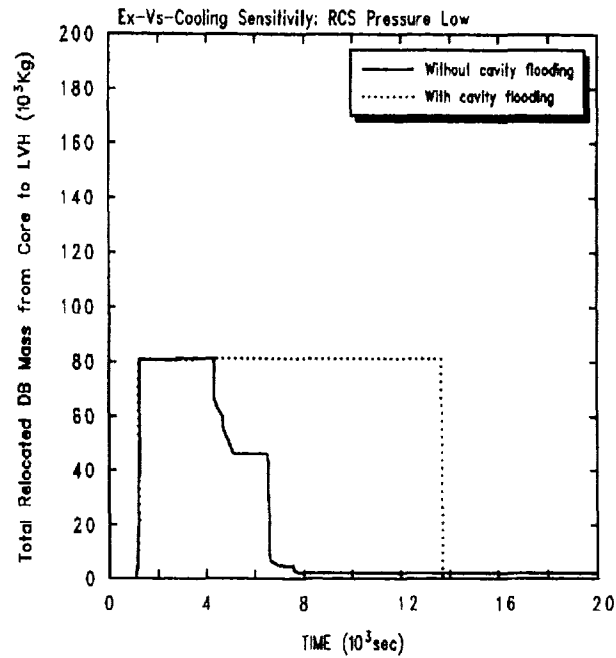


그림 3.3.3-1. 저압사고에서 하부 반구 내 debris 질량 변화

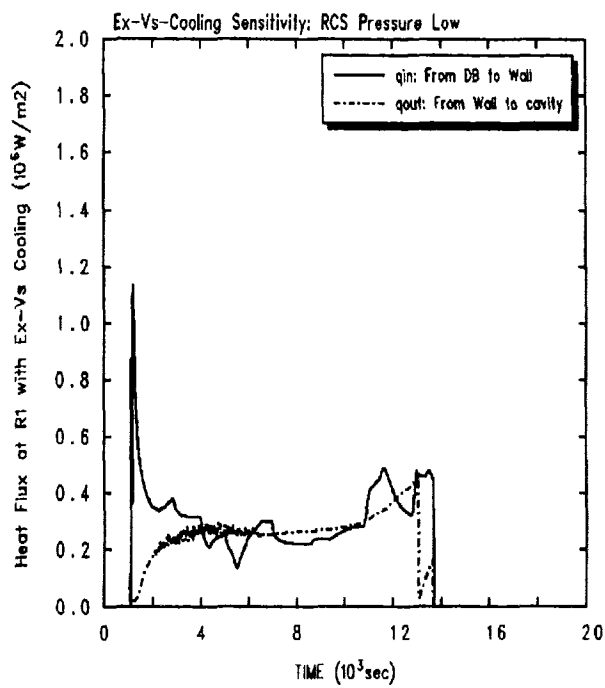


그림 3.3.3-2. 저압사고에서 외벽냉각 시 증앙링 내벽 및 외벽에서 열속 변화

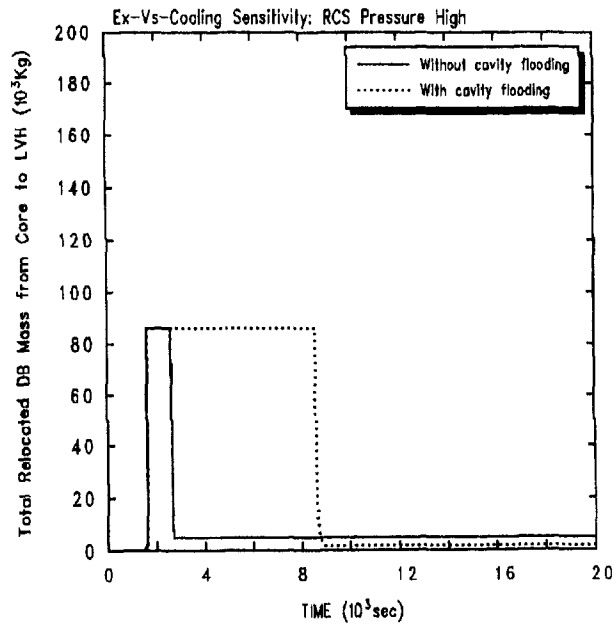


그림 3.3.3-3. 고압사고에서 하부 반구 내 debris 질량 변화

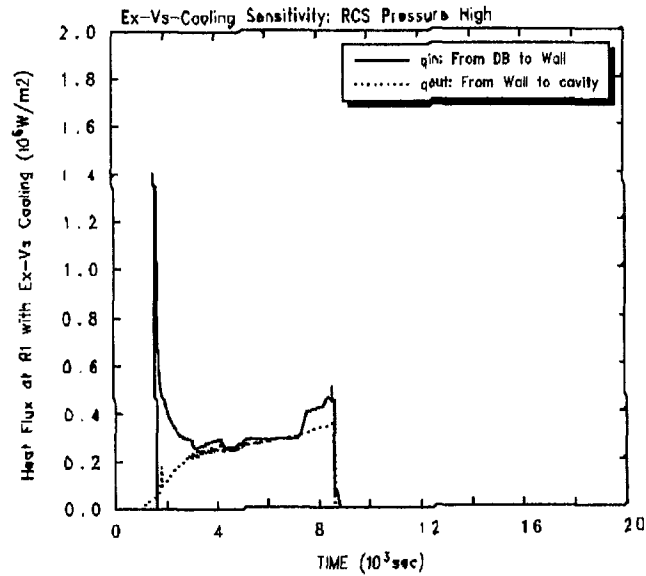


그림 3.3.3-4. 고압사고에서 외벽냉각 시 증앙링 내벽 및 외벽에서 열속 변화

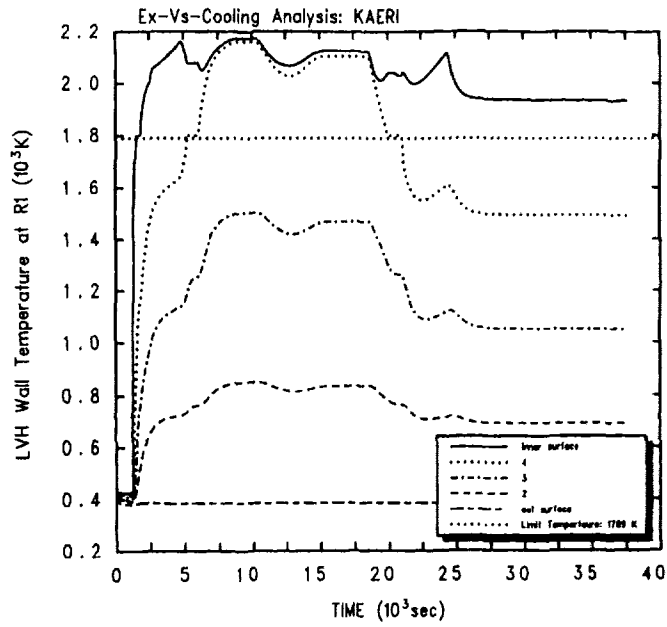


그림 3.3.3-5. 장기적 관점에서 반구 벽 층별 온도 감소 시점

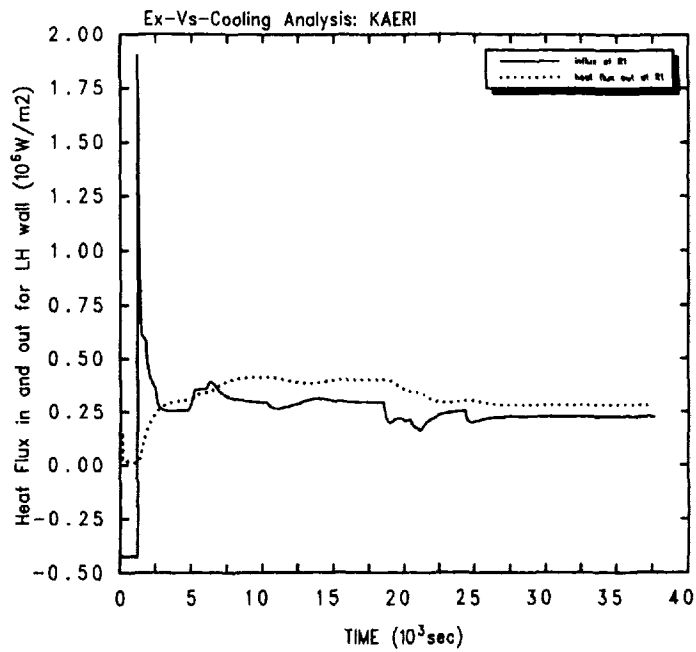


그림 3.3.3-6. 장기적 관점에서 반구 벽 유입, 유출 열속 크기 변화

#### 4. 노내 복사열 및 수소 생성 모델 평가

##### 가. 복사열전달 모델 평가

본 연구의 목적은 MELCOR 코드에서 사용되는 중대사고 해석을 위한 모델의 하나인 노심의 복사열전달 (radiation heat transfer) 모델 [1]에 대한 개선항목 도출을 통하여 MIDAS-TH 전산코드의 개발에 기여하는 데 있다. 연구의 수행방안은 MELCOR 코드의 복사열전달 모델을 지배방정식을 포함해 검토 후 MELCOR에 도입 가능한 기존의 대표적인 중대사고 코드들 (MAAP, SCDAP/RELAP5)의 장점 또는 MELCOR의 단점을 파악하여 개선사항을 도출하는 형식으로 이루어졌다.

중대사고시 노심에서의 복사열전달은 세분화된 노드 내 (Intra-node) 및 노드간 (Inter-node)에서 각각의 축 방향 및 반경방향으로의 열전달로 대별되며, 이중 노드내의 축 방향 복사열전달은 무시되는 경우가 많다. 노심 노출 상태에서 노심의 중심부분은 외곽부분에 비해 높은 온도를 유지하며, 이는 반경방향 복사열전달의 근원적인 추진력을 제공한다. 이러한 복사열전달은 노심의 반경방향의 온도분포를 균일하게 하는 방향으로 작용하며, 복사열전달의 모의는 노심 노출 후 노심 내 온도분포를 정확히 예측하는 데 매우 중요하다.

MELCOR의 복사열전달 모델은 노심 cell 내의 구성물 (component)간에, cell 경계간에, 그리고 구성물에서 수증기로의 복사열전달이 회색체 (gray surface/medium)에서의 교환복사 방식으로 모의되고 있다. 표 3.3.4-1에서 MELCOR 모델과 대표적인 기존 중대사고 코드인 MAAP, SCDAP/RELAP5의 복사열전달 모델을 비교, 검토하였다. 복사열전달 현상의 복잡성을 고려하여 세 코드 모두 간편 및 근사모델을 사용하여 열전달을 또는 열속밀도를 계산하고 있으나 MELCOR 및 SCDAP/RELAP5는 흑체복사가 아닌 회색체 복사방식을 사용하여 좀 더 정확한 계산을 시도하고 있는 점이 특징적이다. 특히 MELCOR 및 SCDAP/RELAP5는 지배방정식 및 열원 표면의 흡수도 및 방출도에 거의 비슷한 모델을 채택하고 있다. 그러나 복사열전달 시 매체로 작용하는 수증기의 방출도에 있어 SCDAP/RELAP5는 6개의 파장대를 이용하여 좀 더 해석적인 모델을 사용하고 있으며 MAAP은 MELCOR에서 사용자의 입력인

노심에서 원자로 상부로의 조망인자를 계산하는 모델을 가지고 있다. 따라서 MELCOR의 복사열전달 모델을 개선하기 위해서는 아래의 2가지 사항을 개선할 여지가 있으며 개선작업은 필요에 따라 추후에 이루어질 예정이다.

본 연구에서 도출된 MELCOR 복사열전달 모델의 개선사항은 다음과 같다.

- 수증기의 방출도 (emissivity) 모의 방식
- 노심에서 원자로 상부로의 열전달 계산을 위한 조망인자 (view factor)의 모의 방식

아래의 (1)에서는 MELCOR 코드의 복사열전달 모델의 내용을, (2)에서는 SCDAP/RELAP5 코드의 수증기 방출도 (emissivity) 모의 방식을, 그리고 (3)에서는 MAAP 코드의 노심에서 원자로 상부로의 조망인자 (view factor) 모의 방식을 각각 기술하였다.

### (1) MELCOR 복사 열전달 모델

MELCOR 복사 열전달 모델에서는 축 방향 및 반경방향에 대해 cell (기본 노드 단위) 내부 (Intra-cell) 및 cell 간 (Inter-cell)의 열복사 (thermal radiation) 및 최외곽/최상단의 노심 cell로부터 경계구조물 (core shroud 또는 upper plenum을 의미)로의 열복사가 계산된다. 그리고 원자로용기 하부의 pool (또는 물이 없을 경우, 원자로용기 하부) 및 수증기로의 축 방향 복사가 모의된다. 복사방식은 노심 cell내의 구성물 (component) 끼리, cell의 경계간에, 그리고 구성물에서 수증기로의 복사열전달이 회색매체 (gray medium)를 사이에 둔 회색표면 (gray surface)들끼리의 교환복사로 모의되고 매체로는 투과성이 있으며 비반사체 ( $\rho_w=0$  즉, 매체에 도착한 입사복사선은 모두 매체에 흡수)의 특성을 가진 수증기가 모의된다.

Radiosity,  $J_i$  는 불투명한 ( $\tau_i=0$  즉,  $\alpha_i+\rho_i=1$ ) 등온체 ( $\alpha_i=\varepsilon_i$ )에서 반사되거나 방사된 형태로, 단위시간당 i-번째 (본 모델에서 i는 1 또는 2) 표면의 단위면적에서 떠나는 에너지속 밀도 (energy flux)로 정의된다.

$$J_i = \text{reflection} + \text{emission} = \rho_i G_i + E_i = (1 - \varepsilon_i) G_i + \varepsilon_i E_{bi} \quad (3.3.4-1)$$

여기서,

$\rho_i$  = i-번째 표면의 반사정도(reflectance)

$\alpha_i$  = i-번째 표면의 흡수정도(absorptance)

$\epsilon_i$  = i-번째 표면의 방출도

$G_i$  = i-번째 표면에 입사된 복사속밀도 (radiation flux)

$E_{bi}$  = i-번째 표면의 흑체 방사력 (blackbody emissive power),  $T_i^4$

따라서, i-번째 표면에서의 순 열전달율은 Radiosity와 입사된 복사속밀도와의 차이에 i 표면의 총 면적을 곱하여 정리하면 Radiosity와 흑체 방사력으로 표시할 수 있다 :

$$q_i = A_i(J_i - G_i) = A_i(\epsilon_i / (1 - \epsilon_i))(E_{bi} - J_i) \quad (3.3.4-2/3)$$

한편, (매체를 통과해) I 표면에서 j 표면으로의 순 열전달율은 Radiosity를 이용하여 다음과 같이 표시된다:

$$q_{ij} = A_i F_{ij} \tau_{ij} J_i - A_j F_{ji} \tau_{ij} J_j = A_i F_{ij} \tau_{ij} (J_i - J_j) \quad (3.3.4-4)$$

여기서,

$F_{ij}$  = i 표면에서 j 표면으로의 기하학적 조망인자 (geometric view factor /shape factor/configuration factor/angle factor)

$\tau_{ij}$  = i 표면과 j 표면간의 기하학적 평균 transmittance (매체 영향 반영)

그리고 i 표면과 수증기 매체사이의 복사 열전달은 상호교환 관계식 ( $A_i F_{im} = A_m F_{mi}$ )과 단위조망인자 ( $F_{im} = 1$ )를 이용하여 다음과 같이 표시된다 (단, 수증기 매체는 비반사체라고 가정하여  $J_m = \epsilon_m E_{bm}$ ):

$$\begin{aligned} q_{im} &= J_i A_i F_{im} \alpha_m - A_m F_{mi} J_m = J_i A_i F_{im} \epsilon_m - A_m F_{mi} \epsilon_m E_{bm} = A_i F_{im} \epsilon_m (J_i - E_{bm}) \\ &= A_i \epsilon_m (J_i - E_{bm}) \end{aligned} \quad (3.3.4-5)$$

여기서,

$\epsilon_m$  = 수증기의 방출도/흡수도(absorptivity) =  $(1 - \tau_{ij})$

$E_{bm}$  = 수증기 매체의 흑체 방사력,  $T_m^4$

결국,  $i$  표면에서의 순 열전달율은 다음과 같다:

$$q_i = q_{im} + q_{ij} \quad (3.3.4-6)$$

식 (3.3.4-3/4/5/6)은 COR 패키지 내에서 계산되어 여러 가지 표면쌍 (pair of surfaces)의 조합에 대해  $q_i$  및  $q_{im}$  ( $i = 1, 2$ )이 구해진다. 아래에 계속되는 절들에서는 표면 및 증기의 방출도 ( $\epsilon_i / \epsilon_m$ ), 기하학적 조망인자 ( $F_{ij}$ ), 및 구현논리 (예 : 계산과정에서 재배치 될 수 있는 여러 cell 구성물 중 표면쌍을 구하는 방법)를 기술한다.

#### (가) 방출도 (Emissivities)

표면 및 증기의 방출도는 MARCH2 [105] 코드의 확장판인 MARCON 2.1B [106]에서 사용된 모델에 의해 평가된다. 피복관에 대해서는 지르칼로이의 표면 방출도가 사용되며, 이는 MATPRO [29]에서 사용된 온도 및 산화물 두께의 함수식으로부터 계산된다. 최고온도 1500 K 미만인 경우, 지르칼로이 표면 방출도는 산화물 두께 ( $\Delta r_{ox}$ )에 따라 아래식에 의해 계산된다:

$$\epsilon_i = 0.325 + 0.1246(10^6)\Delta r_{ox} \quad [\Delta r_{ox} < 3.88 \times 10^{-6}] \quad (3.3.4-7)$$

$$\epsilon_i = 0.808642 - 50.0\Delta r_{ox} \quad [\Delta r_{ox} \geq 3.88 \times 10^{-6}] \quad (3.3.4-8)$$

1500 K 이상인 경우, 지르칼로이 표면 방출도는 식(3.3.4-7) 또는 식(3.3.4-8)에 의해 계산된 후 아래의 인수를 곱하여 계산된다 :

$$F = \exp\left[\frac{1500.0 - T_{i, \max}}{300.0}\right] \quad (3.3.4-9)$$

여기서  $T_{i, \max}$  는 표면의 최고온도이며, 본 인수의 하위경계값은 0.325이다.

피복관을 제외한 여타구조물 (예, 제어봉 또는 안내관 (guide tube))의 표면 방출도는 MARCON 2.1B 에서 사용된 SS (stainless steel)에 대한 아래의 관계식으로부터 계산된다:

$$\epsilon_i = 0.042 + 0.0003474 T_i \quad (3.3.4-10)$$



수증기의 방출도 ( $\epsilon_m$ )는 수증기의 온도 및 optical depth (부분 증기압과 평균광거리(mean beam length,  $L_e$ )를 곱한 값)에 따라 표시된 표 3.3.4-2로부터 계산된다 [107]. 평균광거리는 건전 노심 구조에서 각 구성물에 대해 대표거리에 근거하여 다음의 식으로부터 구해진다 [108]:

$$L_{e,cl} = 3.5(P - 2r_{cl}) \quad (3.3.4-11)$$

$$L_{e,pd} = 0 \quad (3.3.4-12)$$

여기서 두번째 하첨자인 cl 및 pd는 피복관 및 노심파편물을 각각 표시하며 P는 핵연료봉 간격 (fuel rod pitch),  $r_{cl}$ 은 피복관 반경을 표시한다.

#### (나) 조망인자 (View Factor)

식 (3.3.4-4)에서 사용된 조망인자,  $F_{ij}$ 는 표면의 방향에 따른 효과를 모의하며 사용자 지정 인수로 구현되어 있다.  $F_{ij}$ 와 함께 사용되는 표면적  $A_i$ 는 cell 내의 구성물끼리의 복사 계산에서는 구성물의 실제 면적이, cell간의 복사 계산에서는 cell 경계의 면적이 이용된다. 조망인자의 값은 사용자에게 의해 (COR00003) 입력된다. 이는 단순구조에서는 가능하면 표준수식에 기초하며 중개표면 (intervening surfaces)을 포함하는 복잡구조 (예 : 핵연료봉 다발처럼 수많은 종류의 구조를 포함하는 cell내의 대표구조 사이의 복사)에서는 실험 데이터나 상세 복사계산에 기초한다. 조망인자의 결정에 있어 도움이 될 정보가 없는 경우에는 임의변수로 취급하여 계산과정에서 복사의 효과를 검사해야 한다. 조망인자는 노심손상 시에도 변하지 않는 정적 변수이다. 또한 상호교환 관계식 (즉,  $F_{12}A_1 = F_{21}A_2$ )으로부터 노심 재배치 시에도 사용자 입력인 구성물의 표면적이 상수값인 조망인자와 함께 변함 없이 사용된다.

Cell 내부 (Intra-cell)의 복사 경우, 핵연료봉이 포함된 cell 내부에 노심 파편물이 존재하면 핵연료봉으로부터 노심파편물로의 복사를 모의하기 위해 피복관 (또는 피복관이 없는 핵연료)의 표면적과 함께 단위 값의 조망인자 ( $F_{cl,pd}$ )가 내부적으로 사용된다.

Cell간 (Inter-cell)의 복사에서는 반경방향 ( $F_{cell,r}$ )과 축 방향 ( $F_{cell,a}$ )의

복사를 제어하는 2가지 조망인자를 사용자는 입력해야 한다.

cell간의 반경방향 복사에서 사용되는 온도는 두 cell의 최외곽 구성물의 온도이다. 축 및 반경방향의 cell간 복사를 위해 필요한 Cell 경계의 표면적은 사용자 (CORijj05 및 CORrii01)에 의해 정의된다. 한편, 복사계산은 cell내의 대표 (평균) 구성물에 대해 이루어지며, 조망인자는 동종 중개물의 존재를 반영해야 하는 데 이는 nodalization의 정도에 따라 다르다.

만약 바깥 또는 상위의 cell내에 구성물이 없으면 반경 또는 축 방향으로 구성물이 있는 cell (또는 경계구조물)을 만날 때까지 계산이 보류된다. 즉, cell내의 구성물은 이웃하지 않은 cell의 구성물과 연결될 수 있으며, 반경 또는 축 방향 경계구조물은 최외곽 cell의 구성물로부터 복사에너지를 받으며 이는 사용자 (CORZjj02 및 CORrii02)에 의해 정의된다. 그 외에 노출된 최하부의 노심 cell로부터 원자로용기 하부나 하부 pool로의 축방향 복사를 제어하는 조망인자로  $F_{1p,up}$ 가 원자로하부의 표면적과 함께 사용된다.

#### (다) 구현 논리

첫 번째로 cell내의 여타구조물을 검색하여 존재하면, 여타구조물의 복사대상이 될 cell내의 다른 구성물의 존재여부가 핵연료봉 피복재 (또는 핵연료 펠릿) 그리고 노심 파편물의 순으로 검색된다. Cell내에 다른 구성물이 존재하지 않으면 여타구조물은 반경 또는 축 방향의 이웃한 cell로 복사한다. 다음으로 cell내에 핵연료봉 (즉, 피복관 구성물 또는 피복관이 없는 핵연료 펠릿)이 존재하면 핵연료봉은 반경 및 축 방향의 이웃한 cell로 복사한다. 마지막으로 cell내에 노심 파편물이 존재하면 노심 파편물의 복사대상이 될 cell내의 다른 구성물의 존재여부가 검색되어 핵연료봉이 존재하면 노심파편물은 핵연료봉으로 복사한다. 핵연료봉이 존재하지 않으면 노심 파편물은 반경 및 축방향의 이웃한 cell 내에 존재하는 구성물로 복사한다.

#### (2) SCDAP/RELAP5 증기 방출도 모델

증기의 흡수도 및 방출도는 TRAC-BD1 코드에서와 마찬가지로 계산되며, 증기의 흡수상수 (absorption coefficient,  $K_{gij}$ )는 흡수도 ( $a_{gji}$ ) 및 방출도가

결정된 후 다음으로부터 계산된다:

$$K_{gij} = \frac{\ln(1 - a_{gij})}{L_{ij}}$$

증기의 흡수도 및 방출도를 구하는 방식은 다음과 같다.

단파장 (파장 =  $\lambda$ )의 복사선을 흡수하는 가스매체의 방출도는 유도과정을 포함하여 다음식에 의해 표시된다:

$$dI_{\lambda} = -c_{\lambda} I_{\lambda} dx$$

$$\int_{\lambda_0}^{\lambda} \frac{dI_{\lambda}}{I_{\lambda}} = \int -c_{\lambda} dx$$

$$\frac{I_{\lambda x}}{I_{\lambda 0}} = e^{-c_{\lambda} x} \quad (\text{Beer's Law})$$

$$\tau_{\lambda} = e^{-c_{\lambda} x}$$

$$\tau_{\lambda} + \varepsilon_{\lambda} = 1$$

$$\text{그리고 } \varepsilon_{\lambda} = 1 - e^{-c_{\lambda} x}$$

여기서 C (단파장 흡수 상수) =  $-K_{gji}$ ,  $x = L_{ij}$  라고 놓으면, 다음식에서  $K_{gji} = -K_{\lambda} * P$  임을 알 수 있다:

$$\varepsilon_{\lambda} = 1 - e^{(-K_{\lambda} P L_{ij})} (= a_{\lambda})$$

여기서 p는 압력 (Pa), K는 파장별 흡수상수 ( $P_a \times \mu_m$ )<sup>-1</sup>이다.

반구의 총 방출도는 동일온도에서 주어진 표면의 방출력 (e)과 흑체의 방출력 ( $e_b$ )의 비율로 다음처럼 정의된다:

$$e_g = \frac{e}{e_b} = \frac{\int_0^{\infty} \varepsilon_{\lambda} e_{b\lambda}(T) d\lambda}{\int_0^{\infty} e_{b\lambda}(T) d\lambda} = \frac{\int_0^{\infty} \varepsilon_{\lambda} e_{b\lambda}(T) d\lambda}{\sigma T^4}$$

플랑크 함수 (planck function,  $e_{b\lambda}$ )는 다음처럼 표시된다:

$$e_{b\lambda} = \frac{2\pi h C^2}{\lambda^3} \frac{1}{e^{\frac{hc}{\lambda kT}} - 1}$$

여기서,  $h$ 는 플랑크 상수 ( $6.625 \times 10^{-34}$  J·s),  $k$ 는 볼츠만 상수 ( $1.38 \times 10^{-23}$  J/K), 그리고,  $C$ 는 매체에서의 빛의 속도를 의미한다.

매체의 흡수도 ( $a_\lambda$ )는 방출도와 비슷하게 흡수매체로 입사되는 복사선을 방출하는 표면의 온도에서 다음처럼 구해진다:

$$a_\lambda = \frac{\int_0^\infty a e_{b\lambda}(T_s) d\lambda}{\sigma T_s^4}$$

여기서, 열적평형에서의 키르호프 법칙 (Kirchhoff's law)에 의해  $a_\lambda = \epsilon_\lambda$  이다.

중기의 흡수 스펙트럼은 6개의 주요 흡수대 (absorption band)로 구성되는 것으로 고려한다 [109]. 표 3.3.4-3은 300 K 에서 이러한 흡수대에 대해 파장 및 흡수상수 ( $K_{\lambda_0}$ )를 보여주며, 다른 온도에서의 흡수상수는 다음식에서 구할 수 있다:

$$K_\lambda = K_{\lambda_0} \left(\frac{300}{T}\right)$$

현재 모델에서  $K_\lambda$  는 각 파장대 내에서 일정하고 다른 지역에서는 0 으로 가정했다. 따라서, 방출도 및 흡수도에 대한 종합은 표 3.3.4-3에 주어진 파장대의 합으로 다음처럼 근사된다:

$$\epsilon_g = \frac{1}{\sigma T^4} \sum_{i=1}^6 \epsilon_{\lambda_i} e_{\lambda_i}(T) \Delta\lambda_i$$

$$a_g = \frac{1}{\sigma T_s^4} \sum_{i=1}^6 \epsilon_{\lambda_i} e_{\lambda_i}(T_s) \Delta\lambda_i$$

여기서

- $i$  = 파장대 지표
- $\epsilon_{\lambda_i}$  = 파장대 중간의 파장에서 계산된 플랑크 흑체함수의 평균치
- $T$  = 중기매체의 온도

$T_s =$  표면온도.

### (3) MAAP 조망인자 모델

MAAP 코드에서는 노심에서 원자로 상부로의 복사열전달을 평가하기 위해서 직원주 안쪽 표면에 대한 조망인자의 값을 계산한다 (FVIEW2 서브루틴). 여기서 직원주는 원자로 상부 구조물 (윗면), 노심 상단 (밑면), 및 노출된 노심방벽 (실린더 벽면)으로 구성되고, 밑면 및 실린더 벽면은 노드구분을 위해 다수의 동심원 및 띠 (band)로 각각 세분된다. 본 계산은 밑면의 동심원 ( $J=1, JMX$ ) 각각으로부터 실린더 벽면의 띠 ( $I=1, IMX$ ) 및 윗면 ( $I=IMX+1$ )으로의 조망인자 ( $F(J, I)$ )와 윗면 및 실린더 벽면의 띠 각각으로부터 밑면의 동심원 및 자신으로의 조망인자 ( $FF(I, IJ) : IJ=1, \dots, IMX+JMX+1$ )의 계산으로 나뉘어진다.

먼저, 동심원에서 실린더 벽면으로의 조망인자는 다음식에서 고려된다:

$$f_1(r, Z, R) = \frac{1}{2} \left[ 1 - R^2 + Z^2 \over r^2 + \sqrt{\left( 1 + \frac{R^2 + Z^2}{r^2} \right)^2 - 4 \frac{R^2}{r^2}} \right] \quad (3.3.4-13)$$

여기서,  $r$ 은 밑면 동심원의 반경이고,  $Z$ 는 실린더 벽면의 높이이고,  $R$ 은 실린더의 반경이다. 각 노드간의 조망인자를 식 (3.3.4-13)로부터 구하면 아래와 같다:

1. 가장 중심원 ( $J=1$ )으로부터 제일 아래띠 ( $I=1$ )로의 조망인자  
 $F_1(1,1) = f_1(r_1, Z_1, R)$
2. 가장 중심원 ( $J=1$ )으로부터 나머지 띠 ( $I=2, \dots, IMX$ )로의 조망인자  
 $F_1(1,I) = f_1(r_1, Z_1, R) - f_1(r_1, Z_{I-1}, R)$
3. 나머지 중심원 ( $J=2, \dots, JMX$ )에서 전체 띠 ( $I=1, \dots, IMX$ )로의 조망인자  

$$F_1(J,I) = \frac{r_J^2 f_1(r_J, Z_I, R) - r_{J-1}^2 f_1(r_{J-1}, Z_I, R)}{(r_J^2 - r_{J-1}^2)} - \sum_{i=1}^{I-1} F_1(J,i)$$
4. 전체 중심원 ( $J=1, \dots, JMX$ )으로부터 윗면 ( $I=IMX+1$ )으로의 조망인자  

$$F_1(J,IMX+1) = 1 - \sum_1^{IMX} F_1(J,i)$$

또한 상호교환 관계식을 이용하면, 윗면 및 실린더 벽면의 띠 각각으로부터 밑면의 각 동심원으로의 조망인자는 다음에서 구할 수 있다:

$$F_1(I, J) = (A_J / A_I) * F_1(J, I)$$

다음으로, 윗면 및 실린더 벽면의 띠 각각으로부터 서로로의 조망인자는 다음의 기본식에서 고려된다:

$$f_2(z) = \left(\frac{z^2}{2}\right) \left[ \left(1 + \frac{4}{z^2}\right)^{\frac{1}{2}} - 1 \right] \quad (3.3.4-14)$$

여기서, z는 실린더 벽면의 띠의 높이를 표준화 (normalize)한 것으로 다음과 같다:

$$z_i = Z_i / R$$

결국 식(3.3.4-14), 닫힘 규칙 ( $\sum_j F(i, j) = 1$ ), 및 상호교환 관계식으로부터 자신으로의 조망인자는 아래와 같이 계산된다:

1. 실린더 벽면의 띠간의 조망인자 (단,  $I1 \leq I2 \leq IMX$ )

$$F_2(I1, I2) = 1 - \sum_{J=1}^{JMX} F_1(I1, J) - \sum_{K=1}^{I2-1} F_2(I1, K) - \frac{[f_2(z_{I2} - z_{I1}) - f_2(z_{I2} - z_{I1})]}{2(z_{I2} - z_{I1})}$$

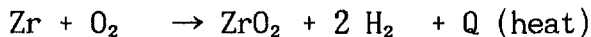
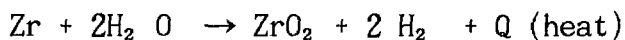
2. 실린더 벽면의 띠 각각으로부터 윗면으로의 조망인자

$$F_2(I, IMX+1) = 1 - \sum_{J=1}^{JMX} F_1(I, J) - \sum_{K=1}^{IMX} F_2(I, K)$$

## 나. 수소 생성 모델 평가

### (1) 산화반응 모델

중대사고가 발생하여 노심이 노출될 경우 핵연료 피복재인 지르칼로이는 수증기와 산화반응을 일으켜 많은 수소를 발생시킨다. 동시에 이 반응은 매우 많은 열을 발생시키는 발열반응이므로 사고진행을 촉진시켜 핵연료 및 원자로파손에 크게 영향을 미친다. 또한 노심이 용융되는 중대사고시 발생하는 다량의 수소는 기폭하여 폭발반응을 일으킴으로써 격납건물에 직접적인 하중을 가하여 격납건물의 건전성을 위협하게 되며 안전관련 기기에 손상을 유발시킬 수 있는 것으로 알려져 있다. 실제로 TMI-2사고에서 핵연료 피복관/노심용융물과 수증기와의 반응으로 다량의 수소가 발생하여 격납용기로 방출되었다. 그러므로 노심 손상을 동반하는 중대사고시 수소 생성 공급원으로서 핵연료 피복관의 산화반응은 중요한 현상으로 대두되어 왔다. 이 Zr산화반응은 다음과 같은 발열반응으로 표시된다[1].



고온에서 수증기와 Zr의 반응현상이 매우 신속하므로 특히 중대사고시에 첫째 식이 더욱 중요한 반응이다. 그러므로 본 보고서에서는 수증기와 Zr 산화반응을 분석하고자 한다.

초기의 지르칼로이 피복관은 고온에서 안정된 순수  $\beta$ -Zr으로만 구성되어 있다. 그러나 수증기와 고온의 피복관이 반응함에 따라서 피복관내에 Zr은 산소농도에 따라서 3가지 종류로 구분된다. 즉 피복관 외벽부터 산소농도가 높은 순서대로  $\text{ZrO}_2$ ,  $\alpha$ -Zr, 그리고  $\beta$ -Zr로 구성된다. 이와 같이 순수 Zr가  $\text{ZrO}_2$ ,  $\alpha$ -Zr으로 전환되는 반응을 산화반응이라 하며 이와 같은 산화반응은 다음과 같이 parabolic 형태를 따른다.

$$dW^2 / dt = K(T)$$

여기서, W는 단위표면 당 산화물의 질량 ( $\text{kg/m}^2$ ), K(T)는 반응계수로  $A \exp$

(-B/T)로 주어지며, A와 B는 상수값, T는 산화층의 온도 (K)이다.

윗 식에서 보듯이 산화 반응층의 성장은 시간 제곱근에 비례한다. 이 산화 반응은 산화물을 통과하는 음이온 확산에 의해서 지배된다. 산화반응은 거의 유사한 형태를 갖는 상관식으로 표현할 수 있으며, 이 상관식은 온도에 의존하는 상수에 의해서 결정되는데, 이러한 상수는 여러 실험 데이터로부터 도출할 수 있다. 수증기내의 대표적인 산화반응관련 산화 반응 상관식은 다음과 같다.

Urbanic-Heidrich 상관식 [110]

$$K(T) = 29.6 \exp(-16820.0/T) \quad < 1853 \text{ }^\circ\text{K}$$

$$K(T) = 87.9 \exp(-16610.0/T) \quad \geq 1853 \text{ }^\circ\text{K}$$

MATPRO-EG&G 상관식 [28]

$$K(T) = 33.6 \exp(-20060.0/T) \quad < 1853 \text{ }^\circ\text{K}$$

$$K(T) = 10.852 \exp(-16610.0/T) \geq 1853 \text{ }^\circ\text{K}$$

(2) 각 모델의 비교분석

위에서 보듯이 각 모델은 온도에 따라 2개의 상관식이 가용하다. 그러나 어떤 다른 새로운 모델도 해당 계수 값을 입력함으로서 모의가 가능하다. 본 분석에서는 울진원전3,4호기를 대상으로 MELCOR의 입력변수를 변화시켜 각 산화반응 상관식의 영향을 분석하였다. 분석결과 표 3.3.4-4에서 보듯이 노심 용융시점을 비교할 때, Urbanic-Heidrich 상관식이 MATPRO-EG&G 상관식보다 394초 빠르게 나타나고 또한 노심하부 파손 역시 Urbanic-Heidrich 상관식이 434초 빠르다. 수소 생성량을 비교해볼 때 노심 손상 초기에는 별로 차이가 없지만, 노심 하부 파손 시에는 Urbanic-Heidrich 상관식이 MATPRO-EG&G 상관식보다 1.4배정도 더 많이 발생시킨다. 결국 전체적으로 Urbanic-Heidrich 상관식이 MATPRO-EG&G 상관식보다 보수적인 값을 제시한다.



### (3) 전이온도 민감도 분석

전이온도는 온도가 증가함에 따라 ZrO<sub>2</sub>의 물질형태가 Tetragonal 형태에서 산소의 확산계수가 훨씬 큰 Cubic 구조로 상변화되어 산화반응이 급격히 증가되는 경계온도이다. 앞에서 기술된 대표적인 모델에서는 전이온도가 1853° K이지만 일부모델에서는 1773° K 또는 1875° K를 선택하고있다. 이와 같은 전이온도는 Zr-O 상변화 도표상의 전이온도 값이다. 따라서 피복관을 통한 산소확산을 고려하고 있지 않은 상관식으로부터 산화반응을 예측하기 보다는 오히려 다른 값이 더 적절할 수 있다.

#### (가) 전이온도를 1773° K로 변경한 경우

MATRO-EG&G의 두 관계식 중에서 저온에서 적용하는 값이 전이온도 1773° K 까지에서 매우 잘 맞는 것으로 알려져 있다. 그래서 전이온도를 변경하여 분석하여 보았다. 노심용융 시간을 비교하면, MATRO-EG&G는 100초 정도 빨라지지만 Urbanic-Heidrich은 15초정도 밖에 빨라지지 않는다. 그러나 노심하부 관통 시간을 볼 때, MATRO-EG&G는 83초정도 늦어지지만 Urbanic-Heidrich은 오히려 292초 빨라진다. 또한 수소 생성량은 노심하부 관통시까지 볼 때, MATRO-EG&G는 6.2Kg 증가하지만 MATRO-EG&G는 오히려 14.1Kg감소한다. (표 3.3.4-4, -5 참조)

#### (나) 전이온도를 1875° K로 변경한 경우

또한 MAAP과 같은 중대사고 분석코드에서는 산화반응 상관식을 3개로 구분하여 사용하는 데 이때 1875° K를 경계온도를 추가한다. 전이온도 1875° K에서 수행한 결과로 볼 때 사고진행은 MATRO-EG&G의 노심하부 관통을 빼고는 전이온도 1853° K의 경우와 별 차이 없다. 그러나 이때의 수소 생성량은 전이온도 1853° K보다 Urbanic-Heidrich이 18kg, MATRO-EG&G이 60Kg 더 많이 발생 시킨다.

### (4) 결론

위에서 기술한 산화반응의 비교분석은 중대사고현상 연구의 일환으로 올진

3.4 호기를 대상으로 하였으며 현재 사용중인 산화반응 모델 중 대표적인 2개의 산화반응모델의 타당성을 연구하였다. 각 산화모델의 분석결과를 비교해 볼 때, 사고진행시간은 분석결과에서 알 수 있듯이 각 모델사이에 비교적 큰 차이는 없지만 수소생성량은 핵연료용융시점에서 Urbanic-Heidrich 상관식이 MATPRO-EG&G 상관식보다 1.4배정도 더 많이 발생하는 것으로 나타난다. 또한 전이온도의 변경에 따른 사고진행은 MATPRO-EG&G 상관식 (1875 ° K)에서는 노심하부 파손시간이 차이가 있으며 Urbanic-Heidrich (1773° K)에서는 용융물 재배치 시간이 차이 난다. 그 외에는 전이온도 변경에 따른 사고진행은 별 차이가 없지만 수소생성량은 차이가 나타난다. 그러므로 앞으로 PHEBUS-FP와 같은 실험결과와 비교/분석하여 보다 적합한 모델을 구현할 필요가 있다.

표 3.3.4-1. 코드간 복사열전달 모델의 장.단점 비교

모델 종류	MELCOR 간이(simplified)모델	MAAP 근사(approximate) 모델	SCDAP/RELAP5 간이(simplified) 모델
지배방정식	- 표면에서의 순 열전달율을 구함 : $q_i = q_{im} + q_{ij}$	- 핵연료봉간의 반경방향 열속밀도 : $q_{m-1-m} = \sigma(T_{m-1}^4 - T_m^4)$ - 핵연료봉간의 열속밀도는 동일하 다는 가정으로부터 노드간 열전달을 구함	- 표면에서의 순 열속밀도를 구함 : $q_i = q_{im} + q_{ij}$
핵연료봉/제어봉	- 구성물의 일부로 고려	- 축방향 Inter-cell 복사열전달 무시	- 봉 표면간의 열복사 - Isotropic/Anisotropic 고려
구성물/수증기	- 회색매체 (gray medium)를 사이에 둔 회색표면 (gray surface)들끼리의 교환복사로 모의 - 수증기는 투과성이 있으며 비반사체 <sup>1</sup> 의 특성을 가진 것으로 모의	- 구성물과 가스와의 열전달 계수에서 고려	- 증기에 의해 흡수된 열복사 - 수증기는 투과성이 있으며 비 반사체의 특성을 가진 것으로 모의
기타	- 최외곽/최상단의 노심 cell로부터 경계 구조물로의 열복사 - 노출된 최하부의 노심 cell로부터 원자로 용기 하부나 하부 pool로의 축방향 복사	- 최상단의 노심 노드로부터 경계 구조물로의 열복사	- 최외곽/최상단의 rod로부터 shroud 로의 열복사
복사방식	- 회색체 복사	- 흑체 복사	- 회색체 복사
조망인자	- 봉간 : 사용자 입력 (COR00003) - Inter-cell에서 핵연료봉-노심파편물 ( $F_{cl,up}$ ): 단위값 - $F_{lp,up}$	- 노심에서 원자로 상부로의 열전달 모델은 직원주 안쪽 표면에 대한 조망인자의 계산	- Crossed string method 이용 - 다발(bundle) 구조에서 봉간의 조망인자도 계산
흡수도/방출도/ 투과도	- 표면의 흡수도 및 방출도 : MATPRO - 수증기의 방출도 ( $\epsilon_m$ )는 수증기의 온도 및 optical depth [J.P. Holman]에 따라 표시된 [C.B. Ludwig / C.C. Ferriso] 로부터 계산 [MARCON 2.1B 코드의 모델]	- N/C	- 표면의 흡수도/방출도 : MATPRO - 증기의 방출도는 흡수상수를 이용해 계산 [TRAC-BD1 코드의 모델] : 6개의 파장대 [H.C. Hottel/A.F.Sarofim]를 이용하여 좀 더 해석적으로 계산함

(주해) 1.  $\rho_m = 0$ , 즉 매체에 도착한 입사복사선은 모두 매체에 흡수된다.

표 3.3.4-2. 증기방출도 대 온도 및 광거리

Optical Depth (cm-atm)	Temperature (K)						
	370	600	1000	1500	2000	2500	3000
1.0	0.12	0.09	0.041	0.02	0.01	0.0063	0.004
3.2	0.25	0.195	0.11	0.06	0.03	0.019	0.011
10.0	0.37	0.315	0.23	0.145	0.085	0.053	0.033
32.0	0.47	0.425	0.37	0.29	0.20	0.135	0.086
100.0	0.56	0.533	0.55	0.47	0.365	0.277	0.193
320.0	0.65	0.625	0.70	0.66	0.555	0.47	0.35
1000.0	0.73	0.71	0.82	0.80	0.74	0.65	0.52
3200.0	0.79	0.78	0.92	0.90	0.88	0.78	0.65
10000.0	0.85	0.85	1.00	0.92	0.92	0.85	0.73

표 3.3.4-3. 수증기 흡수 스펙트럼 및 특성

Wavelength at Band center ( $\mu\text{m}$ )	Minimum Wave length ( $\mu\text{m}$ )	Maximum Wave length ( $\mu\text{m}$ )	Absorption Coefficient $K_{\lambda_0}$ ( $\text{Pa} \times \mu$ ) <sup>-1</sup>
1.1	1.1017	1.1809	0.523
1.38	1.3243	1.4405	13.42
1.87	1.7693	1.9829	16.38
2.87	2.495	2.942	204.19
6.3	5.2854	7.7942	283.64
20.0	12.43	51.1509	94.65

표 3.3.4-4. 각 모델의 주요분석결과

상관식		Urbanic-Heidrich	MATPRO-EG&G
사고진행		상관식 (1853° K)	상관식 (1853° K)
노심용융시작		80892초	84836초
용융물 재배치		87584 초	91742 초
노심하부파손		87911 초	92258 초
수소 생성량	노심용융시작	55.9kg	58.9 kg
	노심하부파손	184kg	130.6kg

표 3.3.4-5. Urbanic-Heidrich 전이온도 민감도분석결과

전이온도 변경		Urbanic-Heidrich	Urbanic-Heidrich
사고진행		상관식 (1773 ° K)	상관식 (1875 ° K)
노심용융시작		80757초	80952초
용융물 재배치		84507 초	87320 초
노심하부파손		84983 초	876116 초
수소 생성량	노심용융시작	59.8 Kg	54.4 Kg
	노심하부파손	161.9 Kg	202 Kg

표 3.3.4-6. MATRO-EG&G 전이온도 민감도분석결과

전이온도 변경		MATPRO-EG&G	MATPRO-EG&G
사고진행		상관식 (1773 ° K)	상관식 (1875 ° K)
노심용융시작		83802초	84867초
용융물 재배치		91758 초	91761 초
노심하부파손		93091 초	10139 초
수소 생성량	노심용융시작	50.44 kg	46.7 kg
	노심하부파손	136.8 kg	190.7kg

## 제4절 MIDAS/TH 코드 구조개편

MELCOR 중대사고 종합코드 데이터 전달방식의 단점을 보완하기 위해 FORTRAN90 동적 메모리관리 (Dynamic Memory Allocation, DMM) 및 STRUCTURE 기법을 이용하여 변수 및 데이터 저장 방법을 개편하는 코드구조 개편 작업[111]이 중대사고 해석코드 국산화 작업으로 수행되는 MIDAS 전산 코드 개발과 병행되고 있다. MIDAS는 기존 모델의 개선 및 새로이 필요한 모델을 개발하여 현상학적 해석 능력을 높이며, 더불어 사용자 및 모델 개발자의 편의성을 향상시키기 위하여 코드 구조를 개편하고 있다.

기존의 데이터 전달방식 단점은 직접변수 대신 포인터(Pointer) 변수를 사용한 데서 기인한다. 포인터 변수의 사용은 컴퓨터 언어가 동적메모리 관리를 허용하지 못했던 예전에 메모리의 낭비를 없애기 위해 즐겨 사용하던 방식이다. 그러나 위 방식은 직접변수를 사용하지 못하기에 프로그램 내부에서의 변수추적이 아주 어려운 단점이 있다. 한편 최신 프로그램 언어인 FORTRAN90은 동적메모리 관리를 허용하므로 직접변수를 사용해도 메모리의 낭비를 방지할 수 있다. 또한 모듈을 이용한 STRUCTURE 기법을 사용하면 직접변수명에 수직포함관계 (hierarchy structure)를 표시 (수직포함관계가 표시된 직접변수를 이후 도출변수로 명명) 할 수 있어 변수명만으로 변수에 대한 이해를 크게 높일 수 있다. 따라서 가변적인 입력을 처리하기 위해 사용되었던 포인터 변수를 삭제하고 도출변수로 변경하는 구조개편 작업이 완료되면 MELCOR 코드내 모델의 개선 및 추가가 용이해지고 사용자의 편의성 (접근성 및 이해도)이 크게 향상되는 효과가 기대된다.

### 1. 코드 구조 개편

MELCOR 1.8.4를 대상으로 하였으며, 사용 언어는 FORTRAN90으로 하였다. 데이터 전달 구조는 코드 개발자나 사용자로 하여금 코드 내부의 이해가 쉽고 사용이 용이하도록 데이터 저장 및 전달 체계를 기존 MELCOR의 데이터 타입 별 단일 배열에서 FORTRAN90 언어의 특성을 활용할 수 있는 도출변수 형태 (derived data type)로 전환하고, 팩키지별로 모듈화하였으며, 동적 저장 기법을 이용하여 계산 효율을 높였다.

코드 개편에 앞서, FORTRAN90 언어의 새로운 기능을 이용하기 위해

FORTRAN77 언어로 쓰여진 기존의 MELCOR 코드를 FORTRAN90 언어로 변환하였다. 다음 단계로 코드의 전체적인 개편에 앞서 처음부터 전체적인 구조를 개편하기보다는 우선 간단한 패키지에 대한 개편 시안을 먼저 개발하여 타당성을 분석하고 검증 작업을 거친 후 전체 코드로 확장하는 방법으로 진행하였다.

포인터 변수를 사용하지 않는 PROG, UTIL, EXEC, EOS, 그리고 CRN 패키지는 데이터를 모듈화할 필요가 없으므로 FORTRAN90으로의 변환만 하였고, 나머지의 패키지들을 개편 대상으로 하였다. 개편시의 첫 번째 대상 패키지는 각 패키지당 데이터 관련 정도, subroutine 개수, program line 수에 근거한 복잡한 정도를 분석하여, 26개의 패키지 중 외부 패키지와의 연계가 적고, 검증에도 무리가 없는 SPR (격납건물 살수계통 담당)로 선정하였다. 이와 관련된 각 패키지별 프로그램 정보는 표 3.4.1-1과 같다. 또한 수작업을 최소화하기 위하여 자동 변환 프로그램 (MELtoMID)을 개발하여 관련 subroutine을 변환하는데 사용하였다.

개편 초기에는 기존의 restart file을 그대로 사용하기 위하여 restart file을 작성하는 MELGEN 부분은 그대로 유지하고, restart file 작성 이후의 계산 수행 부분인 MELCOR 부분을 먼저 개편하였다. 이 때, MELGEN 부분과 MELCOR 부분에서 모두 사용되는 subroutine이 있는 경우 MELGEN 부분의 수행에 지장이 없도록 개편된 subroutine의 이름을 다른 이름으로 변경하여 사용하였다. 대상 패키지에 대해 MELCOR 부분의 개편이 정상적으로 진행된 후, MELGEN 부분을 개편하였다.

모듈 구성은 각 패키지에서 사용하고 있는 포인터 변수의 사용에 근거하였다. 포인터 변수는 모든 패키지마다 2단계에 걸쳐 사용되고 있으며, subroutine을 호출할 때 포인터 변수를 사용하여 데이터가 저장된 위치 정보를 전달하고, 전달받은 위치 정보에 근거한 지역변수를 사용하여 실제의 데이터를 읽거나 저장하여 계산을 하게 된다. 지역변수는 단독 변수로 사용되기도 하지만, 입력에 따라 array로 선언되어 사용되기도 한다. Array로 사용되는 것은 모듈을 구성할 때, 같은 크기의 array들끼리는 같은 group에 속하도록 하였고 그 group내에 포함된 member 변수로 구성하였다.

개편된 패키지 가운데 SPR, TF, 그리고 FL 패키지를 예로 선정하여 패키지에서 사용한 모듈 구조와 모듈 파일을 표 3.4.1-2부터 표 3.4.1-7까지 정리

하였다. 이 때 주의해야 할 사항 중에는 even cycle과 odd cycle에 따라 다른 data를 사용하는 경우이다. 예로, SPR 팩키지에서는 LDRYO, LDRYN, HEXCHO, HEXCHN의 4개 array가 이 경우에 해당되며, 원래의 코드에서는 subroutine 'SPRDBD'에서 포인터 변수를 사용하여 이것을 구현하였지만, 개편된 코드에서는 포인터 변수를 사용하지 않고 구성된 모듈을 통해 직접 변수를 사용하므로 실제의 계산이 시작되는 subroutine sprrun에서 이것을 cycle 별로 구분하여 구현하였다. 또 다른 주의사항은 모듈이 구성되면서 첨자의 위치가 변경되는 경우인데, 예로 SPR 팩키지의 DIAMO, DRFREQ, FLORTO, FLORTA, DRPIMS, IVOLFR, IVOLTO의 7개 array가 해당된다. 기존의 2차원 array의 구성에서는 첫째 첨자와 둘째 첨자의 위치가 중요한 의미가 없어 단순한 2차원 array로 선언되었지만, 새로이 구성된 모듈에서는 group 내의 포함관계가 있으므로 기존의 순서와 다르게 구성되었다. 각 팩키지별로 이와 같은 주의되는 행렬은 표 3.4.1-8에 정리하여 편의를 도모하였다.



표 3.4.1-1. 각 팩키지별 프로그램 정보

대상 팩키지	대상 팩키지의 데이터를 사용하는 다른 팩키지 (팩키지 갯수)	Subroutine 갯수	Program line 수
CRN	없음 (0)	1	42
PROG	없음 (0)	4	705
EOS	없음 (0)	78	9,843
EXEC	없음 (0)	98	21,209
UTIL	없음 (0)	109	8,507
TF	없음 (0)	33	2,309
TP	없음 (0)	52	5,572
EDF	없음 (0)	55	6,624
BUR	없음 (0)	44	7,539
CF	없음 (0)	60	9,511
MP	없음 (0)	66	9,765
DCH	없음 (0)	80	10,245
ESF	없음 (0)	54	10,366
SPR	RN2 (1)	73	13,366
CAV	RN2 (1)	150	34,479
FDI	BUR, CVH (2)	55	11,605
COR	BH, HS (2)	142	68,252
BH	COR, HS (2)	116	100,071
FL	BUR, CVH, RN2 (3)	53	8,757
RN2	ESF, RN1, SPR (3)	55	12,722
HS	BH, COR, FDI, RN1 (4)	104	70,972
RN1	BH, CAV, COR, FDI, HS, RN2, SPR (7)	130	47,008
CVH	BH, BUR, CAV, COR, ESF, FDI, HS, RN1, RN2, SPR (10)	90	32,609
Total		1,702	502,078

표 3.4.1-2. SPR 패키지의 모듈 구조 (1/2)

		(포인터 변수)
NDSPJN		NDSPJN
NSPJUN		NSPJUN
FRSPTR(NDSPVL, NDSPVL)		MFRSPT
NDSPSR		NDSPSR
NSP_SRC		NSP_SRC
MXSPSZ		MXSPSZ
MXSPJN		MXSPJN
NDSPVL		NDSPVL
NSPVOL		NSPVOL
NDSPSM		NDSPSM
NSPVSM		NSPVSM
NDSUMP		NDSUMP
NSUMPS		NSUMPS
NSPR_FLAG		신규 변수
SPR_JN(NDSPJN)	-	
	ISPJNM	MSPJNM
	KCVFM	MKCVFM
	KCVTO	MKCVTO
	FRSPTI	MIFRSP
SPR_SR(NDSPSR)	-	
	ISPNUM	MSPNUM
	SPNAME	MSPNAM
	IVOL	MIVOL
	ISPCON	MSPCON
	SPONOF	MONOFF
	ISRCVL	MSRCVL
	FALLHS	MFALLS
	TDROPO	MTDROP
	ITMPCF	MTMPCF
	SPFLO	MSPFLO
	SPFLOA	MSPFLA
	IFLOCF	MFLOCF
	VWFREQ	MVWFRQ
	NSRCJN	MSRCJN
	NSRCSZ	MSRCSZ
	SR_SZ(MXSPSZ)	
	DIAMO	MDIAMO
	DRFREQ	MDRFREQ
	FLORTO	MFLORT
	FLORTA	MFLRTA
	DRPIMS	MDRPMS

표 3.4.1-2. SPR 패키지의 모듈 구조 (2/2)

SPR_SR(NDSPSR) (계속)	- IFDRY	MIFDRY
	ELDRY	MELDRY
	ELWET	MELWET
	LDRYO_EV	MLDRYO
	LDRYO_OD	"
	LDRYN_EV	MLDRYN
	LDRYN_OD	"
	ICVLSR	MCVLSR
	ICVXSR	MCVXSR
	HEXCHO_EV	MHEXCO
	HEXCHO_OD	"
	HEXCHN_EV	MHEXCN
	HEXCHN_OD	"
	JNC(MXSPJN)	-
	IVOLFR	MIVOLFR
	IVOLTO	MIVOLTO
SPR_VL(NDSPVL)	- ISPCVL	MSPCVL
	ITOTVL	MTOTVL
	FALLHT	MFALLH
	CAROVR	MCAROV
	SPHEAT	MHTTRN
	SPMASS	MMSTRN
	ISPSMP	MSPSMP
SPR_SM(NDSUMP)	- ICVSUM	MCVSUM
	ICVXSM	MXSUMP
	SUMPHT	MSMPHT
	SUMPMS	MSMPMS
SPR_SM_CV(NDSPSM)	- ICVISM	MCVISM

표 3.4.1-3. SPR 패키지 모듈 파일 (1/2)

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! SPR (spray) package data      !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!      IMPLICIT NONE
!      MODULE SPR_MDL
!
!          ***** SPRAY GLOBAL DATA *****
!              (SPRAY JUNCTION DATA)
!      INTEGER :: NDSPJN, NSPJUN
!      REAL(8), ALLOCATABLE :: FRSPTR(:,:)
!              (SPRAY SOURCE DATA)
!      INTEGER :: NDSPSR, NSPSRC, MXSPSZ, MXSPJN
!              (SPRAY VOLUME DATA)
!      INTEGER :: NDSPVL, NSPVOL
!              (SUMP DATA)
!      INTEGER :: NDSPSM, NSPVSM, NDSUMP, NSUMPS,      NSPR_FLAG
!
!          ***** SPRAY JUNCTION DATA *****
!      TYPE SPR_J ; SEQUENCE
!          INTEGER :: ISPJNM, KCVFM, KCVTO
!          REAL(8) :: FRSPTI
!      END TYPE
!      TYPE (SPR_J), ALLOCATABLE :: SPR_JN(:)
!
!          ***** SPRAY SOURCE DATA *****
!      TYPE SPR_S1 ; SEQUENCE
!          REAL :: DIAMO, DRFREQ, FLORTO, FLORTA, DRPIMS
!      END TYPE
!      TYPE SPR_S2 ; SEQUENCE
!          INTEGER :: IVOLFR, IVOLTO
!      END TYPE

```



표 3.4.1-4. TF 패키지의 모듈 구조

		(포인터 변수)
NUMTF		NUMTF
NMTF		NMTF
MXTFPR		MXTFPR
NUMPAR		NUMPAR
NMPAR		NMPAR
NTFHSH		NTFHSH
NTF_FLAG		신규 변수
TF_NM(NMTF)	ITFNUM	KTFNUM
	NTFPAR	KTFPAR
	TFSCAL	KTFSCAL
	TFADCN	KTFADC
	NTFBDL	KTFBDL
	NTFBDU	KTFBDU
	ITFNMS	KTFNMS
	IPTPAR	KTPPAR
	TFNAMEE	KTFNAM
TF_PAR(NMPAR)	TFX	KTFX
	TFY	KTFY
TF_HSH(NTFHSH)	IHASH	KTFHSH

표 3.4.1-5. TF 패키지 모듈 파일

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! TF (Tabular Function) package data !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!      IMPLICIT NONE
!      MODULE TF_MDL
!
!      ***** TABULAR FUNCTION GLOBAL DATA *****
!      INTEGER :: NUMTF, NMTF, MXTFPR, NUMPAR, NMPAR, NTFHSH, NTF_FLAG
!
!      ***** TF_NM *****
!      TYPE TF_N ; SEQUENCE
!          INTEGER :: ITFNUM, NTFPAR
!          REAL :: TFSCAL, TFADCN
!          INTEGER :: NTFBDL, NTFBDU, ITFNMS, IPTPAR
!          CHARACTER(LEN=16) :: TFNAMEE
!      END TYPE
!      TYPE (TF_N), ALLOCATABLE :: TF_NM(:)
!
!      ***** TF_PAR *****
!      TYPE TF_P ; SEQUENCE
!          REAL :: TFX, TFY
!      END TYPE
!      TYPE (TF_P), ALLOCATABLE :: TF_PAR(:)
!
!      ***** TF_HSH *****
!      TYPE TF_H ; SEQUENCE
!          INTEGER :: IHASH
!      END TYPE
!      TYPE (TF_H), ALLOCATABLE :: TF_HSH(:)
!
!      END MODULE TF_MDL
!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

표 3.4.1-6. FL 패키지의 모듈 구조 (1/3)

NFLEDT
NUMFL
NNFL
NNVALV
NVALVE
NVOFT
NNVOFT
NIVOT
NPUMP
NNPUMP
NIPUM
NRPUM
NSEG
NMFLUX
NFLBLK
KPRVOT
KRVOT
NFL_FLAG

(포인터 변수)

NFLEDT  
 NUMFL  
 NNFL  
 NNVALV  
 NVALVE  
 NVOFT  
 NNVOFT  
 NIVOT  
 NPUMP  
 NNPUMP  
 NIPUM  
 NRPUM  
 NSEG  
 NMFLUX  
 NFLBLK  
 KPRVOT  
 KRVOT

신규 변수

FL_NN(NNFL)	FLARA
	FLEN
	KACTFL
	KFLGFL
	FLNAME
	IFLNUM
	KCVFM
	KCVTO
	ICVFM
	ICVTO
	FLPHDN_EV
	FLPHDN_OD
	FLPHDO_EV
	FLPHDO_OD
	FLOPN_EV
	FLOPN_OD
	FLOPO_EV
	FLOPO_OD
	ALP_EV
	ALP_OD

KFLARA  
 KFLEN  
 KACTFL  
 KFLGFL  
 KFLNAM  
 KFLNUM  
 KCVFM  
 KCVTO  
 KICVFM  
 KICVTO  
 KFLPHN  
 "  
 KFLPHO  
 "  
 KFLOPN  
 "  
 KFLOPO  
 "  
 KALPO  
 "



표 3.4.1-6. FL 패키지의 모듈 구조 (2/3)

FL_NN(NNFL) (계속)	IP2EDF		KF2EDF
	IFLBLK		KFLBLK
	RC(2)		KRC
	IFLDNR(2)		KFLDNR
	IFLACC(2)		KFLACC
	VLFLO_EV(2)		KVLFLO
	VLFLO_OD(2)		"
	IBUBM(2)		KBUBM
	CDCHK(2)		KCDCHK
	XEFLO_EV(2)		KXEFLO
	XEFLO_OD(2)		"
	SEFLO_EV(2)		KSEFLO
	SEFLO_OD(2)		"
	FL_MT(NUMMAT)	XMFLO_EV	KXMFLO
	XMFLO_OD	"	
	SMFLO_EV	KSMFLO	
	SMFLO_OD	"	
FL_G(NFLGEO)	FLGEO	KFLGEO	
FL_NN1(NNFL+1)	IPNSG	KPNSG	
FL_NN2(NNFL*2)	NABFL	KNABFL	
FL_NM(NUMMAT)	XMFL	1	
FL_IT(20)	INTT	1	
FL_VLV(NNVALV)	NVTRIP	KVTRIP	
	NVFONF	KVFONF	
	NVFORR	KVFORR	
	NVFL	KNVFL	
	NVOCO_EV	KNVOCO	
	NVOCO_OD	"	
FL_VL1(NNVOL+1)	ICVPFL	KCVPFL	
FL_FLX(NNMFLX)	IFLMFX	KFLMFX	
	IFLFM	KFLFM	
	IFLTO	KFLTO	
	CVAFM	KCVAFM	
	CVATO	KCVATO	

표 3.4.1-6. FL 패키지의 모듈 구조 (3/3)

			(포인터 변수)
FL_FB(NNFLBK)	IBLOKO_EV		KBLOKO
	IBLOKO_OD		"
	FL_IBK(KIBKDM)	IBLK	KIBLK
	FL_RBK(KRBKDM)	RBLK	KRBLK
FL_PMP(NNPUMP)	NPMFL		KNPMFL
	NPFLAG		KPFLAG
FL_PM1(NNPUMP+1)	IPIPUM		KPIPUM
	IPRPUM		KPRPUM
FL_PI(NIPUM)	IPUM		KIPUM
FL_PR(NRPUM)	RPUM		KRPUM
FL_PV(NVOFT+1)	IPIVOT		KPIVOT
FL_VO(NIVOT)	IVOT		KIVOT
FL_FE(NFLEDT)	FLEDTO_EV		KFLEDO
	FLEDTO_OD		"
FL_SEG(NSEG)	FL_DM(KSEGDM)	SEGDAT	KSGDAT

표 3.4.1-7. FL 팩키지 모듈 파일 (1/4)

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!      FL (Flow Path) package data      !!!!!!!!!!!!!!!
!      IMPLICIT NONE
!      MODULE FL_MDL
!
!      ***** FL GLOBAL DATA *****
!      INTEGER ::      NFLEDT, NUMFL, NNFL, NNVALV, NVALVE, NVOFT, &
!                      NNVOFT, NIVOT, NPUMP, NNPUMP, NIPUM, NRPUM, &
!                      NSEG, NMFLUX, NFLBLK, KPRVOT, KRVOT, NFL_FLAG
!
!      ***** FL_NN(NNFL) *****
!      TYPE FL_N11 ; SEQUENCE
!          REAL      :: RC
!
!              INTEGER :: IFLDNR, IFLACC
!          REAL      :: VLFLO_EV, VLFLO_OD
!          INTEGER  :: IBUM
!          REAL      :: CDCHK, XEFLO_EV, XEFLO_OD, SEFLO_EV, SEFLO_OD
!      END TYPE
!      TYPE FL_N12 ; SEQUENCE
!          REAL      :: XMFLO_EV, XMFLO_OD, SMFLO_EV, SMFLO_OD
!      END TYPE
!      TYPE FL_N13 ; SEQUENCE
!          REAL      :: FLGEO
!      END TYPE
!      TYPE FL_NNN1 ; SEQUENCE
!          REAL      :: FLARA, FLEN
!          INTEGER  :: KACTFL, KFLGFL
!          CHARACTER(LEN=16) :: FLNAME
!          INTEGER  :: IFLNUM, KCVFM, KCVTO, ICVFM, ICVTO
!          REAL      :: FLPHDN_EV, FLPHDN_OD, FLPHDO_EV, FLPHDO_OD, &
!                      FLOPN_EV, FLOPN_OD, FLOPO_EV, FLOPO_OD, ALP_EV, ALP_OD
!          INTEGER  :: IP2EDF, IFLBLK
!
!              TYPE (FL_N11), POINTER :: FL2(:)
!              TYPE (FL_N12), POINTER :: FL_MT(:)
!              TYPE (FL_N13), POINTER :: FL_G(:)
!      END TYPE
!      TYPE (FL_NNN1), ALLOCATABLE :: FL_NN(:)
!
!      ***** FL_NN1(NNFL+1) *****
!      TYPE FL_NNN2 ; SEQUENCE
!          INTEGER  :: IPNSG
!      END TYPE

```

표 3.4.1-7. FL 패키지 모듈 파일 (2/4)

```

TYPE (FL_NNN2), ALLOCATABLE :: FL_NN1(:)
!
! ***** FL_NN2(NNFL*2) *****
TYPE FL_NNN3 ; SEQUENCE
    INTEGER :: NABFL
END TYPE
TYPE (FL_NNN3), ALLOCATABLE :: FL_NN2(:)
!
! ***** FL_NM(NUMMAT) *****
TYPE FL_NNN4 ; SEQUENCE
    REAL :: XMFL
END TYPE
TYPE (FL_NNN4), ALLOCATABLE :: FL_NM(:)
!
! ***** FL_IT(20) *****
TYPE FL_NNN5 ; SEQUENCE
    INTEGER :: INTT
END TYPE
TYPE (FL_NNN5) :: FL_IT(20)
!
! ***** FL_VLV(NNVALV) *****
TYPE FL_NNN6 ; SEQUENCE
    INTEGER :: NVTRIP, NVFONF, NVFONR, NVFL, NVOCO_EV, NVOCO_OD
END TYPE
TYPE (FL_NNN6), ALLOCATABLE :: FL_VLV(:)
!
! ***** FL_VL1(NNVOL+1) *****
TYPE FL_NNN7 ; SEQUENCE
    INTEGER :: ICPVFL
END TYPE
TYPE (FL_NNN7), ALLOCATABLE :: FL_VL1(:)
!
! ***** FL_FLX(NNMFLX) *****
TYPE FL_NNN8 ; SEQUENCE
    INTEGER :: IFLMFX, IFLFM, IFLTO
    REAL    :: CVAFM, CVATO
END TYPE
TYPE (FL_NNN8), ALLOCATABLE :: FL_FLX(:)
!
! ***** FL_FB(NNFLBK) *****
TYPE FL_NNN91 ; SEQUENCE
    INTEGER :: IBLK
END TYPE
TYPE FL_NNN92 ; SEQUENCE
    REAL    :: RBLK
END TYPE

```

표 3.4.1-7. FL 패키지 모듈 파일 (3/4)

```

TYPE FL_NNN9 ; SEQUENCE
    INTEGER :: IBLOKO_EV, IBLOKO_OD
        TYPE (FL_NNN91), POINTER :: FL_IBK(:)
        TYPE (FL_NNN92), POINTER :: FL_RBK(:)
END TYPE
TYPE (FL_NNN9), ALLOCATABLE :: FL_FB(:)
!
!     ***** FL_PMP(NNPUMP) *****
TYPE FL_NNNA ; SEQUENCE
    INTEGER :: NPMFL, NPFLAG
END TYPE
TYPE (FL_NNNA), ALLOCATABLE :: FL_PMP(:)
!
!     ***** FL_PMI(NNPUMP+1) *****

TYPE FL_NNNB ; SEQUENCE
    INTEGER :: IPIPUM, IPRPUM
END TYPE
TYPE (FL_NNNB), ALLOCATABLE :: FL_PMI(:)
!
!     ***** FL_PI(NIPUM) *****
TYPE FL_NNNC ; SEQUENCE
    INTEGER :: IPUM
END TYPE
TYPE (FL_NNNC), ALLOCATABLE :: FL_PI(:)
!
!     ***** FL_PR(NRPUM) *****
TYPE FL_NNND ; SEQUENCE
    INTEGER :: RPUM
END TYPE
TYPE (FL_NNND), ALLOCATABLE :: FL_PR(:)
!
!     ***** FL_PV(NVOFT+1) *****
TYPE FL_NNNE ; SEQUENCE
    INTEGER :: IPIVOT
END TYPE
TYPE (FL_NNNE), ALLOCATABLE :: FL_PV(:)
!
!     ***** FL_VO(NIVOT) *****

TYPE FL_NNNF ; SEQUENCE
    INTEGER :: IVOT
END TYPE
TYPE (FL_NNNF), ALLOCATABLE :: FL_VO(:)

```

표 3.4.1-7. FL 패키지 모듈 파일 (4/4)

```
!  
!      ***** FL_FE(NFLEDT)      *****  
  
TYPE FL_NNNG ; SEQUENCE  
    INTEGER :: FLEDTO_EV, FLEDTO_OD  
END TYPE  
TYPE (FL_NNNG), ALLOCATABLE :: FL_FE(:)  
!  
!      ***** FL_SEG(NSEG)      *****  
    TYPE FL_NNNHI ; SEQUENCE  
        REAL    :: SEGDAT  
    END TYPE  
TYPE FL_NNNH ; SEQUENCE  
    TYPE (FL_NNNHI), POINTER :: FL_DM(:)  
END TYPE  
TYPE (FL_NNNH), ALLOCATABLE :: FL_SEG(:)  
!  
END MODULE FL_MDL  
!  
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
```

표 3.4.1-8. 각 패키지별 Cycle과 첨자에 따라 바뀌는 행렬 변수 (1/3)

패키지 이름	cycle에 따라 바뀌는 변수	순서가 바뀌는 변수
SPR	LDRYO, LDRYN, HEXCHO, HEXCHN	DIAMO, DRFREQ, FLORTO, FLORTA, DRPIMS, IVOLFR, IVOLTO
TP	EDIFO, ISTARO, ISTARN, IENDO, IENDN, NICALO, NICALN, EDIFN, IREADO, IREADN, NOCALO, NOCALN, XMDFO, XMDFN, LINKN, LINKO, SUMMHO, SUMMHN, SUMTHO, SUMTHN	-
FDI	ETRAN, ETRANN, FMREL, FMRELN, STGEN, STGENN, FHCAV, FHCAVN, FMCAV, FMCAVN, FHATMO, FHATMN, FMATMO, FMATMN, OXATMO, OXATMN, FHDEPO, FHDEPN, FMDEPO, FMDEPN, OXDEPO, OXDEPN, INPROG, INPRGN, ISTATO, ISTATN, FDO, FDN, FHNP, FHNP, FHSEX, FHSEXN, FMNP, FMNP, FMSEX, FMSEXN, FVEL, FVELN, XCRO, XCRON, XCR, XCRN, XFE, XFEN, XFEO, XFEON, XNI, XNIN, XNIO, XNION	-
EDF	EDFVLO, EDFVLN	TWEDF, DTWEDF
BUR	YMINO, TIGO, TIPO, YMINN, TIGN, TIPN, IDTO, IGO, IIO, IPO, IBSEO, IDTN, IGN, IIN, IPN, IBSEN, EDITO, EDITN	-
CF	RCFVLO, RCFVLN, LCFVLO, LCFVAL, LSHOTO, LSHOTN, CFMISO, CFMISN	-
DCH	CLSPWB, CLSPWE, CLSPWO, CLSPWN	-
ESF	QFCTO, XJFCTO, QFCTN, XJFCTN, XMSICO, ENGIC, ENTIC, XMSICN, XMSICO, ECDTRO, ECDUO, ECDTRN, ECDCUR, ECDOUN, PLTTFL, PCENUD, PCSTMR, PLICFL, VLICMT, XICNUD, XICTMR, PLICFL, XICNUD, XICTMR, TIMERO, PLICFL, VLICMT, ENGIC, ENTIC, XMSICN, XICNUD, XICTMR, TCL, VLVOPN, TIMER	

표 3.4.1-8. 각 패키지별 Cycle과 첨자에 따라 바뀌는 행렬 변수 (2/3)

패키지 이름	cycle에 따라 바뀌는 변수	순서가 바뀌는 변수
CAV	XCCREO, XCCREN, ICCINO, ICCINN, XCCLOO, XCCLON, XCCCHO, XCCCHN	XCCREO, XCCREN, ICCINO, ICCINN, XCCLOO, XCCLON, XCCCHO, XCCCHN, ICAVPT, SCMF, NOVC, NCFRUP, NCFREL
COR	EPLAS, EPLAS, HCAPLH, SIGN, SIGO, TLHN, TLHO, ELH, HTCLHN, HTCLHO, XMDB, XMDPN, XMDPO, IEXISTN, IEXISTO, MLTFLO, HCAP, TMPN, TMPO, VOLYN, VOLYO, VOLT, ESI, XMDCN, XMDCP, ASURCN, ASURCO, ASURIN, ASURIO, ASURTN, ASURTO, ASURYN, ASURYO, HPCR, HTC, TSLLN, TSLLO, VOLUN, VOLUO, DMST, XALLN, XALLO, XMFUN, XMFUO, TZMAX, XMCBN, XMCBO, XMCLN, XMCLO, XMCNN, XMCNO, QB4CN, XMCSN, XMCSO, XMNSN, XMNSO, XMSSN, XMSSO, ZNFLN, HTCLHI, TFAIL, ZDFALL, ISUP, ISUP, TSVB, TSVBO, TSVC, TSVCO, QCONV, QCONV, XMTOT, XMTOT, DXMTOT, DXMTOT, EBAL, EBALO, EPN, HCAPPN, HPCPN, TPN, TPN, TSLLPN, TSLLPN, DFLPN, DFLPN	EPLAS, EPLAS, HCAPLH, SIGN, SIGO, TLHN, TLHO, ELH, HTCLHN, HTCLHO, XMDB, XMDPN, XMDPO, IEXISTN, IEXISTO, MLTFLO, HCAP, TMPN, TMPO, VOLYN, VOLYO, VOLT, ESI, XMDCN, XMDCP, ASURCN, ASURCO, ASURIN, ASURIO, ASURTN, ASURTO, ASURYN, ASURYO, HPCR, HTC, TSLLN, TSLLO, VOLUN, VOLUO, DMST, XALLN, XALLO, XMFUN, XMFUO, TZMAX, XMCBN, XMCBO, XMCLN, XMCLO, XMCNN, XMCNO, QB4CN, XMCSN, XMCSO, XMNSN, XMNSO, XMSSN, XMSSO, ZNFLN, FRNP, ICFDIR, ICVRAD, HCAPLH, ELH, XMLH, XMB4CI, HCAP, VOLT, ESI, DHY, QB4C, ICFVOL, IRING
FL	KXMFLO, KSMFLO, FLPHDN, FLPHDO, FLOPN, FLOPO, ALP, VLFLN, XEFLO, SEFLO, NVOCO, IBLOKO, FLEDTO	KXMFLO, KSMFLO, FLGEO, IBLK, RBLK, SEG DAT

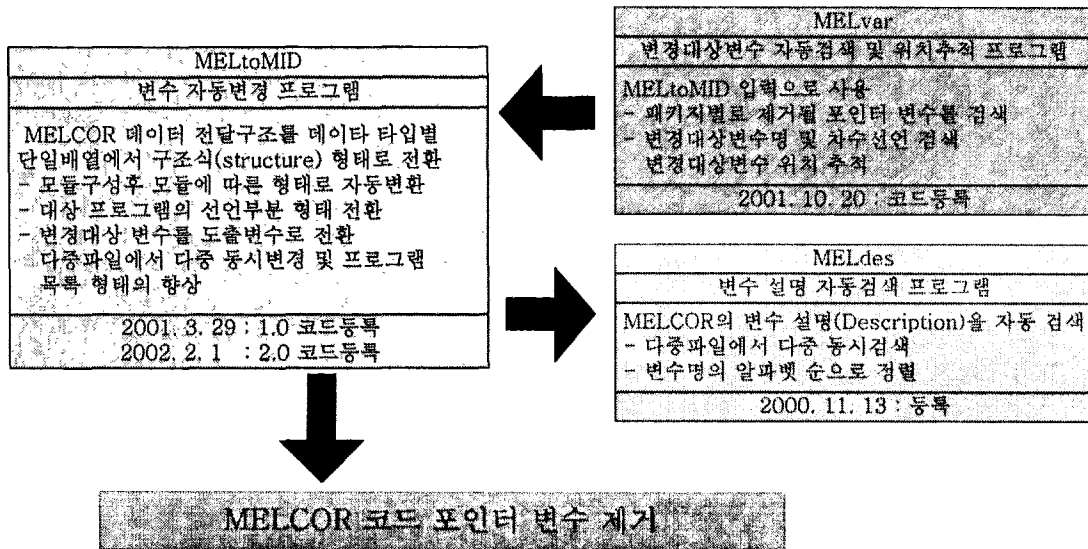


표 3.4.1-8. 각 패키지별 Cycle과 첨자에 따라 바뀌는 행렬 변수 (3/3)

패키지 이름	cycle에 따라 바뀌는 변수	순서가 바뀌는 변수
CVH	CVMFLN, CVVELN, CVVELO, CVVVLN, CVVVLO, DPDEN, DPDEO, TEMPSN, TEMPSO, CVVOLN, CVVOLO, CPN, CPO, CTEN, CTEO, CVN, CVO, DPDMN, DPDMO, ETOTLN, ETOTLO, HTOTLN, HTOTLO, PPARTN, PPARTO, XMASSN, XMASSO, XINFLN, FTMFN, TSPCN, TSPCO, PAPRN, PAPRO, VSATN, VSATO, PROPSN, PROPSO, SUMVSN, SUMVSO, APOLN, DMBXN, DMBXO, PVOLN, PVOLO, ZCPOLN, ZCPOLO, ZPOOLN, ZPOOLO, SUMESN, SUMESO, CVMVLN, CVMVLO, CVEDTN, CVEDTO	CVMFLN, CVVELN, CVVELO, CVVVLN, CVVVLO, DPDEN, DPDEO, TEMPSN, TEMPSO, CVVOLN, CVVOLO, CPN, CPO, CTEN, CTEO, CVN, CVO, DPDMN, DPDMO, ETOTLN, ETOTLO, HTOTLN, HTOTLO, PPARTN, PPARTO, XMASSN, XMASSO, XINFLN, FTMFN, TSPCN, TSPCO, PAPRN, PAPRO, VSATN, VSATO, PROPSN, PROPSO, SUMVSN, SUMVSO, ETOT, DELM, ESPEC, XMASS, BOIL, ICVFLG, ICVBVF

## 2. 코드 구조 개편 자동화 프로그램 개발

위에서 언급된 변수 변경작업은 변경대상 프로그램의 길이 (40만 줄 이상)를 고려할 때 수작업에는 많은 시간과 노력이 필요하다. 따라서 아래의 그림에서 보였듯이 수작업을 최소화하기 위하여 변경대상 변수를 도출변수로 자동으로 바꾸어 주는 역할을 하는 자동변경 프로그램 (MELtoMID)을 개발해 등록하였다[112]. 개발된 MELtoMID 프로그램은 변경대상 변수 및 도출변수의 목록을 입력으로 요구한다. 여기서 변경대상 변수는 포인터 변수가 호출(call)되는 과정에서 사용되는 변수 (변수명이 대부분은 다르다)로 수작업으로 검색하기는 매우 어렵다. 특히 호출된 부프로그램에서 차수(Dimension)가 부여되는 과정도 추적해야 하므로 이를 자동화할 필요가 있다. 이를 위해 변경대상변수 자동검색 및 위치추적 프로그램 (MELvar)이 개발, 등록되었다[113]. 이와 더불어 MIDAS 코드에서 사용되는 수많은 변수 (변경대상 변수 포함)에 대한 설명을 자동으로 검색하여 개발자 및 사용자의 작업을 보조하는 역할을 하는 변수설명 자동검색 프로그램 (MELdes)을 개발해 등록하였다[114]. 각 프로그램 사이의 관계를 아래에 표시하였다.



본 자동화 프로그램들을 이용하면 참조 코드가 개선되어 판 (version)이 바뀌어도 동일한 작업을 용이하게 반복할 수 있는 장점이 있다. 또한 개발 프로그램을 이용하여 코드 전체의 구조를 체계적으로 변환하게 되면 앞으로 예상되는 기존 모델의 개선이나 추후 개발되는 새로운 모델의 접목시 어려

움 없이 코드 내부를 이해할 수 있어 용이하게 코드 국산화 작업을 수행할 수 있는 장점을 갖게 된다.

## 가. 변수변경 자동 프로그램 (MELtoMID) 개발

### (1) 프로그램의 기능.구성

코드구조개편 계획의 가장 중요한 부분은 데이터베이스 타입구조 (data base type structure)를 구축하는 것이다. 데이터베이스 타입구조는 코드의 유지/보수 능력 및 코드의 이해도 (readability)를 크게 향상시키는데, 이러한 구조를 만들기 위해서는 우선 모듈 (modules)을 구성하고 이로부터 도출된 변수 (derived type variables)를 사용해야 한다. 이를 위해, 변경전 프로그램 (MELCOR 1.8.4)내 모든 패키지에서 도출변수를 결정한 후, 변경대상 변수는 도출변수 형태 (derived type data type)로 변경되어야 한다. 이러한 변수변경 작업은 작업대상 프로그램의 길이 및 변경변수의 개수 (SPR 패키지만 56개, 전체 약 2000개)를 고려할 때 수작업은 거의 불가능하다. 특히, 프로그램 선언부분의 처리 및 일부 이차원 변수 첨자 (index)의 역전 등에 따른 작업실수를 고려할 때 수작업후의 확인절차에 이중적인 노력이 필요하게 된다. 따라서 수작업을 최소화하기 위하여 변경전 프로그램내 변경대상 변수를 도출변수로 자동으로 바꾸어 주는 역할을 하는 자동변경 프로그램을 개발하였다. 본 자동변경 프로그램은 MELtoMID (MELCOR to MIDAS conversion program)으로 명명되었고 최신판은 version 2 이며 사용언어는 Fortran 90 이다. 본 프로그램의 주요 기능은 다음과 같다:

1. 변경전 프로그램의 선언부분 (DIMENSION/CHARACTER/INTEGER/REAL/LOGICAL)에서 모듈관련 변수 또는 첨자를 제거한다.
2. 변경전 프로그램에서 변경대상 변수를 구성된 모듈에 의거하여 도출변수로 변경한다.
  - 도출변수는 1/2/3차원 및 4차원(COR 패키지 경우) 배열 (dimension array)을 모두 지원하며 추후 필요시 상위차원으로 확장도 가능하다.
  - 2차원 이상의 배열에서 index 위치가 바뀐 경우도 처리 가능하다.
  - 다수 파일의 동시처리 및 파일명에 wildcard (\* 또는 ?)의 이용이 가능하고 대.소문자 변수명의 구분이 가능하다.
3. 변경후 Source List의 형태는 사용자가 보기 좋은 형태를 유지시킨다.

## (2) 입.출력

본 프로그램을 수행하면 초기입력으로 다음의 5가지를 요구한다.

1. Enter name of file(s) (can include wildcard [\* and/or ?]) :
2. Enter new extension name of output file(s) [default=f90] :
3. Enter name of before-conversion variable(s) (need blank between variables)  
(Or just hit the "ENTER(CR)" key to use default file (=conOLD.in))
4. Enter name of after-conversion variable(s) (need blank between variables)  
(Or just hit the "ENTER(CR)" key to use default file (=conNEW.in))
5. Do you want a CHECK MESSAGE in case of change? [y/n]  
(CHECK MESSAGE = !! NOTICE: Modified by MELtoMID)

1번 항목은 본 프로그램의 입력파일명을 묻는 것이다. 본 프로그램의 입력 파일은 F77toF90 프로그램의 출력 (또는 (4)항)에 있는 입력관련 제한사항을 만족하는 Fortran 프로그램이다. 입력파일명의 extension은 출력파일명의 extension 기본값 (\*.f90)과의 혼동을 피하기 위하여 (\*.f90)을 사용하지 말고 다른 extension (예: (\*.f9))을 사용하기를 추천한다. 여기서, F77toF90 프로그램은 fortran77로 쓰여진 기존 코드의 내용을 fortran90 언어로 변환하고 Source List의 형태를 사용자가 보기 좋은 형태로 바꾸는 역할을 하는 상업용 프로그램이다. 따라서 사용자는 변경대상의 부프로그램을 F77toF90 프로그램을 이용하여 fortran90 특성을 가진 보기 좋은 형태로 바꾼후 본 프로그램을 이용할 것을 추천한다. 입력파일명에 해당하는 파일이 본 프로그램의 수행 디렉토리내에 존재하지 않는 경우에는 에러 메시지 ('ERROR \*\*\*\* Invalid file name was entered!!!')가 뜬다.

2번 항목은 사용자가 원하는 출력파일명의 extension 이다. 출력파일명중 extension을 제외한 부분은 입력파일명과 동일하며 이는 사용자가 제어할 수 없다 (꼭 필요하다면 윈도우상에서 rename 하기 바란다). 출력파일명의 extension 기본값은 (\*.f90) 이다.

3번 항목은 변경대상변수(before-conversion variables) 파일 또는 사용자가 원하는 변경대상변수명 이다. 본 항목에서 엔터키만을 치면 변경대상변수 파일(conOLD.in)을 이용하게 되고, 아니면 변경대상변수명을 입력창에 직접 입력하면 된다. 변경대상변수명의 사이에는 최소 1개의 공백이 있어야 하며 변경대상변수명의 (1개)최대길이, 최대개수, 및 (전체)글자수는 일단 15자, 1000개, 및 8000자로 각각 제한하였다 (입력완료시 Enter키). 변경대상변수 파일명은 conOLD.in 으로 고정하였으며, 파일내에는 변경대상변수를 1-80행 사이에 최대 100줄까지 기록할 수 있고, 나머지 제한점은 입력창에 입력시와 동일하다.

4번 항목은 변경후변수(after-conversion variables) 파일 또는 사용자가 원하는 변경후변수명 이다. 본 항목에서 엔터키만을 치면 변경후변수 파일(conNEW.in)을 이용하게 되고, 아니면 변경후변수명을 입력창에 직접 입력하면 된다. 변경후변수명의 사이에는 최소 1개의 공백이 있어야 하며 변경후변수명의 (1개)최대길이, 최대개수, 및 (전체)글자수는 일단 15자, 1000개, 및 8000자로 각각 제한하였다 (입력완료시 Enter키). 변경후변수 파일명은 conNEW.in 으로 고정하였으며, 파일내에는 변경후변수를 1-80행 사이에 최대 100줄까지 기록할 수 있고, 나머지 제한점은 입력창에 입력시와 동일하다. 주의할 사항은 3번의 변경대상변수의 개수와 여기서의 변경후변수의 개수가 일치하지 않는 경우에는 에러 메시지 ('Error: Mismatch in number of before-/after-conversion variable(s))가 뜨게 된다.

5번 항목은 내용이 변경된 부분을 사용자가 확인하기를 원하는 경우를 대비한 선택사항이다. 본 선택사항에서 변경확인 옵션 (Y(y))을 선택하면 내용이 변경된 줄 (또는 내용이 변경된 연속줄의 첫줄)의 바로 윗줄에 다음의 메시지 ('!! NOTICE: Converted by MELtoMID')가 출력파일에 표시되어 쉽게 확인이 가능하다.

출력에서는 작업대상 변수가 도출변수 형태로 변경된다. SPR 패키지에 대해 작업대상인 변경대상 변수 및 도출변수를 표 3.4.2-1에 예시하였다. 도출변수의 명명은 변경대상 변수의 차원에 따른 수직구조(hierarchy structure)의 형태와 관련되어 있다. 단, 수직구조 이름과 %로 연결된 최종부분의 이름은 명명방식을 아직 결정하지 않은 관계로 변경이전의 이름을 그대로 사

용하고 있다. 한편, 부프로그램을 call 하는 구조를 사용자가 확인하기를 원하는 경우에는 프로그램 수행후 call\_nest.txt 파일의 내용을 확인하면 된다. 위 파일에는 변경이 수행된 부프로그램의 이름과 각 부프로그램마다 call 하는 여타 부프로그램의 이름이 표시되어 call nesting 구조를 확인하는데 도움을 준다.

### (3) 자동전환 알고리즘 흐름도

그림 3.4.2-1 에서처럼 자동전환 프로그램의 논리 흐름도는 아래와 같다:

1. F77toF90 프로그램을 수행하여 Fortran90 으로 변환된 파일 (또는 파일들) 및 변경대상/변경후 변수를 입력파일로 연다.
2. 읽어 들인 연속줄의 개수 (continuation line counter : KNTCON) 및 문자 버퍼 (character buffer : CBUF)를 초기화한다.
3. 입력파일에서 각 줄의 73행까지 읽어 들인다 (단, 연속줄이 있는 경우는 연속줄을 모두 읽어 들인다).
4. comment 줄의 여부를 확인하고 맞으면 출력파일에 변경 없이 적는다.
5. 'FORMAT' 줄의 여부를 확인하고 맞으면 출력파일에 변경 없이 적는다.
6. 'CALL subroutine' 줄의 여부를 확인하고 맞으면 출력파일에 변경 없이 적는다.
7. 선언문 (DIMENSION/INTEGER/REAL/CHARACTER/LOGICAL)의 여부를 확인하고 맞으면 대상변수를 검색하여 아래와 같은 방식으로 삭제한다.
  - (CHARACTER/LOGICAL) 경우
    - 변수가 없거나 검색된 변경변수가 무차원인 경우 재검색
    - 1-D(일차원 변수) 이상인 경우 첨자만 삭제
  - (DIMENSION/INTEGER/REAL) 경우
    - 변수가 없는 경우 재검색
    - 검색된 변경변수가 무차원인 경우 해당변수 삭제
      - 해당 변경변수만 존재 : 출력파일에 적지 않고 빠져나간다
      - 처음에 위치 : 삭제 (해당 변경변수+뒤쪽의 콤마)
      - 나머지 경우 : 삭제 (콤마+해당 변경변수)
    - 1-D(일차원 변수) 이상인 경우 첨자 포함해 삭제
      - 해당 변경변수만 존재 : 출력파일에 적지 않고 빠져나간다
      - 처음에 위치 : 삭제 (해당 변경변수+뒤쪽의 콤마)

- 나머지 경우 : 삭제 (콤마+해당 변경변수)

8. 선언문이 아닌 실행문의 경우, 대상변수를 검색하여 아래의 방식으로 도출변수로 변경한다

- 변수가 없거나, 검색된 변수가 0-D(무차원 변수, 지역변수 의미) 경우 재검색
- Character 변수 범위표시 (예: AA (1:5)) 경우, 변경 없이 동일변수를 계속 찾는다. 단, 2차원 이상의 경우, '!! NOTICE: Need to confirm' 메시지를 출력한다.
- 1-D(일차원 변수)의 경우 변경
  - 변수변경시 늘어나는 SPACE를 CBUF에서 먼저 늘리고 변경변수 이후를 우선 옮긴뒤 다음 (XXX (A) = PP(A)%XXX) 처럼 변경한다.
- 나머지 이차원 이상 (2/3/4/..-D) 변수의 경우 변경
  - 다음 (XXX (A, B) = PP(B)%QQ(A)%XXX, XXX (A, B, C) = PP(C)%QQ(A, B)%XXX) 처럼 변경한다.
  - SPR 패키지의 일부 이차원 변경변수의 경우 (사용자의 요청), index의 위치가 바뀌지 않고 다음 (XXX (A, B) = PP(A)%QQ(B)%XXX) 처럼 동일하다.
  - 선언문에서 (예: DIMENSION XXX (2, A))처럼 선언된 2차원 고정 size array 변수의 경우, 다음 (XXX (2, A) = PP(A)%XXX(2)) 처럼 변경한다.
  - 선언문에서 (예: DIMENSION XXX (2, A, B))처럼 선언된 3차원 고정 size array 변수의 경우, 다음 (XXX (2, A, B) = PP(B)%QQ(A)%XXX(2)) 처럼 변경한다.
  - COR 패키지의 선언문에서 (예: DIMENSION XXX (NAXL, NRAD))처럼 선언된 2차원 변수의 경우, 다음 (XXX (A, B) = PP(A, B)%XXX) 처럼 변경한다.
  - COR 패키지 3/4차원 변수 경우, 다음 (XXX (A, B, C) = PP(B, C)%QQ(A)%XXX, XXX (A, B, C, D) = PP(C, D)%QQ(A, B)%XXX) 처럼 변경한다.
  - COR 이외의 패키지에서 4차원 변수가 나타날 경우, 아래의 에러 메시지를 출력한다.
    - '!!! NOTICE: No rule is found for this array'
    - '!! ERROR : 4-D is found (except COR package)'

- '!!! NOTICE: No rule is found for this array'

9. 줄을 연속기호('&')를 사용해 분리한 후, 출력파일에 적는다

(4) 프로그램의 특성, 제한점 및 유의사항

1. F77toF90 프로그램에서 행(column)은 최대 72행으로 제한되고 73행은 연속줄기호(&)의 표시로 이용되므로 입력에서 허용되는 행의 개수는 최대 73행 이다. 만약 연속줄기호가 73행 이전에 위치하면 연속줄기호 이후에는 73행까지 빈칸(blank) 이어야 한다
2. 입력(프로그램)에서 연속줄 표시를 이용한 연속줄의 최대 허용개수는 200 이고, 연속해서 한번에 읽어들이 수 있는 최대 글자수는 (200\*73-1) 이다.
3. 내용이 변경된 부분을 사용자가 확인하기를 원하는 경우에는 초기 입력창에서 변경확인 옵션을 선택하면 된다. 단, IF (조건) CALL문의 형태에서 call문의 매개변수가 변경변수에 해당하는 경우, 현재는 프로그램 내부에서 중간에 변경되었다가 원상태로 회복시키기 때문에 '!!! NOTICE: Converted by MELtoDIM' 메시지가 출력파일에 나타난다. 본 문제는 추후 call 부프로그램의 매개변수의 자동삭제 기능이 보안되면 해결될 예정이다.
4. 부프로그램을 call 하는 구조를 사용자가 확인하기를 원하는 경우에는 프로그램 수행후 call\_nest.txt 파일의 내용을 확인하면 된다. 여기서, call nesting 확인시에 call문이 문장의 처음이 아닌 중간에 나타날 수 있다 (예: IF (조건) CALL문)는 점을 유의해야 한다.
5. 도출변수명에서 수직구조의 표현에 따른 연장길이 (도출변수명의 길이 변경이전 길이)는 우선 최대 15글자로 정했으며 필요시 조정이 가능하다. 여기서, 변경이후 변수의 연장길이는 '%'를 포함한 순전히 늘어나는 길이로 정의한다. 변경 대상변수명은 대/소문자가 모두 가능하나 (변경대상 변수명이 소문자 이면 도출변수명도 소문자, 변경대상 변수명이 대문자 이면 도출변수명도 대문자로 바뀐다), 하나의 단어안에 대/소문자가 혼용되면 안된다. 따라서 현재의 MELCOR source list는 comment line 이외는 모두 대문자를 쓰고 있으나, 코드 수정시에 각 단어는 모두 대문자 (또는 모두 소문자)만으로 작성해야 하며 대문자와 소문자를 섞어쓰면 안된다.



6. 부 프로그램을 호출할 때 매개변수가 변경대상 변수일 경우에는 현재는 변경하지 않는다. 이는 아직 변경원칙이 정해지지 않았기 때문이며 추후에는 본 경우에 대한 변경기능이 추가될 예정이다 (단, 함수(function)의 매개변수가 변경대상 변수일 경우에는 변경된다). 한편, call문이 문장의 처음이 아닌 중간에 나타나는 경우 (예: IF (조건) CALL문)에는 call문 이전에 변경대상 변수가 나타나면 변경된다.
7. (DIMENSION/CHARACTER/INTEGER/REAL/LOGICAL)선언의 경우, 변경변수명의 검색시 동일변수는 한번 읽은 부분에서 한번이상 나타나지 않는다. (DIMENSION/ CHARACTER/INTEGER)선언의 경우, 해당 변경변수의 삭제시 변경변수가 무차원이 아닌 경우는 index를 포함해서 삭제해야 하며, 변수의 위치 (처음, 중간, 끝)에 따라 삭제해야 하는 콤마의 위치가 다르므로 (예: 처음에 위치 : Delete (해당 변경변수+뒤쪽의 콤마), 나머지 경우 : Delete (콤마+해당 변경변수)) 주의해야 한다. 또한 삭제변수 홀로 존재하는 경우는 선언어 (declaration statement)를 포함한 줄 전체를 삭제해야 한다.
8. (DIMENSION/CHARACTER/INTEGER/REAL/LOGICAL)선언이 아닌 경우, 검색된 변경변수가 0-D(무차원 변수) 경우에는 local 변수이므로 변경하지 않고 1차원 이상의 경우에만 변경한다. 2차원 경우, 변경변수의 index는 일반적으로 위치가 역전되어 변경되나 (예 : DRPIMS (ISIZE, ISPATH) SPR\_SR(ISPATH)%SR\_SZ(ISIZE)%DRPIMS) 일부변수의 경우 index의 위치가 역전되지 않는 경우도 있다. 변경시의 작업순서는 변경작업에 의해 늘어나는 SPACE를 character buffer (CBUF)에서 먼저 늘려놓고 대상변수 뒷부분을 우선 옮긴 후 작업해야 한다. 한편, 3차원 및 4차원 변수가 검색되는 경우에는 아직 변경기능이 없으므로 에러메시지 ('ERROR : more than 2-D')가 표시되어 확인만이 가능하다.
9. (DIMENSION/CHARACTER/INTEGER/REAL/LOGICAL)선언의 경우 대상변수의 삭제 및 선언이 아닌 경우 대상변수의 변경을 위한 변경변수명의 검색시, 변수명의 포함관계 (예: IVOL과 IVOLFR)를 고려해 (변경변수명+Blank)를 검색해야 한다.
10. 변경변수의 첨자(subscript)로서 또다른 변경변수가 나타나는 경우 그리고, 변경변수의 첨자로서 (정수)연산식이 사용될 때 연산식 내에 또 다른 변경변수가 나타나는 경우, 2회 이상의 변경이 필요하다. 이러한 경우들의 변수변경을 위해서는 첨자내의 괄호를 쌍(괄호열음/괄호닫음)

으로 인식하는 논리가 필요하다 [115]. 또한 배열에서 1차원 및 2차원의 구분을 위해 현재는 괄호안의 콤마(,)의 존재유무 및 위치를 이용하고 있으나, 변경변수의 첨자로서 또다른 2차원 변경변수가 나타나는 경우(예: A(B(1, 2), C))에는 추가적인 고려가 필요하다 (추후 수정 예정). 현재 변경변수의 첨자로서 2차원 배열의 변경변수가 이용되는 경우에 대한 임시적 대비는, 2차원 변경변수를 0/1-차원 변경변수보다 먼저 변경하는 방안 (즉, 입력파일의 변경변수 목록에서 2차원 변경변수가 0/1-차원 변경변수보다 먼저 나타나는 방안)을 이용하면 된다. 다중 nesting 경우도 가장 안쪽의 변경변수부터 변경하는 방안이 사용될 수 있으나 사용자가 불편하므로 필요 알고리즘을 추후 구현할 예정이다.

11. 사용자가 보기좋은 형태를 유지하기 위해, 연속줄의 내용이 변경된 경우 첫줄이후 문장의 시작위치는 첫줄의 시작위치에 맞춘다 (단, 첫줄의 시작위치가 7행 미만일 경우 (즉, 문장번호등으로 인해), 시작위치를 7행으로 정한다). 연속된 빈칸은 1개의 빈칸을 제외하고 나머지는 없앤다 (단, 원괄호 이후에는 1개의 빈칸이라도 없앤다). 그리고 줄을 연속 기호를 사용해 분리할때, 콤마(',')/원괄호('(')/오른괄호(')')/'%'를 제외한 단어의 중간에 끊기지 않게 조정한다. 한편, F90 변환 프로그램 (F77toF90)은 기존의 F77 프로그램을 사용자가 보기좋은 형태로 만들어 주는 기능이 있으나 F90 으로 변환된 프로그램은 입력으로 받아들이지 못하므로 본 프로그램 (MELtoMID) 자체에 사용자가 보기좋은 형태를 유지하는 기능이 있어야만 한다. 또한, F90 변환 프로그램은 연속줄의 내용이 삭제된 경우 72행까지 채워주는 기능이 없으므로 변수의 삭제시에 보기모양이 좋지 않을 수 있다.
12. 연속줄 경우를 제외하고 연속줄기호 (&) 표시가 나타나는 경우(예 : write 문)가 있으므로 연속줄기호의 정의는 연속줄기호 이후의 빈칸 여부에 주목해야 한다. 한편, F90 변환 프로그램은 연속줄 기호를 73행에 고정시킨다. 본 프로그램은 &표시 이후 72행까지 빈칸이면 연속줄기호로 받아들이므로 코드수정시에 연속줄기호를 특별히 73행에 고정시킬 필요가 없다.
13. 현재 변수변경시 연장되는 변수부분의 최대길이는 15자로 제한하고 있으나, 추후에 변수 연장부의 최대길이가 정해지면 수정이 필요하다.

## (5) 결과 검증

개편 시안 대상으로 선정된 MELCOR 코드의 SPR 패키지에서 사용하고 있는 변수를 Fortran90의 특성을 활용할 수 있는 도출변수 형태로 바꾸어 모듈을 구성하였다. 이 모듈에 따라 자동변환 프로그램을 사용하여 TEST 부프로그램을 변환하였으며 그 결과와 수작업 결과를 비교하여 이상이 없음을 확인하였다 (그림.3.4.2-2 참조). 이후 SPR 패키지를 포함한 20여개의 패키지의 구조개편에 사용되었으며 변환전.후의 계산결과가 정확히 일치하였다.

### 나. 변경대상변수 자동검색 및 위치추적 프로그램 (MELvar) 개발

#### (1) 프로그램의 기능.구성 및 입.출력 양식

본 자동검색 및 위치추적 프로그램은 MELvar (MELCOR target variable name and position search program)로 명명되었고 최신버전은 1.0 이며 사용언어는 Fortran 90 이다. 본 프로그램의 주요 기능은 다음과 같다:

1. MELCOR 코드에서 패키지 (이후로 \*\*로 명기)별로 제거될 포인터 변수를 검색한다.
  - 포인터 변수는 \*\*prs.f9 파일에서 naming common (예: \*\*pnt, 단 \*\*db 제외)의 변수로 선언되어 있다.
2. 변경대상변수의 이름 및 위치를 모두 검색한다.
  - 1번에서 선정된 naming common을 포함하는 부프로그램을 모두 찾는다.
  - 해당 부프로그램에서 호출문의 argument 또는 argument의 array(size) 형태를 갖는 포인터 변수를 찾는다.
  - + 변수명의 포함관계 (예: KEDFN/KEDFNO-EDF패키지)를 고려하여 변수명의 앞쪽에는 "공백" 또는 "(" 나타나고 뒤쪽에는 "공백", ")" 또는 ","가 나타난다
  - + 검색된 포인터 변수의 앞/뒤에 알파벳이 나타나면 제외시킨다
  - + 호출문 CALL'의 앞뒤는 빈칸이다. (F90에서는 6행의 연속기호를 사용하지 않는다)
  - + 호출문 'CALL '다음에 프로그램명으로서 문자(A-Z)가 나타나야 한다
  - 호출된 부프로그램명 및 호출된 부프로그램에서 해당 포인터 변수위치의 argument (=변경대상변수)를 인쇄한다.
  - + 위치 검색시 콤마의 개수 활용 (1차원 까지만 고려시)
  - + 2차원 이상의 변수 존재시 괄호쌍 인식을 이용한 일반화

- 호출된 부프로그램에서 해당 argument의 Dimension 검색 및 출력한다. 단, 호출된 부프로그램이 Entry문 경우에는 소속된 부프로그램의 Dimension을 사용한다.
  - 호출문에 포인터 변수가 나타나지 않는 경우, 포인터 변수의 재정의문 여부를 검색하여, 존재하면 검색대상 포인터 변수 목록에서 해당변수를 재정의 변수로 변경 또는 추가하여 이후 해당 부프로그램 검색시 사용한다.
    - + 재정의되는 포인터 변수 앞쪽에는 "="가 존재한다
    - + "="의 왼편에는 변수명이 나타나야 한다
    - + 재정의 변수는 Array 형태를 갖지 않는다
3. 모든 포인터 변수 각각에 대해 검색된 변경대상변수중 상이한 변수명 (Dimension 포함) 및 검색회수 그리고 검색된 부프로그램명/위치를 정리된 형태로 출력한다.

본 프로그램은 다음 9개의 부 프로그램으로 구성되어 있으며 각각의 기능은 아래와 같다:

- MELvar.f90 : 전체 입.출력을 담당하는 주 모듈
- Pfinder.f90 : 제거대상 포인터 변수를 검색하는 모듈
- Mfinder.f90 : 변경대상 변수 및 위치를 추적하는 모듈
- Entry.f90 : 작업파일(들)에서 Entry문 검색후 중간파일(\*.ent)에 출력
- Entry1.f90 : 중간파일(\*.ent)에서 호출된 Entry문 검색
- Dcheck.f90 : 호출된 일반 부프로그램에서 해당 아규먼트의 차수선언 검색 모듈
- Dcheck1.f90 : 호출된 Entry 부프로그램에서 해당 아규먼트의 차수선언 검색 모듈
- Rblank.f90 : 작업 문단에서 연속된 공백을 제거하는 모듈
- Rsame.f90 : 검색된 변경대상변수중 동일한 이름을 처리하는 모듈

## (2) 입.출력

본 프로그램을 수행하면 초기입력으로 다음의 3가지를 요구한다.

1. Enter name of a PACKAGE to be worked :
2. Enter name of file(s) (can include wildcard [\* and/or ?]) :
3. Do you want to check dimension declarations in a \*.tmp file ? [y/n]

1번 항목은 작업대상 패키지명을 묻는 것이다. MELCOR 코드의 패키지는 23개이며 기존 패키지명이 아닌 이름을 입력하면 에러 메시지 (ERROR \*\*\*\* Invalid PACKAGE name was entered!!!)가 뜨게 된다. 2번 항목은 작업대상 파일명이다. 즉, 본 프로그램의 입력파일로서 F77toF90 프로그램의 출력 (또는 다음절의 프로그램의 입력관련 제한사항을 만족하는 Fortran 프로그램)이다. 여기서, F77toF90 프로그램은 fortran77로 쓰여진 기존 코드의 내용을 fortran90 언어로 변환하고 프로그램 목록 (Source List)의 형태를 사용자가 보기 좋은 형태로 바꾸는 역할을 하는데, 자세한 내용은 앞 절을 참조하기 바란다. 따라서 작업대상의 부프로그램을 F77toF90 프로그램을 이용하여 fortran90 특성을 가진 사용자가 보기 좋은 형태로 바꾼후 본 프로그램을 이용할 것을 추천한다. 입력파일명에 해당하는 파일이 본 프로그램의 수행 디렉토리내에 존재하지 않는 경우에는 에러 메시지 ('ERROR \*\*\*\* Invalid file name was entered!!!')가 뜨게 된다. 3번항목은 변경대상변수의 Dimension 선언부분을 사용자가 확인하기를 원하는 경우를 대비한 선택사항이다. 본 선택사항에서 체크확인 옵션 (Y(y))을 선택하면 변경대상변수의 Dimension 선언부분이 중간출력파일 (\*.tmp)에 표시되어 쉽게 확인이 가능하다.

출력파일은 중간출력 파일 2개와 정식출력 파일 1개로 이루어져 있다. 정식출력에서는 작업대상 패키지에 대해 검색된 모든 포인터가 첫 행에 표시된다. 두번째 행에는 각 포인터에 대해 검색된 변경대상변수가 배열의 크기와 함께 표시된다. 동일 포인터에 대해 검색된 변경대상변수는 다수가 존재하며 이중 동일한 이름을 가진 변경대상변수는 개수를 출력하여 표시된다. 세번째 행에는 검색된 변경대상변수가 위치한 부프로그램명이 표시되며 해당 부프로그램내 상세 위치는 중간출력인 \*.tmp 파일에 표시된다. 중간출력 파일인 \*.tmp 파일에는 포인터가 검색된 위치, 포인터가 호출문의 아규먼트로 나타나는 위치, 포인터가 재정의되는 위치, 호출되는 부프로그램내에 해당 아규먼트 및 차수가 선언되는 위치등과 같은 전반적인 위치정보가 표시된다. 한편 Entry 문이 나타날 경우 소속된 부프로그램의 Dimension을 검색해야 하므로 위 정보를 중간출력 파일인 \*.ent 파일에서 따로 관리한다. 표 3.4.2-2에는 MP 패키지에 대한 MELvar의 정식 출력이 예시되어 있다.

### (3) 자동추적 알고리즘 흐름도

MELvar 에서의 자동검색 및 위치추적 논리 흐름도는 그림 3.4.2-3에 정의되

어 있고 각 과정에 대한 설명은 아래와 같다:

1. 사용자 입력으로 패키지 이름(2-4글자, xxx로 일단 명명)을 읽어들인다.
2. xxxPRS.f 파일에서 모든 naming common (<앞부분은 blank>COMMON /\*\*\*DB/를 제외)을 검색하고 여기에 선언된 포인터변수를 읽어들인다.
3. 검색된 naming common이 포함된 부프로그램에서 읽어들인 포인터변수를 포함한(argument 또는 argument의 array(size) 형태) 모든 호출문을 검색한다.
4. 호출된 부프로그램에서 호출한 포인터변수 위치의 변수 (argument)명 (컴마 개수 활용, 2차원 이상의 변수 존재시 괄호쌍 인식 이용)을 검색한다.
5. 호출된 부프로그램에서 해당 변수의 차수선언 (Dimension Declaration)이 존재하면 배열첨자를 포함한 변수명을 검색한다.
6. 검색된 변수명 (배열첨자 포함 또는 불포함)을 해당 포인터 변수명 및 호출된 부프로그램명과 함께 출력한다.
7. 한편, 입력된 포인터 변수가 연산등을 통해 호출문 이전 위치에서 재정의되는 경우가 있는데, 이 경우에는 재정의된 변수명을 (4)번 항목에서 이용해야 한다.
8. 중간파일 (\*.tmp 및 \*.ent)에 다음을 추가로 출력한다.
  - xxxPRS.f9 파일내 포인터가 검색된 위치
  - 포인터가 호출문의 아규먼트로 나타나는 위치
  - 포인터가 재정의되는 위치
  - 호출되는 부프로그램내에 해당 아규먼트 및 차수가 선언되는 위치
  - Entry 문이 나타나는 부프로그램의 선언부분

#### (4) 프로그램의 특성, 제한점 및 유의사항

1. 출력시 행간에는 tab키를 사용한다.
2. 변수 재정의시에 새로 정의된 변수를 우선검색하고 다음으로 (재정의 직전) 옛 변수를 검색한다. 따라서 1번 이상 재정의시에는 가장 최근 재정의되기 직전의 옛 변수만을 검색대상에 포함한다.

#### (5) 결과 검증

개편대상인 24개 패키지중 15개 패키지에 대해 적용하고 결과를 확인하였다. 15개 패키지중 12개 패키지는 수작업 결과와 대조했으며 결과가 정확히

일치하는 것이 확인되었다. 이러한 결과중 SPR 패키지의 결과를 이용해 구성된 모듈을 표 3.4.1-3에 예시하였으며 위 모듈을 이용한 결과검증은 참고 문헌 [115]를 참조하기 바란다. 계산시간은 규모가 큰 CVH/HS/COR 패키지에서 Pentium3/4 (300-1000 MHz) 개인용 컴퓨터를 사용하여 최대 10여분 정도가 소요되었다.

한편, 본 버전은 변수 재정의시에 새로 정의된 변수를 우선검색하고 다음으로 (재정의 직전) 옛 변수를 검색한다. 따라서 1번 이상 재정의시에는 가장 최근 재정의되기 직전의 옛변수만을 검색대상에 포함한다.

(예)

경우-1) A--B--C--D로 재정의시 : D(우선검색)/C(다음검색)

A=B : A,B 는 추적이 됨

A=C : B,C 는 추적이 되지만, 이후에 사용된 A는 추적 불가능함

경우-2) A--B, A--C로 재정의시 : B(우선검색)/C(다음검색)

A=B : A,B 는 추적이 됨

B=C : B,C 는 추적이 되지만, 이후에 사용된 A는 추적 불가능함

즉, 최초 2개의 재정의만 이용하므로 다음과 같이 재정의된 경우에는 추적이 불가능한 단점이 있으며 이의 변경이 필요하면 추후 보완할 예정이다.

#### 다. 변수설명 자동검색 프로그램 (MELdes) 개발

##### (1) 프로그램의 기능.구성 및 입.출력 양식

본 프로그램의 목적은 MIDAS (또는 MELCOR 코드)에서 사용되고 있는 수많은 변수에 대한 설명(Description)을 자동으로 검색해주는 것이다. 현재 MIDAS 코드에서 사용되는 변수에 대한 설명은 매뉴얼에도 기술되어 있지 않으며 코드목록 (Source)내 여러 곳에 분산되어 있다. 또한 변수의 명명에서도 일정한 규칙을 발견하기 어려워 변수명만으로 그 의미를 알아내기는 불가능하다 (MIDAS 코드에서는 추후 이를 보완하기 위해 변수명명법이 이용될 가능성이 있다). 따라서 사용자 및 개발자가 변수의 의미를 파악하기 위해서는 Source 코드의 여기저기를 뒤져 변수설명을 찾아야 하는 불편함이 있다. 본 프로그램은 이러한 불편함을 해소시키기 위해 사용자가 원하는 변수 (또는 변수들)에 대한 설명을 MIDAS 코드전체 또는 원하는 서브루틴 파일 (또는 파일들)에서 찾아 그 결과를 변수명의 알파벳 순으로 정렬(Sorting)시킨 후

보기 좋은 모양으로 출력하는 기능을 갖추고 있다. 본 프로그램의 주요 기능을 정리하면 다음과 같다:

1. 다수의 파일 (또는 부프로그램)에서 입력변수(들)의 설명을 동시 검색
2. 검색결과를 변수명의 알파벳 순으로 정렬
3. 검색결과 출력시 사용자가 보기 좋은 형태를 유지.

검색대상 변수는 코드구조개편 과정에서 선정된 MELtoMID 코드의 변경대상 변수가 주 대상이고, 그 외에 (MELCOR 코드에서 주로 index로 사용되는) 전체변수 및 Scratch와 같은 기타 변수가 고려될 수 있다.

본 변수설명 검색 자동 프로그램은 MELdes (MELCOR description)으로 명명되었고 최신판은 version 1 이며 사용언어는 Fortran 90 이다. 본 프로그램은 7개의 부프로그램으로 구성되어 있는데, 각각의 기능은 다음과 같다 :

- MELdes.f90 : 입.출력
- Sinput.f90 : 검색변수 입력 처리
- VariDes.f90 : 검색변수에 대한 설명줄 검색 및 중간출력 인쇄
- Melsort.f90 : 검색변수의 Array 정렬
- PRINTform1.f90 : 기본 출력형태 조정
- PRINTform2.f90 : 연속줄 출력형태 조정
- PRINTlast.f90 : 설명줄 정렬 및 최종출력 인쇄

## (2) 입.출력

본 프로그램을 수행하면 초기입력으로 다음의 4가지를 요구한다.

1. Enter name of file(s) to be searched (can include wildcard [\* and/or ?]) :
2. Enter new extension name of output file(MELdes.out) [default=out]
3. Enter name of variable(s) to be searched [default file = MELdes.sin]:
4. Do you want a full check for variable descriptions? [y(Y)/n(N)]  
(FULL CHECK takes more time but find all descriptions for every single variable)



1번 항목은 본 프로그램의 검색대상 파일명을 묻는 것이다. 본 프로그램의 검색대상은 MIDAS 파일 또는 F77toF90 프로그램을 거친 MELCOR 파일이다. 검색대상 파일명에 해당하는 파일이 본 프로그램의 수행 디렉토리내에 존재하지 않는 경우에는 에러 메시지 ('ERROR \*\*\*\* Invalid file name was entered!!!')가 뜨게 된다.

2번 항목은 사용자가 원하는 출력파일명의 extension 이다. 출력파일명중 extension을 제외한 부분은 MELdes 이며 이는 사용자가 제어할수 없다 (꼭 필요하다면 윈도우상에서 rename 하기 바란다). 출력파일명의 extension 기본값은 out 이다.

3번 항목은 검색변수 파일 또는 사용자가 원하는 검색변수명 이다. 본 항목에서 엔터키만을 치면 검색변수 파일(MELdes.sin)을 이용하게 되고, 아니면 검색변수명을 입력창에 직접 입력하면 된다. 검색변수명의 사이에는 최소 1개의 공백이 있어야 하며 검색변수명의 (1개)최대길이, 최대개수, 및 (전체)글자수는 일단 15자, 1000개, 및 8000자로 각각 제한하였다 (입력완료시 Enter키). 검색변수 파일명은 MELdes.sin 으로 고정하였으며, 파일내에는 검색변수를 1-80행 사이에 최대 100줄까지 기록할 수 있고, 나머지 제한점은 입력창에 입력시와 동일하다 (요청시 변경 가능).

4번항목은 동일한 변수에 대한 설명이 다수의 검색대상 파일에 존재할 경우를 대비한 선택사항이다. 본 선택사항에서 full check 옵션 (Y(y))을 선택하면 동일한 변수에 대한 설명을 전체 검색대상 파일에서 검색하여 모든 설명이 출력되며, 그렇지 않은 경우 (N(n)) 검색변수에 대한 설명을 임의의 파일에서 일단 발견하면 나머지 검색대상 파일에서 동일변수는 더이상 검색하지 않게 된다 (기본값= N(n)). full check 옵션을 선택하면 검색변수에 대한 모든 설명이 (동일한 설명 포함) 빠짐없이 체크되는 반면 검색시간이 길어지는 단점이 있다.

출력파일에는 MELdes.tmp (검색변수 정렬 및 연속줄 출력형태 조정 이전의 중간출력) 및 MELdes.out (검색변수 정렬 및 연속줄 출력형태 조정 이후의 최종출력)이 있다. 최종출력에서는 검색대상 변수가 알파벳의 오름차순으로

정리되고 일정변수에 대한 설명이 72행보다 길어지면 첫줄의 설명시작 위치에 맞추어 연속되게 된다. 현재까지 동일변수에 대한 설명 연속줄은 최대 5 줄로 우선 제한했으며, 콤마(',')/원괄호('(')/오른괄호(')')/'%'를 제외한 단어의 중간에 끊기지 않도록 단어잘림이 방지되어 있다.

### (3) 자동검색 알고리즘 흐름도

그림 3.4.2-4에서 보인 것처럼 자동검색 프로그램의 논리 흐름도는 아래와 같다:

1. 검색변수(들) 및 F77to90 프로그램을 수행하여 Fortran90 으로 변환된 검색대상 파일 (또는 파일들)을 입력파일로 연다.
2. 검색대상 파일에서 현재 커서가 위치한 현재줄 (current line)의 73행까지 읽어 들인다.
3. 문자버퍼(character buffer : CBUF), 문자버퍼에 복사될 임혀진 연속줄의 개수 (continuation line counter : KNTCON) 및 검색변수의 위치변수 (AA/BB)를 초기화 한다.
4. 현재줄의 comment 줄 여부를 확인하고 아니면 다음 줄 (next line)을 읽는다 :
  - (1) 예 : goto 5번
  - (2) 아니오 : goto 2번
5. 현재줄의 시작단어가 검색변수 인지 및 ('-' 또는 '=' 또는 'IS') 표시가 포함돼 있는지를 확인하고 맞으면 설명줄 (description line) 이므로 현재줄을 문자버퍼에 복사한다.
  - (1) 예 : 현재줄을 문자버퍼에 복사후 goto 6번
  - (2) 아니오 : goto 2번
6. 이동된 커서가 위치한 다음줄의 73행까지 읽어 들인다.
7. 다음줄의 종류 (즉, 연속줄 및 새로운 설명줄의 여부)를 확인한다:
  - (1) 연속줄 또는 새로운 설명줄이 아니다 (= 아래경우중 하나에 해당) : 현재까지의 문자버퍼를 출력형태를 조정(= PRINTform1 에 의한 기본 출력 조정)하여 중간출력 파일(MELdes.tmp)에 인쇄후 그 다음줄을 읽는다 (= goto 2번).
    - 경우1: 첫 행이 comment mark (=!) 가 아니다.
    - 경우2: 글자가 없는 빈 줄이다.

-경우3: 3행이후 \*\*\* 표시로 문장이 시작된다 (=data group description).

- (2) 새로운 설명줄이다 (= 아래경우에 해당) : 현재줄의 시작단어가 검색변수 인지 및 (-' 또는 '=' 또는 'IS') 표시가 포함돼 있는지를 확인하고 맞으면 현재까지의 문자버퍼를 출력형태를 조정 (PRINTform1에 의한 기본출력 조정)해 중간출력 파일에 인쇄후 그 다음줄을 읽는다 (= goto 6번).
  - (3) 연속줄이다 : 현재줄의 시작위치가 설명시작줄의 설명시작 위치와 일치하면 (즉, 적어도 현재줄에서 설명시작줄의 설명시작 행 이전은 공백이다), 연속줄을 문자버퍼에 복사한 후 그 다음줄을 읽는다 (= goto 6번).
8. 줄단위의 읽음이 계속돼 입력파일 끝(=EOF)에 도달하면 현재까지의 중간출력 파일 (MELdes.tmp)을 새 입력파일로 지정하고 변수정렬 및 출력조정을 다음처럼 수행한다 :
- (1) 입력된 검색변수를 알파벳 오름차순으로 정렬시킨다 (MELsort).
  - (2) 정렬시킨 순서에 따른 중간출력 파일에서 검색변수의 설명줄을 찾는다. (단, 검색변수의 길이는 최대 15자이므로 15행까지만 검색한다)
  - (3) 연속줄 시작위치를 정하기 위해 73행내에서 (-/=/IS)의 위치를 파악해 둔다. (단, 'IS'는 다른 단어에 포함되어 있을 경우를 고려하여 빈칸을 추가해 검색)
  - (4) 연속줄의 시작위치를 첫줄에 맞추어 보기좋은 출력형태로 조정한다 (연속줄 출력조정 = PRINTform2).
9. 변수정렬 및 출력조정 결과를 최종출력 파일 (MELdes.out)에 인쇄한다.

#### (4) 프로그램의 특성, 제한점 및 유의사항

1. 검색대상 변수중 코드구조개편 과정에서 선정된 변경(전)변수 (최대길이=15자)는 MELtoMID 프로그램에서 가져오면 되고 (단, original 변수를 임의로 변경/세분한 경우 (예: LDRYO - LDRYO-0/1)는 원래 이름을 사용해야 한다), 전체변수 (MELCOR 코드에서 주로 index로 사용되는 global variable)는 패키지의 데이터 구조파악후 선정 가능하다. 한편 검색변수는 현재 대문자만이 고려된다.
2. F77toF90 프로그램에서 행(column)은 최대 72행으로 제한되고 73행은 연

속줄기호(&)의 표시로 이용되므로 입력줄에서 읽어들이는 행의 개수는 최대 73행이다.

3. 입력파일 (중간출력을 입력파일로 이용시 포함)에서 한번에 문자버퍼로 복사되는 연속줄의 최대 허용개수는 5줄이고, 문자버퍼의 최대 글자수는 (5\*73) 이다.
4. 검색변수의 길이는 우선 최대 15글자로 정했으며 필요시 조정이 가능하다.
5. 설명줄은 '-' 또는 '=' 또는 'IS' 표시가 반드시 포함돼 있어야 한다. 단, 여기서 'IS'는 다른 단어에 포함돼 있을 수 있으므로 빈칸을 추가해 검색해야 한다.
6. 사용자가 보기좋은 형태를 유지하기 위해, 연속줄의 시작위치는 첫줄 변수설명의 시작위치에 맞춘다. 연속된 빈칸은 1개의 빈칸을 제외하고 나머지는 없앤다 (단, 원괄호 이후에는 1개의 빈칸이라도 없앤다). 그리고 줄을 연속기호를 사용해 분리할때, 콤마(',')/원괄호('(')/오른괄호(')')/'%'를 제외한 단어의 중간에 끊기지 않게 (즉, 단어잘림을 방지하도록) 조정한다.

#### (5) 결과 검증 및 추후 고려사항

본 프로그램은 코드구조개편 과정에서 모듈을 구성시 변경변수에 대한 설명을 찾는데 실제 이용되어 불편없이 잘 작동함을 증명하였다. 특히, 많은 수의 검색대상 파일에서 다수의 검색변수의 설명을 검색, 정리하는데 매우 유용하였다. 한편, 코드설치시 코드유지프로그램 (Code Maintenance Program)에 의해 MELCOR source는 72행까지만 유지되고 그 이후는 잘리는 현상이 발생한다. 따라서 검색대상 파일에서도 변수의 설명 (description) 일부가 잘려져 있을 수가 있으며, 이러한 잘림현상의 처리가 꼭 요구되면 원본파일 (\*rtn.pr1)을 검색대상으로 변경하도록 프로그램을 수정하는 것이 필요하다. 그리고 검색변수 및 검색대상 파일이 매우 많은 경우의 속도 향상 방안이 필요할 수 있다.

표 3.4.2-1. SPR 패키지의 변경대상 변수 및 도출변수 예

번호	변경대상 변수	도출변수
1	ISPJNM	SPR_JN%ISPJNM
2	KCVFM	SPR_JN%KCVFM
3	KCVTO	SPR_JN%KCVTO
4	FRSPTI	SPR_JN%FRSPTI
5	ISPNUM	SPR_SR%ISPNUM
6	SPNAME	SPR_SR%SPNAME
7	IVOL	SPR_SR%IVOL
8	ISPCON	SPR_SR%ISPCON
9	SPONOF	SPR_SR%SPONOF
10	ISRCVL	SPR_SR%ISRCVL
11	FALLHS	SPR_SR%FALLHS
12	TDROPO	SPR_SR%TDROPO
13	ITMPCF	SPR_SR%ITMPCF
14	SPFLO	SPR_SR%SPFLO
15	SPFLOA	SPR_SR%SPFLOA
16	IFLOCF	SPR_SR%IFLOCF
17	VWFREQ	SPR_SR%VWFREQ
18	NSRCJN	SPR_SR%NSRCJN
19	NSRCSZ	SPR_SR%NSRCSZ
20	DIAMO	SPR_SR%SR_SZ%DIAMO
21	DRFREQ	SPR_SR%SR_SZ%DRFREQ
22	FLORTO	SPR_SR%SR_SZ%FLORTO
23	FLORTA	SPR_SR%SR_SZ%FLORTA
24	DRPIMS	SPR_SR%SR_SZ%DRPIMS
25	IFDRY	SPR_SR%IFDRY
26	ELDRY	SPR_SR%ELDRY
27	ELWET	SPR_SR%ELWET
28	LDRYO-0	SPR_SR%LDRYO-0
29	LDRYN-0	SPR_SR%LDRYN-0
30	LDRYO-1	SPR_SR%LDRYO-1
31	LDRYN-1	SPR_SR%LDRYN-1
32	ICVLSR	SPR_SR%ICVLSR
33	ICVXSR	SPR_SR%ICVXSR
34	HEXCHO-0	SPR_SR%HEXCHO-0
35	HEXCHN-0	SPR_SR%HEXCHN-0
36	HEXCHO-1	SPR_SR%HEXCHO-1
37	HEXCHN-1	SPR_SR%HEXCHN-1
38	IVOLFR	SPR_SR%JNC%IVOLFR
39	IVOLTO	SPR_SR%JNC%IVOLTO
40	ISPCVL	SPR_VL%ISPCVL
41	ITOTVL	SPR_VL%ITOTVL

표 3.4.2-2. MP 패키지의 MELvar 작업 결과

MP Package의 개편대상 변수		1행	2행		3행
구성될 module의 구조		포인터	변경 전	변경 후	Subroutine
MP_NAM(NMATLS)	MATNAM	MMATNM	MATNAM(NMATLS) MATNMS(NMATS) ch*24	MP_NAM(NMATLS) %MATNAM	mpconr, mpps3, mprun, mpedt, mpchk, mpps2, mpmtcm, mpmtnb, mpprcm, mpprpm
MP_TBL(NPRMTL)	ITBPRM	MTBPRM	ITBPRM(NPRMTL)	MP_TBL(NPRMTL) %ITBPRM	mpps3, mprun, mpedt, mpchk, mpps2, mpevan, mpprcm, mpprpm
MP_CON(NPRCON)	XCNPRM	MTBCON	XCNPRM(NPRCON) XCNPRM(NPROPC,N MATLS)	MP_CON(NPRCON) %XCNPRM	mpedt, mpps2, mpevan, mpconr

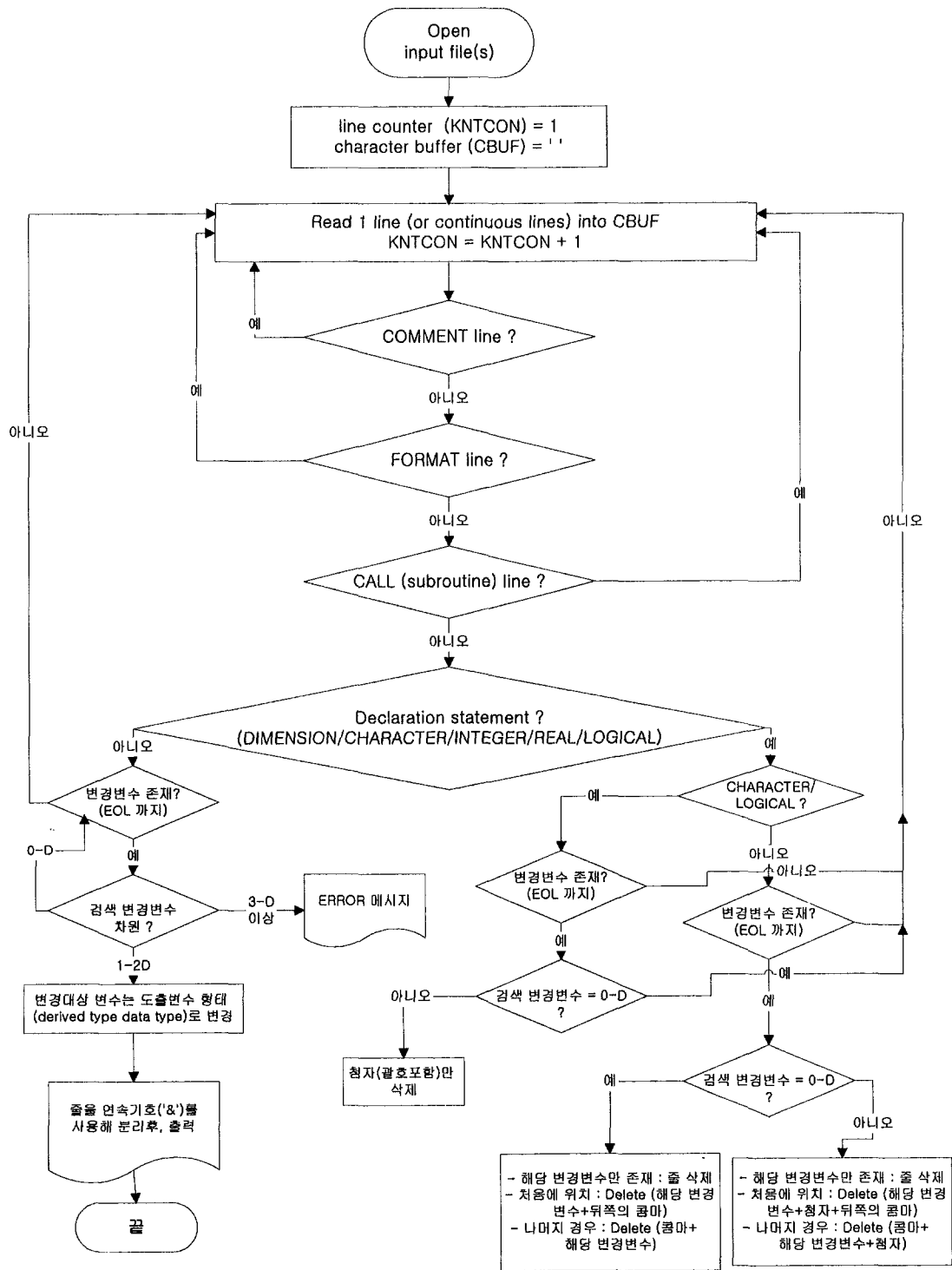


그림 3.4.2-1. 자동전환 알고리즘 흐름도

```

SUBROUTINE TEST (ISPJNM, DIAMO, KCVFO)
DECLARE ARRAYS IN FORMAL PARAMETERS

DIMENSION ISPATH (NDSPJN), KCVFO (NDSPJN), DIAMO (MXSPSZ,
& NDSPSR)
INTEGER(4) ISPJNM (NDSPJN), IFDRY (NDSPSR)
LOGICAL IVOLFR (MXSPJN, NDSPSR), LDRYO (NDSPSR), LDRYN
& (NDSPSR)

IF (IVOLFR.GT.0) THEN
DO 10 ISMP = 1, NSUMPS
ISPJNM (NDSPJN) = ISPATH (NDSPJN) / KCVFO (NDSPJN) + 12345678 &
* IFDRY (NDSPSR)
LDRYO (NDSPSR) = IVOLFR (MXSPJN, NDSPSR)
10 END DO
ENDIF

WRITE (CHERRR, 610) ISPATH, DIAMO (MXSPSZ, NDSPSR)
610 FORMAT('SPRAY SOURCE ',I5,' HAS ',I5)

RETURN
END SUBROUTINE TEST

SUBROUTINE TEST (ISPJNM, DIAMO, KCVFO)
DECLARE ARRAYS IN FORMAL PARAMETERS

DIMENSION ISPATH (NDSPJN), KCVFO (NDSPJN)
LOGICAL LDRYO (NDSPSR), LDRYN (NDSPSR)

IF (IVOLFR.GT.0) THEN
DO 10 ISMP = 1, NSUMPS
! NOTICE: Converted by MELtoMID
SPR_JN(NDSPJN)%ISPJNM = ISPATH (NDSPJN) / KCVFO (NDSPJN) +
& 12345678 * SPR_SR(NDSPSR)%IFDRY
! NOTICE: Converted by MELtoMID
LDRYO (NDSPSR) = SPR_SR(NDSPSR)%JNC(MXSPJN)%IVOLFR
10 END DO
ENDIF

! NOTICE: Converted by MELtoMID
WRITE (CHERRR, 610) ISPATH, SPR_SR(NDSPSR)%SR_SZ(MXSPSZ)%DIAMO
610 FORMAT('SPRAY SOURCE ',I5,' HAS ',I5)

RETURN
END SUBROUTINE TEST

```

그림 3.4.2-2. 자동전환전.후의 프로그램 목록 비교



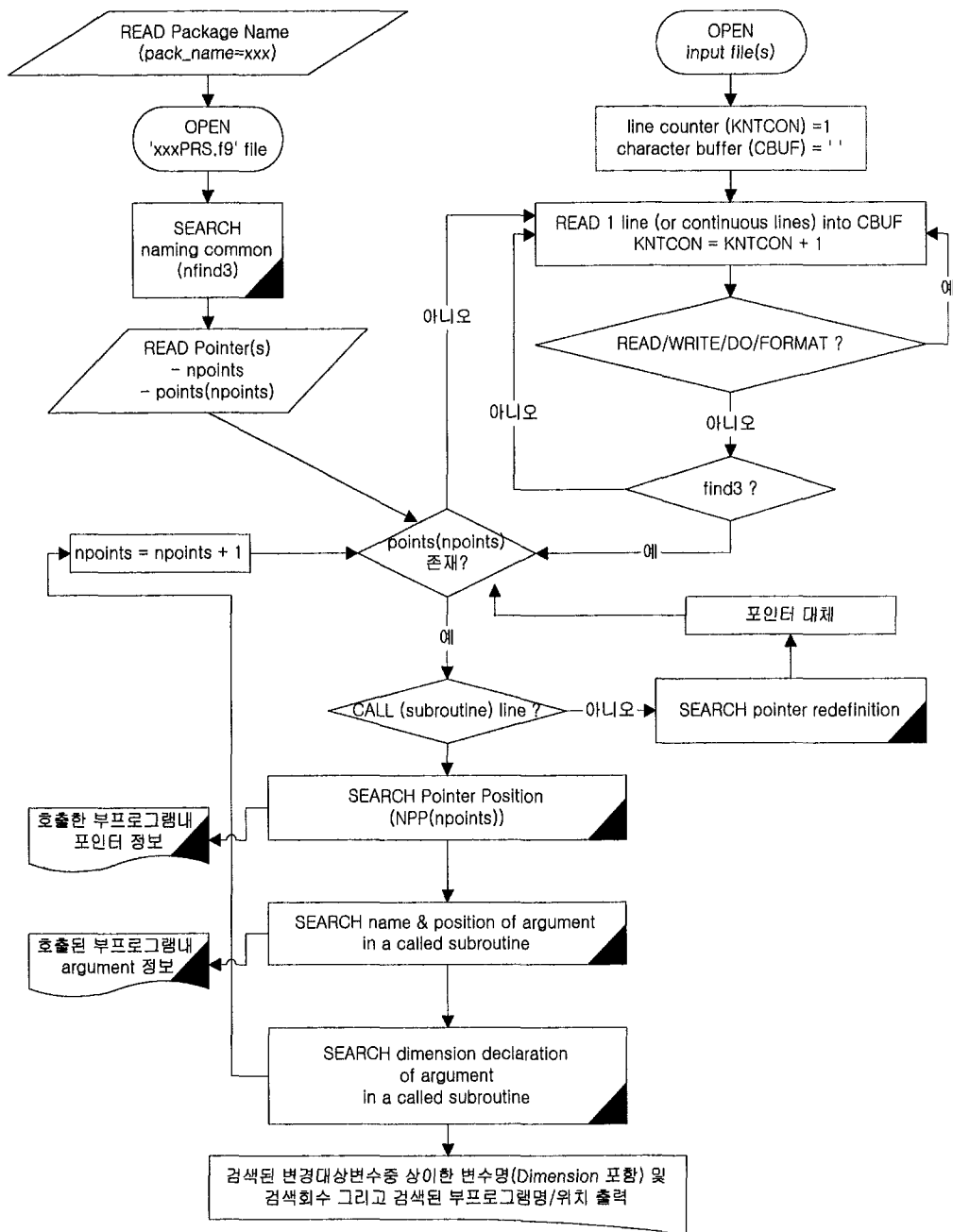


그림 3.4.2-3. 자동검색 및 위치추적 알고리즘 흐름도 (1개 파일 기준)

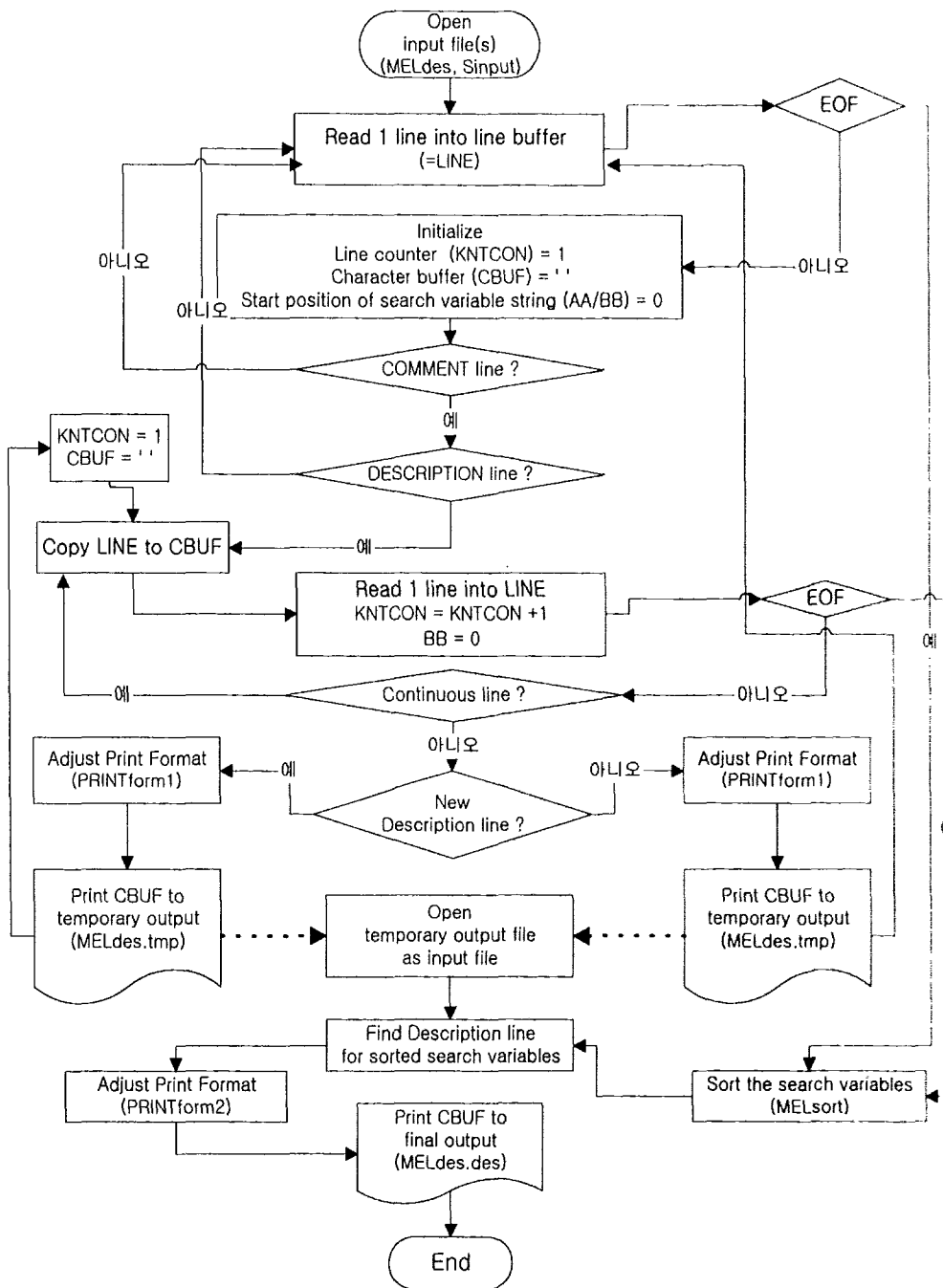


그림 3.4.2-4. 변수설명 자동검색 알고리즘 흐름도

### 3. 개편 결과 및 검증

#### 가. 부프로그램 개편

MELCOR 전체의 subroutine들을 분석한 결과, 주프로그램인 PROG 팩키지, 다른 팩키지들에서 공통으로 사용되는 UTIL 팩키지, 그리고 프로그램의 전체적인 수행을 제어하는 EXEC 팩키지의 부프로그램들은 포인터 변수를 사용하고 있지 않으므로 별도의 개편 없이 FORTRAN90으로의 변환만 수행되었다. 각 팩키지별 계산이 수행될 때 호출되는 부프로그램들 중 포인터 변수를 통해 전달받는 변수들은 모듈에 정의된 직접 변수로 개편하였다.

각 팩키지의 subroutine들을 개편할 때, 포인터 변수를 기준으로 파악하고 그에 따라 개편해야 할 내용이 공통적으로 적용되므로 2장에서 거론된 자동화 프로그램을 사용하였다. 현재의 자동화 프로그램 version에서는 포인터 변수와 직접 관련된 부프로그램들만을 선별하지 못하므로, 포인터 변수에 관련된 부프로그램의 변수만 개편되고 그 이외의 지역 변수들은 원래의 것을 그대로 유지되도록 수동으로 확인하여 선별하여야 한다.

표 3.4.3-1은 각 팩키지별로 분석된 프로그램의 수와, common block을 통해 전달된 포인터 변수를 제거하기 위해 개편된 부프로그램의 이름, 그리고 포인터 변수를 제거함으로써 인해 부프로그램의 호출 시 argument로 전달받는 대신 모듈로부터 직접 변수를 가져오기 위해 개편된 부프로그램을 정리하였다.

#### 나. 실행 file의 생성

코드 구조 개편은 FORTRAN77로 쓰여진 기존 MELCOR 코드 전체를 FORTRAN90 언어로 변환한 뒤, 기존의 데이터의 저장 및 전달 체계를 팩키지별로 모듈화하는 것을 의미한다. 이로 인해 library와 execution file을 생성하는 절차를 FORTRAN 90에 맞게 수정하고 재수행하는 것이 필요하게 되었다.

##### (1) object library 생성

Object library를 생성하는 procedure file은 \$home/melcor/mu directory의

'mumaklib.utx'이다. 이 procedure는 \$home/melcor/transfer directory에 있는 file들로부터 각 팩키지에 대해 source deck (subroutine file)과 object library를 생성한다. 절차 파일을 수행할 때에는 팩키지별로 임시 파일을 작성하고, FORTRAN77 source file을 compile하여 object file을 생성한다.

mumaklib.utx 내의 '\${MELMUTL}/musubfil' 절차 파일은 transfer directory에 있는 각 팩키지별 xyzINC.PRL과 xyzRTN.PRL (xyz은 각 팩키지를 나타내며, 둘 또는 세 글자로 되어 있음)의 두 파일을 읽은 후, include deck과 subroutine들을 구별하여 각 팩키지의 directory에 subroutine들을 생성하며, 각 팩키지에 대해 subroutine들의 목록을 내용으로 하는 'all.map' 임시 파일을 작성한다. 그 후 이 목록 파일에 근거하여 각각의 subroutine들에 대해 compile하고, compile한 object file들을 하나의 library file로 만들어 주는 'all.exe' 임시 파일을 작성하고 (수행 file은 mumaklib.utx 내의 '\${MELMUTL}/musublib'임), 그 후 'all.exe' file을 수행하여 팩키지별로 object library를 생성한다.

하지만, include deck과 subroutine들을 구별하는 본래의 musubfil program은 대상 file이 FORTRAN77 언어로 작성된 파일을 대상으로 작성된 것이므로, 대상 file이 FORTRAN90 인 경우에 대해 적용되도록 보완이 필요하다. 따라서, 코드 구조 개편 과정에서는 xyzINC.PRL과 xyzRTN.PRL file을 개편하지 않고, FORTRAN90으로 전환된 프로그램들을 사용하여, 각 팩키지 내의 여러 subroutine들을 개편하였다. 이로 인해 개편된 subroutine들을 object library에 적용시켜야 하며, 이를 위해 procedure를 보완하였고 object file을 생성하는 과정부터 다시 수행시켰다. 이의 구체적인 내용으로는 각 팩키지의 object library를 생성하기 위하여 temporary file인 'all.map'과 'all.exe' file이 지워지지 않도록 procedure를 수정하였으며, 수작업으로 'all.map'과 'all.exe' file을 수정한 후, 별도로 수행하였다.

## (2) 실행 file 생성

실행 file을 생성하는 procedure는 'mulinkmel.utx'이며, 새로이 생성된 각 팩키지의 object library들로부터 실행 file을 생성한다. 간단한 팩키지부

터 개편한 후 전체 코드로 확장하는 방법으로 진행하고 있으므로, 실행 file도 간단한 팩키지부터 개편하여 생성하고, 모든 팩키지에 대해 팩키지 단위로 개편하여 생성한 후, 전체의 팩키지를 동시에 적용한 실행 file을 만드는 방법으로 진행하였다. 새로이 생성된 개편된 실행 file은 기존의 실행 file과 구별되도록 기존 file name인 'melgen' 및 'melcor' 앞에 팩키지 약자를 추가하여 보관하였다. 예로 SPR 팩키지를 개편한 경우의 실행 file은 sprmelgen 및 sprmelcor 이다.

#### 다. 개편 검증

우선 기존의 MELCOR 코드의 계산 결과와 단순히 FORTRAN90 언어로 변환한 MELCOR90 코드의 계산 결과를 비교하였다. 이는 구조 개편 후의 참조 코드가 MELCOR90이 되기 때문이다. 사고 진행에 따른 주요 항목 (증기발생기 고갈시간, 노심 노출시간, 원자로 용기 하부 지지판 파손 시간, 용기 파손 시간 등)을 비교하였고, 두 코드의 결과가 완벽히 일치함으로 MELCOR90이 올바르게 변환됨을 확인하였다.

다음은 개편된 팩키지의 계산 결과와 MELCOR90의 계산 결과가 일치하는가를 확인하여 개편이 올바르게 수행되었는지를 검증하는 단계이다. 예로, 격납 건물 살수계통을 모의하는 SPR 팩키지의 개편을 검증하기 위해, 울진 발전소에서의 TLOFW 사고 경위를 선정하고 MELCOR90 수행 결과와 개편된 SPRMELCOR의 수행 결과를 SPR 팩키지의 주요 항목 (spray의 열전달율, dome의 압력, dome의 온도, 출력)에 대해 비교하였다. 그림 3.4.3-1에서 보듯이 수행이 정상적으로 종료되었고, 그 결과가 일치함을 확인하였다. 또 다른 예로, Control function을 사용하여 특정 제어 체적에 대해 tabular function을 사용하는 TF 팩키지에 대하여도, MELCOR90 계산 결과와 개편된 TFMELCOR의 수행 결과를 TF 팩키지의 주요 항목 (해당 제어 체적의 압력과 유량)을 비교하였으며, 결과가 일치함을 그림 3.4.3-2에서 확인하였다.

표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (1/6)

패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
SPR (70)	SPRDB	sprdb1, sprdb2, sprdb3, sprdb6, sprdbc, sprdbe, sprdbg, sprdbi, spridb, sprprs	sprchk, sprdb5, spredt, spript, sprjun, sprps2, sprps3, sprrun,	sprmdl, sprres
	SPRPNT	sprdb4, sprdb7, sprdbd, sprdbf, sprdbh, sprdbj, sprdby, sprdbz, spript, sprprs	spryh, spryvl	
TF (30)	TFDB	tfd1, tfdbe, tfndba, tfvdb	tfdz, tfedt, tfndbc, tfpbd, tfvdbg	tfmdl, tfres
	TFPNT	tfdbf, tfdbz, tfedt, tfndbb, tfvdbf		
TP (50)	TPDB	tpcin, tpcout, tpd1, tpd2, tpd6, tpdbc, tpdbe, tpdg, tpdbi, tpdbm, tpdbo, tpeout, tpin, tpout, tppbd, tpprs	tpchk, tpcin1, tpcot1, tpdn, tpdbz, tpedt, tpeget, tpet, tpps2, tpps3, tprn1, tprn2,	tpmdl, tpres
	TPPNT	tpcin1, tpcot1, tpd7, tpdbd, tpdf, tpdbh, tpdbj, tpdn, tpdp, tpdby, tpdz, tpedba, tpidba, tpodba, tppbd, tpprs	tpsav, tpuin1, tpuin2	

표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (2/6)

패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
FDI (50)	FDIDB	fdidb1, fdidb2, fdidb3, fdidb5, fdidb6, fdidbc, fdidbe, fdidbg, fdidbi, fdipbd, fdiprs	fdidb5, fdip3, fdirn1, fdiedt, fdiuin, fdip2, fdipl	sprmdl, sprres
	FDIPNT	fdidb4, fdidb5, fdidb7, fdidbd, fdidbf, fdidbh, fdidbj, fdidby, fdidbz, fdipbd, fdiprs		
EDF (50)	EDFDB	edfdb1, edfdb2, edfdb3, edfdb5, edfdb6, edfdbc, edfdbe, edfdbg, edfdbi, edfdbm, edfdbo, edfpbd, edfpsa, edfpsv, edftst, edfval	edf1db, edf3db, edfarg, edfchk, edfdb4, edfdb5, edfdb7, edfdbh, edfdbp, edfdby, edfdbz, edfedt, edfps1, edfps2, edfpsb, edfpsh, edfrea, edfrn1, edfset, edftsu, edfuin, edfvlw, edfwri	edfmdl, edfres
	EDFPNT	edf1db, edf2db, edf5db, edf7db, edfdb4, edfdb5, edfdb7, edfdbd, edfdbf, edfdbh, edfdbj, edfdbn, edfdbp, edfdby, edfpbd		
BUR (40)	BURDB	burcfa, burdb1, burdb2, burdb5, burdb6, burdbc, burdbe, burdbi, burdbo, burpbd, burprs	burcfc, burrun, buredt, buruin, burvto, burps2, burps1	burmdl, burres
	BURPNT	burcfb, burdb5, burdbd, burdbf, burdbj, burdbp, burdby, burdbz, burpbd, burprs		

표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (3/6)

패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
CF (60)	CFDB	cfeval, cfdb1, cfdb2, cfdb3, cfdbc, cfdbf, cfdbi, cfdbm, cfdbo, cflval, cfpbd, cfprs, cfrval, cftval	cfdbc, cfdb5, cfrun, cfedt, cfuin, cfmds, cfps2, cfpal, cfgood, cfldbc,	cfmdl, cfres
	CFPNT	cfddb, cfdb4, cfdbd, cfdbf, cfdbj, cfdbn, cfdbo, cfdbz, cflddb, cfpbd, cfprs, cfrddb, cftddb	cfrdbc, cftdbc, cfdbz	
MP (60)	MPDB	mpconp, mpdb1, mpdb2, mpdb3, mpdb5, mpdb6, mpdbc, mpdbe, mpdbg, mpdbi, mpeval, mpidb, mpmtck, mpmtnm, mppbd, mpprck, mpprpl, mpprpa, mpprs	mpconr, mpps3, mprun, mpedt, mpchk, mpps2, mpevan, mpmtcm, mpmtnb, mpprcm, mpprpm	mpmdl, mpres
	MPPNT	mpconq, mpdb4, mpdb5, mpdb7, mpdbd, mpdbf, mpdbh, mpdbj, mpdby, mpdbz, mpedt, mpevam, mpevan, mpmix, mpmtcl, mpmtna, mppbd, mpprcl, mpprpl, mpprs		



표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (4/6)

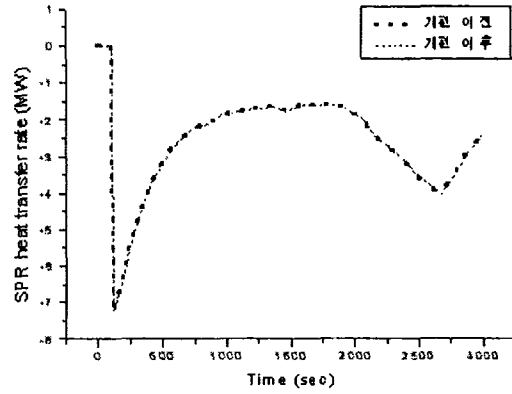
패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
DCH (80)	DCHDB	dchcfb, dchdb1, dchdb2, dchdb3, dchdb6, dchdbc, dchdbe, dchdbg, dchdbi, dchdbm, dchdbt, dchdhq, dchdht, dchidb, dchlcl, dchprs	dchcfe, dchdb5, dchps3, dchedt, dchchk, dch3pt, dchps2, dchnem, dchelc, dchpal, dchemc, dchtms,	dchmdl, dchres
	DCHPNT	dchcfd, dchdb4, dchdb7, dchdbd, dchdbf, dchdbh, dchdbj, dchdbu, dchdby, dchdbz, dchdhr, dchdhu, dchipt, dchlcl2, dchmdb, dchprs	dchdft, dchlcl	
ESF (50)	ESFDB	esfdb1, esfdb2, esfdb3, esfdb6, esfdbc, esfdba, esfdbg, esfdbi, esfdbb, esfprs, fcldb5	fclrun, cndrn1, cndrn2, fcledt, cndedt, fclchk, cndchk, cnduin,	esfmdl, esfres
	CNDPNT, FCLPNT	cndipt, cndprs, cndps1, esfdbd, esfdbf, esfdbh, esfdbj, esfdby, esfdb4, esfdb7, esfdbd, esfdbf, esfdbh, esfdby, fcldb5, fclipt, fclprs, fclps1	fclps2, cndps2, fcldb5	

표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (5/6)

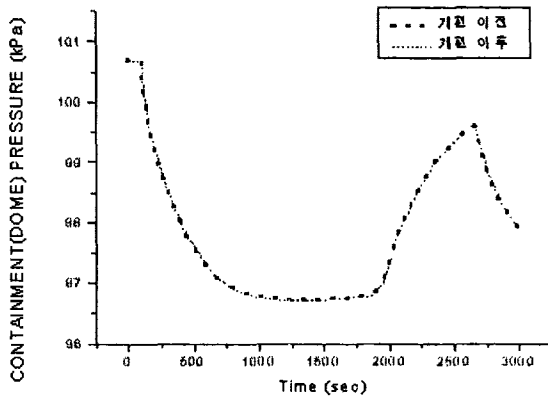
패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
CAV (150)	CAVDB, CAVCPU, CAVFTI	cavcfa, cavdb1, cavdb2, cavdb3, cavdb5, cavdb6, cavdbc, cavdbe, cavdbg, cavdbi, cavdbt, cavpbd, cavprs	cavcfc, cavdb5, cavps3, cavrur, cavedt, cavchk, cavuin, cav3pt, cavps2	cavmdl, cavres
	CAVPNT	cavcfb, cavdb4, cavdb5, cavdb7, cavdbd, cavdbf, cavdbh, cavdbj, cavdbu, cavdby, cavdbz, cavpbd, cavprs		
COR (140)	CORDB	corcfa, corckb, cordb1, cordb2, cordb5, cordb6, cordbc, cordbe, cordbt, corpbd, corprs, corvvc	corblm, corcf1, corcf2, corcf3, corps3, corrn0, corpse, corrn1, corrn2, corrn3, corrn4,	cormdl, corres
	CORPNT, CORPT2, CORLHP, CORPNP	corb11, corcfb, corckb, cordb5, cordb7, cordbd, cordbf, cordbu, cordby, cordbz, corpbd, corprs, corvvd, corxrn, corrn1	corrn6, coredt, cor3pt, corimt, coricg, coricv, cornum, corps2, corxrl, corxrr, corvve	

표 3.4.3-1. 각 패키지별 개편 부프로그램 (6/6)

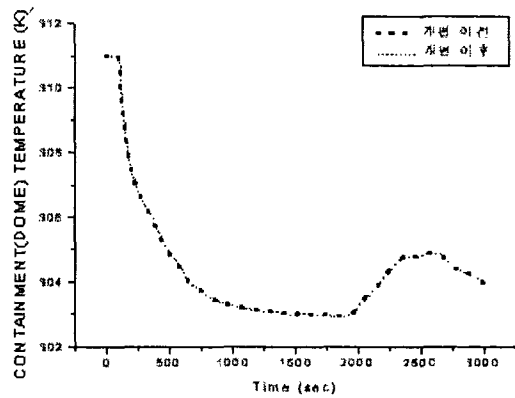
패키지 이름 (분석 프로그램 수)	포인터 변수 제거 부프로그램 이름		모듈과 직접 연결하도록 개편한 부프로그램	추가된 신규 부프로그램
	common block 이름	개편 부프로그램		
FL (50)	FLDB	fldb1, fldb2, fldb3, fldb5, fldb6, fldbe, fldbi, fldbm, fldbt, flnum, flpbd, flprs	fldb5, flps3, fledt, fluin, flmds, fl3pt, flps2, flp10	flmdl, flres
	FLPNT, FLXTRA, FLXTRB	fldb4, fldb5, fldb7, fldbf, fldbj, fldbn, fldbu, fldby, fldbz, flnum, flpbd, flprs		
CVH (90)	CVBDB	cvhcfa, cvhdb1, cvhdb2, cvhdb3, cvhdb5, cvhdb6, cvhdbc, cvhdbe, cvhdbm, cvhdbt, cvhnum, cvhpbd, cvhprs	cvhcfc, cvhdb5, cvhps3, cvhrn1, cvhrn3, cvhrn4, cvhedt, cvhmms, cvh3pt, cvhps2, cvhps1	cvhmdl, cvhres
	CVHPNT, CVHXTR, CVHXTS, CVHXTT	cvhcfb, cvhdb4, cvhdb5, cvhdb7, cvhdbd, cvhdbf, cvhdbj, cvhdbn, cvhdbu, cvhdby, cvhdbz, cvhnum, cvhpbd, cvhprs		



a) 살수계통을 통한 열 전달량 비교

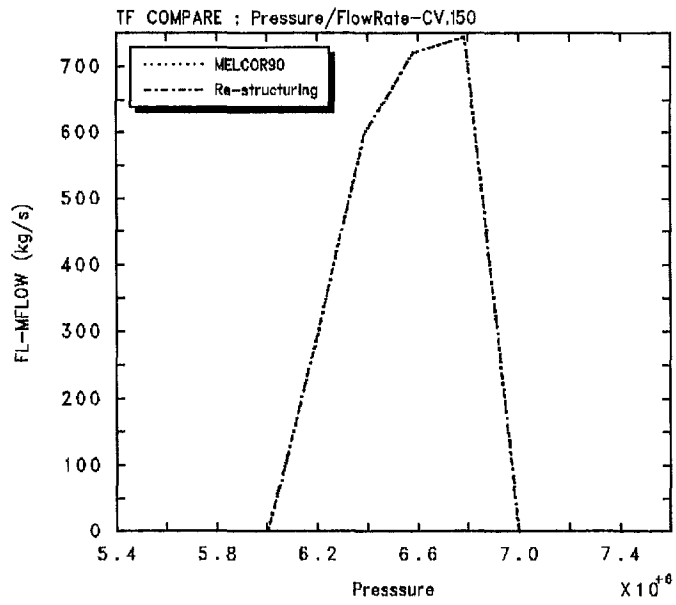


b) 격납건물 압력 비교

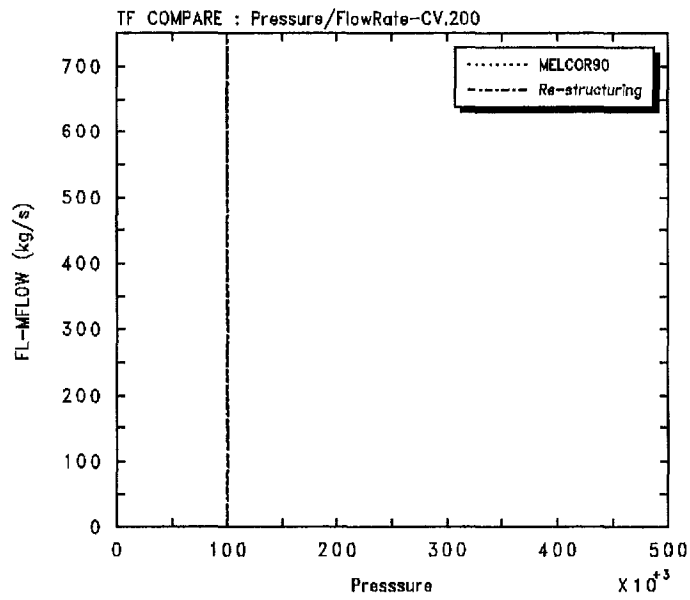


c) 격납건물 대기 온도 비교

그림 3.4.3-1. SPR 팩키지 개편 결과 비교



a) 하부 용기 유량 비교



b) 격납건물 유량 비교

그림 3.4.3-2. TF 팩키지 개편 결과 비교

## 제5절 중대사고 해석자료 생산 및 관리시스템 개발

### 1. 해석자료 생산

원전에서 노심이 손상되고 원자로용기나 격납건물이 파손되는 중대사고에 대한 대처능력 확보는 그 발생 가능성이 매우 낮음에도 불구하고 끊임없이 안전성 확보의 중요한 요소로 자리잡고 있다. 이는 그 결과가 공중에 미치는 영향이 크기도 하지만 아직까지 중대사고 시 수반되는 현상에 대한 불확실성이 크게 작용하고 있기 때문이다. 또한 원전에는 수많은 공학적인 계통과 기기들이 사용되고 있기 때문에 중대사고가 발생할 수 있는 경로도 매우 복잡하다. 이렇게 다양한 발생경로를 가지고 불확실성이 큰 현상을 동반하는 중대사고가 발생했을 경우에 보다 체계적이고 종합적인 정보를 활용할 수 있다면 사고관리 측면에서 매우 효과적일 것이다. 체계적이고 종합적이며 확실적인 정보까지 포함하여 분석하는 방법중의 하나가 확률론적 안전성분석(PSA)이지만 현상과 관련된 정보를 제공하는 데는 상당히 제한적이다. PSA를 수행하는 과정에는 중대사고 발생 시 수반되는 열 수력 및 방사선원 분석도 일부 수행된다. 그러나 중대사고에 수반되는 현상은 다양하고 복잡하기 때문에 특정 중대사고 시나리오를 종합적으로 해석하기 위해서는 개별현상들을 포괄적으로 고려한 현상분석 코드들을 사용해야 하며 많은 시간이 요구된다. 따라서 PSA 수행 시의 중대사고 현상분석은 부분적일 수밖에 없으며 다른 사용자들이 해당 발전소에 대하여 중대사고 현상과 관련된 다양한 정보가 필요할 때 이를 효과적으로 제공하는데 어려움이 있다. 이를 극복하기 위한 한 방법으로 중대사고 현상과 관련된 많은 정보를 데이터 베이스화 하여 관련분야에 대한 지식이 많지 않은 발전소 요원이나 관련분야의 축적된 자료를 필요로 하는 전문가들에게 제공할 수 있는 중대사고 해석 DB를 개발하고자 한다.

중대사고 해석 DB에서는 원전에서 발생가능성이 있는 중대사고 시나리오에 대한 열 수력 및 중대사고 현상과 방사선원에 대한 해석결과를 DB로 정리하고 DB 관리시스템을 통하여 사용자들에게 필요한 정보를 제공하고자 한다. 따라서 궁극적으로는 대상 발전소에 대한 중대사고 해석자료를 체계적으로 분석하여 생산하고 사용자들이 효과적으로 자료를 활용할 수 있는 DB 관리시스템을 개발할 필요가 있다. 이를 위하여 우선 첫 단계로서 중대사고 해

석 데이터베이스 시안을 개발하고자 하며 이는 다시 중대사고 해석자료 생산시안과 DB 관리시스템 개발시안으로 나누어 생각할 수 있다. 본 보고서에서는 중대사고 해석자료 생산시안의 일부로서 해석 DB 생산방법에 대하여 기술하였다.

## 가. DB 자료 생산방법론

### (1) 대상발전소 선정

중대사고 해석자료를 생산하기 위한 첫 단계는 분석하고자 하는 대상 발전소를 선정하는 일이다. 이때 우선 고려해야 할 사항은 대상 발전소에 대한 확률론적 안전성 평가(PSA)의 수행여부이다. 이는 다음에서 기술된 바와 같이 개발하고자 하는 중대사고 해석 DB의 시나리오 선정방법에서 PSA 분석결과를 이용하기 때문인데, 대상발전소에 대한 PSA가 수행된 경우는 그 결과를 활용하는 것이 바람직하며 그렇지 않는 경우에는 PSA 방법론에 의하여 주요 중대사고 시나리오를 체계적으로 개발할 필요가 있다. 국내 원전에서 1단계 및 2단계 PSA가 완료된 곳은 영광 3,4호기, 울진 3,4호기, 그리고 월성 2,3,4호기이며, 영광 5,6호기와 울진 5,6호기 및 차세대 원전 등은 확률론적 안전성 분석에 대한 최종 분석을 수행 중이다. 다음으로 고려하여야 할 사항은 열수력 및 방사선원 분석을 위한 전산코드 입력자료 확보의 용이성이다. 현재 중대사고시 노내외 및 격납건물, 방사선원 분석을 수행할 수 있는 종합 전산코드로는 MAAP과 MELCOR가 대표적인데 다양한 시나리오를 모의하는 경우에는 MAAP이 보다 활용도가 높다. 따라서 본 연구에서 활용하고자 하는 주력 전산코드는 사용 가능한 MAAP코드의 최신판으로, 현재 개발되어 있는 영광 3,4호기 MAAP코드 발전소입력은 MAAP 4가 출시되기 이전의 3.0B 버전이고 울진 3,4호기의 경우는 MAAP 4 이다. 따라서 PSA 결과를 활용할 수 있고 보다 최근의 코드 입력자료 활용이 가능하며 국내 원전의 표준형으로 일컬어지는 울진 3,4호기를 대상 발전소로 결정하였다.

### (2) 분석 시나리오 선정방법

진단시스템에 적용할 예제 사고 시나리오를 선정하기 위하여 한국 표준형 원전(Korea Standard Nuclear Power Plant: KSNP) 확률론적 안전성 평가 최

중보고서[116]의 1단계 및 2단계 PSA 분석결과를 검토하였다. 이는 중대사고 발생 시에 가정할 수 있는 수없이 많은 사고의 종류를 가장 체계적으로 분류하고 또한 확률적인 정보를 포함하는 분석방법이 PSA이기 때문이다. 1단계 PSA에서는 발전소에 사고가 발생하였을 경우에 안전에 관련되는 주요 계통의 작동여부를 체계적으로 분석하여 노심손상 빈도를 계산하며, 2단계 PSA에서는 발전소 손상상태 (Plant Damage State: PDS), 격납건물 사건수목 (Containment Event Tree: CET) 및 방사선원군 (Source Term Category: STC) 등의 여러 가지 분석단계를 거쳐 격납건물 파손확률과 이 때 방출되는 방사선원에 대한 특성을 예측하게 된다. 이 중에서도 PDS 사건수목 (PDS ET)은 1단계 PSA 사건수목을 확장하여 노심이 손상된 후 진행되는 중대사고를 분석하기 위해 필요한 안전계통 작동여부에 대한 정보를 포함하고 있다. 따라서 진단시스템에서 이용될 사고 시나리오는 사고 발생시 기인사건 (Initiating Event)의 특성과 노심손상에 관련된 각 계통의 정보 및 노심손상 이후 중대사고로 진행될 경우의 발전소 손상상태 정보를 포함하는 PDS ET상의 사고경위들을 일차적인 분석대상으로 선정하였다. 또한, KSNP PSA에서는 발전소 내부 원인으로부터 기인하는 내부사건과 홍수, 지진, 및 화재 등 외부요인에 의한 외부사건을 모두 포함하고 있지만 본 보고서에서는 우선 내부사건만을 다루었고 외부사건에 대해서는 추후 별도로 분석할 예정이다.

KSNP 확률론적 안전성평가 분석결과로부터 PDS 사건수목을 구성하는 기인사건은 다음 16가지로 요약된다.

- Large LOCA
- Medium LOCA
- Small LOCA
- Steam Generator Tube Rupture
- Large Secondary Side Break
- Loss of Feedwater
- Loss of Condenser Vacuum
- Loss of Component Cooling Water
- Loss of a 125V DC Bus
- Loss of a 4.16KV AC Bus
- Loss of Off-site Power



- Station Blackout
- General Transient
- Anticipated Transient Without Scram
- Vessel Rupture
- Interfacing System LOCA

위의 기인사고들에 대한 PDS 사건수목은 참고자료 116의 그림 4.3.1-1부터 그림 4.3.1-15까지에 나타나 있고, Interfacing System LOCA에 대해서는 별도의 사건수목을 작성할 필요가 없기 때문에 생략되었다. 중대사고해석 데이터베이스 구축을 위해 분석할 시나리오는 PDS 사건수목을 정량화하고 난 후 사고발생 빈도가  $10^{-9}/\text{ry}$  이상 되는 사고경위 95개를 일차적으로 기본 사고경위로 선정하였으며 그 내용은 참고자료 117의 표 2.1에서부터 표 2.16에 정리되어 있다.

위의 기본 사고경위는 다음에 기술될 발전소의 설비 또는 계통의 운전과 관련된 민감도 인자와 분석코드에 내재하는 중대사고 현상모델 관련 불확실 인자에 따라 다양한 민감도 분석 사고경위로 확장된다. 따라서 기본 사고경위와 민감도분석 사고경위를 합하면 수 백 개의 사고 시나리오로 분류될 것으로 예상된다. 어떠한 인자에 대하여 민감도 분석을 수행할 것인가는 실제로 해당 기본 사고경위를 계산한 후에 상세 분석을 통해서 결정될 예정이다.

사용자가 중대사고 해석 DB로부터 원하는 정보를 얻기 위해서는 먼저 현재 DB 생산방법론과 병행하여 개발 중인 DB관리 시스템을 이용하여 해당 사고 시나리오를 선택하게 된다. 해당 시나리오를 탐색하는 방법은 두 가지가 있다. 첫 번째는 사고 시나리오를 알고 있는 경우이며 (Scenario-Based Data Search), 이 경우 기인사고와 각종 계통들의 작동여부에 따라 시나리오가 결정된다. 따라서 이미 계산되어 저장되어 있는 해당 시나리오의 기본 사고경위와 민감도분석 사고경위로부터 정보를 찾을 수 있다. 두 번째는 중대사고시 발전소의 현재 상태를 알려주는 몇 가지 주요변수 값을 알고 있을 경우에 이를 이용하여 해당되는 사고 시나리오를 역으로 탐색하는 방법이다 (Symptom-Based Scenario Search). 예를 들면 사고가 발생한지 약 2시간 후에 노심 출구 온도값, 노심의 수위, 노심의 압력, 원자로 공동 수위, 격납

건물 압력, 및 안전주입 탱크의 압력 등을 알고 있다고 가정하자. DB관리 시스템의 탐색창에 최소 경과시간 1시간 30분, 최대 경과시간 2시간을 입력하고, 알고 있는 변수값도 불확실 정도를 고려하여 범위를 입력하면 여기에 해당되는 시나리오를 탐색할 수 있으며 일단 탐색된 시나리오들로부터 기본 사고경위와 민감도분석 사고경우에 대해서 이미 분석된 정보를 얻을 수 있다. 그림 3.5.1-1은 위에서 설명한 두 가지 방법에 의해 사고 시나리오를 탐색하는 과정을 보여주고 있다.

### (3) 해석자료 생산 방법

DB에 포함될 중대사고 해석자료는 체계적인 분류방법에 따라서 저장되고 추후 개발될 DB 관리시스템이 요구하는 모든 정보를 포함하여야 하기 때문에 기존의 해석자료들은 이를 만족할 수 없고 새로운 방법에 의해 생산해야 한다. 현재 가장 널리 사용되고 있는 중대사고 종합 해석코드인 MAAP과 MELCOR 프로그램이 가장 적당한 해석도구로 판단된다. 본 연구에서는 수 백 개 이상의 시나리오 분석을 필요로 하기 때문에 주 전산코드로는 시나리오 모의 및 계산이 보다 용이한 MAAP코드를 사용하고 코드모델 차이에 의한 불확실성을 파악하기 위하여 MELCOR 코드를 보조 수단으로 이용한다.

### (4) 정보변수 도출

MAAP을 기반으로 중대사고 시나리오를 모의하여 사용자에게 제공될 수 있는 883개의 변수들을 도출하였다. 참고자료 117의 표 2.17부터 표 2.29에는 정보변수 목록들이 정리되어 있고 이 내용들은 추후 계속해서 보완하고 추가해야 할 사항들이다. 이 중 일부 정보변수들은 코드 내에서 자체적으로 생성되지 않기 때문에 코드입력 작성시 간단한 프로그래밍을 필요로 한다. 도출된 정보변수의 내용을 요약하면 다음과 같다.

- 원자로 냉각재 계통 및 증기발생기 열 수력 정보 : 56개 (표 3.5.1-1)
- 안전계통 정보 : 8개 (표 3.5.1-1)
- 원자로 냉각재 계통/격납건물 Interface 정보 : 14개 (표 3.5.1-1)
- 수소 발생 정보 : 10개 (표 3.5.1-1)
- 원자로 냉각재 계통 상세정보(기체온도, 열침원 온도, 유량) : 56개

(참고문헌 117)

- 핵연료 및 피복재 관련 정보 : 90개 (참고문헌 117)
- 용융노심, 상부 플레넘 및 Barrel 정보 : 48개 (참고문헌 117)
- 노심 에너지 보존, Time step 정보 : 14개 (참고문헌 117)
- 원자로 하부반구에서의 용융노심 정보 : 77개 (참고문헌 117)
- 원자로용기 파손 관련 정보 : 85개 (참고문헌 117)
- 격납건물 열 수력 정보 : 196개 (참고문헌 117)
- 방사선원 관련정보 : 229개 (참고문헌 117)

중대사고 해석 DB에는 모든 기본 사고경위와 민감도분석 사고경위에 대하여 위의 변수에 대한 정보와 함께, 선정된 사고 시나리오에 대한 요약, 주요 사고전개 내용 및 사고 발생확률 정보를 저장하고 있으며, 사용자가 DB 관리시스템을 이용하여 해당 사고 시나리오를 선택하고 원하는 정보를 지정하면 그래픽 또는 텍스트 형태로 내용을 제공하게 된다. 그림 3.5.1-2는 해석 DB가 저장하고 있는 자료의 내용 및 구현방법을 보여주고 있다.

#### (5) 불확실 변수 선정

원전의 중대사고 분야는 현상자체에 대한 불확실성이 크기 때문에 해석코드의 현상모델이 갖고 있는 불확실성이 존재하며 이에 대한 민감도 분석이 필요하다. 예를 들면 선정된 시나리오에 대하여 원자로 공동에서의 노심용융물에 의한 콘크리트 침식량을 MAAP을 이용하여 계산할 때에는 노심용융물로부터 상부냉각수나 콘크리트로 열전달되는 과정에 아직 많은 불확실성이 존재한다. 따라서 이와 관련하여 코드 내에 설정된 변수값에 대하여 민감도분석을 할 필요가 있다. 즉, 노심용융물과 콘크리트 사이의 열 전달량을 결정짓는 변수 HTC<sub>MCR</sub> 또는 HTC<sub>MCS</sub>와, 노심용융물과 상부냉각수 사이의 열 전달 관련변수인 FCHF에 대한 민감도 분석을 수행하게 된다. 현재까지는 MAAP 코드의 원자로 외벽냉각, 노내 수소생성, 원자로 파손 시 격납건물 대기로 방출되는 용융물의 양, 원자로공동 용융물의 퍼짐성 및 냉각특성, 콘크리트로의 열전달 특성, 수소연소 등과 관련된 불확실 변수들을 선정하였고 앞으로 다른 현상들과 관련하여 계속 보완되어야 할 사항들이며 선정된 변수에 대해서는 추후 민감도 계산을 수행하여 해석자료로 활용된다. 현재까지 도출된 MAAP코드의 현상모델과 관련된 민감도 인자의 예는 다음과 같다.

- IEUTEC: Eutectic 모델의 사용여부
- TEU: 노심에서의 Eutectic 용융온도  
 기본값: 2500 K 최대값: 2800 K 최소값: 2100 K
- FAOX: 피복재 손상시 증기의 침투효과를 고려하여 산화반응을 계산할 경우  
 피복관 외부표면적의 증배상수(Multiplier)  
 기본값: 1.0 최대값: 2.0 최소값: 1.0
- TCLRUP: 피복재가 손상되는 온도. 피복재 부풀음 현상이 중단되고 핵분열  
 생성물을 방출함  
 기본값: 1000 K 최대값: 2300 K 최소값: 1000 K
- TSPFAL: 노심지지대(Core Support Plate) 파손온도이며 Larson-Miller 변수  
 값을 계산하기 위함  
 기본값: 1650 K 최대값: 3113 K 최소값: 1000 K
- ASPFAL: 노심지지대 파손시 노심용융물의 흘러내림(Drainage)을 계산하기  
 위한 단면적  
 기본값:  $0.1 \text{ m}^2$  최대값:  $1.0 \text{ m}^2$  최소값:  $0.01 \text{ m}^2$
- XDJETO : 용융물 Jet이 하부용기에 있는 냉각수 표면에 접촉했을 때 초기직  
 경  
 기본값: 0.1 m 최대값: 1.0 m 최소값: 0.01 m
- XROFO : 원자로용기 일차 파손 시 파단 면적의 반경 초기치  
 기본값: 0.01 m 최대값: 0.25 m 최소값: 0.005 m
- NVP : 용융물에 의한 용기 파손 시 초기에 파손되는 관통관의 개수  
 기본값: 1 최대값: 10 최소값: 1
- XGAPLH : 용융물과 원자로용기 하부벽 사이의 간극의 초기치  
 기본값:  $1.0\text{E-}5 \text{ m}$  최대값:  $3.0\text{E-}4 \text{ m}$  최소값:  $1.0\text{E-}6 \text{ m}$
- FQUEN : 하부용기 용융물의 급냉 계산 시 평판 임계 열속에 대한 증배계수.  
 이 값이 0일 경우는 금속층에 물의 침투성이 전혀 없음을 의미함.  
 기본값: 0.2 최대값: 1 최소값: 0
- FCHF : 평판 임계열속 Kutateladze Number  
 기본값: 0.1 최대값: 0.3 최소값: 0.0036
- HTFB : 노심용융물과 상부냉각수사이의 막비등 열전달계수  
 기본값:  $300 \text{ W/m}^2.\text{C}$  최대값:  $400 \text{ W/m}^2.\text{C}$  최소값:  $100 \text{ W/m}^2.\text{C}$

- HTCMCR : 용융물과 하부 Crust 사이의 대류 열전달 계수  
 기본값: 3500 W/m<sup>2</sup>.C 최대값: 10000 W/m<sup>2</sup>.C 최소값: 500 W/m<sup>2</sup>.C
- HTCMCS : 용융물과 측면 Crust 사이의 대류 열전달 계수  
 기본값: 3000 W/m<sup>2</sup>.C 최대값: 10000 W/m<sup>2</sup>.C 최소값: 500 W/m<sup>2</sup>.C
- FENTR : 용융물과 물이 원자로공동을 빠져나갈 때의 그 용이성을 나타내는  
 임계속도 증배계수  
 기본값: 1.0 최대값: 100. 최소값: 0.2
- ENTO: Ricou-Spalding 상관식에서의 Jet Entrainment Coefficient. 원자로  
 용기 하부 및 격납건물에서 냉각수로 들어가는 용융물 Jet의 파쇄현  
 상을 모델하기 위함  
 기본값: 0.09 최대값: 0.14 최소값: 0.01
- FCMDCH : DCH 시 격납건물 대기로 분출된 용융물이 미세한 입자가 되어 대  
 기와 완전히 반응(Sensible Heat, Oxidation)하는 비율  
 기본값: 0.5 최대값: 0.5 최소값: 0.
- TJBURN : 수소 Jet이 주위의 격실로 방출될 때 국부연소를 일으키는 온도  
 기본값: 1060 K 최대값: 1900 K 최소값: 900 K
- TAUTO : 수소와 일산화탄소의 자동 점화 온도  
 기본값: 983 K 최대값: 1200 K 최소값: 750 K
- XSTIA : 연소반응을 억제하는 증기의 물 분율  
 기본값: 0.75 최대값: 0.75 최소값: 0.5
- FXEGAP: 장기운전에 의하여 Pellet과 Cladding 사이의 공간(Gap)에 존재하  
 는 Xenon의 초기분율  
 기본값: 0.05 최대값: 0.25 최소값: 0.0

또한 각 사고 시나리오 전개시 특정 계통의 운전특성이 다양하기 때문에 이  
 에 대한 민감도 분석이 필요하다. 계통의 운전특성에 따른 민감도계산은 선  
 정된 기본 시나리오 95개에 대하여 계산결과를 분석하면서 병행해야 할 사  
 항들이지만 현재까지 도출된 계통운전 관련 민감도 인자의 예는 다음과 같  
 다.

- 냉각재 상실사고시 파단 면적
- RCS로 냉각수 주입이 가능한 안전주입탱크 개수

- 주입운전 또는 재순환 운전시 작동되는 고압 안전주입 펌프 개수
- 주입운전 또는 재순환 운전시 작동되는 저압 안전주입 펌프 개수
- 주입운전 또는 재순환 운전시 작동되는 살수펌프 개수
- 일차측 일방 관류냉각(feed&bleed operation) 수행시 개방되는 안전 감압 밸브 개수 및 개방시간
- 증기발생기와 ADV를 이용한 열 제거시 밸브 개방을 및 개방시간
- 전원 복구시 복구시간
- 기타 발전소 운전원의 조치 사항 및 조치 시간 등

#### 나. 표준원전 모델링

중대사고 해석 DB에 사용될 자료를 생산하기 위하여 MAAP 4.03코드를 이용하여 표준원전을 모델링하였다. 원자로 냉각재계통은 코드 안에 고정되어 있는 15개의 구역(Node)으로 나누어 입력을 작성하였으며 그림 3.5.1-3은 이를 나타낸다. 즉, 원자로용기 4개 구역, 증기발생기 4개 구역, 고온관 및 저온관 6개 구역, 그리고 가압기 1개를 추가하여 총 15개 구역으로 나뉘어 있다. 이 중 노심은 다시 반경방향 7개, 축 방향 13개로 세분하여 총 91개의 세부구역으로 나누었다. 한편 격납건물은 6개의 격실로 구분하였다. 격납 건물의 최상부 돔, 상부격실, 하부격실, 환형격실, 배수조(Sump)격실, 원자로 공동격실로 구분하였으며 그림 3.5.1-4는 이를 보여주고 있다. 여기서 배수조 격실은 그 부피는 다른 격실에 비하여 상대적으로 작다. 그러나 주로 냉각수가 저장되는 곳이기 때문에 격납건물 후기 파손시 중요한 인자인 격납건물 대기 압력에 영향을 미치므로 따로 구분하였다. 표준원전을 모델링 하기 위하여 작성된 입력내용을 요약하면 다음과 같다.

- Control Parameters
- Model Parameters
- Concrete Data
- Primary System Data
- Core Data
- Fission Product Data
- Initial Condition
- Reactor Coolant System

- Pressurizer & Steam Generator
- Engineered Safeguards System
- Containment & Flow Path Modeling
- Debris Data
- Heat Sink data

## 다. 사고경위 분석

### (1) 기본 사고경위 분석

DB 관리시스템 개발 시 적용성을 평가하고 검증하기 위해 예제로 사용할 수 있는 사고 시나리오를 계산하였다. 예제 사고 시나리오를 선정하기 위하여 표준원전의 PSA 최종보고서의 1단계 및 2단계 PSA 분석결과를 검토하였다. PSA 결과는 발전소 내부원인으로부터 기인하는 내부사건과 홍수, 지진, 및 화재 등 외부요인에 의한 외부사건을 모두 고려하고 있지만 예제 계산에서는 내부사건 중 대표적인 8 가지를 선정하였다. 즉 대형/중형/소형 냉각재 상실사고, 증기발생기 튜브 파단 사고, 발전소 전원 상실사고 중에서 1개씩 그리고 급수 상실사고에서 3개 시나리오를 고려하였다. 이들은 발생확률이 높거나 다양한 중대사고 현상을 포함하고 있거나 또는 최악의 사고진행을 가정한 사고경위들이다.

#### ○ 대형 냉각재 상실사고- 시나리오 #3 (LLOCA S03)

격납건물 내부의 원자로 냉각재 계통으로부터 냉각재가 상실되며 유효 파단 단면적이  $0.2 \text{ ft}^2$  ( 직경 6.06 inch) 이상 되는 사고이다. 보수적인 가정으로 4개의 안전주입탱크 중 2개의 탱크로부터 냉각수가 주입되는 경우이다. 저압 안전주입 계통과 고압 안전주입 계통의 1개 트레인씩이 작동하여 재장전수 저장 탱크로부터 냉각수가 주입되고 고압 안전주입 계통이 재순환에 성공한다. 또한 장기적인 재순환을 위하여 격납건물 살수계통이 작동하여 열 교환기를 통한 열 제거가 이루어진다. 표준원전에서의 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $2.022 \times 10^{-7} / \text{ry}$  이다.

#### ○ 중형 냉각재 상실사고- 시나리오 #20 (MLOCA S20)

격납건물 내부의 원자로 냉각재 계통으로부터 냉각재가 상실되며 유효 파

단 단면적이  $0.02 - 0.2 \text{ ft}^2$  ( 직경 1.91 - 6.06 inch) 범위에 있는 사고이다. 4개의 안전주입 탱크로부터 냉각수가 주입된다. 저압 안전주입 계통, 고압 안전주입 계통, 격납건물 살수계통이 모두 작동되지 않는다. 이 사고 시나리오는 확률이 낮아 기본 사고경위에 포함되지 않았지만 중형 냉각재 상실사고로서는 최악의 경우이기 때문에 다양한 시나리오 모의를 위해 분석하였다. 표준원전에서 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $6.215 \times 10^{-10}/\text{ry}$  이다.

○ 소형 냉각재 상실사고- 시나리오 #12 (SLOCA S12)

격납건물 내부의 원자로 냉각재 계통으로부터 냉각재가 상실되며 유효 파단 단면적이  $0.0008 - 0.02 \text{ ft}^2$  ( 직경 0.38 - 1.91 inch) 범위에 있는 사고이다. 가압기 저압이나 저 DNBR에 의해 원자로가 정지되고 2개의 고압 안전주입 계통 중 1개 계통이 재장전수 저장탱크로부터 주입되지만 재순환에는 실패한다. 파단부를 통한 유량이 많지 않아 붕괴열을 충분히 제거하지 못하기 때문에 보조급수와 대기 방출밸브 등의 이차측을 이용하여 잔열을 제거한다. 고압 안전주입 계통의 재순환이 실패함에 따라 저압 안전주입계통을 작동시키기 위해 증기발생기를 이용하여 일차계통을 충분히 냉각시키지만 (Aggressive Cooldown) 저압 안전주입계통을 작동시키는데는 실패한다. 표준원전에서 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $1.109 \times 10^{-6}/\text{ry}$  이다.

○ 증기발생기 세관 파단사고- 시나리오 #37 (SGTR S37)

증기발생기 내의 세관 1개가 완전히 절단되어 일차측 냉각수가 이차측으로 유출되는 사고이다. 사고 시작 후 가압기 저압이나 저 DNBR에 의해 원자로가 정지되고 재장전수 저장탱크로부터 고압 안전주입 계통의 주입을 시도하지만 실패한다. 고압 안전주입이 되지 않기 때문에 저압 안전주입 계통을 작동시키기 위해 증기발생기를 이용하여 일차계통을 급속히 냉각시키고자 하지만(Aggressive Cooldown) 이에 실패한 사고경위이다. 표준원전에서 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $9.393 \times 10^{-7}/\text{ry}$ 로 증기발생기 세관 파단사고 중 가장 높다.

○ 급수 상실사고- 시나리오 #21 (LOFW S21)

여러 가지 원인에 의해서 주 급수 공급이 중단되는 사고이다. 사고초기에



는 증기발생기 수위가 감소하고 압력이 증가하면서 일차계통의 온도와 압력이 상승하는데 증기발생기 저수위나 가압기 고압에 의해 원자로가 정지한다. 원자로가 정지된 후 보조급수 계통과 터빈 우회계통 또는 대기 방출밸브를 이용한 이차측 열 제거에 일단 성공하지만, 정지냉각 진입조건 (410 psia, 350° F)에 도달하여 저압 안전주입 펌프와 정지냉각 열 교환기를 이용한 정지냉각을 수행하는데는 실패한 시나리오이다. 그 이후 이차측을 이용한 열제거를 계속 유지시켜주든지 일차계통의 감압 및 충전운전을 시도하지만 이에 실패하여 결국 노심손상이 발생한다. 원자로 냉각재 계통의 압력경계에 파손이 일어나 압력이 감소하면 저압 안전주입 계통이나 격납건물 살수계통의 주입 및 재순환 운전은 수행될 수 있다. 표준원전에서의 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $2.535 \times 10^{-7}/\text{ry}$ 로 급수 상실사고 중 아래에 기술되는 LOFW S115 다음으로 높다.

○ 급수 상실사고- 시나리오 #115 (LOFW S115)

앞에 기술된 LOFW S21 과 같이 주 급수 공급이 중단되는 사고이다. 증기 발생기 저수위나 가압기 고압에 의해 원자로가 정지된 후 보조급수 계통이 작동되지 않아 이차측을 이용한 열 제거가 이루어지지 않고 일차계통의 감압 및 충전운전에도 실패하여 결국 노심손상이 발생한다. 원자로 냉각재 계통의 압력경계에 파손이 일어나 압력이 감소하면 저압 안전주입 계통이나 격납건물 살수계통의 주입 및 재순환 운전은 수행될 수 있다. 표준원전에서의 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $7.138 \times 10^{-7} /\text{ry}$ 로 급수 상실사고 중 가장 발생확률이 높은 시나리오이다.

○ 급수 상실사고- 시나리오 #126 (LOFW S126)

앞에 기술된 LOFW S115와 유사한 사고이다. 주급수/보조급수 계통이 작동되지 않고 일차계통의 감압 및 충전운전에도 실패하여 결국 노심손상이 발생한다. 원자로 냉각재 계통의 압력경계에 파손이 일어나 압력이 감소하여도 저압 안전주입 계통이나 격납건물 살수계통의 주입 및 재순환 운전은 수행되지 않지만 안전주입탱크와 고압 안전주입 계통은 작동될 수 있다. 표준원전에서의 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $1.340 \times 10^{-9}/\text{ry}$ 이며 격납건물 살수계통이 운전되지 않기 때문에 LOFW S115와는 격납건물의 압력거동이 달라진다.

○ 발전소 정전사고- 시나리오 #45 (SBO S45)

소외전원과 비상 디젤발전기로부터 전원이 공급되지 않으며 배터리로부터 DC 전원만 사용 가능한 사고이다. 원자로가 정지되고 터빈구동 보조급수 펌프가 작동되며 대기 방출밸브를 열어서 이차측을 이용한 잔열 제거가 이루어진다. 터빈구동 보조급수 펌프와 대기 방출밸브가 DC 전원을 이용할 수 있는 시간은 약 11시간이며 이때까지 전원이 복구되지 않아 결국 중대사고로 진행된다. 표준원전에서 의 이 사고경위에 대한 노심손상 확률은  $4.173 \times 10^{-7}/\text{ry}$ 로 발전소 정전사고 중 가장 발생확률이 높은 시나리오이다.

(2) 민감도 분석

중대사고 현상이 갖는 불확실성과 관련된 코드 내 변수에 대한 민감도 분석을 예제로 수행하였다. 이 예제 계산은 데이터베이스 관리시스템에서 정보의 저장 및 제시 방법을 개발하기 위한 것이며 본격적인 민감도분석은 추후에 수행될 예정이다. 예제 계산에 이용된 민감도변수는 중대사고 시 원자로 파손 이후 원자로 공동에서 노심용융물과 상부냉각수 사이의 MAAP 코드 내 열전달 관련변수인 FCHF 및 HTFB 와 노심용융물과 콘크리트 사이의 열전달량을 결정짓는 변수 HTCPCR 및 HTCPCS 이다. 여기서 FCHF 는 평판 임계열속 Kutateladze Number에 해당되며 MAAP 코드 내에 최대값 0.3, 최소값 0.0036, 기본값은 0.1을 제시하고 있고, HTFB 는 노심용융물과 상부냉각수 사이의 막비등 열전달계수에 해당되며 최대값  $400 \text{ W/m}^2.\text{C}$ , 최소값  $100 \text{ W/m}^2.\text{C}$ , 기본값은  $300 \text{ W/m}^2.\text{C}$ 를 제시하고 있다. 또한 HTCPCR 및 HTCPCS는 원자로공동에서 노심용융물과 하부 및 측면 Crust 사이의 대류 열전달 계수를 결정짓는 변수이며 최대값  $10000 \text{ W/m}^2.\text{C}$ , 최소값  $500 \text{ W/m}^2.\text{C}$ , 기본값은  $3000\text{-}3500 \text{ W/m}^2.\text{C}$ 를 제시하고 있다. 민감도분석의 계산 매트릭스는 표 3.5.1-2와 같다.

중대사고 해석DB 에서는 해당 원전에서 일어날 수 있는 사고시나리오를 발생확률별로 파악할 수 있으며 중대사고 해석코드 분석내용을 근거로 해당 시나리오에 대한 사고 전개 내용을 다양하게 제시 할 수 있을 뿐만 아니라 민감도 분석을 통하여 특정 중대사고 현상에 대한 불확실성의 범위를 예측할 수 있게 된다.

표 3.5.1-1. 민감도 분석 계산 매트릭스 예

분석경우	사고 시나리오	민감도 변수 및 변수값	
분석 1	-중형 냉각재 상실사고	FCHF=0.1	HTFB=300 W/m <sup>2</sup> .C
	-저온관 파단사고	FCHF=0.02	HTFB=200 W/m <sup>2</sup> .C
	-파단면적 : 0.0186m <sup>2</sup>	FCHF=0.015	HTFB=180 W/m <sup>2</sup> .C
	-고압안전주입이	FCHF=0.01	HTFB=175 W/m <sup>2</sup> .C
	성공했으나 재순환 실패	FCHF=0.01	HTFB=180 W/m <sup>2</sup> .C
	-저압안전주입 실패	FCHF=0.01	HTFB=180 W/m <sup>2</sup> .C
	-격납건물 살수계통 작동 실패	FCHF=0.013	HTFB=180 W/m <sup>2</sup> .C
분석 2	-발전소 정전사고	HTCMCR=500 W/m <sup>2</sup> .C	HTCMCS=500 W/m <sup>2</sup> .C
	-고압안전주입 실패	HTCMCR=1000 W/m <sup>2</sup> .C	HTCMCS=1000 W/m <sup>2</sup> .C
	-저압안전주입 실패	HTCMCR=2000 W/m <sup>2</sup> .C	HTCMCS=1500 W/m <sup>2</sup> .C
	-4개의 안전주입탱크	HTCMCR=3500 W/m <sup>2</sup> .C	HTCMCS=3000 W/m <sup>2</sup> .C
	냉각수 주입성공	HTCMCR=5000 W/m <sup>2</sup> .C	HTCMCS=4000 W/m <sup>2</sup> .C

표 3.5.1-2. 중대사고 해석 DB 정보변수 예 (1/3)

\*\* CORE & PRIMARY PRESSURE BOUNDARY

ZWV	/	boiled-up water level from bottom of RPV
TWCR	/	temperature of water in core
MWCR	/	mass of water in core
QWCR	/	heat transfer from core to water
MCR	/	total mass of core material remaining in core
MLTCR	/	mass of total molten core material in core
TCRHOT	/	maximum core temperature
MCMTPS	/	mass of total debris + metal layer in lower plenum
TCMPS	/	temperature of total debris bed in lower plenum
QWLP	/	heat transfer rate from debris to water in lower plenum
WSTCMP	/	total steaming rate from debris bed & jet in lower plenum
FSTQNJ	/	ratio of heat loss as steam to heat source in lower plenum
MWDC	/	mass of water in downcomer and lower head
TWDC	/	temperature of water in downcomer and lower head
TPSHS	/	temperature of heat sink facing debris + metal
MEQPS(1)	/	mass of equipment in lower plenum
TEQPS(1)	/	temperature of equipment in lower plenum
PPS	/	pressure in primary system
ZWCPS	/	collapsed water level in primary system
MWPS	/	mass of water in primary system excluding pressurizer
VFPS	/	average void fraction in primary system
TWBI	/	temperature of water in broken intermediate leg
TWUI	/	temperature of water in unbroken intermediate leg
ZWBH	/	water level in broken loop hot leg
ZWUH	/	water level in unbroken loop hot leg
ZWBC	/	water level in broken cold leg (from bottom of RPV)
ZWUC	/	water level in unbroken cold leg (from bottom of RPV)
WWUL	/	one loop pumped flow rate of water in unbroken loop
TGUP	/	temperature of gas in upper plenum
TGPS	/	temperature of gas in primary system

표 3.5.1-2. 중대사고 해석 DB 정보변수 예 (2/3)

\*\* PRESSURIZER

PPZ / pressure in pressurizer  
ZWPZ / collapsed water level in pressurizer  
TWPZ / temperature of water in pressurizer  
TGPZ / temperature of gas in pressurizer  
TSR1 / temperature of surge line metal

\*\* STEAM GENERATORS

PBS / pressure in broken S/G  
PUS / pressure in unbroken S/G  
ZWBS / collapsed water level in broken S/G downcomer  
ZWUS / collapsed water level in unbroken S/G downcomer  
MWBS / water mass in broken S/G  
MWUS / water mass in unbroken S/G  
TWBS / temperature of water in broken S/G  
TWUS / temperature of water in unbroken S/G  
TGBS / temperature of gas in broken S/G  
TGUS / temperature of gas in unbroken S/G  
WWFWBS / feed water flow rate to broken S/G  
WWFWUS / feed water flow rate to unbroken S/G  
QSGTOT / total heat transfer from primary system water to secondary  
WCDHBS / flow rate of condensate on hot side of broken S/G

\*\* ENGINEERED SAFEGUARDS

PACUM / pressure in accumulator  
ZWRWST / water level in refueling water storage tank  
WESFDC / flow rate of ESF water to downcomer nodes  
WESFCL / flow rate of ESF water to cold leg nodes  
PQT / pressure in quench tank  
TWQT / temperature of water in quench tank  
MH2QT1 / mass of H2 in quench tank  
WSPTA / CSS mass flow rate into upper compt

표 3.5.1-2. 중대사고 해석 DB 정보변수 예 (3/3)

\*\* PRIMARY SYSTEM / CONTAINMENT INTERFACE FLOWS

WWBB / flow rate of water out of broken loop break  
WGBB / flow rate of gas out of broken loop break  
WWUB / flow rate of water out of unbroken loop break  
WGUB / flow rate of gas out of unbroken loop break  
WWVP / flow rate of water out of RPV failure  
WGVP / flow rate of gas out of RPV failure  
WWRV / flow rate of water out of pressurizer relief valve  
WGRV / flow rate of gas out of pressurizer relief valve  
WWBST / flow rate of water out of broken S/G relief valve  
WGBST / flow rate of gas out of broken S/G relief valve  
WSTUSB / flow rate of steam out of main steam line break  
WWRD / flow rate of water out of quench tank rupture disk  
WSTRD / flow rate of steam out of quench tank rupture disk

\*\* H2 GENERATION

MH2CR / integrated mass of H2 generated in core  
MH2CR1 / integrated H2 generation from core  
MH2CR2 / integrated H2-steam balance = 0, if balanced  
MH2S / total H2 generation from surface  
MH2SCR / integrated H2 generation from core barrel surface  
MH2SDC / integrated H2 generation from downcomer surface  
MH2SUP / integrated H2 generation from UPI surface  
MH2PS1 / mass of H2 in primary system  
MH2PZ1 / mass of H2 in pressurizer  
MH2CBT / integrated mass of H2 generated from CCI in containment

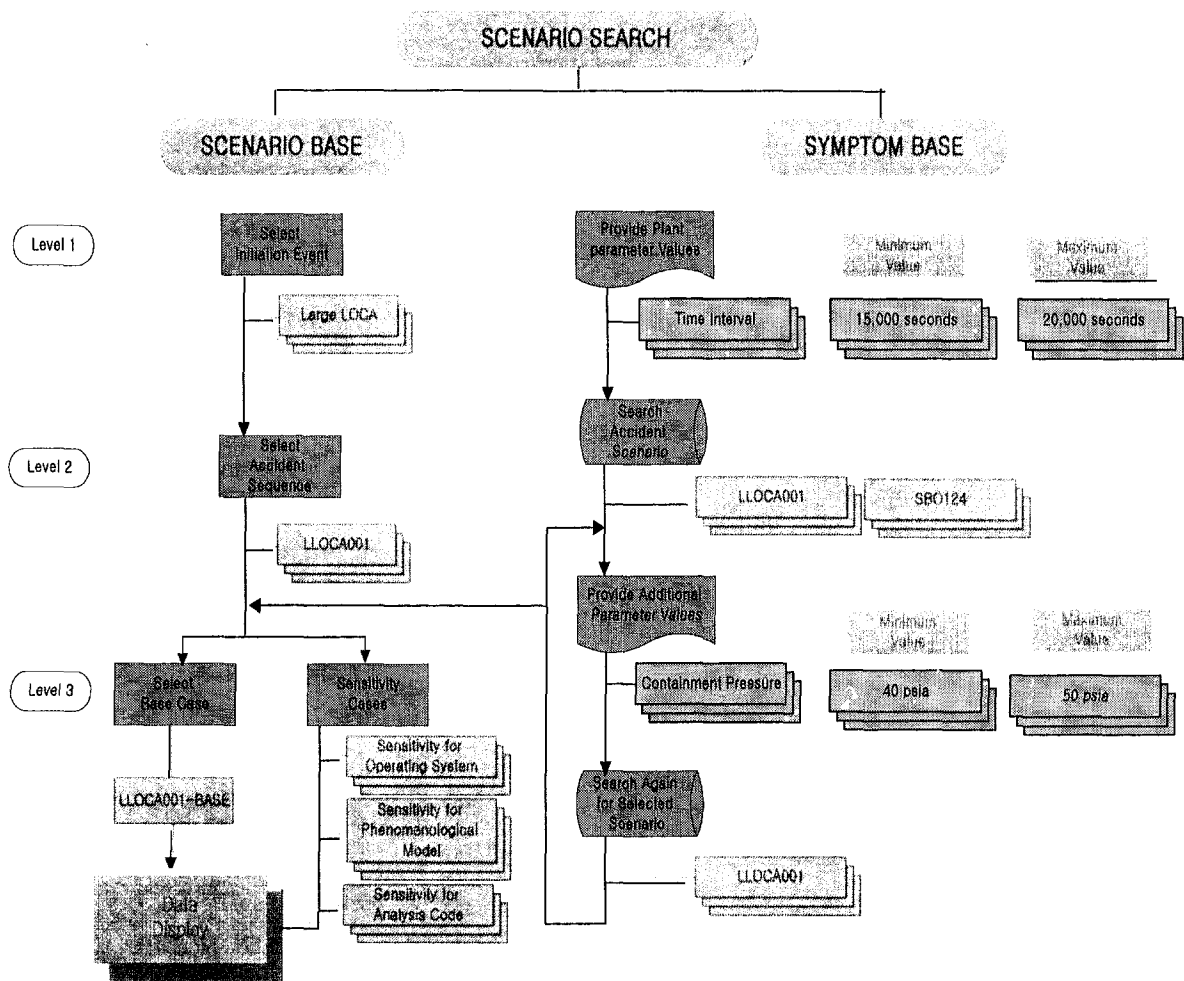


그림 3.5.1-1 중대사고 해석 DB에서의 시나리오 탐색방법

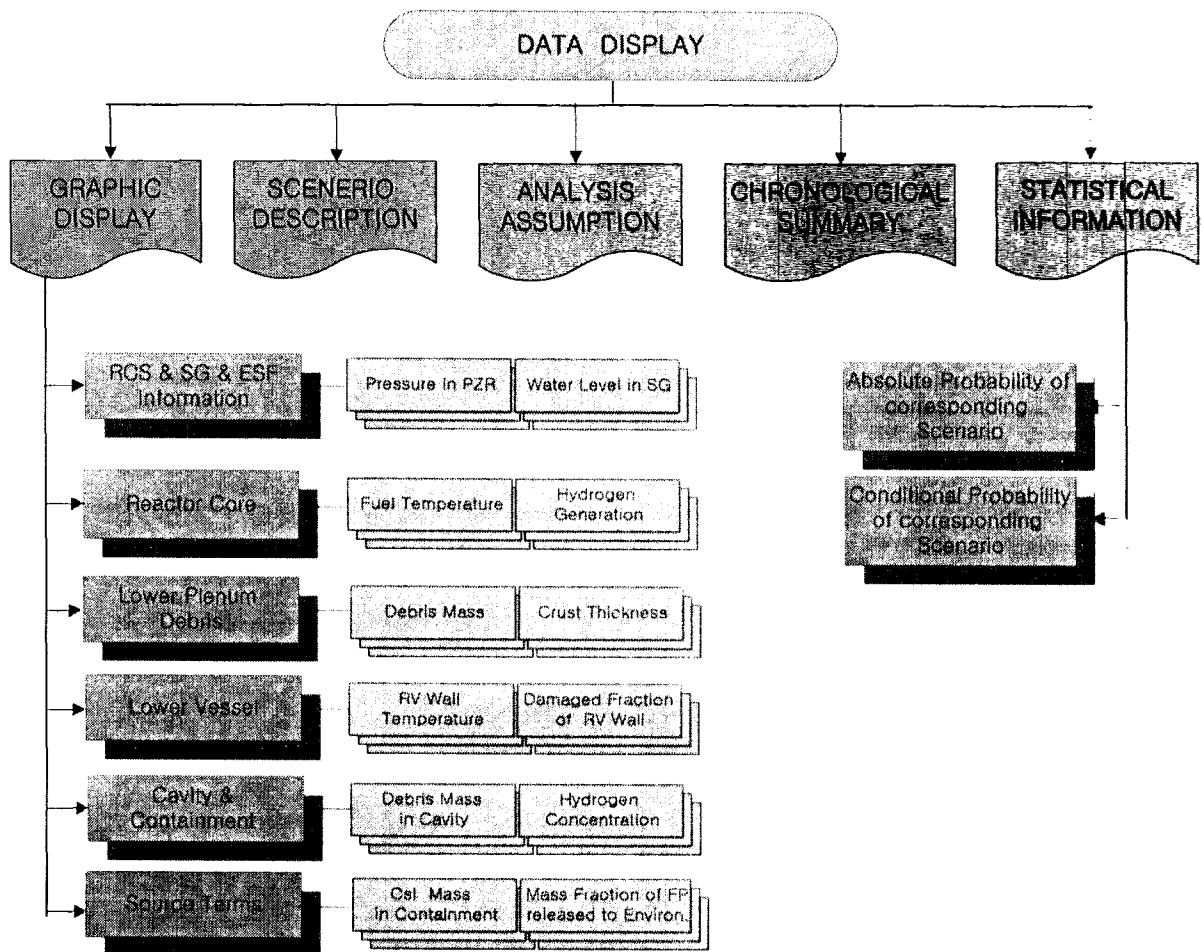


그림 3.5.1-2 중대사고 해석 DB의 데이터 내용 및 구현



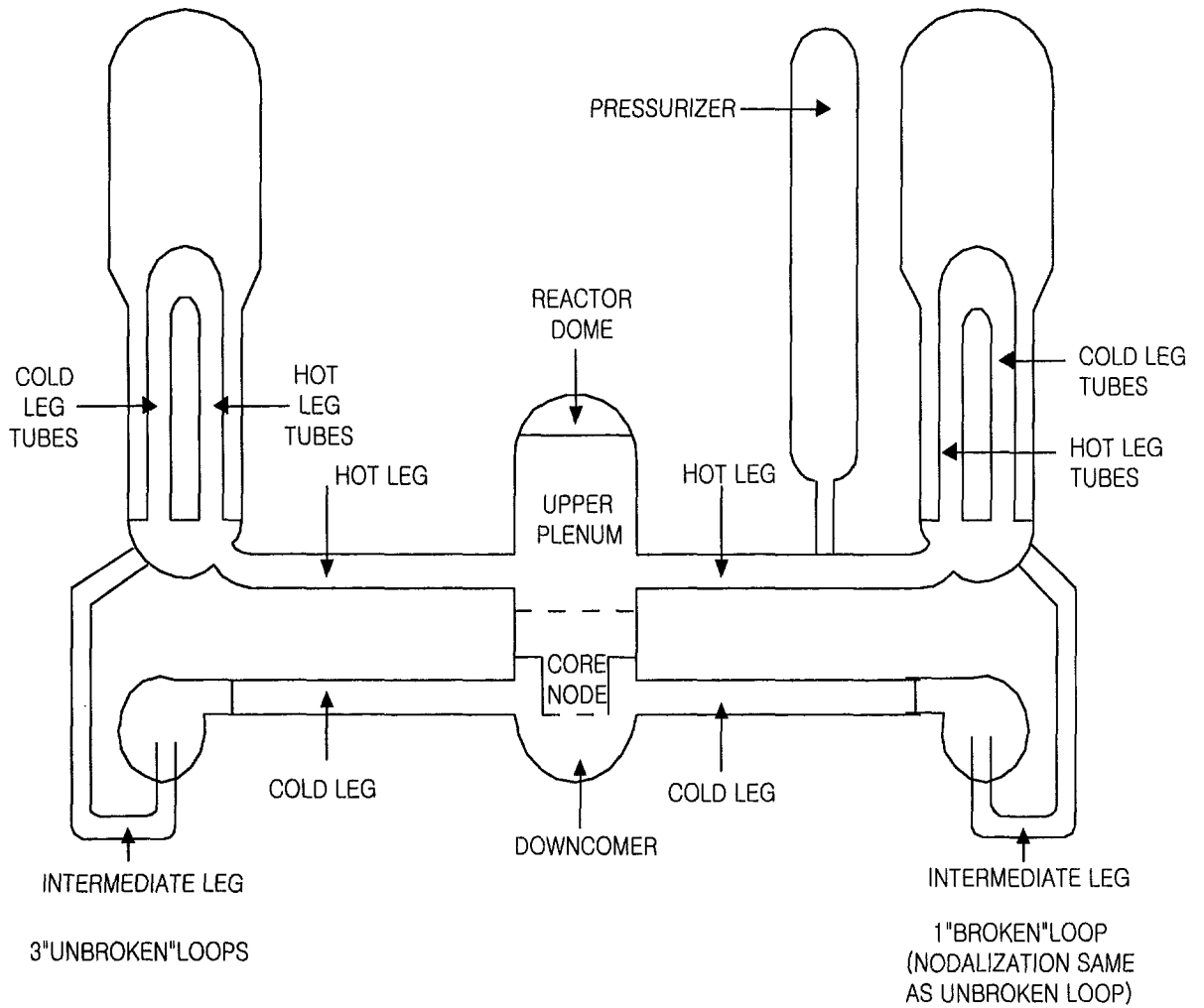


그림 3.5.1-3. 일차냉각재 계통의 Nodalization

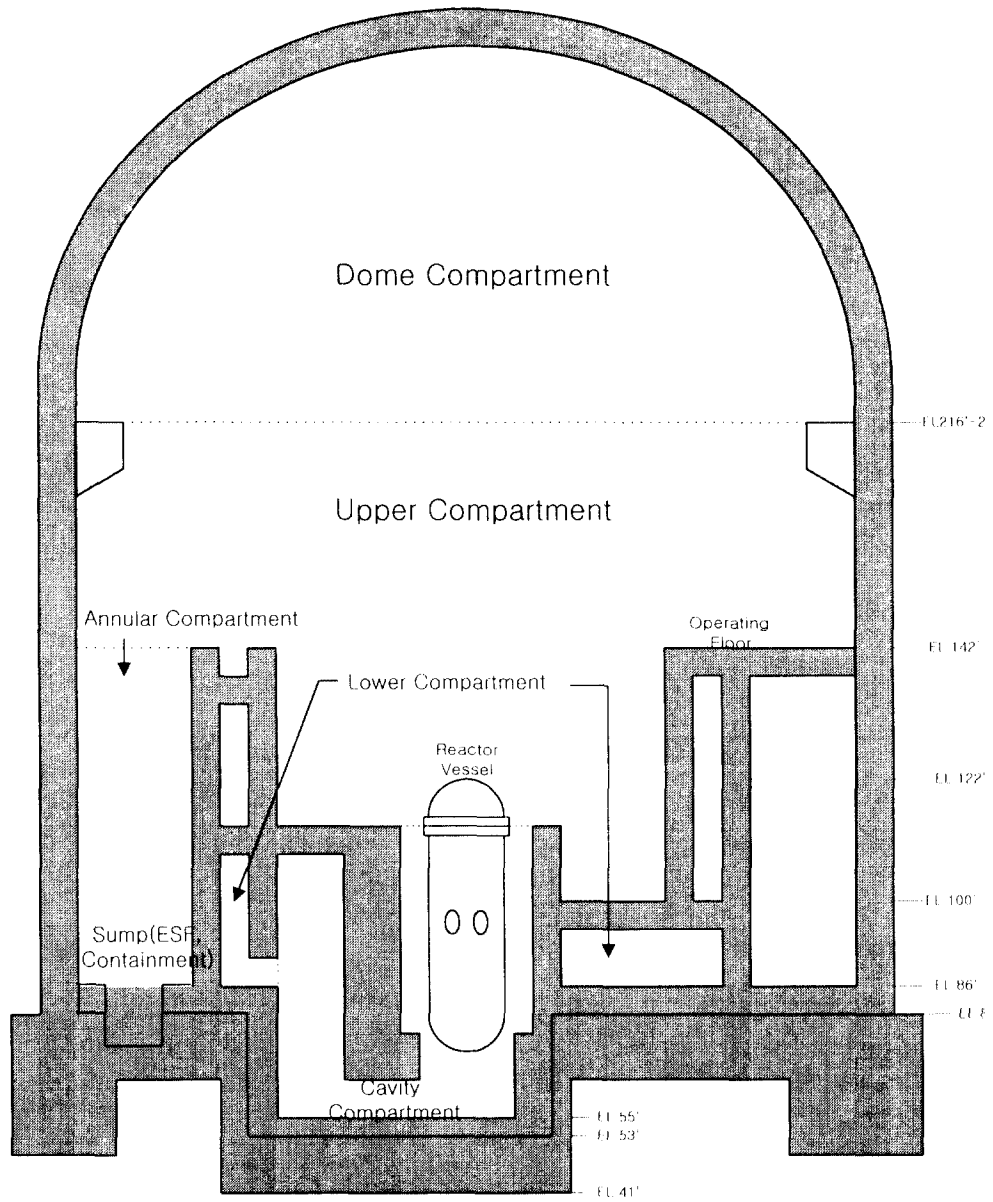


그림 3.5.1-4. 격납건물의 Nodalization

## 2. 중대사고 위해도 데이터베이스 관리시스템 개발

### 가. 연구의 배경 및 목표

2 단계 확률론적 안전성평가 (Probabilistic Safety Assessment, PSA) 또는 확률론적 격납건물 반응 및 건전성 평가 (Containment Response and Performance Evaluation)을 통하여 여러 가지 사고조건 및 사고 경위에 대한 중대사고 해석이 이루어지고 있다. 덧붙여, 사용된 중대사고 해석코드의 입력 및 모델의 불확실성 영향을 정량화 하기 위하여 민감도 및 불확실성 분석이 이루어지기도 한다. 이들 2 단계 PSA 결과들은 사고완화전략 또는 사고 회복조치에 대한 의사결정시 중요한 기술적 배경을 제공할 수 있다. 그 결과로 2 단계 PSA 결과 및 이에 수반되는 주요 사고 경위에 대한 중대사고 해석결과의 데이터베이스 구축을 통한 체계적인 재활용은 유사한 발전소에 대한 중대사고 반응 및 중대사고 전략의 개발에 있어 중요한 기술적 정보를 제공할 수 있다.

중대사고 위해도 관련 데이터베이스 구축 및 사고진단 시스템 개발에 대한 연구는 원자력 기술 선진국의 경우에도 아직 체계화 되어있지 않고, 본격적으로 시작하지 않고 있다. 예를 들면, IPE (제한적인 Level 2 PSA) 결과에 대한 DB 구축 및 중대사고 주요 현상별 DB 구축등 이루어졌거나 이루어지고 있지만 이들은 단지 중대사고에 대한 제한적인 정보를 활용하는 연구만이 수행되고 있는 실정이다. 중대사고 또는 PSA 와 관련하여 수행된 대표적인 데이터베이스로는 IPE DB (미국 NRC, 1999년 개발완료) [118] 및 VASA (Virtual Assistant for Safety Analysis, 유럽 JRC, 1998 ~ ) [119] 두 가지를 들 수 있다. IPE DB는 IPE를 수행한 발전소별 노심손상빈도 및 격납 건물 성능평가결과에 대한 데이터베이스로써 발전소 계통특성, 계통간 종속성, 설계특성 등에 따른 PSA 결과에 대한 다양한 정보제공하며, Self-contained, user-friendly, menu-driven 프로그램에 의하여 DB 관리시스템을 구현하였다. 또한, VASA 는 Level 2 PSA 수행시 PSA 분석가를 지원하기 위한 현상학적 Dataset을 중심으로 데이터베이스를 구축하였으며 1998년말 현재, Hydrogen 을 다루는 270 references (reactor type, plant specific or general, physical or code output) 에 대한 DB 구축이 완료되었다. 국내에서는 상기 중대사고 해석 및 위해도 데이터베이스관련 연구가

수행된 바가 전혀 없으며 원자력연구소에서 2000년부터 관련연구를 시작하여 DB 구축방법론 및 데이터베이스 관리시스템 개발을 부분적으로 수행해 오고 있다.

본 연구에서 수행 중인 중대사고 해석 및 위해도 데이터베이스 구축, 데이터베이스 관리, 및 사고진단시스템 개발, 그리고 DB 관리시스템을 이용한 중대사고 관리 및 전략평가 지원체제 개발은, 중대사고 해석시 구체적으로 사용되는 특정 발전소에 대한 Level 2 PSA 수행 결과, 사고 경위별 중대사고 코드해석결과 및 관련 입력정보, 발전소 반응변수에 대한 기본 및 민감도 해석결과와 밀접하게 연계되어 있다. 본 연구를 통하여 개발된 데이터베이스 관리시스템은 아래와 같이 발전소 PSA 분석가, SA 분석가, AM 전략 개발자, 발전소 TSC에 발전소/사고경위/코드별 방대한 중대사고 해석결과 및 중대사고 관리지원에 필수적인 정보를 제공하게 된다.

- 중대사고 위험도에 대한 종합해석 (중대사고 분석가)
- 유사 발전소 Level 2 PSA 및 Living Level 2 지원 (PSA 분석가)
- Severe Accident Management (SAM) (SAM 절차 및 전략개발)
- 중대사고/AM 에 대한 비상기술지원실 (TSC) 현장훈련 및 기술지원
- Severe Accident Simulator (SAS) 개선 / 보완 / 통합환경제공
- 원자력 안전정보 수집을 통한 안전정책지원 및 안전관련 국제협력

## 나. 데이터베이스 관리시스템 프레임 구성

### (1) 중대사고 위해도 데이터 Set

중대사고 위해도 데이터베이스 시스템에 사용될 데이터 set을 체계적으로 구축하기 방법론 설정을 위하여 한국표준형 발전소에 대한 2단계 PSA [116] 결과와 MAAP4 중대사고 해석결과에 대한 예제계산을 수행하고 이를 바탕으로 데이터베이스 구축을 위한 기술적 근거 [117] 를 마련하였다. 표 3.5.2-1는 SARDMS 에 고려된 중대사고 위해도 Dataset에 대한 요약된 정보를 모여준다. 아래에 기술된 내용은 본 연구에서 고려하고 있는 데이터베이스 시스템에서 요구되는 표 3.5.2-1 에 제시된 데이터 set에 대한 기술적 근거를 제공한다.

### (가) 중대사고 유발 사고경위 정보

중대사고 진행과정 분석에는 사고 유발인자로 간주될 수 있는 많은 사고경위가 있다. 또한 이들 사고유발 경위들은 노심손상을 유발하는 발전소 계통들의 작동유무, 노심손상 이후 중대사고 사고진행에 중요한 영향을 미치는 공학적 안전계통들의 작동유무에 대한 정보를 포함한다. 이 경우 확률론적 안전성평가에서 고려된 중요한 사고경위들의 확률론적 모델의 사용은 수많은 사고경위 중에서 이들 주요 사고경위들을 체계적으로 추출할 수 있는 수단을 제공한다. 이러한 사실을 바탕으로 본 연구에서 다루고 있는 중대사고 위해도 데이터베이스는 중대사고 초기조건으로 가용한 2단계 PSA 결과에서 정의된 발생빈도가 높은 발전소 손상군에 대한 정보를 활용한다. 그 결과, 이들 발전소 손상군은 사고유발 사고경위에 대한 주요 계통의 작동여부, 그들의 발생빈도, 및 주요 사건에 대한 부연특징과 관련된 정보를 포함하게 된다. 표 3.5.2-2의 왼쪽에 제시된 정보는 SARDMS에서 다루고 있는 주요 사고유발 경위들을 보여준다.

### (나) 중대사고 반응인자들에 대한 정보

중대사고 거동을 특징짓는 거동변수들은 노심으로부터 격납건물에 이르는 중대사고 전 과정에 대한 열수력 거동, 물리 / 화학적 방사학적 거동, 물질 및 계통반응, 방사선원향 관련 정보를 포함하고 있다. 따라서 정보검색시 편의를 위하여 이들 중대사고 반응변수들에 대한 정보를 지정하고 이를 데이터베이스에 저장할 필요가 있다. 하지만 이들 반응변수들은 중대사고 해석코드에 삽입된 데이터 출력 가능한 변수로 사용된 코드별로 차이가 있을 수 있으므로 일차적으로 유사한 특징을 갖는 그룹으로 그룹핑할 필요가 있다. 본 데이터베이스 시스템에서는 이들 변수들을 7 개의 그룹으로 분류하고 각 그룹에 해당되는 변수들을 해당 그룹에 군집화 하여 위해도 정보 검색시 활용한다. 표 3.5.2-2의 오른쪽에 제시된 정보는 SARDMS에서 다루고 있는 중대사고 반응인자들의 그룹들을 요약하고 있다.

### (다) 중대사고 코드 해석결과에 대한 정보

- 반응변수들의 시간이력

발생빈도가 높은 대표적인 중대사고 사고경위에 대하여 현존하는 중대사고 종합해석코드 (예를 들면, 가압경수로용 해석코드: MAAP4, MECLOR, SCDAP/RELAP5 [120], 및 가압중수로형 해석코드 ISAAC [121] 등) 를 사용하여 발전소 특징적인 분석결과를 데이터베이스화 한다. 이들 중대사고 해석 코드들은 중대사고 현상 및 사고진행을 기술하는 데 있어서 서로 다른 모델링 방식을 취하므로 같은 사고 경위에 대하여 서로 다른 결과를 보여줄 수 있다. 이러한 점은 중대사고 해석시 서로 다른 코드에 의한 해석결과를 활용함으로써 단일 코드에 의한 의사결정의 불완전성을 어느정도 해소하는 데 도움을 준다. 한편, 사용된 코드의 변수 및 모델링의 불확실성을 고려하기 위하여 민감도 또는 불확실성 분석을 수행한 경우 관련 정보를 데이터베이스에 반영할 필요가 있다. 본 데이터베이스 시스템은 정보 검색시 불확실성 분석시 사용된 변수와 중대사고 해석결과에 대한 연관성을 보여주기 위하여 불확실성 분석에 사용된 변수들에 대한 일련의 정보를 uncertain parameter, base value, sensitive/uncertain values 형식으로 데이터 베이스화 하고 있다.

#### - 주요 사건들의 시간이력

중대사고 종합해석 코드 계산시 사용자는 발전소 반응과 관련된 주요 사건에 대한 정보를 출력할 수 있다. 이들 사건들의 시간 이력은 발전소 반응변수들에 대한 시간 이력과 더불어 사고시 사건전개 및 사고관리전략 개발시 사고 완화조치를 취할 수 있는 중요한 기술적 근거가 된다. 이러한 이유로 본 데이터베이스 시스템은 정보 검색시 주요 사건들의 이력에 대한 정보를 파악하기 위하여 발전소 반응변수들에 대한 시간이력과 더불어 이들 정보를 데이터 베이스화 하고 있다.

#### (라) 사고관리 전략에 대한 정보

중대사고에 대한 반응분석 및 사건전개에 대한 이해와 더불어 중대사고 해석코드의 가장 대표적인 활용분야중의 하나는 가능한 능동 및 수동 조치에 사고방지, 사고완화, 및 방사성 물질의 추가적인 방출의 억제로 특징되는 사고관리 프로그램을 개발하는 것이다. 따라서, 여러 가지 발전소 방호

장벽의 파손시간 및 파손유형의 파악 그리고 이에 따른 회복조치의 선택에 대한 기술적 근거에 대한 이해는 노심손상, 노심용융, 압력용기 파손, 격납 건물 파손 및 방사능 물질의 방출을 포함하는 사고진행의 각 단계별 사고관리 전략을 설계하는 데 중요한 요소가 된다. 이러한 이유로 본 데이터베이스 시스템은 사고관리 계획을 위한 이러한 추가적인 정보를 데이터베이스화 할 수 있는 체계를 갖추고 있다.

## (2) 중대사고 위해도 관리시스템의 기본기능

### (가) 데이터 저장 및 검색 대상에 대한 기본환경 설정

데이터 저장 및 검색은 통상 특정 대상에 대하여 다양한 방식으로 수행되기 때문에 본 연구를 통하여 개발중인 데이터베이스 시스템 SARDMS (Severe Accident Risk Database Management System) 초기환경을 특정 대상에 대한 저장 또는 검색 기능으로 지정하면 사용자는 저장 및 검색 대상을 빈번히 지정해야 하는 수고를 덜 수 있다. SARDMS에서는 데이터뱅크, 발전소, 사고경위, 사용코드, 데이터뱅크 지정장소 (directory location), 사고경위 데이터 저장장소, 코드해석결과 저장장소등을 초기환경설정 대상으로 함으로써, 데이터 저장 및 출력이 설정된 환경에 대하여 수행되도록 설계하였다. 그림 3.5.2-1은 SARDMS에서 고려된 정보검색절차를, 그림 3.5.2-2는 SARDMS를 이용한 위해도 자료의 분류, 저장 및 검색에 대한 실행 예를 보여 주고 있다.

### (나) 중대사고 위해도 정보의 Database 자동저장

중대사고 위해도를 평가하는 데 있어 중요한 요소인 Level 2 PSA, 중대사고 해석 및 사고관리정보등은 대량의 데이터를 포함하므로 이들에 대한 데이터베이스화시 사용자가 일일이 수작업으로 처리하기는 매우 어렵다. SARDMS에서는 이러한 수작업을 피하고 기존정보를 체계적으로 데이터베이스화 하는 기능을 도입하였다. 또한, MS Access 기반 데이터뱅크를 활용할 경우에도 단일 데이터뱅크로는 처리가 곤란할 정도로 데이터의 양이 방대하다. 이러한 점을 고려하여 SARDMS에서는 다중 데이터뱅크를 사용하여 데이터를 저장하며 각 데이터뱅크에는 SARDMS 특징적인 분류코드 (code)가 할당되어

데이터저장 및 출력시 SARDMS와 자동적으로 연결된다.

#### (다) 구축된 데이터베이스 정보의 수정

데이터를 저장할 경우와 마찬가지로 데이터뱅크에 저장된 정보를 수정할 경우에도 관련 데이터를 연속적으로 수정해야하며 데이터 양이 방대하므로 일일이 수작업으로는 곤란하다. 이러한 이유로 SARDMS에서는 수정할 대상 (발전소, 사고경위, 사용코드, 기본/민감도/불확실성 결과 등을 정의하는 데이터 분류코드) 을 선택함으로써 데이터뱅크에 저장된 데이터 Set을 용이하게 수정 및 제거할 수 있는 기능이 삽입되어 있다.

#### (라) 위해도 정보의 검색 및 그래픽 출력

본 연구를 통하여 개발하고 있는 데이터베이스 관리시스템의 주요 기능중의 하나가 구축된 데이터베이스로부터 중대사고 위해도 및 사고관리에 대한 정보를 빠르고 효율적으로 검색하고 이들 정보를 사용자에게 그래픽 또는 테이블 형태로 제공하는 것이다. 본 데이터베이스 시스템은 크게 사고경위 기반 (scenario-based) 발전소 중대사고 반응변수 와 발전소 증상기반 (symptom-based) 주요 중대사고 사고경위 등 두가지 정보를 검색한다. 사고경위 기반 (scenario-based) 발전소 중대사고 반응변수 검색에서는 발전소, 주요사고경위, 사용전산코드별 중대사고 위해도 정보 (사고경위 관련정보, 중대사고 코드 반응변수들에 대한 시간이력, 주요사건 이력, 불확실성 또는 민감도 관련정보, 해당 데이터 set에 대한 부연설명 등) 를 검색하고 이를 그래픽 및 정형화된 (formatted) 테이블 형태로 출력하며, 발전소 증상기반 (symptom-based) 주요 중대사고 사고경위 검색시에는 발전소 반응정보 (예, 지정된 시간 및 지정된 변수 값) 를 이용하여 이에 해당되는 주요 사고경위 및 관련 정보를 예측하게 된다. 이들 두가지 기능의 반복적인 활용으로 사용자는 중대사고 위해도에 대한 의사결정을 수행할 수 있는 정보를 파악할 수 있다.

#### (마) SARDMS를 이용한 데이터 저장 및 검색 (실행 예)

SARDMS를 이용한 데이터 저장, 수정 및 검색에 대한 구체적인 실행 예는 그



림 3.5.2-3로부터 그림 3.5.2-16까지 자세히 제시되어 있으며 다음과 같은 절차를 통하여 데이터 저장, 수정 및 검색이 이루어진다.

- 데이터베이스 데이터 저장 및 수정

- ① 데이터 저장 또는 검색시 저장/검색을 위한 대상정보에 대한 Default 위치를 지정한다 (그림 3.5.2-3 참조)
- ② 데이터를 저장할 데이터뱅크가 존재하지 않을 경우 이를 생성하고, 데이터뱅크 생성은 두가지 방식으로 이루어질 수 있다. 그림 3.5.2-4은 New Database를 생성하는 기능을 보여주고, 그림 3.5.2-5는 기존 데이터뱅크로부터 새로운 데이터뱅크를 생성하는 기능을 보여준다.
- ③ 데이터뱅크가 존재하면 데이터베이스에 사용자가 지정한 데이터를 할당 및 저장한다 (그림 3.5.2-6 참조)
- ④ 데이터베이스에 데이터를 저장하는 방식은 그림 3.5.2-6에 주어진 각 데이터 항목을 순서에 관계없이 지정할 수 있으며, SARDMS에서 요구하는 데이터 형식은 다음과 같다. 증대사고 ET 형식으로 주어진 사고경위 정보 저장 (그림 3.5.2-7 참조), Table 형식으로 사용자가 새로이 지정하는 증대사고 사고경위 정보 저장 (그림 3.5.2-8 참조), Table 형식으로 사용자가 기존 데이터베이스에 저장된 기존 증대사고 사고경위 정보 저장 (그림 3.5.2-9 참조), 증대사고 해석결과 정보 저장 (그림 3.5.2-10 참조)
- ⑤ 데이터베이스에 지정된 자료에 대한 요약된 정보를 검토하고 이의 타당성 또는 오류 유무를 판단한다(그림 3.5.2-11 참조)
- ⑥ 불필요한 데이터가 존재하거나 지정된 데이터에 오류가 있는 경우 이를 데이터베이스로부터 삭제한다 (그림 3.5.2-12 참조)

- 데이터베이스로부터 필요한 정보의 검색

- ⑦ 시나리오 기반 증대사고 위해도 정보를 검색하기 위한 검색조건을 지정하고 (그림 3.5.2-13 참조) 지정된 정보를 검색한다 (그림 3.5.2-14 참조)
- ⑧ 증대사고 증상 기반 사고경위 정보를 검색하기 위한 검색조건을 지정하고 (그림 3.5.2-15 참조) 지정된 정보를 검색한다 (그림 3.5.2-16)

⑨ 단계 ⑧에서 검색된 정보를 사용하여 ⑦에 제시된 정보를 반복적으로 검색한다. 필요한 정보가 모두 검색되면 이를 출력하고 검색을 종결한다.

#### 다. 결론 및 향후 계획

본 연구를 통하여 PC 윈도우 기반의 중대사고 위해도 데이터베이스 관리시스템 (Severe Accident Risk Database Management System, SARDMS) 베타버전을 개발하였다. SARDMS 주요 모듈로는 중대사고를 유발하는 주요 사고경위 (PDS ET 또는 PDS) 입력, 사고경위 특징적인 중대사고 코드해석결과 (발전소 주요 반응변수, 사고이력), 코드해석결과 유형 (기본사고입력, 민감도/불확실성 입력), 발전소/사고경위/코드특징 등과 관련된 입력을 자동적으로 데이터베이스화 하고 이를 코드내에서 수정할 수 있는 Data Load 모듈, 데이터베이스에 저장된 특정 사고경위로부터 주요 발전소 반응변수, 사고이력 및 관련 정보를 검색하고 이를 그래픽으로 보여주는 Scenario-based Data Search 모듈, 중대사고시 기대되는 특정 발전소 반응변수들의 조건 (변수/변수값) 으로부터 가능한 모든 사고경위 및 관련정보를 검색하고 이를 사고빈도 순으로 보여주는 Symptom-based Data Search 모듈 등이 있다. SARDMS 베타버전에서 고려되는 저장/검색 대상은 국내 모든발전소, 중대사고 코드로는 가압경수로 해석용인 MAAP 와 MELCOR, 가압중수로 해석용인 ISAAC을 고려하고 있으며, 주요 중대사고 사고경위에 대한 입력으로는 2단계 PSA 정량화 코드인 CONPAS ET 결과 및 사용자 지정 사고경위 등을 사용할 수 있다. 향후 베타버전을 보완하고 위해도 완화전략 개발 및 사고관리 (전략개발, 전략평가, 지침서개발 등) 지원을 위한 정보를 추가하여 SARDMS 1.0으로 발표할 계획으로 있다.

표 3.5.2-1. SARDMS 에 고려된 중대사고 위해도 Dataset

Conditional Information	Graphical Display Information (DB Allocation / Search)	Severe Accident Information
<ul style="list-style-type: none"> <li>- Plant/Code/User ID</li> <li>- ASQ* Information</li> <li>- Sensitivity and/or Uncertainty Information</li> <li>- Summary of Key Inputs</li> <li>- Accident Prevention/Mitigation Information for Accident Management</li> </ul>	<p>Accident Sequence Group</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- PDS ET Information (Results of Level 2 PSA)</li> <li>- User-specified Accident Sequence Table</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Response Parameters</li> <li>- Base case or Sensitivity / Uncertainty</li> <li>- Key Events History</li> <li>- SA Results for AMP</li> <li>- Sources of Information</li> <li>- Comments on Dataset</li> </ul>

\*) Accident Sequence Quantification

표 3.5.2-2. SARDMS에서 다루고 있는 주요 검색 대상

Plant ID	Initiating Events (Accident Sequences)	SA Codes	MAAP4 Parameter Group and Number
<b>PWR:</b> - YGN 3&4 - UCN 3&4 - KORI 1 ...	<ul style="list-style-type: none"> <li>- LOCA (Large, Medium, Small)</li> <li>- Loss of Off-site Power (LOOP)</li> <li>- Station Blackout (TMLB')</li> <li>- Loss of Feed Water (LOFW)</li> <li>- Interfacing System LOCA</li> <li>- Steam Generator Tube Rupture</li> </ul>	<b>PWR Code:</b> - MELCOR - MAAP - SCDAP /RELAP5	<ul style="list-style-type: none"> <li>-RCS/SG/ESF Information (134)</li> <li>-Behavior of Code and Fuel Rod (152)</li> <li>-Behavior of Lower Plenum Debris (77)</li> <li>-Lower Head Failure Information (85)</li> <li>-Containment Response Information (196)</li> <li>-Radiological Source Term (229)</li> </ul>
<b>PHWR:</b> - WS 2,3 &4	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Anticipated Transient w/o Scram</li> <li>- Loss of AC Bus (125 V, 4.16 Kv)</li> <li>- Large Secondary Side Break</li> <li>- General Transient</li> </ul>	<b>PHWR Code:</b> - ISAAC	<ul style="list-style-type: none"> <li>-Hydrogen Generation Information (10)</li> </ul> <p style="text-align: center;">Total Number of Parameters : 883</p>

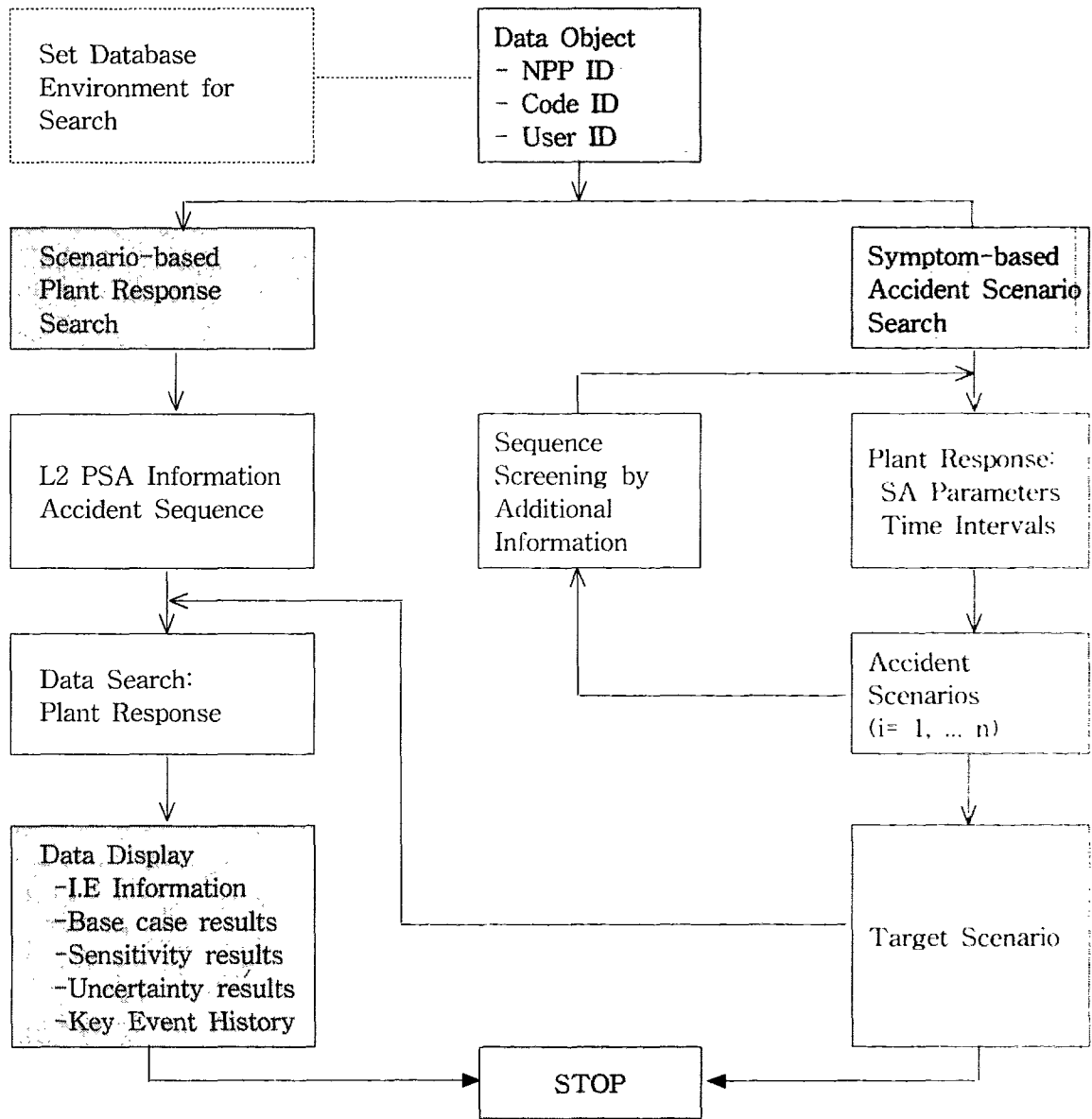
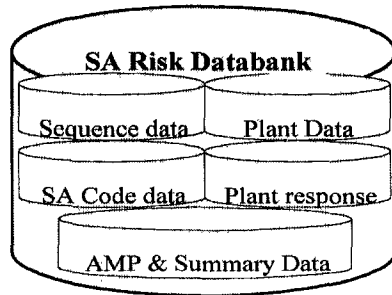
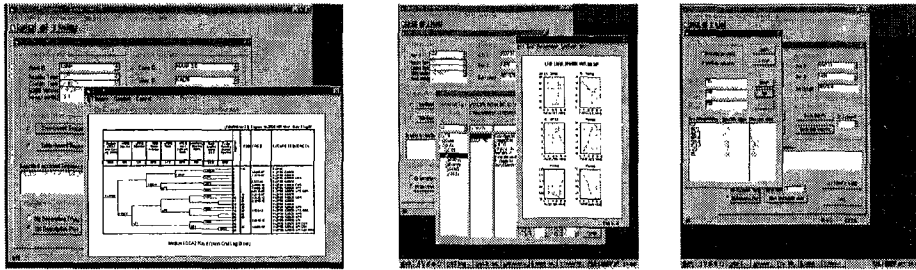


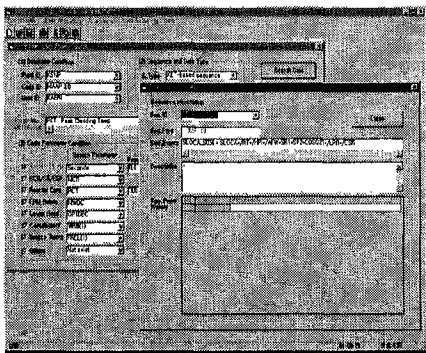
그림 3.5.2-1. SARDMS에서 고려된 정보검색절차



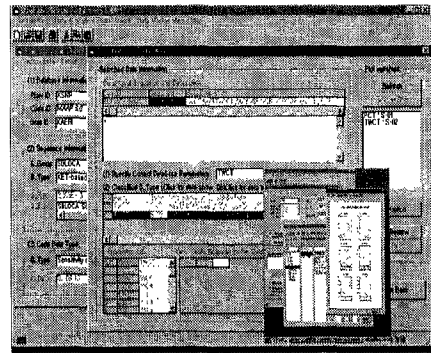
(1) 생산된 자료의 분류



(2) 데이터뱅크에 자료의 자동저장 (사고경위, 자료유형, 사고해석결과)



(3) 증상기반 사고경위자료 검색



(4) 사고경위기반 발전소 반응 검색

그림 3.5.2-2. SARDMS를 이용한 위해도 자료의 분류, 저장 및 검색

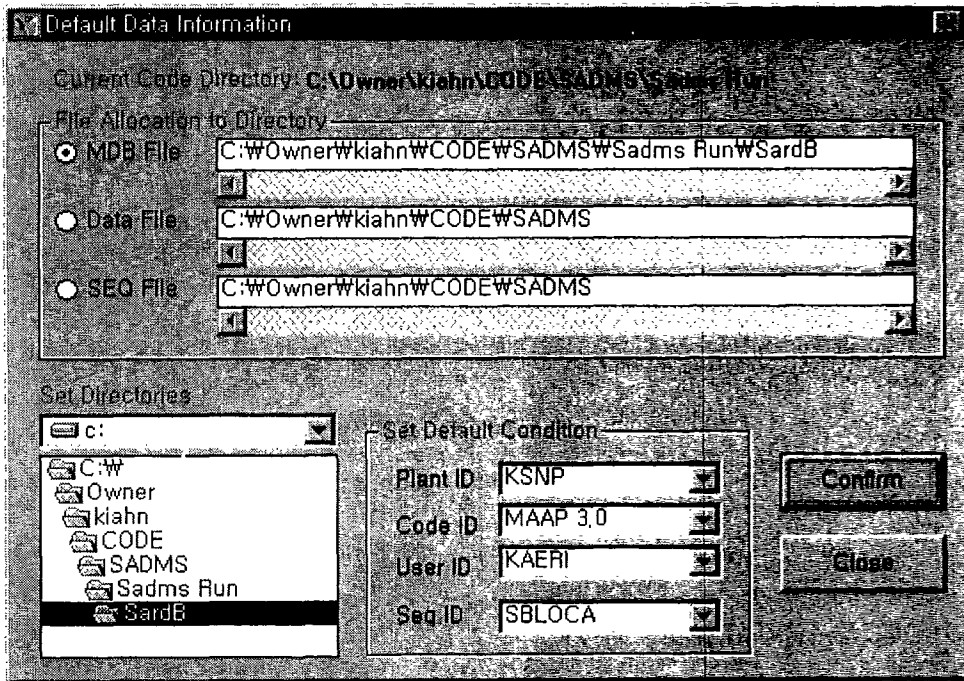


그림 3.5.2-3. 데이터 저장/검색시 대상정보에 대한 위치지정

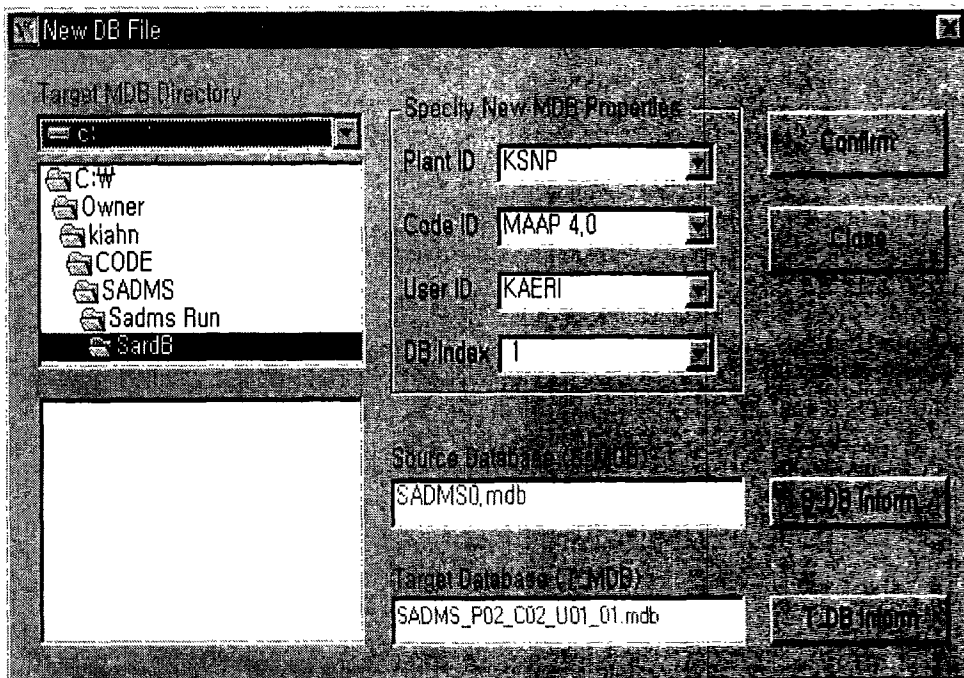


그림 3.5.2-4. 데이터뱅크 생성모듈 (New Database 생성)

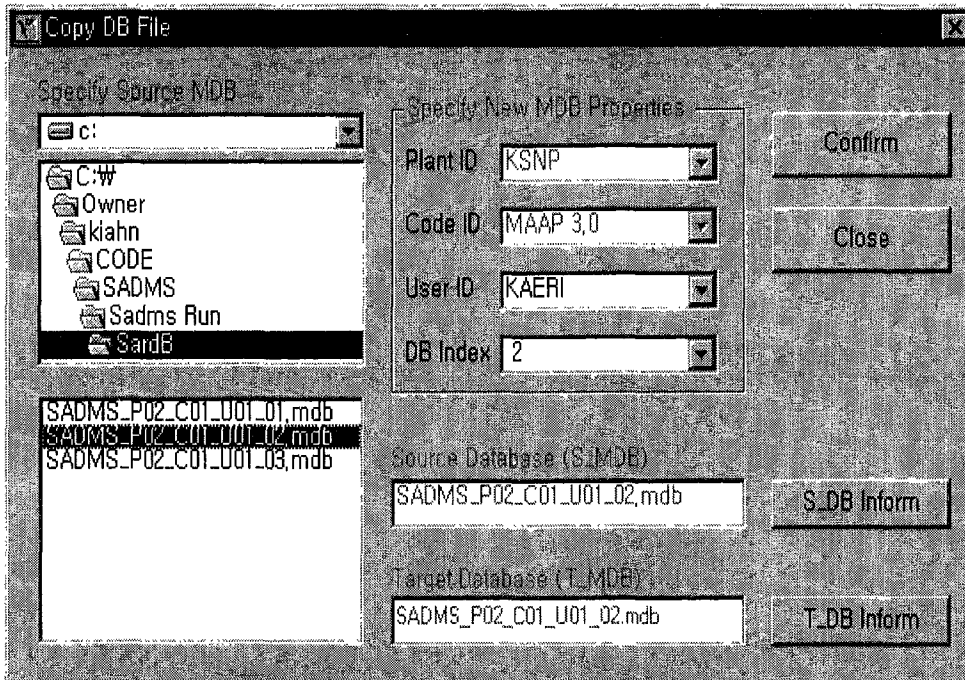


그림 3.5.2-5. 데이터뱅크 생성모듈 (기존 Database 복사)

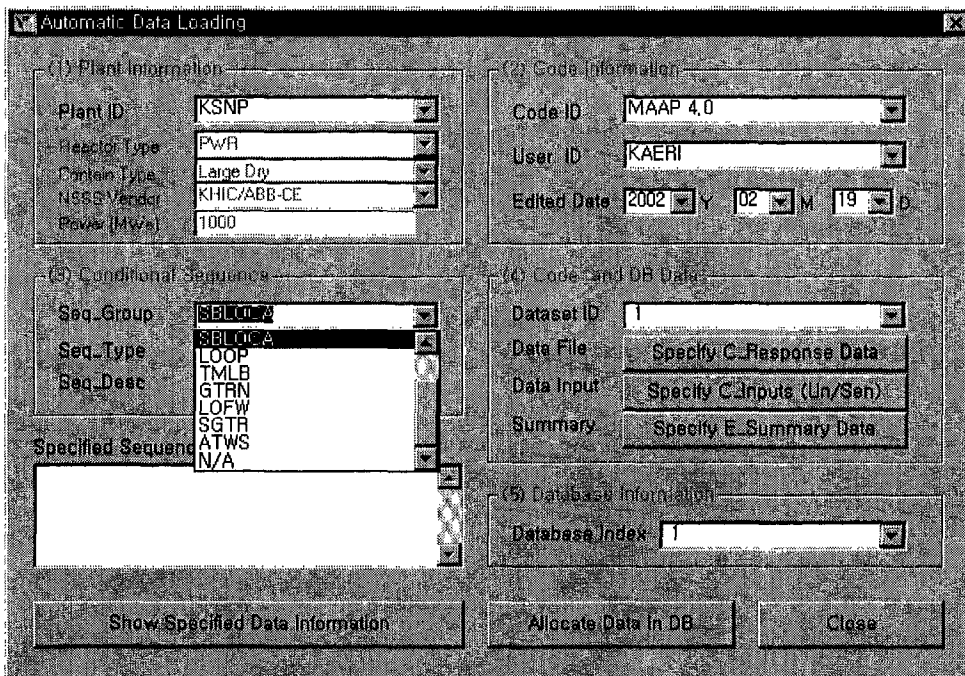


그림 3.5.2-6. 데이터베이스 데이터 할당/저장모듈

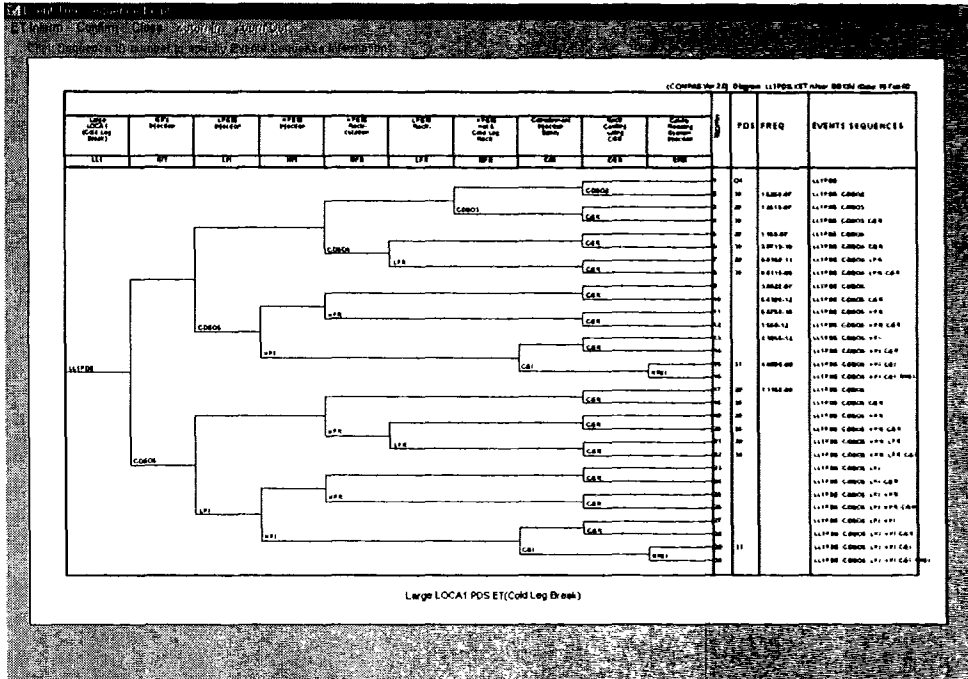


그림 3.5.2-7. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능 (ET 정보)

그림 3.5.2-8. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능 (Table 형식)



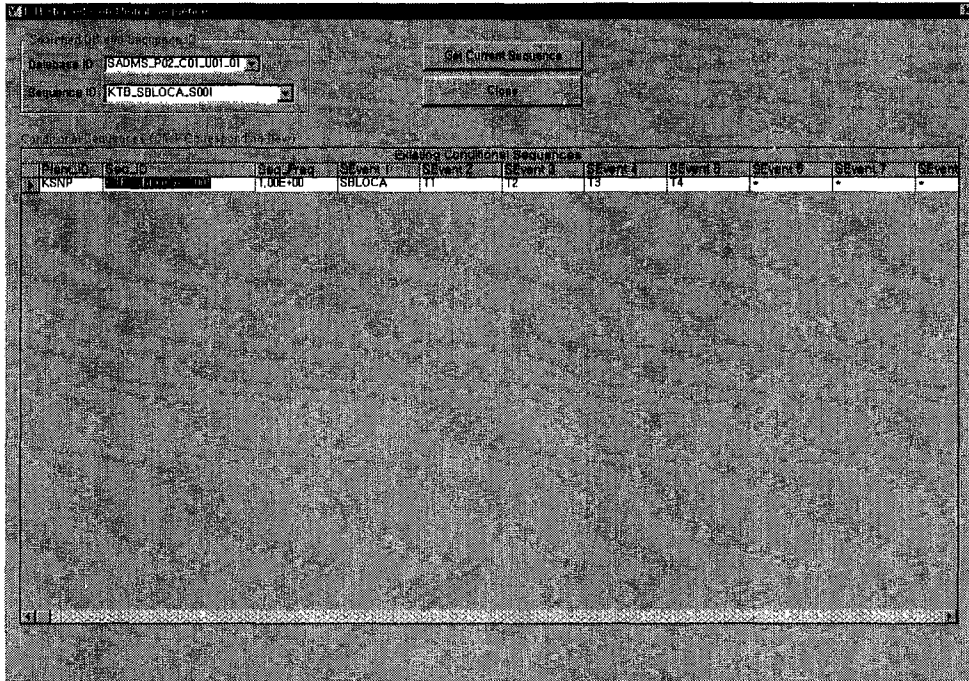


그림 3.5.2-9. 중대사고 사고경위 정보 저장 기능  
(Table 형식/데이터베이스 정보)

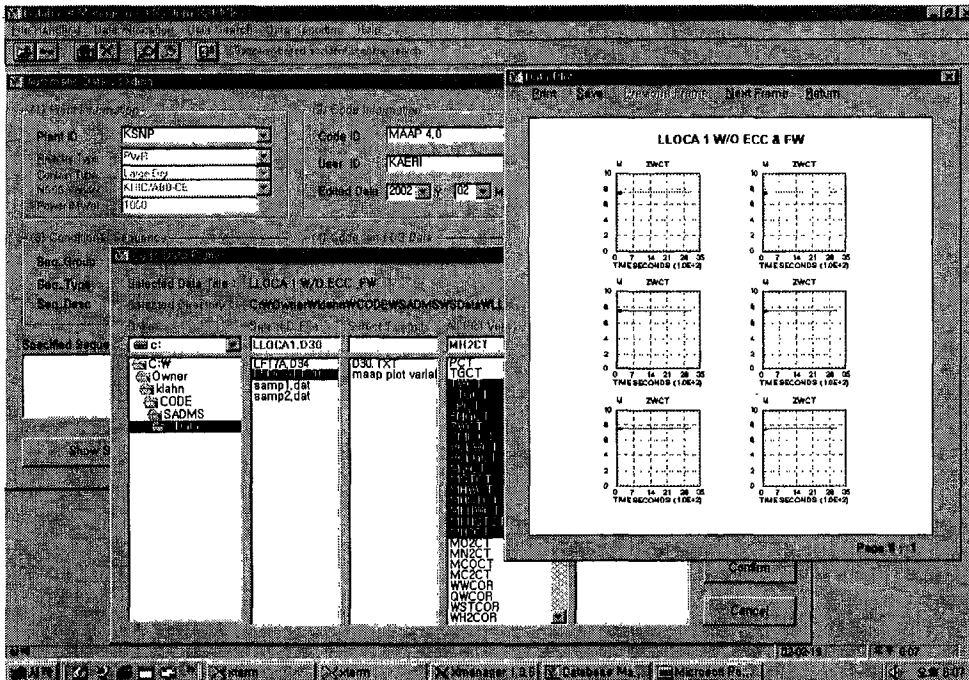


그림 3.5.2-10. 중대사고 해석결과 정보 저장 기능

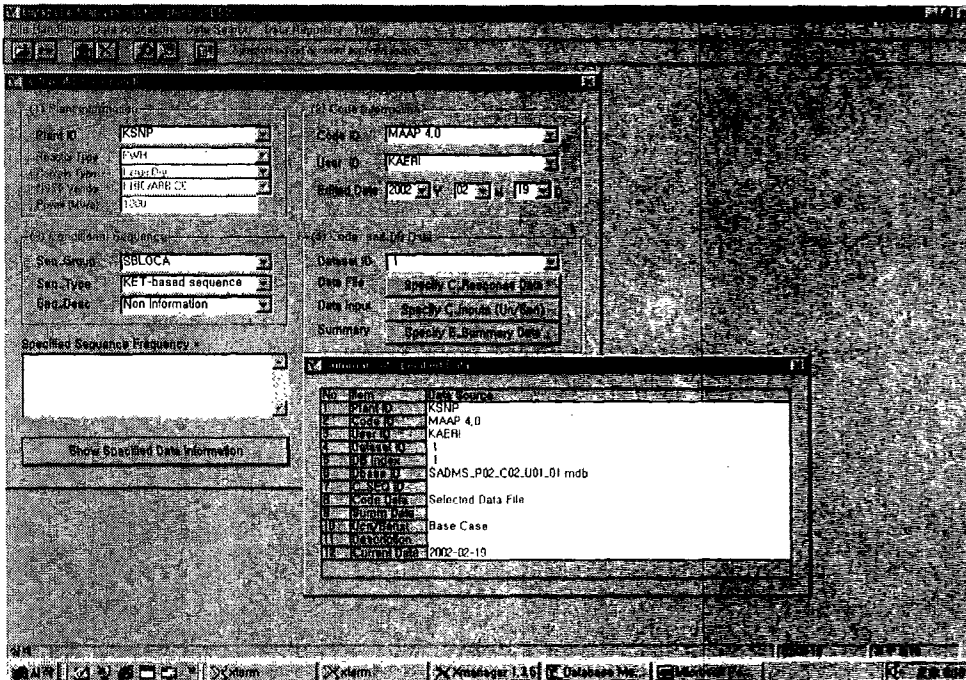


그림 3.5.2-11. 데이터베이스 할당시 지정된 정보의 요약

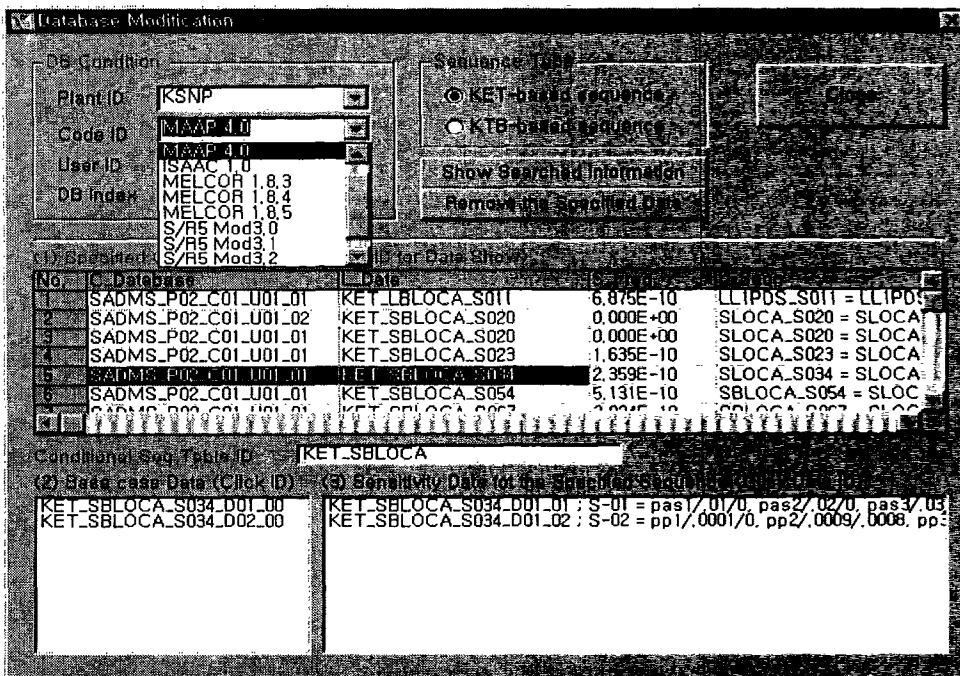


그림 3.5.2-12. 데이터베이스 수정모듈 (불필요한 데이터 삭제)

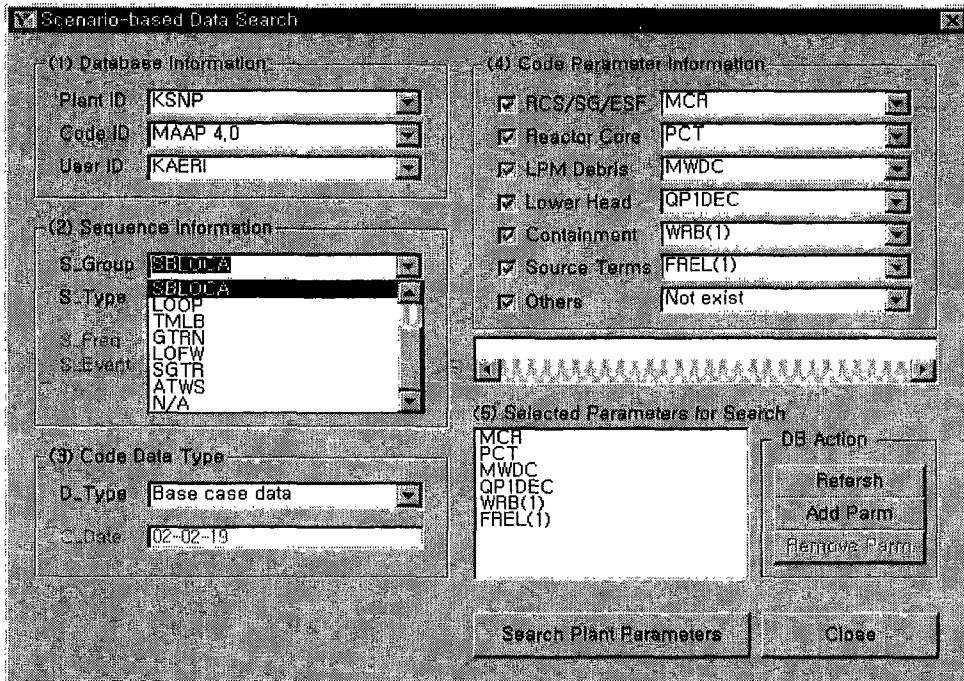


그림 3.5.2-13. 시나리오 기반 중대사고 위해도 정보 검색 모듈 (검색정보 지정)

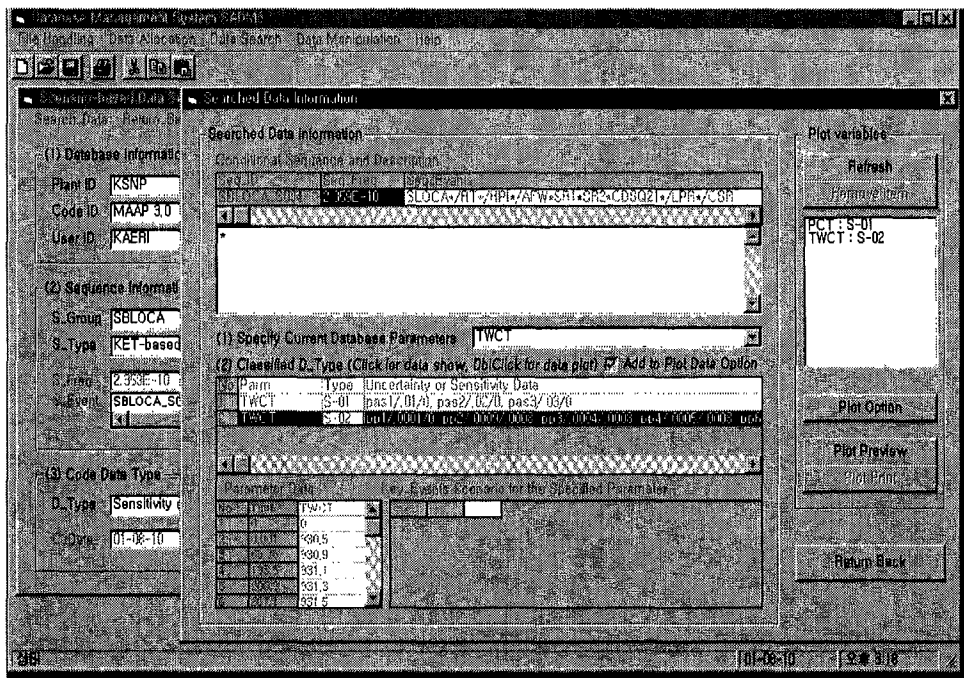


그림 3.5.2-14. 시나리오 기반 중대사고 위해도 정보 검색 모듈 (시나리오기반 정보검색 결과)

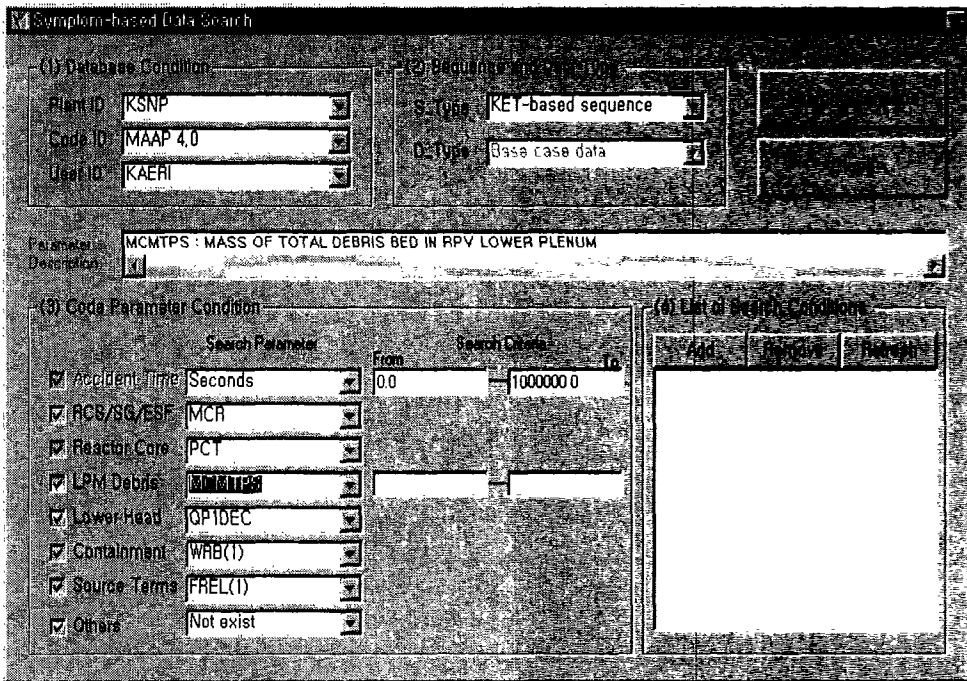


그림 3.5.2-15. 중대사고 증상 기반 사고경위 정보 검색 모듈 (검색정보 지정)

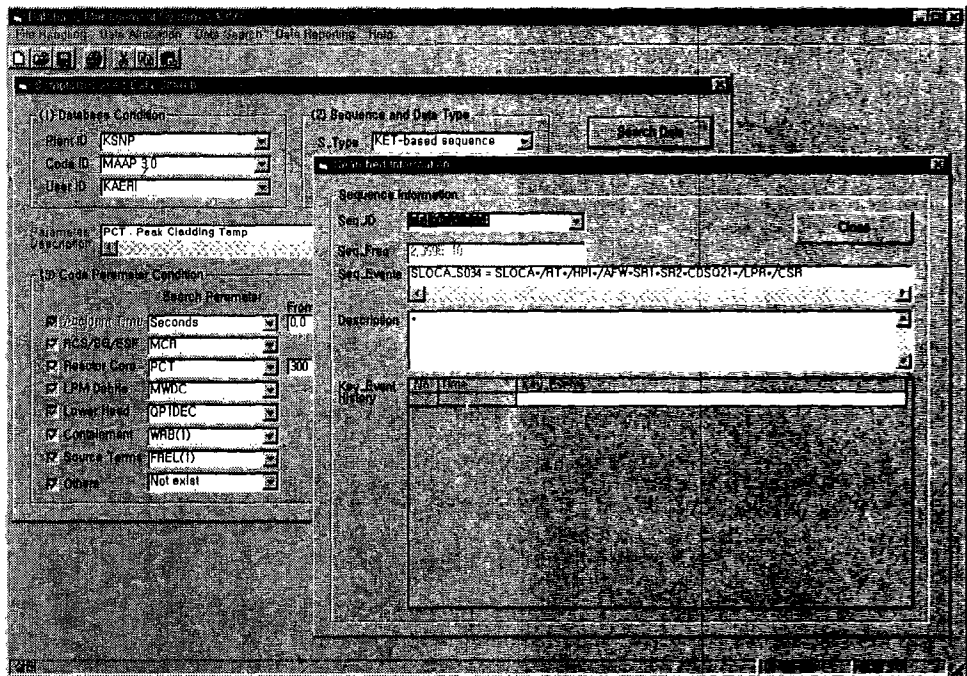


그림 3.5.2-16. 중대사고 증상 기반 사고경위 정보 검색 모듈 (증상기반 정보검색 결과)

## 제4장 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도

### 제1절 목표 달성도

세부 분야별 연구 목표, 주요 연구 개발 실적 및 연구 목표 달성도를 표 4.1에 요약하였고, 목표 달성도를 평가하기 위한 세부 분야별 연구 실적을 다음에 정리하였다.

#### 1. MIDAS 고유 모델 개발

- ATWS에서의 노심 출력 예측 모델 개발
  - 기존의 대부분의 중대사고 해석코드는 PWR에서의 원자로 정지불능 사고 (Anticipated Transient Without Scram)를 제대로 분석할 수 없어, 점근사 동력학 모델을 이용하여 노심 내 출력을 예측할 수 있는 해석 모듈 (PKINETIC)을 개발하였고, 이를 MIDAS 전산코드에 접목하였다. 결과 검증을 위하여 동력학 모델이 포함된 RETRAN 해석 결과와 비교하였고, 노심 출력이 유사함을 확인하였다. 중대사고 종합 전산코드 중에는 유일하게 ATWS를 해석할 수 있는 능력을 갖추어 목표를 충분히 달성하였다.
- 하반기 간극 냉각 해석 모델 개발
  - TMI 사고 시 하부 반구에서의 노심 용융물의 냉각 기구의 하나로 주목 받아온 간극 냉각 현상을 모의하기 위하여, counter-current flow limitation에 기초한 간극 내 냉각수 침투 판단 모델을 새로이 개발하여 MIDAS에 접목하였다. 모델 검증을 위해 국내외 해석 자료를 비롯하여 SONATA 실험 중 간극이 형성된 소형 LAVA 및 대형 LMP200-1 실험과 비교하였고, 유사한 외벽 온도 냉각율과 열속을 얻음으로 목표를 충분히 달성하였다.
- 원자로용기 관통관 파손 모델 개발
  - 관통관의 온도 기준에 따라 하부 용기에서의 관통부 파손을 모의하는 MELCOR의 기존 모델을 개선하기 위하여, 관통부 내, 외부에서의 조건에 따라 파손 여부를 판단할 수 있도록 관통부 파손 해석 모듈 (PENTAP)을 개발하여 MIDAS에 접목하였다. 관통관 안에서의 용융물



거동에 대한 해석적 결과를 활용한 이 모델은 다양한 사고 경위에 대한 파손을 예측하게 함으로 현실적인 관통부 파손 시점에 대한 판단을 가능하도록 하여, 목표를 충분히 달성하였다.

- PAR 해석 모델 개발

- 격납건물에서의 수소 농도를 감소시키기 위해 설치한 PAR (Passive Autocatalytic Recombiner)에서의 수소 제거 거동을 모사할 수 있는 모델 및 관계식 도출을 위하여 국외의 다양한 실험 및 결과를 검토하였고, AECL의 실험 결과를 이용한 수소 제거량 상관식을 MIDAS에 접목하였다. 모델 검증을 위하여 격실이 하나와 둘인 경우에 해석 결과를 검토하여 타당성을 확인하였고, 차세대 원전의 정전사고 (SBO) 사고에 대한 수소제거 효과를 분석함으로 PAR 해석 능력을 갖추어, 목표를 충분히 달성하였다.

- 증기폭발 검색표 개발

- MELCOR코드에 생략되어 있는 증기폭발 모듈을 개발하기 위하여, 상세 해석 도구로 TEXAS-V 코드를 선택하고, 사고 진행경위별로 달라지는 열수력 조건 하에서의 첨두압력 및 동하중 평가를 위해 주요 변수에 상, 하한 조건에서의 상세 해석 코드 해석 결과를 이용하여 검색표를 작성하였다. 이의 준비 작업으로, 원자로공동에서의 증기폭발 예제계산을 위한 코드의 입력 준비와 결과 분석을 통해 이 코드의 특성을 파악하였다.
- 이 검색표와 다항식 보간법을 이용하여 증기폭발력을 계산하는 모듈을 MIDAS에 접목함으로 초기 조건에 따라 압력 및 하중을 예측할 수 있는 능력을 갖추므로, 목표를 충분히 달성하였다.

## 2. 격납건물 열수력현상 평가모델 개발

- DCH 발생 시 비산 용융물 예측 모델 개발

- 고압사고 시 원자로 용기 파손으로 인해 격납건물 대기로 방출되어 격납건물의 직접가열 (DCH)에 참여하는 노심 용융물의 양이 사용자 입력에 의해 결정되는 참조 코드의 단점을 개선하기 위해, 원자로 공동의 기하학적 구조와 용기 파손 초기 조건에 따라 방출되는 양을 예측할 수 있는 Kim's correlation을 MIDAS에 접목하여, DCH 발생 시 격납건물로 비산 되는 용융물의 양을 정량화할 수 있는 능력을 갖추므로, 목

표를 충분히 달성하였다.

- 수소 연소 및 폭발 천이 조건 개선

- 사용자의 입력으로 주어지는 참조 코드에서의 수소 연소 기준을 개선하기 위하여, 가스 온도의 영향과 가연 기체 및 비가연 기체의 혼합 비율을 고려하여 MIDAS 코드가 자체적으로 계산하도록 하였다. 또한, 수소 폭발로의 천이 (DDT) 기준을 detonation cell width ( $\lambda$ )를 이용하여 판단하도록 하되, 기체 온도 및 혼합 기체의 혼합 비율에 따라 보정하여 재계산할 수 있도록 수정하여, 보다 정확하게 수소 연소 및 천이를 판단할 수 있는 능력을 갖추므로, 목표를 충분히 달성하였다.

- 수소 폭발 첨두압력 예측 모델 개발

- 수소 폭발 시 격납건물 건전성에 위협을 주는 첨두압력을 3차원 해석 코드의 도움 없이 간단히 예측할 수 있는 방법을 개발하기 위하여, 수소 연소시 주위로의 열 손실이 없도록 가정한 단열 완전 연소 (Adiabatic Isochoric Complete Combustion) 압력으로부터 최대압력을 구할 수 있는 관계식을 MIDAS에 접목시켜 수소 폭발 첨두압력을 예측할 수 있도록 하여, 목표를 충분히 달성하였다.

- MCCI 시 상부 냉각수로의 열전달 모델 개선

- MELCOR의 열전달 모델에서 제시하고 있는 용융 풀과 상부 냉각수 사이의 열속이 MACE1B 실험에서의 열속보다 낮아, 이를 보완하기 위해 dryout 열속 효과를 추가로 고려하도록 모델을 개선하였다. 그 결과 실험에서 측정되는 제거 열속과 유사한 열속을 얻음으로 원자로 공동에서의 노심 용융물의 거동을 좀더 실험 결과와 근사하게 모의할 수 있는 능력을 갖추었다.

- 용융물의 냉각 가능성에 중요한 영향을 끼치는 원자로 공동에서의 용융물의 분포를 계산하기 위해, 미국 Argonne 국립연구소에서 개발한 MELTSPREAD-1 전산코드를 사용하여 Medium LOCA시 노심 질량의 전체가 냉각재로 채워진 공동으로 방출되는 경위를 분석하였다. 노심 용융물은 매우 짧은 시간 (~1분)에 공동의 전 면적에 골고루 퍼져, 용융물 퍼짐에 대한 기술적 근거를 확보하였다.

- IRWST의 sparger 모델 평가

- 차세대 원전에 설계되어 있는 핵연료 재장전 수조 (IRWST) 안의 sparger를 통해 방출되는 수증기로부터 냉각재로의 열전달 효과를 평가하기 위해, sparger 배출구로부터 수면까지의 거리와 냉각수 온도에

- 따라 응축 효율을 결정하는 기존의 MELCOR 모델을 평가하였다.
- RDT를 모의한 소형 실험 결과와 비교하여 MELCOR의 기본 모델이 증기 분사에 따른 응축 효과를 잘 모의하고 있는 것으로 판단하였고, 동일한 모델을 APR1400의 IRWST에 적용하여 결과를 분석함으로써 sparger 해석 능력을 갖추어 목표를 충분히 달성하였다.

### 3. 노내 현상 모의

#### ● 피복재의 부풀음

- 피복재의 부풀음과 이로 인한 피복재 파손 위치 및 시간, 그리고 추가적인 수소 발생은 중대사고시 노심 손상 진행에 중요한 영향을 끼칠 수 있으므로, 부풀음으로 인한 산화 면적 변화를 모델링하고 이 모델이 없는 참조 코드에 접목하여 이 현상을 다룰 수 있는 능력을 갖추도록 목표를 충분히 달성하였다.

#### ● MELCOR 개선을 위한 원자로 하반구 노심 용융물 거동 평가

- 상 변화를 동반하는 발열/비발열 종류 형태의 자연 대류 유동을 갖는 유체 및 고온 용융물의 냉각현상을 해석하기 위하여, 하반구 노심 용융물 거동 해석을 위한 독립 상세 해석 코드인 MPCOOL을 개발하였고, 이를 이용하여 반구형을 포함하는 다양한 기하학적 구조에서의 액체 용융물의 거동을 해석하였다. 이 결과는 MIDAS의 해석 결과와 비교할 수 있는 상세 자료를 제공함으로써 목표를 충분히 달성하였다.

#### ● 원자로용기 외벽냉각 영향 평가

- 사고관리 전략으로 고려되고 있는 외벽 냉각의 영향을 평가하기 위해 먼저 참조 코드에서의 외벽 냉각 모델을 검토하고, 차세대 원전에 적용하여 외벽 냉각의 효과를 분석하였다.
- 저압 사고에서 고압 사고보다 creep 손상 발생 시간이 지연되었으나, 외벽 냉각을 한 경우에는 고압일지라도 외벽 냉각을 하지 않은 저압 경우 보다 creep 손상 시점이 지연되어, 외벽냉각의 효과를 보여 주었다.
- 외벽 냉각 시 공동에 주입되는 냉각수 온도와 주입량이 외벽 냉각 효과의 지속 시간을 결정하는 중요한 인자임을 알 수 있었고, 특히 공동 내 냉각수가 포화 온도에 도달되면 반구 벽 온도가 급격히 증가하기 시작하였다.



- 장기적으로 반구 벽 쪽으로의 열속 크기는  $0.025 \text{ MW/m}^2$ 이고, 반구 외벽을 통해 제거되는 열속의 크기는 약  $0.03 \text{ MW/m}^2$ 으로 예측되어, 장기적인 외벽 냉각의 가능성을 보여 주었다.
- 따라서 외벽냉각 효과를 높이기 위해서는 일차 계통을 저압으로 유지하고, 공동 내 냉각수 온도 증가를 억제할 수 있는 장기적인 냉각 방안의 필요성을 확인하여 목표를 충분히 달성하였다.

#### 4. MIDAS 코드 구조 개편

##### ● 코드 구조 개편 및 검증

- MELCOR 중대사고 종합코드에서는 데이터를 전달하기 위해 직접변수 대신 포인터 변수를 사용하기 때문에 프로그램 내부에서의 변수 추적이 한계가 있음을 확인하였다. 이를 보완하기 위해 FORTRAN90 언어의 동적 메모리 관리 및 STRUCTURE 기법을 이용하여 변수 및 데이터 저장 방법을 개편함으로써, 직접변수를 사용하고, 메모리의 낭비를 방지하며, 직접 변수 이름에 수직 포함관계를 표시할 수 있어 변수 이름만으로 변수에 대한 이해를 크게 높일 수 있는 장점을 보유하고 있었다. 개편 후의 결과 비교를 통한 검증 과정을 거쳐 구조개편 작업을 완료하여 목표를 충분히 달성하였다.

##### ● 자동화 프로그램 개발

- 많은 시간과 노력이 필요한 코드 개편의 수작업 양을 최소화하기 위하여, 우선 변경대상 변수를 도출변수로 자동으로 바꾸어 주는 역할을 하는 자동변경 프로그램 (MELtoMID)과, MELtoMID의 입력을 자동화하기 위해 변경 대상변수 자동검색 및 위치추적 프로그램 (MELvar)을 개발하였다. 이와 더불어 MIDAS 코드에서 사용되는 수많은 변수 (변경대상 변수 포함)에 대한 설명을 자동으로 검색하여 개발자 및 사용자의 작업을 보조하는 역할을 하는 변수설명 자동검색 프로그램 (MELdes)을 개발하였다. 이로써, 코드 개편의 자동화를 위한 기본 체계를 갖추어 목표를 충분히 달성하였다.

#### 5. 위해도 완화전략 개발용 중대사고 해석자료 생산시안 작성

##### ● 해석 시나리오 선정 및 중요 변수 도출

- 중대사고 해석자료 관리시스템 검증을 위한 데이터를 생산하기 위해 국내 발전소 중 표준원전을 대상발전소로 결정하고 MAAP 4.03을 이용하기 위한 발전소 모델링을 수행하였다. 중대사고 해석 데이터베이스에 포함될 기본 사고경위로 총 119개의 시나리오를 선정하였고, 발전소 안전계통 운전방법과 MAAP코드의 중대사고 현상모델에 따른 불확실변수를 민감도 인자로 고려하였다.
  - 중대사고 모의 및 계산을 위해 대표적인 기본사고경위 9개와 민감도분석 사고경위 11개를 모의하고 계산하였다.
  - 해석코드에 의해 생산된 자료는 관리시스템에 바로 저장하여 이용될 수 있는 부분과 개발자의 자료정리를 거쳐서 일정한 포맷으로 저장이 필요한 부분으로 나누어 정리하고, 관리시스템에서 입력을 필요로 하는 Graphic Display 변수와 이에 대한 설명부분, Symptom Base에서의 시나리오 검색용 변수를 완성하여 목표를 충분히 달성하였다.
- 중대사고 해석자료 관리시스템 베타버전 개발
    - PC 윈도우 기반의 중대사고 위해도 데이터베이스 관리시스템 베타버전을 개발하여, 중대사고 해석 자료를 체계적으로 정리하며, 필요와 목적에 따라 활용할 수 있는 데이터베이스 관리 체계의 기본 틀을 갖추어 목표를 충분히 달성하였다.

## 제2절 대외 기여도

### 1. MIDAS 고유 모델 개발

#### ● 노심 출력 예측 모델 개발

- 확률적으로 ATWS는 발생 가능성이 매우 희박한 것으로 알려져 있으나 우리나라의 초기 웨스팅하우스 발전소 (고리 1/2/3/4 및 영광 1/2 호기)는 AMSAC (ATWS Mitigating System Actuation Circuitry) 대신 운전원이 보조급수를 주입시키고 터빈을 정지시키는 절차와, 원자로를 수동으로 정지시켜 미임계가 유지되도록 조치하는 절차가 마련되어 있다. 이러한 불확실성이 높은 수동 조작으로 인한 ATWS의 발생 가능성에 대한 대비가 필요하며, ATWS 사고 시 거동 및 영향을 결정론적인 방식으로 분석할 수 있는 모델을 보유함으로써, 국내 초기 발전소의 사고완화 및 관리 관점에서 유용하게 활용될 수 있다.

#### ● 하반기 간극 냉각 해석 모델 개발

- 원자로 용기 안에 냉각수가 있는 경우, 노내 간극으로 인한 냉각 효과는 용기 외벽의 냉각수에 의한 외벽 냉각 효과와 더불어 용기의 건전성을 판단하는데 중요한 요소 중의 하나이다. 따라서 이 간극 냉각 모델은 원자로 용기의 관통관 파손 시점에 대한 정확한 판단을 제공함으로써 원자로 용기의 건전성을 유지하기 위한 사고관리 전략 개발에 중요한 정량적 입력을 제공한다.

#### ● 원자로용기 관통관 파손 모델 개발

- 참조코드에서는 노심 용융물이 하부 용기로 이송되면 바로 관통관 파손을 예측하기 때문에 모델 적용의 의미가 퇴색된다. 그러나, 새로이 개발된 관통관 파손 모델은 노심 용융물과 관통관 내부의 열적 조건에 따라 원자로 용기 관통부의 건전성을 판단하므로 보다 실제적인 관점에서의 용기의 건전성을 확보하기 위한 사고 관리 전략 개발에 중요한 입력을 제공한다.

#### ● PAR 해석 모델 개발

- 격납건물 안에서의 수소 분포는 격납건물의 안전성을 평가하는 중요한 변수 중의 하나로, 특히 국부 수소 농도를 낮추기 위해 설치되는 점화기와 PAR에 대한 영향 평가는 발전소의 안전성을 제고하기 위한 필요한 절차이다. 따라서, PAR 해석 모델의 추가는 격납건물의 건전성을

확보하기 위한 사고관리 전략 개발에 입력을 제공한다.

- 증기폭발 검색표 개발

- 원자로 공동에서의 증기 폭발로 인한 침두압력 및 동하중을 예측하기 위하여, FCI 상세 해석코드를 종합코드에 직접 결합하는 대신 검색표를 사용함으로써 손쉽게 종합코드에서 바로 격납건물의 건전성을 판단할 수 있도록 하였다. 이 결과는 격납건물의 건전성 평가에 활용될 것으로 기대한다.

## 2. 격납건물 열수력현상 평가모델 개발

- DCH 발생 시 비산 용융물 예측 모델 개발

- DCH 발생시 사용자 입력에 의존하던 방출률을 원자로 공동 및 초기/경계 조건에 따라 계산하도록 모델을 수정하여, 격납건물 직접가열 시 격납건물의 침두압력을 사고 경위와 공동의 기하학적 조건에 따라 예측할 수 있어 격납건물 건전성 판단에 중요한 입력을 제공한다.

- 수소 거동 (연소 및 폭발 천이 조건, 침두압력 예측) 모델 개발

- 격납건물 건전성을 위협하는 또 다른 중요한 요인은 수소 연소 및 수소 폭발로 인한 급격한 과압 현상이다. 따라서, 이 기준을 상세하게 모델링하고, 수소 폭발로 인한 최대 압력 및 하중을 예측함으로써 격납건물 건전성 판단에 중요한 입력을 제공한다.

- MCCI 시 상부 냉각수로의 열전달 모델 개선

- 원자로 공동에서의 노심 용융물로부터 상부 냉각수로의 올바른 열전달 모의는, 원자로 공동에서의 노심 용융물의 냉각 가능성을 판단할 수 있도록 용융물 온도를 제공하며, 역시 격납건물의 건전성 판단에 도움이 되는 콘크리트 침식 깊이에 대한 정확한 정보를 제공한다. 원자로 공동에서의 노심 용융물의 순간적인 분포 거동은 노심 용융물의 냉각 가능성을 판단하는 중요한 입력변수로, 사고관리 전략 개발시 공동의 표면적을 증가시키도록 하는 기술적 근거로 활용된다.

- IRWST의 sparger 모델 평가

- 타당성이 확인된 MELCOR의 기존 모델을 이용하여 차세대원전에서의 전원상실사고를 대상으로 모두 24개의 노드로 구분한 IRWST에서의 냉각재 온도 및 수소 분포를 모의하였다. 증기가 많이 유입된 50,000 초 이후에 IRWST 냉각수 온도는 sparger와의 거리에 따라 큰 차이를 보일

것으로 예상하였으나 전체적으로 혼합이 잘 이루어져 전반적으로 위치에 따른 온도 차이가 거의 없음을 보여주었고, 따라서 대부분의 수증기가 냉각수 안에서 응축됨을 예측하였다. 이러한 결과는 IRWST 주변의 수소 농도 평가에 활용될 수 있다.

### 3. 노내 현상 모의

#### • 피복재의 부풀음

- APRI400에서의 대형냉각재 상실 사고를 선정하여 개선된 MELCOR 모델로 분석한 결과 산화면적은 증가하였으나, 발생한 수소 생성량은 크게 바뀌지 않았고, 이는 산화 표면적의 효과만을 고려한 결과로 판단되며, 부풀음으로 인한 노심 내의 유로의 변화에 대한 모델 개선의 필요성을 확인하였다.

#### • MELCOR 개선을 위한 원자로 하반구 노심 용융물 거동 평가

- 상관식에 기초한 경계 조건이 용이하고, 수치적 안정성이 뛰어난 장점을 지니고 있는 MPCOOL을 이용하여 하반구 용기 안에서의 노심 용융물 거동을 해석함으로써 MIDAS의 모델 검증 및 개선에 활용할 수 있다.

#### • 원자로용기 외벽냉각 영향 평가

- 외벽 냉각 방안은 중대사고시 노심 내에 용융물을 포획하기 위한 중요한 사고 관리 방안의 하나로 인식되고 있으며, 이번 평가를 통해 일차 계통을 저압으로 유지하고, 외벽냉각을 수행하는 것이 하부반구의 건전성을 유지할 수 있는 기본 조건으로 필요함을 확인하였다.
- 노심 재고량의 100%가 재배치되고, 용융온도가 2700K 일 때, 재배치된 이후 약 15000초 이 후부터 debris와 반구 벽 온도가 감소되기 시작하였고, 또한 장기적으로 반구 벽 쪽으로의 열속 크기 ( $0.25 \text{ Mw/m}^2$ )가 반구외벽을 통해 제거되는 열속 크기 (약  $0.3 \text{ Mw/m}^2$ )보다 작아, 장기적인 외벽 냉각의 가능성을 보여줌으로, 사고 관리에의 전략으로의 정량적인 가능성을 보여 주었다.

### 4. MIDAS 코드 구조 개편

#### • 코드 구조 개편

- Fortran90을 이용한 코드 구조 개편이 완료되면, 사용자와 모델 개발자에게 코드의 이해도를 높임으로 MELCOR 코드내 모델의 개선 및 추가가

용이해지고, 사용자의 편의성 (접근성)이 획기적으로 향상되는 효과가 기대된다.

- 입출력 통제 및 GUI 기능 강화로 다양한 사용자층이 보다 쉽게 코드를 활용할 수 있게 된다.

- 자동화 프로그램 개발

- MELtoMID, MELvar, 그리고 MELdes 등의 자동화 프로그램들을 이용하면 참조 코드가 개선되어 판 (version)이 바뀌어도 동일한 작업을 용이하게 반복할 수 있는 장점이 있다. 또한 개발 프로그램을 이용하여 코드 전체의 구조를 체계적으로 변환하게 되면, 앞으로 예상되는 기존 모델의 개선이나 추후 개발되는 새로운 모델의 접목 시 어려움 없이 코드 내부를 이해할 수 있어, 용이하게 코드 국산화 작업을 수행할 수 있는 장점을 갖게 된다.

## 5. 위해도 완화전략 개발용 중대사고 해석자료 생산시안 작성

- 해석 시나리오 선정 및 중요 변수 도출

- 중대사고 현상해석 DB 구축 방법론 및 예제 DB 개발은 아직 세계적으로 정리되지 않은 미개척 분야로, 지금까지의 중대사고 해석 능력을 기반으로 DB 관리 시스템 및 DB를 구축하여, 사용자들에게 필요한 정보를 제공할 수 있을 것으로 기대한다.
- 위해도 완화전략 개발용 중대사고 해석자료 관리시스템 개발 시안은 일단 방법론과 틀이 만들어지면 이를 기반으로 우리 연구소가 생산한 중대사고 현상해석 자료 뿐 아니라, 타 기관에서 생산된 자료들도 함께 통합하여 DB를 확장함으로써 국내 원자력 관련기관들이 공유할 수 있는 기반이 구축된다.

- 중대사고 해석자료 관리시스템 (SARDMS) 베타버전 개발

- SARDMS 베타버전에서 고려되는 저장/검색 대상은 국내 모든 발전소이고, 중대사고 코드로는 MAAP, MELCOR, 그리고 ISAAC이 대상이며, 2단계 PSA 정량화 코드인 CONPAS ET 결과 및 사용자가 지정한 사고경위 등을 다루고 있다. 따라서, 기관별로 필요와 목적에 따라 해석 자료를 활용할 수 있는 관리 시스템의 프레임 개발은 그 활용도가 매우 높을 것으로 기대한다.

표 4.2.5-1. 연구목표 달성도

세부연구목표		주요 연구개발 실적	목표 달성도 (%)	비고
중대 사고 열수력 분석 전산 코드 개발	MIDAS 고유 모델 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>노심 출력 예측 모델 개발을 통한 원자로 정지불능 사고 (ATWS) 해석 능력 추가</li> <li>하반구에서의 간극 냉각 해석 모델 개발 및 SONATA 실험과 비교, 검증</li> <li>원자로 용기 관통관 파손 모델 (PENTAP) 개발</li> <li>PAR 모델 개발 및 영향 평가</li> <li>증기 폭발로 인한 첨두압력 및 동하중 평가표 작성</li> </ul>	100	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 접근사 동력학 모듈 (PKINETIC) 등록</li> <li>- 각 모델 영향 평가</li> </ul>
	격납건물 열수력 현상 평가 모델 개발	<ul style="list-style-type: none"> <li>DCH 발생시 격납건물로 비산되는 용융물의 양 계산시 공동의 기하학적 구조 고려</li> <li>수소 연소 조건 개선</li> <li>수소 폭발 천이 조건 개선, 첨두 압력 예측 모델 개발</li> <li>IRWST의 sparger 모델 평가</li> <li>MACE1B 실험결과를 활용하여 MCC1에서 상부 냉각수로의 열전달 모델 개선</li> </ul>	100	불확실 현상에 대한 모델 개선 및 기존 모델 평가 수행
	노심 내 현상 모의	<ul style="list-style-type: none"> <li>연료봉 피복재 부풀음 평가</li> <li>원자로 용기 하반구에서의 노심 용융물 거동 모델 비교 및 상세 해석 코드 개발</li> <li>기존 MELCOR 코드 외벽냉각 능력 평가</li> </ul>	100	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 용융물 상세 해석코드 (MPCOOL) 등록</li> <li>- 기존 모델 평가 수행</li> </ul>
	MIDAS 코드 구조 개편	<ul style="list-style-type: none"> <li>코드의 이해 증진 및 사용자 편의성 향상을 위해 FORTRAN 90 언어와 그 특성을 이용하여 코드 구조 개편</li> <li>코드 개편의 수작업 양을 줄이기 위한 자동화 프로그램 개발</li> </ul>	100	<ul style="list-style-type: none"> <li>- 16개 패키지 개편</li> <li>- 코드 개편 자동화 프로그램 (MELdes, MELvar, MELtoMID)등록</li> </ul>
	중대 사고 해석자료 생산 시안 작성	<ul style="list-style-type: none"> <li>해석 대상 시나리오 선정과 해석 및 중요 변수 도출</li> <li>자료 관리시스템 베타버전 개발</li> </ul>	100	예제 DB 구축, 관리시스템 (SARDMS) 베타 버전 개발

여 백



## 제5장 연구개발 결과의 활용계획

노내 및 격납건물에서의 중대사고 현상 중 불확실한 현상 규명 및 정량화에 초점이 맞추어져 개발되고 있는 MIDAS 전산 코드는, 장치 MELCOR를 대신하여 국내 가동 중 원전이나 설계 발전소에 대한 중대사고 해석 및 사고관리에 활용됨으로, 원자력연구소 뿐 아니라 규제기관의 인허가 판단 기준 설정 및 산업체에서의 현안 해결 측면에서 활용이 가능하다. 특히 PAR나 sparger 등의 차세대원전의 고유 특성에 대한 모델 추가 및 평가가 수행되었고, SONATA 실험 결과를 활용한 간극 냉각 모델 등이 개발되어 추가되었으며, 원자로가 정지되지 않는 사고에 대한 해석 능력도 갖추고 있다.

또한, fortran90 언어를 이용하여 데이터 전달 구조를 개편함으로써 사용자 편의성 및 코드 접근성을 향상시킬 수 있는 기반을 마련하여 (윈도우 환경에서 사용자가 메뉴 형식으로 입출력을 통제하고, 해석 결과를 화면에서 계산과 동일하게 추적할 수 있으며, 보고싶은 출력 변수를 손쉽게 확인할 수 있는 구조를 갖추), 국내 여러 기관의 기존 사용자 뿐 아니라 처음 MIDAS를 접하는 사용자에게도 용이한 접근성을 제공함으로써 국내 여러 기관에서의 활발한 사용이 기대된다. 또한, 중대사고 해석자료 관리시스템 베타버전이 완료되면 체계적인 자료 생산 방안 및 자료 관리 시스템을 운영할 수 있는 기반이 구축된다.

MIDAS/TH로 집약되는 연구 결과는 국내 운전 중이나 설계 중인 발전소의 설계 특성을 고려한 안전해석 능력을 보유하고 있으나, 모델개발 및 검증에 대한 지속적인 연구가 필요하다. 또한, 국내외에서 MELCOR와의 차별성을 부각시키기 위하여, 현재 진행 중인 데이터 전달구조 개편과 일부의 모델 개선 뿐 아니라, 모델 안에서 사용되는 모델 변수의 개선, GUI와 사용자 위주의 변수 이름 적용, 그리고 입출력 편의를 위한 사용자 편의성 향상을 계획하고 있다.

이번 단계의 열수력현상 모델 개선에 이어, 방사선원 거동에 관하여는 차기 단계에 개발할 계획이며, 이 두 부분을 결합한 MIDAS는 향상된 사용자 편의성과 코드의 접근성, 그리고 휴대성이 강화되고 모델 개선이 추가될 예정이다

다. 장기적으로는, 현안에 대한 실험 및 해석을 통한 모델 개선 및 추가, 그리고 대부분의 대형 코드가 당면해있는 수치 해석적인 안전성을 향상시키는 노력을 지속함으로 코드의 국산화율을 높여, 코드의 국제적인 위상을 제고할 예정이다.

## 제6장 참고문헌

1. R.M. Summers, et al., "MELCOR Computer Code Manuals," SNL, NUREG/CR-6119, SAND93-2185, 1994.9. : Updated Version MELCOR 1.8.4 (Released 1997).
2. WCAP-8330, "Westinghouse Anticipated Transients Without Trip Analysis", Westinghouse Elec. Co., August 1974.
3. NUREG-0977, USNRC, "NRC Fact-Finding Task Force Report on the ATWS Event at Salem Nuclear Generating Station, Unit 1, on Feb. 25, 1983", March 1983.
4. "MAAP4 : Modular Accident Analysis Program for LWR Plants," Code Manual Vols. 1-4, Prepared by Fauske & Associates, Inc., Burr Ridge, IL, USA for the EPRI, Palo Alto, CA, USA (May 1994).
5. K.I.Ahn, et al., "A Comparative Analysis of Reactor Lower Head Debris Cooling Models Employed in the Existing Severe Accident Analysis Codes," KAERI/TR-1125/98, Korea Atomic Energy Research Institute (August 1998).
6. K.Y.Suh and R.E.Henry, "Integral Analysis of Debris Material and Heat Transport in Reactor Vessel Lower Plenum," *Nuclear Engineering & Design*, **151**(1), pp.203-221 (November 1994).
7. M. Monde, et al., "Critical Heat Flux during Natural Convective Boiling in Vertical Rectangular Channels submerged in Saturated Liquid," *J. Heat Transfer*, **104**, pp.300-303 (May 1982).
8. F.R. Larson and J.Miller, "A Time-Temperature Relationships for Rupture and Creep Stress," *ASME Trans.*, pp.765-775 (July 1952).
9. G.B. Wallis, *One Dimensional Two-Phase Flow*, McGraw-Hill Book Co., NY, 1969.
10. K.I. Ahn, et al., 기존 중대사고 해석코드 원자로 하반구 노심 용융물 냉각해석모델 비교분석, KAERI/TR-1125/98, KAERI, 1998.
11. K.I.Ahn, et al., "A Comparative Study of the Reactor Lower Head Models Employed in the Existing Severe Accident Codes," NURETH-9, San Francisco, California, USA, Oct. 3-8, 1999.
12. H.D. Kim, S.B. Kim," Overview of Severe Accident Research and

SONATA IV phase-1 experiment at KAERI", CSARP, Bethesda MD, May 4-7 1998.

13. R.E.Henry, R.J.Hammersley, "Quenching of Mellow Surfaces in a Narrow Annular Gap,"5th Int. Conf. Simulation Methods in Nuclear Engineering, Montreal, Canada, September 1996.
14. M. Jahn and H.H. Reineke,"Free Convection Heat Transfer with Internal Heat Sources,"Proceedings of the 5th international Heat Transfer Conference, vol.3, p.74,1974.
15. Ronald J. Lipinski, " A Coolability Model For Post accident Nuclear Reactor Debris",Nuclear Technology, vol 65 , Apr.1984.
16. M. Epstein, et. al, "Effective Thermal Conductivity for Combined Radiation and Free Convection in an Optically Thick Heated Fluid layer", ASME, Vol 103 pp 114~120, 1981 Feb.
17. R. Byron Bird,"Transport Phenomena", Willey Int Edt, 1960, pp196-200.
18. S. Imura and Takegoshi, "Effect of Gas Pressure on the Effective Thermal Conductivity of Pack Beds,"Heat Transfer Japanese Research, 3,4, 1974, p.13
19. M.S. El-Genk and Cheng Gao,"Experiments on Pool Boiling of Water from Downward-Facing Hemispheres," Nuclear Technology Vol. 125, Jan 1999.
20. R.E. Henry et al., "Cooling of Core Debris Within the Reactor Vessel Lower Head",Nuclear Technology vol 101 pp 385~399, Mar 1993.
21. M.A. Biot, J. Aerospace Sci.26 (1959) 367.
22. C.M. Adames, Liquid Metals & Solidification, American Society of Metals,1958
23. T.R. Goodman,Advan Heat Transfer 1 (1964) 253.
24. B.A.Boley, Int. J. Eng. Sci. 6 (1968) 89.
25. M.Epstein, Int. J. Heat Mass. Transfer 19 (11) (1976) 1281.
26. R.D.Gasser and M.S. Kazimi, Trans. Amer. Nucl. Soc. 23(1976) 352.
27. M. El-Genk and A.W. Cronenberg, An Assessment of Fuel Freezing and Drainage Phenomena In a Reactor Shield Plug Following a Core Disruptive Accident, Nucl. Eng. & Design 47 (1978) 195-225.
28. SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual, Volume 4: "MATPRO - A Library of Material Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis,"

- NUREG/CR-5273, EG&G-2555, Vol. 4 R3, February 1990.
29. D. L. Hagman, G. A. Reymann, and R. E. Mason, "MATPRO - Version 11 (Revision 1) - A Handbook of Material Properties for Use in the Analyses of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior," NUREG/CR-0497, TREE-1280, February 1980.
  30. R. Hill, "The Mathematical Theory of Plasticity," Oxford, Clarendon Press, 1950, pp.317-325.
  31. A. Mendelson, "Plasticity, Theory and Application," New York, MacMillan, 1968, pp. 100-104.
  32. L.J. Siefken et al. "FRAP-T6 A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods," EGG-CDAP-5410, April 1981.
  33. D.L.Hagrman, "Zircaloy Cladding Shape at Failure (BALON2)," EGG-CDAP-5397, July 1981.
  34. K.K. Murata, et al., "Code manual for CONTAIN 2.0: A Computer Code for Nuclear Reactor Containment Analysis," NUREG/CR-6533, SAND97-1735, SNL, 1997.
  35. S.E. Dingman, et. al., "HECTR Version 1.5 User's Manual," SAND86-0101, NUREG/CR- 4507 (April 1986)
  36. J.E. Hustad and O.K. Sonju, "Experimental Studies of Lower Flammability Limits of Gases and Mixtures of Gases at Elevated Temperatures," Combustion and Flame, 1988
  37. D.S. Burgess et al., "Flammability Limits of Mixed Gases," U.S. Bureau of Mines Report of Investigations 8709, 1982
  38. "The Possibility of Local Detonations during Degraded Core Accidents in the Bellefonte Nuclear Power Plant," NUREG/CR-4803, SAND-86-1180, 1986.
  39. System 80+, "Standard Design CESSAR Design Certification," Combustion Engineering.
  40. FAI, "Technical Support for the Hydrogen Control Requirement for EPRI Advanced Light Water Reactor Requirements Document," Task 8.3.5.4, 1988.6
  41. M.P. Sherman et al., "The Effect of Obstacles and Transverse Venting on Flame Acceleration and Transition to Detonation for

- Hydrogen-Air Mixtures at Large Scale," NUREG/CR-5275, SAND-85-1264, SNL, April 1989.
42. S.B. Dorofeev et al., Experimental Study on the Combustion Behavior of Hydrogen-Air Mixtures with Turbulent Jet ignition at Large Scale, NUREG/CR-6072, RRCKI-80-05/3, VARGOS-93/1, Russian Research Center Kurchatov Institute, June 1993.
  43. Breitung W. et al., Proceeding of ARS'94 Int. Topical Meeting on Advanced Reactor Safety, Pittsburgh, PA, Vol., pp733-745
  44. W. Breitung, S. B. Dorofeev, J. R. Travis, "A mechanistic approach to safe igniter implementation for hydrogen mitigation," Proc. of the OECD/NEA/CSNI Workshop on the Implementation of Hydrogen Mitigation Techniques, Winnipeg, Manitoba, 1996, May 13-15, AECL-11762, NEA/CSNI/R(96)8. pp.199-218.
  45. W. Breitung et al., "Results on Hydrogen Behaviour and Mitigation in Severe PWR Accidents" Annual Report 1996 of the Forschungszentrum Karlsruhe Hydrogen Program, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe , 1997
  46. S.B. Dorofeev, "Turbulent Combustion and DDT Events as an Upper Bound for Hydrogen Mitigation Techniques," Proc. of the OECD/NEA/CSNI Workshop on the Implementation of Hydrogen Mitigation Techniques, Winnipeg, Manitoba, 1996, May 13-15, AECL-11762, NEA/CSNI/R(96)8, pp. 415-430.
  47. H.F. Coward and G.W. Jones, "Limits of Flammability of Gases and Vapors," U.S. Bureau of Mines Bulletin 503, 1952
  48. M.G. Zabetekis. "Flammability Characteristics of Combustible Gases and Vapors," U.S. Bureau of Mines Bulletin 627, 1965
  49. L.C. Witte, T.J. Vyas, A.A. Gelabert, "Heat Transfer and Fragmentation during Molten Metal/Water Interaction," J. Heat Transfer, Vol.95, pp.521-527, 1973.
  50. T.A. Dullforce, D.J. Buchanan, R.S. Pecker, " Self-Triggering of Small-Scale Fuel-Coolant Interaction: I. Experiments," J.Phys.D: Appl. Phys., Vol.9, pp.
  51. V.H.Arakeri et al," Thermal Interaction for Molten Tin Dropped

- into Water," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.21, pp.325-333, 1978.1295-1303, 1976.
52. H.J. Kim and M.L. Corradini, "Modeling of Small Scale Single Droplet Fuel Coolant Interactions," Nuclear Science and Engineering, Vol.98, 1988.
  53. B.W. Marshall, "Recent Fuel-Coolant Interaction Experiments Conducted in the FITS Vessel, "ANS Proceeding of 1988 National Heat Transfer Conference, HTC-Vol.3, pp.264-275, 1988.
  54. D. Magallon, H. Hohmann, "Experimental Investigation of 150kg-Scale Corium Melt Jet Quenching In Water", Proceedings of the 7th International Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics NURETH-7, NUREG/CP-0142. Vol.3, 1688-1711, 1995.
  55. H. Hohmann, et al., "FCI Experiments in the Aluminum oxide/Water System," Nuclear Engineering and Design, 155, 391-403,1995.
  56. I.K. Park et al. "Steam Explosion Experiments in the "Test for Real Corium Interaction with water(TROI) Program)", 16th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Washington, USA, Aug., 2001.
  57. S.J. Board and R.W. Hall, "Propagation of Thermal Explosions Part 2 : A Theoretical Model," Central Electricity Generating Board Report RD/B/N3249, 1974.
  58. M.F. Young, "IFCI: An Integrated Code for Calculation of all Phases of Fuel-Coolant Interaction," NUREG/CR-5084, 1987.
  59. C.C. Chu and M.L. Corradini, "One-Dimensional Transient Model for Fuel-Coolant Interaction Analysis," Nucl. Sci. Eng. 101, pp. 48-71, 1989.
  60. J. Tang and M.L. Corradini, "Modeling of the Complete Process of One-dimensional Vapor Explosion," CSNI-FCI Specialists Mtg., Santa Barbara, Jan., 1993.
  61. S. Angelini, W.W. Yuen and T.G. Theofanous, "Premixing- related Behavior of Steam Explosions," Nucl. Eng. Des. 155, pp. 115-157, 1995.
  62. W.W. Yuen and T.G. Theofanous, "The prediction of 2D thermal

- detonations and resulting damage potential," Nuclear Engineering and Design, Vol.155, pp.289-309, 1995.
63. I.K. Park, G.C. Park, and K.H. Bang, "Multiphase Flow of Molten Material-Vapor-Liquid Mixtures in Thermal Nonequilibrium", KSME International Journal, Vol. 14, No.5, pp.553-561, 2000.
  64. Westinghouse Electric cooperation, "AP-600 Standard Safety Analysis Report ," June, 1982.
  65. 한국소프트웨어진흥원, PKINETIC1.0, 프로그램등록번호: 2000-01-12-1750, 2000.3.4.
  66. F.W. Barclay and K.W. Dormuth, "A Method of Computing Fission Product Decay Heat in a Reactor with Time-Dependent Flux", Nucl. Sci. Eng., 53, 406-439, 1974.
  67. KAERI/TR-845/97, "TASS Code Topical Report", Vol.I, pp.30, February 1996.
  68. KAERI, "CONPAS (Containment Performance Analysis System) 1.0 Users Manual", KAERI/TR-651/96, April 1996.
  69. R.L.Burden 외 저, 송만석/장건수 편역, "수치해석학", pp265-270, 김영사, 1979.
  70. KAERI (2000), MELCOR 코드 구조 분석, KAERI/TR-1543/2000, 한국원자력연구소
  71. KAERI/TR-1273/99, "MELCOR 코드 내 동력학 모델의 추가 및 정지불능 예상과도상태 (ATWS)의 분석", March 1999.
  72. "MELCOR 코드의 입력작성지침서: 부록 2", KAERI/TR-810/97, 한국원자력연구소, 1997. 2.
  73. EPRI, "RETRAN-02 (A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems) Code Manual", NP-1850-CCM-A, December 1995.
  74. EPRI, "RETRAN-3D (A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems) Code Manual, Vol.4: Applications Manual", NP-7450, October 1996.
  75. NRC, "Amendments to 10 CFR 50 related to Anticipated Transients Without Scram (ATWS) events", SECY-83-293, 1983.
  76. Westinghouse Electric Corporation, "Joint Westinghouse Owners



- Group/Westinghouse Program: ATWS Rule Administration Process", WCAP-11992, Pittsburgh, Pennsylvania, 1988.
77. 박종화 외, "MELCOR에서의 간극냉각 효과를 고려한 LAVA-4 실험 모의," 한국원자력학회 99 추계학술발표회, 서울대학교, 1999.10.30
  78. 박종화 외, "간극냉각 현상 모의용 모델 개발 및 LAVA-4 실험 해석에의 적용," KAERI/TR-1843/2001, 한국원자력연구소, June 2001
  79. J.L. Rempe, S.A. Chavez, "Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis," NUREG/CR-5642, EGG-2618, INEL, 1993, pp.4.19 - 4.56.
  80. J.V. Loesel Sitar, et al., "Qualification of passive Autocatalytic Recombiners for Post-LOCA Hydrogen Mitigation in CANDU Stations"
  81. 박익규, 김동하, 송진호, "MELCOR 코드 개선-증기폭발 동하중 예측 모델 개발", KAERI 기술보고서 발간 예정
  82. 박익규, 김동하, 송진호, "TEXAS-V 코드를 이용한 원자로 공동의 증기폭발 억제해석", KAERI/TR-1939/2001
  83. 박수용, 최영, 안광일, "MELCOR 코드를 이용한 차세대 원자로의 TMLB' 및 LOCA사고해석", KAERI/TR-1677/2000, 2000.
  84. S.B. Kim, et al., "A Parametric Study of Geometric Effect on the Debris Dispersal from a Recator Cavity during High Pressure Melt Ejection," Int. Communications in Heat and Mass Transfer, Vol. 22, No. 1, pp. 25-34, 1995.
  85. D.W. Stamps, et al., "Hydrogen-Air-Diluent Detonation Study for Nuclear Reactor Safety Analyses," NUREG/CR-5525, 1991.1
  86. W. Breitung "The Analysis of Hydrogen Behaviour in Severe Accidents (page 62)," Lecture 11 of Eurocourse on "Analysis of Severe Accidents in LWR's "
  87. Kevin et. al, "Load From the Detonation of Hydrogen-Air-Steam Mixture (page 100)," SAND92-0541, July 1992.
  88. M.N. Fardis "Response of Reinforced Concrete Containments to Hydrogen Detonation (page 611)," Department of Civil Engineering MIT
  89. "Hydrogen Control Model Improvement in MELCOR", KAERI TR, to be published.
  90. "원자로 배수탱크내의 열수력 현상실험," KAERI/TR-961/98, Jan.,

1997.

91. S.S. Kutateladze and I.G. Malenkov, "Boiling and Bubbling Heat Transfer Between a Gas-Liquid System and a Heat Exchange Element," Zhurnal Prikladnoi Khimii (Journal of Applied Chemistry of the USSR.), Vol. 35, No. 11 (1962).
92. G.A. Greene and T.F. Irvine, "Heat Transfer Between Stratified Immiscible Liquid Layers Driven by Gas Bubbling Across the Interface," in ANS Proceedings of the 1988 National Heat Transfer Conference, Houston, TX, July 24-27 (1988).
93. R. K. Cole, Jr., "A Crust Formation and Refreezing Model for Molten-Fuel/Concrete Interaction Codes," Paper 12.5 in Proceedings, International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, MA (1983).
94. S.S. Kutateladze, and I.G. Malenkov, "Boiling and Bubbling Heat Transfer Under Conditions of Free and Forced Convection," 6th International Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, 1978.
95. M.T. Farmer, et al., "CORQUENCH: A Model for Gas Sparging-Enhanced Melt-Water, Film Boiling Heat Transfer," ANS Special Session on Thermal Hydrodynamics of Severe Accidents, November 11-15, 1990.
96. D.R. Bradley and D.R. Gardner, "CORCON-MOD3: An Integrated Computer Model for Analysis of Molten Core-Concrete Interactions. Users Manual," NUREG/CR-5843, SAND92-0167, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM (October 1993).
97. D.H. Cho et al., "On the Pattern of Water Penetration into a Hot Particle Bed," Nuclear Technology, 65, April 1984
98. T. Ginsberg et al., "An Experimental and Analytical Investigation of Quenching of Superheated Debris Beds under Top-reflood Condition," NUREG/CR-4493, BNL-NUREG-51951, January 1986.
99. R.J. Lipinski, "A Coolability Model for Post Accident Nuclear Reactor Debris," Nuclear Technology, 65, April 1984.
100. L.N. Kmetyk, "MELCOR 1.8.1 Assessment: LOFT Integral Experiment LP-FP-2," SAND92-1373, SNL, Albuquerque, NM (December 1992).
101. P.E. MacDonald, "MATPRO - A Handbook of Material Properties for

- Use in the Analyses of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior," ANCR-1263, NRC-5, February 1976.
102. "Implementation of Clad Ballooning Model in MELCOR", KAERI TR (to be published)
  103. KAERI/TR-1677/2000, "Accident Analyses on TMLB' and LOCA for KNGR using MELCOR Code", November 2000.
  104. 박종화, 박수용, 김동하, " MELCOR 코드를 이용한 압력에 따른 KNGR 원전 외벽냉각 효과 평가," KAERI/TR-1790/2001, pp20-22, 한국원자력연구소, March 2001.
  105. R.O. Wooton, P. Cybulskis, and S.F. Quayle, "MARCH 2 (Meltdown Accident Response Characteristics) Code Description and User's Manual," NUREG/CR-3988, BMI-2115, August 1984.
  106. L.J. Ott, et al., "Station Blackout Calculations for Browns Ferry," Proceedings of the Thirteenth Water Reactor Safety Research Information Meeting, Gaithersburg MD, October 1985.
  107. C.B. Ludwig and C.C. Ferriso, "Prediction of Total Emissivity of Nitrogen- Broadened and Self-Broadened Hot Water Vapor," J. Quant. Spectrosc. Radiat. Transfer 7, pp. 7-26.
  108. J.P. Holman, Heat Transfer, McGraw-Hill, Inc., New York, NY, pp. 305-307, 1976.
  109. H. C. Hottel and A. F. Sarofim, Radiative Transfer, New York: McGraw-Hill Book Company, 1967.
  110. V.F. Urbanic and T. R. Heidrich, "High-Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam," J. Nuc. Matls., 75, pp. 251-261 ,1978.
  111. 박선희 외, "A Restructuring Proposal for MIDAS," Proceedings of the KNS 2000 Spring Meeting.
  112. 한국소프트웨어진흥원, MELtoMID1.0, 프로그램등록번호:01-01-01-12-2011, 2001.3.29.
  113. 한국소프트웨어진흥원, MELvar1.0, 프로그램등록번호:2001-01-26-7072, 2001.10.20.
  114. 한국소프트웨어진흥원, MELdes1.0, 프로그램등록번호:00-01-12-7185, 2000.11.13.

115. KAERI (2000), 증대사고해석 코드 개발을 위한 MELCOR 개편시안, KAERI/TR-1536/2000.
116. KEPCO, "Ulchin 3&4 Final Probabilistic Safety Assessment Report," 1966.
117. S.Y. Park, et al., "Development for Data Generation Methods for the Severe Accident Analysis DB," KAERI/TR-1789/2001, 2001
118. U.S. NRC, "Individual Plant Examination Database Users Guide," USNRC Report NUREG-1603, 1997.
119. M. Realini and M. Delaval, "PSA2 ASSISTANT," version 0.4, Manuale del Programmatore, JRC Technical Note, No.98.147, 1998.
120. Allison C.M. et al., Damage Progression Model Theory, SCDAP/RELAP5/ MOD3.1 Code Manual, Volume II, Technical Report NUREG/CR-6150, EGG-2720, INEL, USA, 1993.
121. 김동하 외, "가압중수로형 원자력발전소의 2단계 PSA를 위한 전산코드 개발," KAERI/RR-1573/95, 1995.

## 부록

### 중대사고 다상유동 구성모델 개발

## A.1. 서론

원자력발전소는 만약의 사고 시 방사능물질이 발전소 격납건물 외부로 유출될 경우 그 위험이 다른 산업재해에 비해 크기 때문에 이러한 예상 사고(설계기준사고: DBA)에 대비한 안전계통을 충분히 갖추어 설계되어 있으나, 1979년에 있었던 미국 TMI-2 원전 사고[A-1] 이후 원자력 발전의 안전성 제고는 기존의 설계기준사고를 넘어서 노심의 손상까지 초래되는 중대사고에 노력이 집중되어 오고 있다.

중대사고시 노심용융물에 대한 다중 방호의 대상은 크게 압력용기, 원자로 공동 및 격납건물로 볼 수 있으며, 압력용기 및 원자로 공동에서는 노심용융물의 충분한 냉각을 유지시키는 방안의 확보가 필수적이다. 특히, 노심용융물의 냉각을 위해서는 노심용융물과 냉각수의 접촉이 반드시 필요하며, 이때 발생하는 용융물-냉각수-수증기 혼합의 다상 유동(multiphase flow) 현상은 고온, 고압의 특징과 아울러 중대사고 안전해석 모델의 주요 현상임과 동시에 아직도 이에 대한 체계적인 모델이 부족하여 안전해석에 있어 많은 불확실성의 주 요인이 되고 있다고 볼 수 있다. 특히, 용융물-냉각수의 폭발적 반응인 증기폭발 현상은 노심용융물 냉각에 대한 초기조건 결정 및 폭발현상으로 인한 원자로용기 또는 원자로 공동을 포함한 격납건물의 건전성을 위협하는 주요 인자로서, 현재 이에 대한 현상학적 이해 및 해석 모델의 개발이 국내외적인 주요 중대사고 연구동향중의 하나이다.

노심용융물-냉각수 다상 유동 현상에 대한 연구는 지난 20여 년 동안 많은 기초현상실험 및 대규모 실증실험과 해석모델의 개발이 국제적으로 수행되어 왔으나, 현재 원자로 안전해석 및 중대사고 대처 설계에 활용하기에는 많은 불확실성이 남아있다. 이는 주로 현상자체가 다른 산업기술에서는 경험이 부족한 고온( $\sim 3000\text{K}$ ) 용융물 및 다상유동의 복잡한 특성을 가지고 있는 데 기인한다고 볼 수 있다. 최근의 OECD/CSNI FCI 전문가회의에서 제안된 바와 같이 앞으로의 연구방향은 크게 노심 물질에 대한 실험자료의 보완과 기존의 해석코드의 체계적인 검증이라고 볼 수 있다. 해석코드의 검증을 위해서는 우선 각 현상모델 또는 상관식의 개발 및 개별효과실험을

통한 검증은 통해 전산코드의 체계적인 검증작업이 요구되며, 궁극적으로 종합실험데이터를 활용해 최종 검증하는 단계가 필요하다. 개발 및 검증이 필요한 주요 용융물-냉각수 다상유동 모델로는 Jet breakup model, 고온 다상 유동에서의 유동저항, 복사열전달 및 대류열전달 등이 있다.

본 보고서에서는 중대사고시 노심용융물-냉각수 반응의 다상유동 모델에서 주요 불확실성을 보이고 있는 강제대류 막비등 열전달 및 용융물 jet breakup 현상에 대해 실험을 통해 데이터를 확보하고 이를 통해 현상 이해의 향상 및 상관식을 개발하였다.

## A.2. 국내·외 기술개발 현황

### A.2.1. 막비등 열전달

막비등 (film boiling)은 액상과 고온의 표면의 온도차가 매우 클 경우 주로 작용하는 열전달 현상으로 극저온 공학, 금속공학 등의 분야에서 주로 관여되는 열전달 모드이다. 고온의 노심용융물이 냉각수 풀로 이동될 때 대략 구형의 알갱이로 분쇄되는 용융물은 냉각수 내에서 주로 막비등 열전달에 의해 증기를 생성시키며, 생성된 증기는 용융물-냉각수-증기의 다상유동을 형성한다. 여기서 이러한 다상 혼합물의 증기 분율은 증기폭발의 강도를 결정하는 중요 인자로서, 증기폭발 현상을 정확히 해석하기 위해서는 막비등 열전달에 대한 정확한 모델이 필요하다. 여기서 구형의 용융물이 속해 있는 유체가 액상-증기 2상 유동의 특징을 보이며, 냉각수는 포화상태 또는 과냉각 상태이다.

지금까지 막비등 열전달 분야에서는 주로 포화상태 또는 과냉각 상태의 액상의 유체(단상)에서 풀 비등 또는 강제대류 막비등 열전달에 대한 실험 또는 이론적 모델이 연구되었다[A-2]. 2상 유동에서의 막비등 열전달에 대한 연구는 최근 Lui-Theofanous 연구팀에서 2상 유동 막비등 열전달 실험과 이론적 고찰이 시도되었다[A-3]. 표 A.1에 구형체에 대한 막비등열전달 상관식을 정리하였다.

중대사고 해석코드에서 주로 사용하고 있는 Dhir & Purohit 상관식

[A-4]과 Lui-Theofanous에 의해 제안된 상관식 및 Aziz 실험자료를 비교한 것을 그림 A.1에 나타내었다. 이는 포화상태 물에 500°C의 구에 대한 비교인데, 상관식간에 큰 차이를 보이고 있다. 한편, Lui-Theofanous에 의해 제안된 bubbly flow 2상 유동에서의 막비등은 단상유동과 크게 차이를 보이지 않고 있다.

### A.2.2. 용융물 Jet Breakup에 의한 액적의 형성

어떤 뉴턴 유체가 혼합되지 않고 정지된 다른 유체에 들어가게 될 때, 제트 시작의 임계유량은 아래와 같이 간단한 형태로 표현된다[A-5].

$$Q_{jet} = k \left[ \frac{\sigma d_{or}^3}{\rho} \left(1 - \frac{d^*}{1.24}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (A.1)$$

여기서,  $k=1.36$  또는  $1.57$  이고, 속도표시는 울퉁불퉁하거나 평평한 것에 의해 결정된다.  $Q_{jet} < Q \leq Q_{max}$  에서 액적의 직경  $\hat{d}(m)$ 는

$$\hat{d} = d_{j,max} \left[ 2.06 \frac{u_{n,max}}{u_n} - 1.47 \ln \left( \frac{u_{n,max}}{u_n} \right) \right] \quad (A.2)$$

여기서,  $d_{j,max}$  는  $Q_{max}$  에서 제트의 직경이고,  $u_n$  은 노즐에서 액체의 속도( $ms^{-1}$ )이다. Christiansen & Hixson 의 연구로부터

$$u_{n,max} = 2.69 \left( \frac{d_{j,max}}{d_n} \right)^2 \left[ \frac{\sigma}{d_j(0.514 \hat{\rho} + 0.472 \rho)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (A.3)$$

위의 식은 최대상호면적과  $Q_{max}$  , 즉,  $u_{n,max} = (4Q_{max} / \pi d_n^2)$ 에 따라 액적이 형성되는 노즐의 속도이다.

$$d_{j,max} = \frac{d_n}{0.485K^{2+1}} \quad K < 0.785 \quad (A.4)$$

$$d_{j,max} = \frac{d_n}{1.51K + 0.12} \quad K \geq 0.785$$



여기서  $K = \frac{d_n}{\left(\frac{\sigma}{|\Delta\rho|g}\right)^{\frac{1}{2}}}$  이고, 실험으로부터  $\hat{d}_{\max} = K_{1d_{j,\max}}$  이고  $d_{j,\max}$  는

$Q_{\max}$  에서 액적의 직경이고, 시스템의 물리적 물성치에 의해  $1.7 < K_1 < 2.6$  이다.

액체-기체 시스템에서의 제트 분열에 의한 액적 형성은 중요한 실제적 장치들과 과정들에 결정되며 이것은 연료 주입구와 유화기 그리고 잉크젯 프린터를 포함한다. 노즐로부터 고정된 기체로 주입되는 액체의 제트의 분열 (유체역학적 불안전성)은 모세관 유동현상에서 분석되는 문제들 중 하나이다.

제트 기둥의 균형이 불안정하며, 이것은 분출 제트 원주를 초과하는 파동 길이를 만들어 낸다.  $a_{\max}^* = 0.34$  일때, 무차원 발달율에서의 최대치는 대부분 불안정한 파동수  $(kr_o)_{crit} = 0.697$ 에서 발생한다. 여기서 발달율  $a$ 는  $(u_c/r_o)$ 에 의해 무차원화 되고  $u_c = (\sigma/\hat{\rho}r_o)^{1/2}$ 로서 모세 파동속도이다. 이것은 대부분 불안정한 파동길이에 따라  $(\lambda_{crit}/r_o) = 9.016$ 이다. 이 이론에서, 빠른 발달과 함께 동요에 따른 파동길이는 단지 제트의 초기 직경에서 결정된다. 대략적 방울크기는  $\hat{d}_e$ 에 근거해서 나타낼 수 있으며, 동일한 체적을 가지는 구의 직경은

$$d_e = \left(0.75 \frac{\lambda_{crit}}{r_o}\right)^{\frac{1}{3}} d_o \quad (A.5)$$

여기서  $d_o = 2r_o$ ,  $\lambda_{crit} = 9.016r_o$ 이고, 동일한 체적을 가지는 구의 직경  $\hat{d}_e \approx 1.89d_o$  이다.

용융물-냉각수 반응 해석모델에서 용융물 분쇄 모델은 크게 (a) semi-empirical correlations, (b) Rayleigh-Taylor instability, (c) Kelvin-Helmholtz instability의 현상으로 구분된다. 실험상관식은 이용하기에 용이하나 실험데이터의 부족으로 적용범위가 검증되지 않고 있으며, instability에 대한 자세한 모델들은 현상학적으로 더 자세히 묘사하고 있으나 이의 복잡한 관계식 및 해를 구하는 방법에 의해 해석코드에 적

용하는데 어려움이 많다.

Fletcher와 Thyagaraja[A-6]는 가압경수로에서 용융노심과 냉각수의 혼합을 모사하기 위하여 천이상태, 2차원적, 2상 유동 모델(용융물과 냉각재) CHYMES를 개발하였다. CHYMES에서는 Pilch가 제안한 다음과 같은 용융물 분쇄모델을 사용한다.

$$\frac{dD}{dt} = -C_o V_{rel} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_f}} \quad (A.6)$$

여기서,  $D$ ,  $V_{rel}$ ,  $\rho_l$ ,  $\rho_f$ ,  $C_o$ 는 각각 용융방울직경, 용융물과 주위 유체와의 상대속도, 냉각재밀도, 용융물 밀도, 경험상수(=0.245)를 말한다. Pilch의 분쇄모델을 사용하고 있는 코드로 SNL의 Young[A-7]이 개발한 IFCI와 Bang and Park[A-8]에 의해 개발된 TRACER-II가 있다.

Chu와 Corradini[A-9]는 동력학적인 용융물 분쇄모델과 계면 질량, 운동량, 에너지 수송에 관한 상관식을 도입함으로써 용융물-냉각재반응의 혼합과정 해석모델 TEXAS-II를 개발하였다. Chu와 Corradini는 Pilch의 액체방울의 다단계 쪼개짐 원리를 기본으로 하여 용융방울이 형태가 변형되고 동력학적으로 명확하게 몇 개의 작은 용융방울로 쪼개지는 가정 하에 동력학적 쪼개짐 모델을 개발하였다. 쪼개짐 모델에는 Taylor 불안정성만이 고려되었으며 수평방향의 속도 차에 의한 전단력 (Shear Force)은 무시되었는데, 이는 증기막의 존재로 인해 이들 효과가 작다고 본 때문이다.

$$D(T^+) = D(0) \exp(-C_1(T^+)^{C_2} We^{C_3}) \quad (A.7)$$

용융물 쪼개짐률을 평균함에 의해, 다음과 같은 선형적인 시간 독립적 형태가 가능하다.

$$\begin{aligned} D^{n+1} &= D^n \exp(1 - C_o \Delta T^+ We^{0.25}) \\ We &= \frac{\rho_c V_{rel}^2 D_f^n}{\sigma_f} \\ \Delta T^+ &= \frac{V_{rel}(t^{n+1} - t_n)}{D_f^n} \sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_f}} \end{aligned} \quad (A.8)$$

$$C_o = 0.1093 - 0.0785\sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_f}}$$

여기서,  $V_{rel}, D_f, \rho_f, \rho_c$ 는 각각 상대속도, 용융방울직경, 용융물밀도, 냉각재 밀도를 말한다. 여기서, 위첨자  $n$ 과  $n+1$ 은 과거시간간격과 현재시간간격을 말한다. TEXAS-III는 용융물을 Lagrangian으로 처리함으로써 혼합단계의 동력학적인 용융물 쪼개짐 현상 연구에 유리하다.

### A.2.3. 기-액 경계에서의 복사열전달

고온의 노심용융물과 냉각수가 혼합되어 있을 때 주요 열전달 모드는 막비등이며, 이 때 용융물로부터 냉각수로의 복사열전달은 증기생성량 및 냉각수의 가열에 주로 기여한다. 여기서 복사열에 의한 증기생성량은 증기와 액상의 경계면에 흡수되는 복사열에 의해 지배되며, 따라서 복사열의 액상 냉각수에서의 흡수정도는 증기생성량을 크게 좌우한다.

액막에서 복사열의 통과비(transmittance),  $T(d)$ 는 일반적으로 다음과 같이 표현된다.

$$T(d) = \frac{2 \int_0^1 \mu_1 \left[ \int_0^\infty \pi i_\lambda(0) \{1 - \rho(\mu_1)\} \tau_\lambda(d, \mu_2) d\lambda \right] d\mu_1}{\int_0^\infty \pi i_\lambda(0) d\lambda}$$

$$\mu_1 = \cos \theta_1$$

$$\mu_2 = \cos \theta_2$$

$$\tau_\lambda(d, \mu_2) = \exp\left(-\frac{a_\lambda d}{\mu_2}\right)$$

$$i_\lambda = \frac{2C_1}{\lambda^5 (e^{\frac{C_2}{\lambda T}} - 1)} \quad (A.9)$$

$$a_\lambda = \text{absorption coefficients}$$

$$d = \text{layer thickness}$$

$$C_1 = 0.59544 \times 10^{-16} W \cdot m^2$$

$$C_2 = 14,388 \mu m \cdot K$$

여기서 Snell의 법칙에 따르면,

$$\mu_2 = \cos\left(\frac{n_1}{n_2} \sin^{-1}\theta_1\right) \quad (\text{A.10})$$

$\theta_1$  = incident angle at water surface

$\theta_2$  = refracted angle

$n_1, n_2$  = refraction index for medium 1 and 2

다음으로 반사비(reflectance),  $R(d)$ , 는 다음과 같다.

$$R(d) = \frac{2 \int_0^1 \mu_1 \left[ \int_0^\pi \pi i_\lambda(0) \rho(\mu_1) d\lambda \right] d\mu_1}{\int_0^\infty \pi i_\lambda(0) d\lambda} \quad (\text{A.11})$$

따라서 흡수비(absorptance)는 다음과 같이 계산된다.

$$A(d) = 1.0 - T(d) - R(d) \quad (\text{A.12})$$

이상의 모델을 근거로 Kim[A-10]은 복사열원의 온도에 대해 물의 액막 깊이에 따른 복사열의 흡수비를 계산하였으며, 그 결과 물의 두께 0.1 mm에서 35-40%, 1 mm에서 60-70%의 복사열이 흡수되는 것을 볼 수 있다.

Jacobs et al.[A-11]은 이러한 복사열 흡수에 대해 Fletcher의 이론적 결과를 사용하기 쉬운 간편한 식으로 다음과 같이 표현하였다.

$$A(d) = a \ln(d^b + 1) \quad (\text{A.13})$$

여기서 a와 b는 curve fitting에서 결정된 값으로 복사열원 온도의 함수이다. 그림 A.2은 이 관계식에 의한 복사열 흡수비를 보여주고 있다. 위의 Kim의 결과와 비교하면 유사한 흡수비를 나타낸다.

표 A.1 구형체의 막비등 열전달계수 상관식

Regime	Correlation	C <sub>o</sub>	Reference
Saturated pool	$Nu = C_o(Ar/Sp)^{1/4}$	0.586 0.8	Frederking[A-12] Dhir[A-4}
Subcooled pool	$Nu = C_o(Ar/Sp)^{1/4} Mc^{1/4}$ $Nu/(1+2/Nu) = C_o(Ar/Sp)^{1/4} Mc^{1/4}$	0.696 K(d)	Michiyoshi[A-13] Theofanous[A-3]
Saturated forced convection	$Nu = Nu_{pool} + C_o Re_l^{1/2}$ $Nu = C_o Re_l^{1/2} (\mu_l / \mu_v)(KR^4/Sp)^{1/4}$	0.8 0.393 0.553/1.11 0.5	Dhir[A-4] Kobayasi[A-14] Epstein[A-15] Theofanous[A-3]
Subcooled forced convection	$Nu = Nu_s + C_o Re_l^{1/2} (\mu_l / \mu_v)(Sc/Sp)$ $Nu = C_o Re_l^{1/2} Pr_l^{1/2} (\mu_l / \mu_v)(Sc/Sp)$ $Nu = Nu_s + C_o Re_l^{0.77} Pr_l^{1/2} (\mu_l / \mu_v)(Sc/Sp)$	0.8 0.977/2.0 0.072	Dhir[A-4] Epstein[A-15] Theofanous[A-3]
Two-phase flow (bubbly flow)	$Nu = C_o Re_l^{0.2} (\mu_l / \mu_v)(KR^4/Sp)^{1/4}$ ( $U_l = V_l / (1 - \alpha)$ )	12.5	Theofanous[A-3]

$Nu = hd/k_v$ ,  $Re_l = \rho_l U_l d / \mu_l$ ,  $Pr = \mu c_p / k$ ,  $Ar = g(\rho_l - \rho_v)d^3 / (\rho_v \nu_v^2)$ ,  
 $K = \rho_l / \rho_v$   
 $R = [(\mu \rho)_v / (\mu \rho)_l]^{1/2}$ ,  $Sc = c_{pl} \Delta T_{sub} / (h_{fg} Pr_l)$ ,  $Sp = c_{pv} \Delta T_{sup} / (h_{fg} Pr_v)$   
 $Mc = E^3 / [1 + E / (Sp Pr_l)] / (R Pr_l Sp)^2$   
 $E = (A + CB^{1/2})^{1/3} + (A - CB^{1/2})^{1/3} + (1/3)Sc$ ,  
 $A = (1/27)Sc^3 + (1/3)R^2 Sp Pr_l Sc + (1/4)R^2 Sp^2 Pr_l^2$ ,  
 $B = (-4/27)Sc^2 + (2/3)Sp Pr_l Sc - (32/27)Sp Pr_l R^2 + (1/4)Sp^2 Pr_l^2 + (2/27)Sc^3 / R^2$   
 $C = (1/2)R^2 Sp Pr_l$

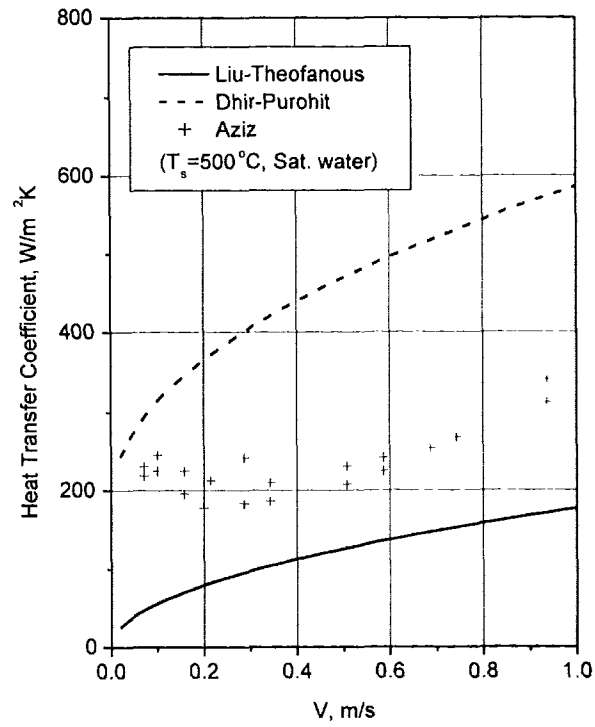


그림 A.1 막비등 열전달계수 비교

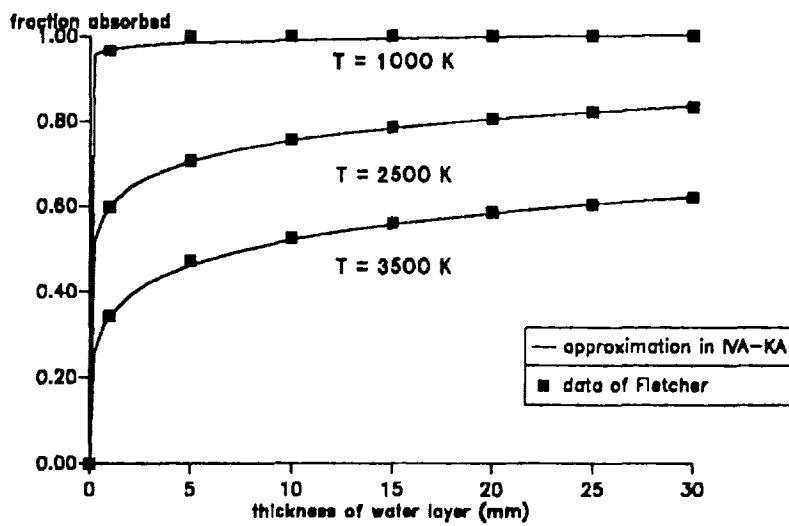


그림 A.2 액상 물에서의 깊이에 따른 복사열 흡수율

### A.3. 막비등 열전달 실험

강제대류 막비등 열전달을 측정하기 위해서는 해당하는 벽체에 열속을 주어 온도차를 측정할 수 있어야 한다. 그러나 구형체의 경우 평판이나 실린더와는 달리 일정한 열속을 가하기 어렵다. 따라서 보통 일정한 온도로 가열한 구를 냉각하면서 중심온도의 변화를 측정하여 천이상태 열전도 해석을 통해 벽면에서의 열전달계수를 예측하게 된다. 이러한 목적의 천이상태는 초기에 구가 물 속에 들어가는 순간의 높은 열전달율에 의한 오차를 최소화하기 위해 어느 정도의 시간을 요구한다. 이러한 경우 강제대류를 만들기 위해 구를 일정한 속도로 물 속을 움직이게 해야 하는데, 예로 2 m/s 속도로 5초간 구가 이동하는 직선거리는 10 m가 되며, 이는 실제로 이러한 실험을 어렵게 한다.

따라서, 본 연구에서는 회전하는 수조를 사용하여 높은 속도에서도 긴 천이상태를 갖도록 하였다. 그러나 이 경우 부력의 방향과 물의 유동 방향이 직각이 되어 저속에서는 수직 이동하는 경우와 차이를 갖게되는 단점이 있다.

본 실험에서는 가변속 회전하는 수조 내에 물의 온도를 조절한 후 여기에 미리 가열된 구를 넣어 막비등 실험을 수행하였다. 주요 실험변수로 구 온도, 물 온도 및 속도이다.

#### A.3.1. 실험장치 및 데이터 처리

실험장치의 주요 구성요소는 전기가열로, 회전 수조, 실험구 및 Data acquisition 장치이다. 실험장치의 모습은 그림 A.3의 사진과 같다. 전기가열로는 실험구를 가열하기 위한 장치로 1 kW 용량의 실린더형 복사열 방식 히터이며, K형 열전대 및 온도조절기 사용으로 최대 1,000°C 까지 가열할 수 있다. 고온의 경우 실험부 가열시 구형체 실험부 표면의 부식을 억제하기 위해 아르곤 가스를 주입한다.

회전수조는 직경이 다른 Pyrex 원형 수조 2개로 구성되어 환형 유로를

구성하며, 바깥 직경은 400 mm, 안쪽 직경은 250 mm로 폭이 75 mm이며 높이는 200 mm이다. 회전수조는 가변 모터에 의해 회전하는 알루미늄 원판 위에 놓인다, 수조 내 물의 온도는 총 2.4 kW 용량의 6개 봉 히터로 가열, 조절되며, 일단 원하는 온도가 도달하면 원하는 유속을 얻기 위해 수조에서 제거되도록 설치되어 있다. 수조는 열 손실을 최소화하기 위해 상부를 제외한 모든 면이 단열 되어 있으며, 가시화를 위해 측면 일부에 단열재를 제거하였다.

실험구는 직경 22 mm SS304 구를 중심까지 드릴링하여 외경 0.8 mm 스테인레스로 피복된 K-type 열전대를 끝단에 고온용 접착제를 입혀 삽입하고 구의 지지를 위해 구 표면에 나사식으로 붙인 3.2 mm 스테인레스 관 내부를 통해 열전대가 외부로 연결된다. 구 중심부 열전대 신호는 Keithley사 System 500과 PC 및 Labtech사의 NOTEBOOK.pro 소프트웨어를 이용하여 취득, 저장되었다.

실험은 다음의 2단계로 진행되었다: (1) 전기로를 실험구의 원하는 초기온도로 설정하여 맞추고, 회전수조의 전기히터를 작동하여 물의 온도를 원하는 온도까지 올린다. (2) 구의 온도가 설정 초기온도에 도달되면, 수조의 히터를 제거하고 유속에 따라 고속의 경우 최대 40초 정도 기다려 유속을 얻은 후 공압에 의해 자동 작동되는 실험구 이송장치에 의해 전기로에서 실험구를 빠른 시간에 하부 수조로 낙하시킨다.

구형체 내에서의 온도 분포는 1차원 천이 전도열전달로 가정할 경우 다음의 식에 의해 지배된다.

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial}{\partial r} T \right) \quad (\text{A.14})$$

이 식의 무차원온도의 해는 무차원 변수 Biot 수와 Fourier 수로 표시된다.



$$\begin{aligned}
\theta &= \frac{T - T_w}{T_i - T_w} = f(\eta, Bi, Fo) \\
\eta &= r/R \\
Bi &= \frac{hR}{k} \\
Fo &= \frac{\alpha t}{R^2}
\end{aligned} \tag{A.15}$$

측정된 실험구 중심온도 및 시간을 무차원 온도  $\theta$  및 Fo 수로 계산하여 이 값을 만족하는 Bi 수를 찾으면 위 식에서 보듯이 열전달계수는

$$h = kBi/R \tag{A.16}$$

이다. 전도방정식의 해는 Mills[3-1]의 계산 프로그램을 이용하였다.

### A.3.2. 실험 결과 및 고찰

실험구 중심온도의 변화는 그림 A.4와 같은 변화를 갖는다. 실험구는 초기온도 700°C로 가열된 후 회전하는 물 속으로 이동 후 막비등으로 계속되다 천이비등을 거쳐 물 온도 100°C까지 냉각됨을 알 수 있다.

측정된 막비등 열전달계수를 그림 A.5에 표시하였다. 유속 0.4 m/s 이하에서는 그림 A.7에서 보듯이 부력의 영향이 커 강제대류 데이터에서 제외하였다. 과냉도에 따른 막비등 모양을 그림 A.6에 비교하였으며, 속도에 따른 막비등 양상을 그림 A.7에 비교하였다. 포화상태에 비해 과냉도가 10°C 일 때 기포 발생이 작고 증기막이 얇음을 볼 수 있다. 속도가 높을 때 기-액 경계면에서 파동이 생기는 현상을 그림 A.8에서 관찰 할 수 있다.

이상의 강제대류 막비등 데이터를 사용하여 상관식을 개발하였다. 일반적으로 막비등 열전달계수는 아래와 같은 변수의 함수로 볼 수 있다.

$$\begin{aligned}
Nu &= \frac{hD}{k_v} = f(Re_l, Pr_l, Pr_v, Sc, Sp, \frac{\rho_v \mu_v}{\rho_l \mu_l}) \\
Sc &= \frac{c_{pl}(T_{sat} - T_l)}{h_{fg} Pr_l}, \quad Sp = \frac{c_{pv}(T_s - T_{sat})}{h_{fg} Pr_v}
\end{aligned} \tag{A.17}$$

앞의 표 A.1에서 보는 선행연구자의 강제대류 막비등 상관식은 Nu 수가 구의 과열도를 나타내는 Sp 변수의 -1/4 지수에 비례하나 본 실험데이터는 -2 지수에 비례하게 나타났다. 따라서, 포화 막비등의 경우 그림 A.9에서 보듯이 Co가 0.183이므로 상관식은 다음과 같이 얻었으며, 그림 A.10에서 데이터와 상관식을 비교하였는데  $\pm 25\%$  이내로 일치하였다.

$$Nu_s = 0.183 Re_l^{0.5} \left( \frac{\mu_l}{\mu_v} \right) \left( \frac{KR^4}{Sp^8} \right)^{1/4} \quad (A.18)$$

과냉수의 경우 그림 A.11의 Co를 사용하여 다음과 같은 상관식을 얻었다. 데이터와 상관식 비교는 그림 A.12에 나타내었는데  $\pm 25\%$  이내로 일치하였다.

$$Nu = Nu_s + 0.974 Re_l^{0.5} Pr_l^{1/2} \left( \frac{\mu_l}{\mu_v} \right) \left( \frac{Sc}{Sp} \right) \quad (A.19)$$

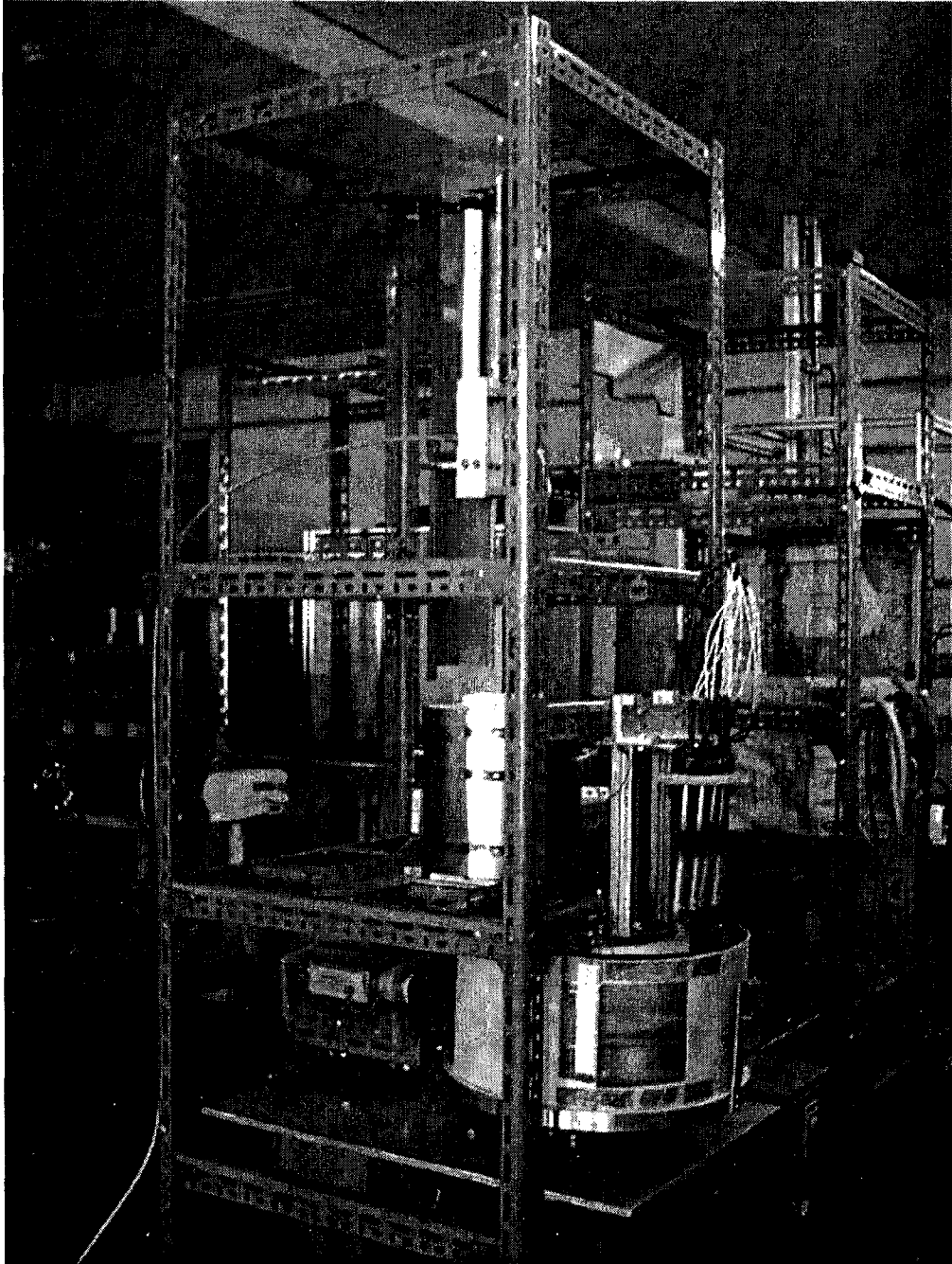
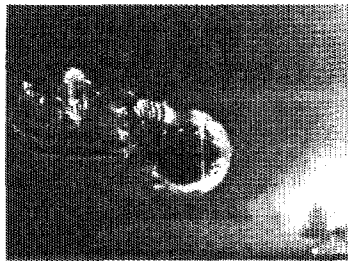
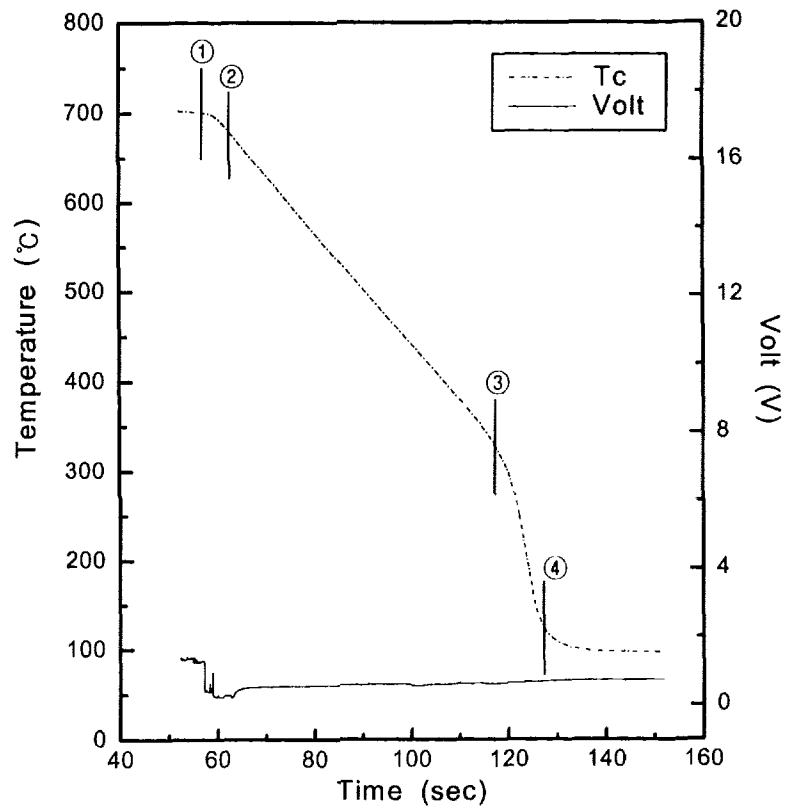
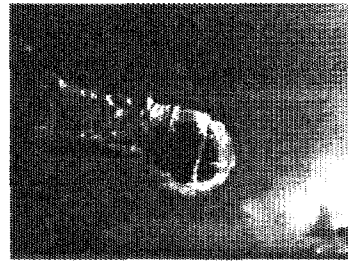


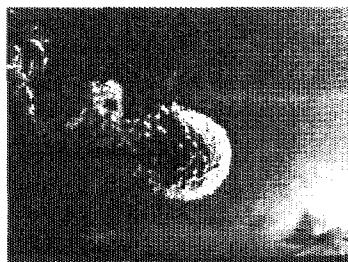
그림 A.3 강제대류 막비등 실험장치



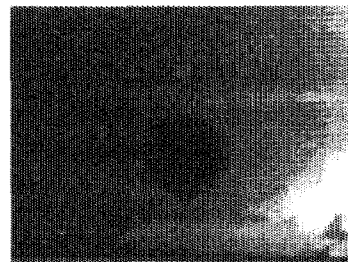
① 0초



② 7초



③ 60초



④ 70초

그림 A.4 구의 중심온도 변화와 막비등 양상

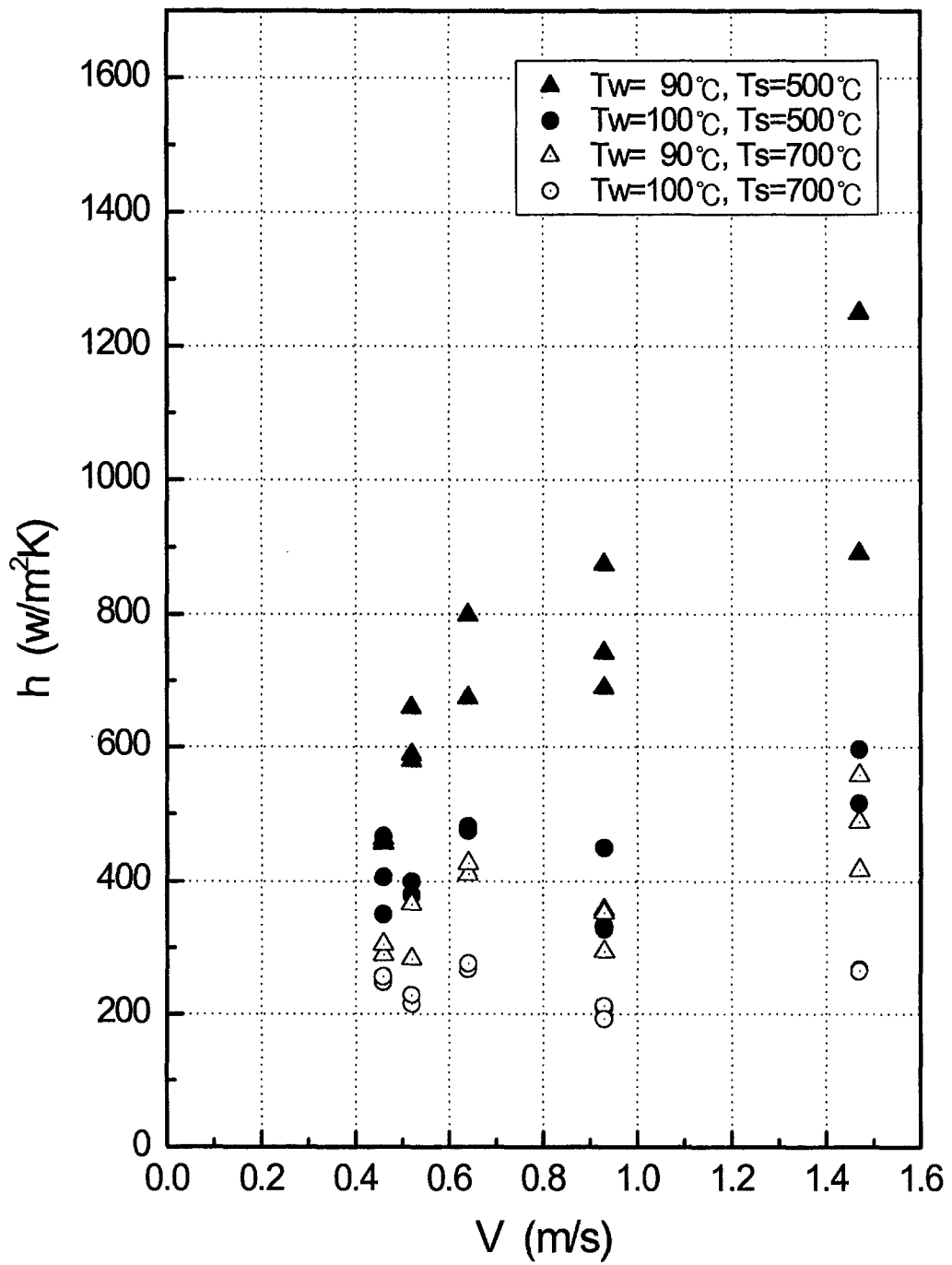


그림 A.5 막비등 열전달계수



① 0초



① 0초



② 7초



② 5초

그림 A.6 과냉도에 따른 막비등 양상 (좌)  $T_w=100^\circ\text{C}$  (우)  $T_w=90^\circ\text{C}$   
( $T_s=700^\circ\text{C}$ ,  $V=0.52\text{ m/s}$ )



② 5초 (0.29 m/s)



② 7초 (0.52m/s)



② 7초 (0.93m/s)



② 3초 (1.47m/s)

그림 A.7 속도에 따른 막비등 양상 ( $T_s=700^\circ\text{C}$ ,  $T_w=100^\circ\text{C}$ )



0초



1/60초



2/60초



3/60초



4/60초



5/60초



6/60초



7/60초

그림 A.8 기-액 경계에서의 Wave 현상

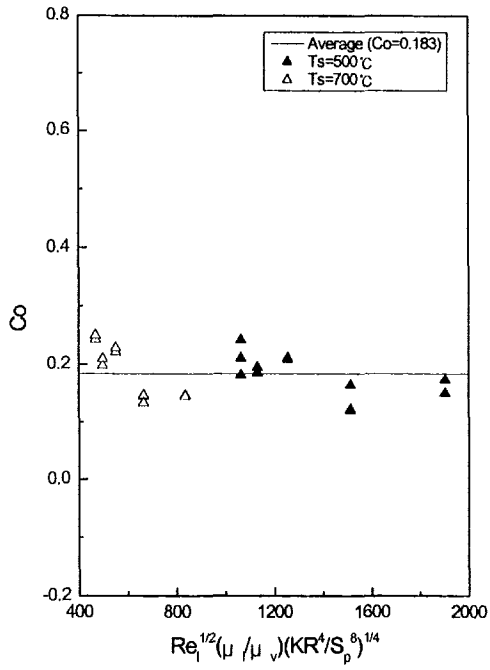


그림 A.9 포화 막비등 Co

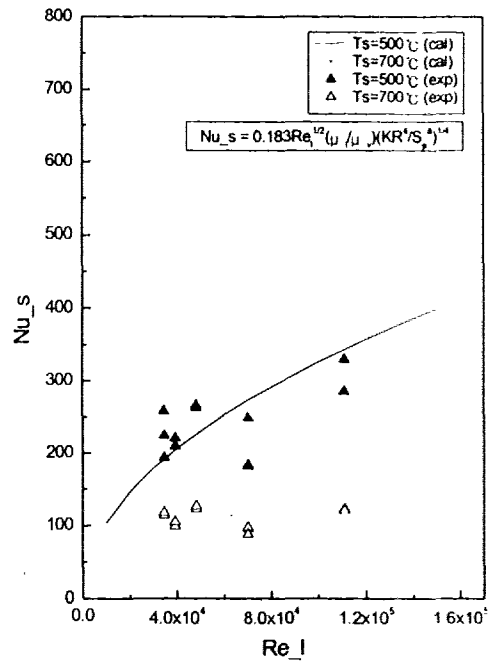


그림 A.10 데이터-상관식 비교

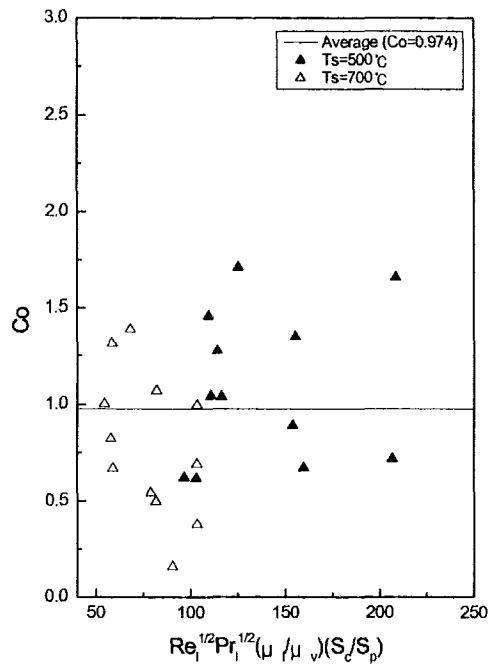


그림 A.11 과냉 막비등 Co

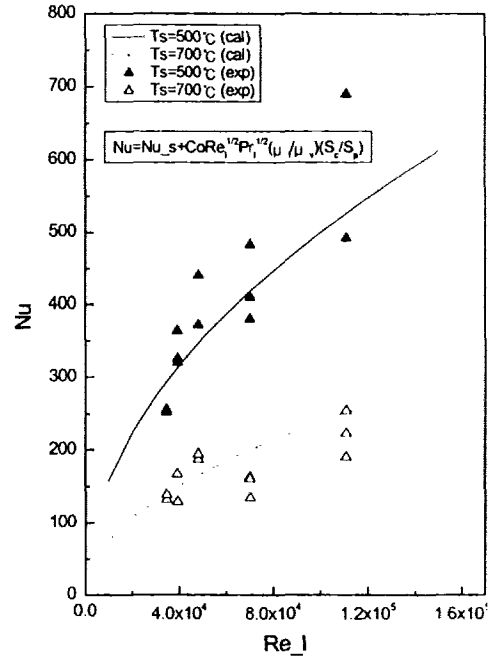


그림 A.12 과냉막비등  
데이터-상관식 비교



## A.4. 용융물 Jet Breakup 실험

### A.4.1. 실험장치 및 실험방법

용융물 jet의 breakup 현상을 관찰하고 분쇄된 파편의 분포를 측정하기 위해 저온에서 용융하는 Wood's metal을 사용하여 실험을 수행하였다.

실험장치는 주로 전기가열로, 용융물 crucible 및 수조로 구성되어 있으며, 실험장치의 모습은 그림 A.13과 같다. 전기가열로는 1 kW 용량의 실린더형 복사열 방식의 히터로 용융물 crucible이 내부에 설치되어 용융물 제조에 사용한다. 용융물 crucible은 70°C에 용융하는 Wood's metal을 사용하므로 스테인레스 용기로 제작하고 내부에 정밀 가공된 플러그가 설치되어 수직 이동에 의해 노즐을 개폐한다. 노즐은 직경 10 mm 및 20 mm 두 개를 제작하여 crucible 하부에 교체하여 부착할 수 있도록 하였다. Crucible 상부에는 공기로 가압하여 분사 속도를 변화할 수 있도록 하였으며, K형 열전대를 삽입하여 용융물의 온도를 계측하였다.

수조는 측면 500 mm, 높이 800 mm의 사각용기로 유리로 제작되어 분쇄 과정의 가시화가 가능케 하였으며, 하부는 개폐식으로 하여 실험 후 용융물 파편의 수집을 용이하게 하였다. 히터와 수직으로 설치된 4개의 열전대에 의해 물의 온도를 제어하였다. 측면에 CCD 카메라를 설치하여 용융물 분사 과정의 영상을 기록하였다.

### A.4.2. 실험결과 및 고찰

우선 본 실험은 비등이 없는 조건에서 용융물이 분쇄되면 용융상태의 재결합 없이 바로 응고하여 분쇄 파편의 정보를 얻을 수 있도록 하기 위해 물의 온도를 변화하여 실험한 결과 Wood's metal 용융온도 70°C에 대해 물 온도 50°C가 가장 적절한 온도임을 얻었으며, 따라서 모든 실험에 물 온도를 50°C로 하였다. 용융물 온도는 물의 비등이 없도록 하기

위해 95°C로 설정하였다. 용융물 jet의 속도는 crucible 상부의 공기압을 0.3 kgf/cm<sup>2</sup>에서 3.0 kgf/cm<sup>2</sup> 사이에서 변화시키면서 조절하여 노즐 직경 10 mm에서는 4.0~7.0 m/s, 노즐 직경 20 mm에서는 2.7~ 4.2 m/s의 jet 속도를 얻었다. 표 A.2에는 Wood's metal의 주요 물성치를 나타내었으며, 표 A.3에는 용융물 파편의 크기 분석에 사용한 sieve의 규격들이다.

용융물 jet breakup의 일반적 양상은 그림 A.14에 보이는 것과 같다. 용융물 jet가 물 수면에 닿기 전까지는 원형 제트를 유지하다가 수면 아래로 들어가면서 분쇄가 급격히 발생하면서 원뿔 모양의 혼합체를 이루고 있다. 공기중의 jet 표면에서 instability의 발생을 관찰할 수 있다.

용융물 파편의 모양은 그림 A.15와 같다. 파편을 sieve를 사용하여 분석한 결과 그림 A.16과 같은 질량% 분포를 보였다. 제트의 속도가 커질수록 파편의 크기가 작아지는 경향을 보이며, 제트 직경에 따른 주목할 만한 차이는 보이지 않았다. 가장 높은 비율의 크기는 두 제트 직경의 경우 모두 1.0~2.8 mm 사이의 크기였다.

표 A.2 Woods Metal 물성치

Parameter	Value
Composition	Bi 49.92 w/o, Pb 26.93, Sn 13.28, Cd 9.85
Melting temperature	70°C
Density	9383.2 kg/m <sup>3</sup>
Specific heat	167.5 J/kgK
Vol. expansion coeff.	2.2 x 10 <sup>-5</sup> /K
Thermal conductivity	18.8 W/mK
Kinematic viscosity	2 x 10 <sup>-7</sup> m <sup>2</sup> /s
Prandle No.	0.017

표 A.3 용융물 파편 분석용 Sieve 규격

U.S. No. ( Holes/inch )	ISO Standard Aperture ( mm )
5/8"	15.9
3/8"	9.50
4	4.75
7	2.80
18	1.00
35	0.50

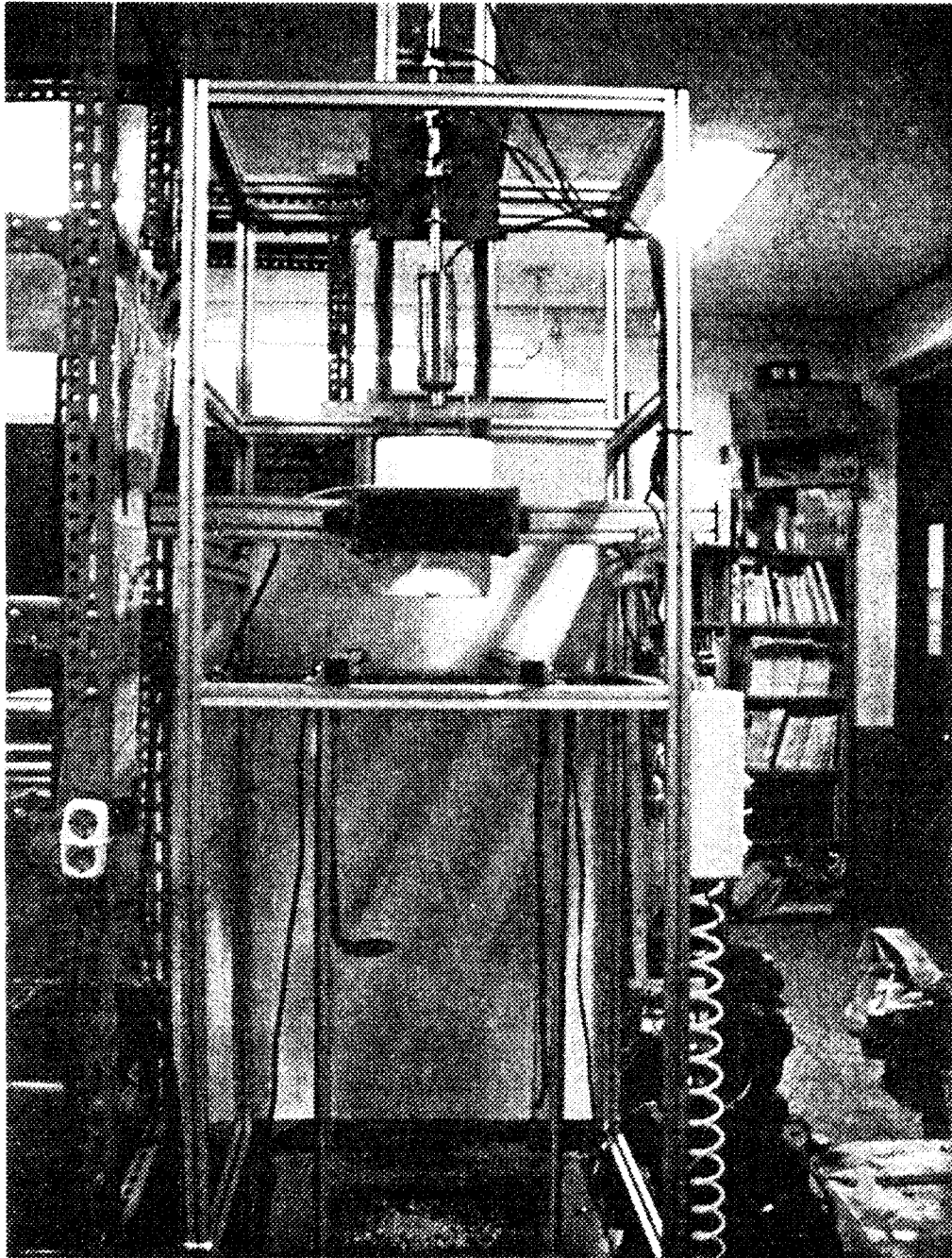


그림 A.13 용융물 Jet Breakup 실험 장치

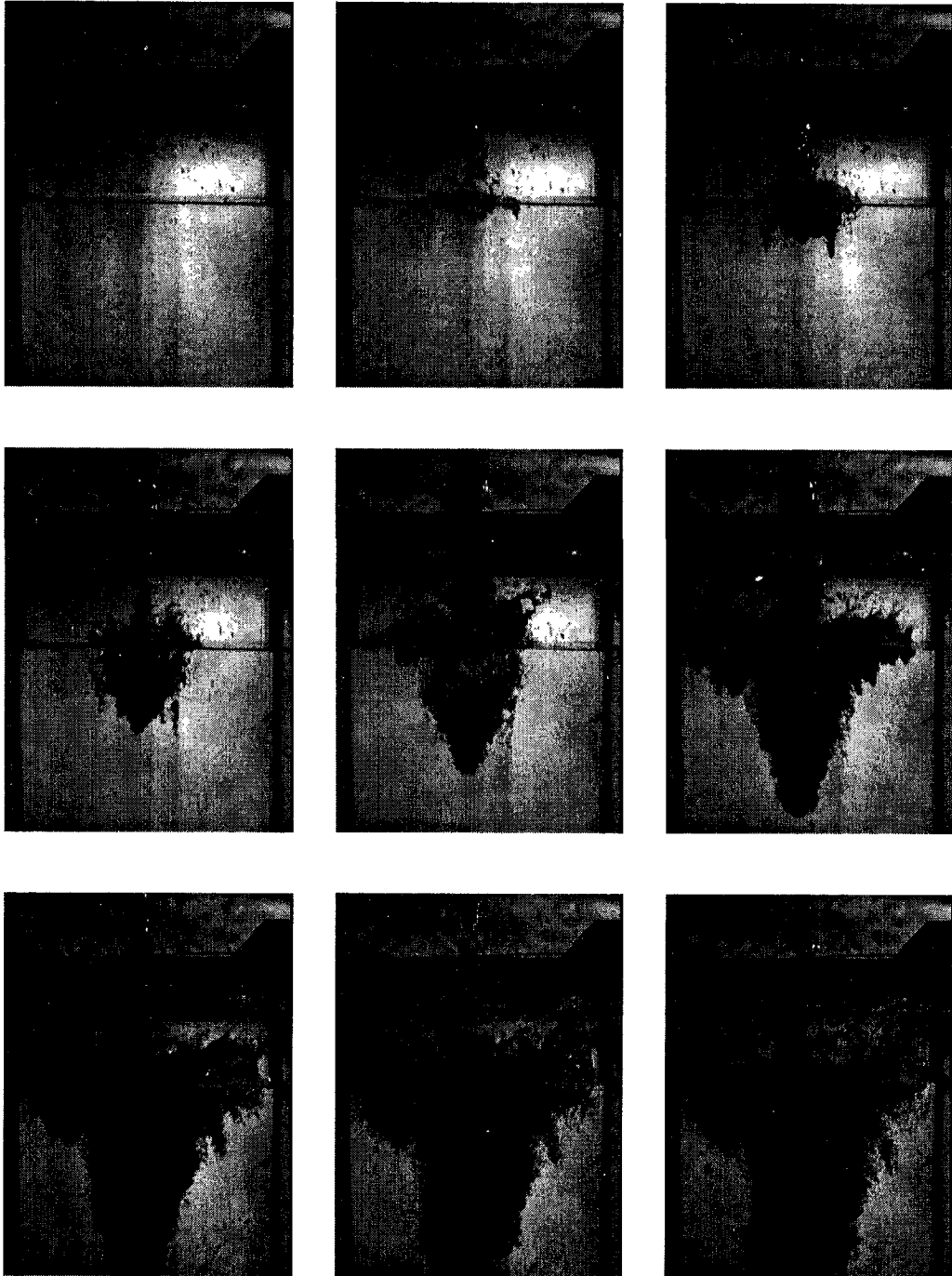
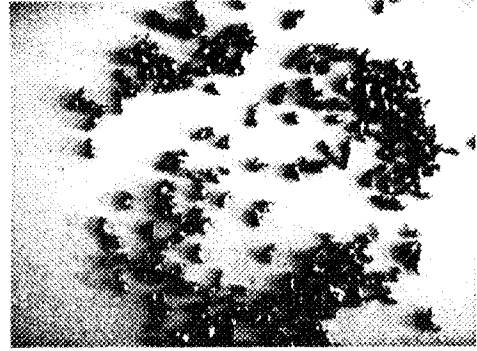


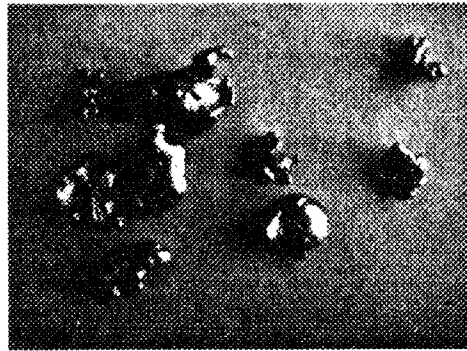
그림 A.14 용융물 분쇄의 일반적인 패턴  
(  $D_{jet}=20$  mm,  $V_{jet}=4.2$  m/s )



< 0.5 mm



0.5~1.0 mm



1.0~2.8 mm

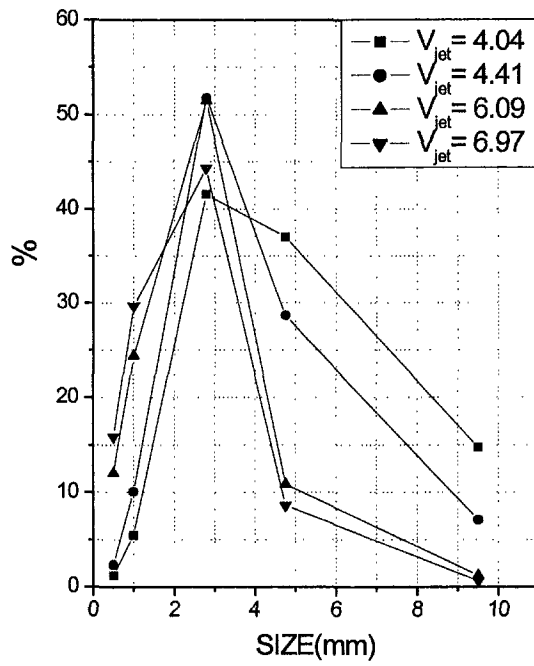


2.8~4.7 mm

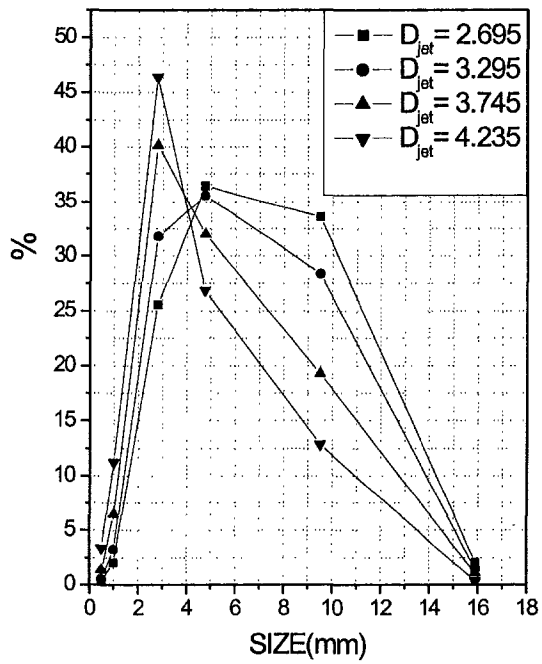


4.7~9.5 mm

그림 A.15 용융물 분쇄 Debris 사진



제트 직경 = 10 mm



제트 직경 = 20 mm

그림 A.16 용융물 Debris 분포

## A.5. 결론 및 연구개발결과의 활용계획

중대사고시 노심용융물-냉각수 반응의 다상유동 모델에서 주요 불확실성을 보이고 있는 강제대류 막비등 열전달 및 용융물 jet breakup 현상에 대해 실험을 통해 데이터를 확보하고 이를 통해 현상 이해의 향상 및 상관식을 개발하였다.

강제대류 막비등 실험은 회전 수조를 사용하여 높은 속도에서 데이터를 얻을 수 있었으며, 속도 및 과냉도에 따른 막비등 현상의 차이를 가시화를 통해 관찰할 수 있었다. 본 실험에서 얻은 데이터로 구성한 강제대류 막비등 열전달계수 상관식은 다음과 같다.

$$\text{포화 막비등: } Nu_s = 0.183 Re_l^{0.5} \left( \frac{\mu_l}{\mu_v} \right) \left( \frac{KR^4}{Sp^8} \right)^{1/4}$$

$$\text{과냉 막비등: } Nu = Nu_s + 0.974 Re_l^{0.5} Pr_l^{1/2} \left( \frac{\mu_l}{\mu_v} \right) \left( \frac{Sc}{Sp} \right)$$

용융물 jet의 breakup 현상을 관찰하고 분쇄된 파편의 분포를 측정하기 위해 저온에서 용융하는 Wood's metal을 사용하여 실험을 수행하였다. Wood's metal은 용융온도 70°C이며, 50°C 물에 노즐 직경 10 mm에서는 4.0~7.0 m/s, 노즐 직경 20 mm에서는 2.7~4.2 m/s의 jet 속도로 용융물을 분사하였다. 용융물 jet breakup의 일반적 양상을 가시화를 통해 관찰하였으며, 용융물 파편은 두 제트 직경의 경우 모두 1.0~2.8 mm 사이가 가장 많았다.

본 연구결과는 중대사고시 용융물-냉각수 반응에 대한 안전해석모델에 대한 이해를 증진시키며, 막비등 상관식 및 용융물 파편의 분포 및 크기는 해석모델에 직접 활용될 계획이다.



## 참고문헌

- A-1. J.R. Wolf and J.L. Rempe, "TMI-2 Vessel Investigation Project," Idaho National Engineering Laboratory Report, TMI V(93)EG10, 1993.
- A-2. K.H. Bang, "Numerical Prediction of Forced Convection Film Boiling Heat Transfer from a Sphere," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 37, pp. 2415-2424, 1994.
- A-3. C. Liu and T.G. Theofanous, "Film Boiling on Spheres in Single and Two-phase Flows. Part I: Experimental Studies," ANS Proceedings, National Heat Transfer Conf., Portland, August, pp. 34-47, 1995.
- A-4. V.K. Dhir and G.P. Purohit, "Subcooled Film Boiling Heat Transfer from Spheres," Nucl. Eng. Design, Vol. 47, pp. 49-66, 1978.
- A-5. S.S. Sadhal, Transport Phenomena with Drops and Bubbles, Springer, 1997.
- A-6. D.F. Fletcher and A. Thyagaaraja, "The CHYMES Coarse Mixing Model," Prog. Nucl. Energy, 26, pp. 31-61, 1991.
- A-7. M.F. Young, "IFCI: An Integrated Code for Calculation of All Phases of Fuel-Coolant Interaction," NUREG/CR-5084, 1987.
- A-8. K.H. Bang, I.G. Park, and G.C. Park, "TRACER-II: A Complete Computational Model for Mixing and Propagation of Vapor Explosions," Proc. of OECD/CSNI FCI Specialists Mtg., Tokai-Mura, Japan, pp. 804-816, May 1997.
- A-9. C.C. Chu and M.L. Corradini, "One-Dimensional Transient Model for Fuel-Coolant Interaction Analysis," Nucl. Sci. Eng. 101, pp. 48-71, 1989.
- A-10. B.J. Kim, "Heat Transfer and Fluid Flow Aspects of a Small-Scale Single Droplet Fuel-Coolant Interactions," Ph.D Thesis, University of Wisconsin-Madison, 1985.
- A-11. H. Jacobs, L. Vaeth, and K. Thurnay, "Constitutive Relations for Multiphase Flow Modeling," Proc. of OECD/CSNI FCI

- Specialists Mtg., Tokai-Mura, Japan, pp. 205-218, May 1997.
- A-12. T.H.K. Frederking and J.A. Clark, "Natural Convection Film Boiling on a Sphere," *Adv. Cryog. Eng.* Vol. 8, pp. 501-506, 1963.
- A-13. I. Michiyoshi, O. Takahashi, and Y. Kikuchi, "Heat Transfer and the Low Limit of Film Boiling," *Proc. 1st World Conf. on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics*, Dubrovnik, Yugoslavia, pp. 1404-1415, 1988.
- A-14. K. Kobayasi, "Counter-Comment to Hesson & Witte's Comment on 'Film Boiling Heat Transfer around a Sphere in Forced Convection'," *J. Nucl. Sci. Technology*, Vol. 3, No. 10, pp. 449-450, 1966.
- A-15. M. Epstein and G.M. Hauser, "Subcooled Forced Convection Film Boiling in the Forward Stagnation Region of a Sphere or Cylinder," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 23, pp. 197-189, 1980.
- A-16. A.F. Mills, *Heat Transfer*, Irwin, 1992.

## 서 지 정 보 양 식

수행기관보고서번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드		
KAERI/RR-2216/2001					
제목 / 부제	중대사고 위해도완화전략분석 종합전산코드 개발				
연구책임자 및 부서명	김동하, 열수력안전연구팀				
연구자 및 부서명	김시달, 김희동, 류건중, 박선희, 박수용, 박익규, 박종화, 송용만, 안광일, 최영 (열수력안전연구팀), 김고려, 정광섭 (종합안전평가팀)				
출판지	대전	발행기관	한국원자력연구소	발행년	2002. 4
페이지	475 p.	도표	있음( O ), 없음( )	크기	21×29.7Cm.
참고사항					
비밀여부	공개( O ), 대외비( ), __ 급비밀	보고서종류	RR		
연구위탁기관	과학기술부	계약번호			
초록 (15-20줄 내외)	<p>본 연구의 목적은 기존의 중대사고 해석 코드인 MELCOR를 기준 코드로 하여, 첫째, 차세대 원전에서의 고유현상이나 계통 등 기존 모델이 모사할 수 없는 분야에 대한 필요한 모델개발 및 국내 실험결과 반영을 통한 고유 모델 개발, 둘째는 이미 파악된 기존 모델의 취약 부분을 국내외의 최신 정보를 활용하여 보완하는 모델 개선 및 평가 작업, 그리고 마지막으로 사용자와 개발자의 편의성 향상을 위한 그래프 출력, 데이터의 저장 및 전달 방식의 모듈화, 수치 해석적 안정성과 계산속도 향상 등을 수행하여 최신의 모델을 보유하고 국산화된 MIDAS/TH 전산 코드를 개발하는데 있다. MIDAS 전산 코드의 고유 모델로는, 원자로 정지불능사고 (ATWS)에서의 노심 출력을 예측할 수 있는 동력학 모델, 간극 냉각 모델, 관통부에서의 파손 모듈 논리 개발, 피동수소결합기 (PAR)의 수소 제거 성능 모의 모델, 증기 폭발로 인한 침투압력 및 동하중을 예측하기 위한 검색 모듈이 있다. 개선된 모델로는 격납건물 직접가열 시 격납건물 대기로 방출되는 용융물량을 기하학적 구조에 따라 예측하기 위한 관계식, 수소 연소 및 수소 폭발로의 천이 기준, 수소 폭발 시 침투압력을 쉽게 예측할 수 있는 관계식, 그리고 MACE-1B 실험에 근거한 원자로 공동에서의 노심 용융물과 상부 냉각수와의 열전달 모델 등이 있다. 코드에 대한 원활한 접근과 사용자 편의성을 향상시키기 위하여, 포인터를 이용하는 기존 코드의 데이터 전달 구조를 fortran90 언어를 이용한 structure 구조로 개편하고 있으며, 수 작업량을 줄이기 위해 자동 변환 프로그램을 개발하여 활용하였다. 이외에도, 중대사고 시나리오에 대한 열수력 해석 결과를 데이터베이스로 구축하기 위해 사고 시나리오 선정 및 해석, 그리고 예제 시나리오로부터 도출된 결과를 관리하기 위한 관리시스템의 일부 프로그램을 개발하고 있다.</p>				
주제명키워드 (10단어내외)	중대사고해석 종합전산코드, MELCOR, MIDAS/TH, ATWS, PAR, 수소 연소 및 천이, 코드 구조 개편, 중대사고현상 DB				

## BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET

Performing Org. Report No.	Sponsoring Org. Report No.	Standard Report No.	INIS Subject Code
KAERI/RR-2216/2001			
Title / Subtitle	Development of Integrated Computer Code for Analysis of Risk Reduction Strategy		
Project Manager and Department	Dong Ha Kim (Thermal Hydraulic Safety Research Team)		
Researcher and Department	See-Darl Kim, Hee-Dong Kim, Kun-Joong Yoo, Sunhee Park, Soo-Yong Park, Ik-Kyu Park, Jong-Hwa Park, Yong-Mann Song, Kwang-Il Ahn, Young Choi (Thermal Hydraulic Safety Research Team) Ko-Ryu Kim, Kwang-Sub Jeong (Integrated Safety Assessment Team)		
Publication Place	Daejeon	Publisher	KAERI
		Publication Date	2002. 4
Page	475 p.	Ill. & Tab.	Yes( O ), No ( )
		Size	21×29.7Cm.
Note			
Classified	Open( O ), Restricted( ), ___ Class Document	Report Type	RR
Sponsoring Org.	MOST	Contract No.	
Abstract (15-20 Lines)	<p>The development of the MIDAS/TH integrated severe accident code was performed in three main areas: 1) addition of new models derived from the national experimental programs and models for APR-1400 Korea next generation reactor, 2) improvement of the existing models using the recently available results, and 3) code restructuring for user friendliness. The unique MIDAS/TH models include: 1) a kinetics module for core power calculation during ATWS, 2) a gap cooling module between the molten corium pool and the reactor vessel wall, 3) a penetration tube failure module, 4) a PAR analysis module, and 5) a look-up table for the pressure and dynamic load during steam explosion. The improved models include: 1) a debris dispersal module considering the cavity geometry during DCH, 2) hydrogen burn and deflagration-to-detonation transition criteria, 3) a peak pressure estimation module for hydrogen detonation, and 4) the heat transfer module between the molten corium pool and the overlying water. The sparger and the ex-vessel heat transfer module were assessed. To enhance user friendliness, code restructuring was performed. In addition, a sample of severe accident analysis results was organized under the preliminary database structure.</p>		
Subject Keywords (About 10 words)	Integrated Code, MELCOR, MIDAS/TH, ATWS, PAR, Hydrogen Burn and DDT, Code Restructuring, Severe Accident Phenomena DB		