

KINS/HR-118

제2차 년도
연구보고서

원자력발전소 중대사고평가 기술개발

Development of Severe Accident Assessment
Technology for Nuclear Power Plants

MELCOR 열수력 거동모델평가를 위한 실험해석 연구

The Analysis of Thermal-hydraulic Models
in MELCOR Code

연구기관 : 포항공과대학교

한국원자력안전기술원

제 출 문

한국원자력안전기술원 원장 귀하

본 보고서를 “원자력발전소 중대사고평가 기술개발” 과제의 위탁과제인 “MELCOR 열수력 거동모델평가를 위한 실험해석 연구” 2차년도 연차보고서로 제출합니다.

1995 년 7 월

수행연구기관 : 포항공과대학교

연구 책임자 : 김 무 환

연 구 원 : 이 효 울

허 철

조 혜 정

수행연구기관장 : 장 수 영 직 인

총 장

요 약 문

I. 제 목

MELCOR 열수력 거동모델평가를 위한 실험해석 연구

II. 연구목적 및 필요성

본 연구의 목적은 MELCOR 코드의 검증 및 이를 이용한 원자력발전소에서 가상되는 중대사고의 진행과정을 해석할 수 있는 기술을 개발하기 위하여 MELCOR 코드내 열수력 거동모델의 타당성을 검증하고 이의 사용을 위한 타당한 기준을 제시하고자 한다.

III. 연차별 연구내용 및 범위

본 연구의 1차년도에는 미국 SNL에서 실시한 격납용기 직접가열 현상(DCH) 실험인 SURTSEY 실험중 IET-1 실험을 MELCOR 코드에 적용함으로써 MELCOR 코드내의 DCH 모델에 대한 민감도변수 분석을 통하여 MELCOR 코드내의 DCH 모델에 대한 검증을 수행하였다. 2차년도에는 1차년도에서 수행한 SNL의 IET-1 실험에 대한 MELCOR 코드 해석결과를 토대로 IET 실험 series를 비교, 분석하여 DCH에 영향을 미치는 여러 인자(cavity내의 물, 격납건물내의 수소농도등...)들의 영향을 MELCOR 코드가 해석할 수 있는지 검증하였고, 이를 SNL에서 개발된 격납건물 성능분석 전산코드인 CONTAIN 코드의 계산결과와도 비교함으로써 MELCOR 코드에서 사용된 열수력학적 거동모델의 타당성을 밝히는 연구를 수행하였다. 3차년도에는 중대사고 시 매우 중요한 현상중의 하나인 노심 용융과정과 용융노심의 거동에 대한 MELCOR 모델을 조사, 분석하고 특히 MELCOR 모델중 취약 부분인

lower head failure mechanism 부분등의 열수력학적 거동 모델을 검증하고자 한다. 그리고 MELCOR 코드 타당성평가로부터 제시된 문제점을 도출하고 이를 분석하여 이의 해결방안을 연구하고자 한다.

IV. 연구결과 및 활용

MELCOR 코드는 경수로형 원자로 중대사고 시의 전체적인 진행과정을 신속히 해석할 수 있도록 개발된 공학적 전산코드이며, 중대사고 시 원자로 냉각재 계통, 원자로하부 캐비티, 격납건물의 열수력 거동 모사, 노심손상, 핵분열생성물의 방출과 이송, 수소의 생성 및 연소, 공학적 안전설비 계통의 열수력거동과 핵분열생성물의 거동에 미치는 영향평가등이 가능하다. CONTAIN 코드는 중대사고 시 격납용기 건물과 그 외 연결된 건물내의 물리적, 화학적, 방사학적 상태 평가, 핵분열생성물의 격납건물내의 열수력학적 거동과 격납건물 파손 시 대기로의 방출 평가등이 가능한 격납용기 성능분석만을 위한 전용 전산코드이다.

IET 실험은 가상적인 고압 노심용융물 분출사고를 모사하여 격납용기 직접가열 현상과 관련된 격납건물의 건전성에 대한 종합적인 연구를 하기 위하여 미국의 SNL에서 IET-1을 시작으로 최근까지 진행되어 오고 있다. IET 실험에서 원자로 캐비티는 Zion 원자력발전소의 선형축소규모(linear scale model)로 제작되었으며, Zion 원자로 캐비티 내부에는 Zion plant 캐비티 바닥의 냉각수를 포함한 여러 조건을 변화시키며 실험을 실시하였다. 이때, 원자로 하단부의 파열 시 방출되는 노심용융물을 모사하기 위하여 43kg의 철/크로미늄/알루미늄의 혼합물이 사용되었다.

이에 따라, 본 연구에서는 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드내의 DCH 모델의 검증을 위하여 SURTSEY vessel내의 대기 성분 외에는 거의 초기 실험조건이 동일한 SNL의 IET-1, 1R, 3, 4 그리고 7 실험을 대상으로 DCH 현상을 해석하였다. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과,

subcompartment내의 온도변화에 대한 예측에서는 SURTSEY vessel내의 산소 및 수소의 존재에 관계없이 MELCOR 코드의 계산이 실험 값과 거의 일치하는 결과를 보이며, SURTSEY vessel내의 압력예측에서는 SURTSEY vessel내에 산소와 수소등이 존재하는 IET-3, 4 그리고 7 실험의 경우에서 MELCOR 코드의 계산이 CONTAIN 코드의 계산보다 더 높게 나타나는 것을 볼 수 있었다. 또한 MELCOR 코드의 경우 SURTSEY vessel내에 수소가 존재하는 IET-7에서 사고후반부에 급격한 subcompartment내의 온도상승을 볼 수 있었으며, CONTAIN 코드의 경우에는 IET-3, 4 그리고 7에서 사고후반부에 subcompartment내의 급격한 온도상승을 볼 수 있었다. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 IET 실험에 대한 계산결과들의 비교로부터 CONTAIN 코드의 경우 MELCOR 코드와 실험 값에 비해 사고 진행을 더 빠르게 해석하며, 실제 실험 값과의 비교에서 subcompartment내에서의 온도는 CONTAIN 코드가 높게 예측(overestimation)하지만 SURTSEY vessel내의 압력은 vessel내에 산소 및 수소가 존재할 경우 오히려 MELCOR 코드가 높게 예측(overestimation)함을 볼 수 있었다.

앞으로의 본 연구에서는 두 코드들의 이와 같은 해석상의 단점을 상호 보완하여 국내 원자력발전소에의 해석에 적용하여 보다 정확한 해석을 수행하고자 한다.

V. 차기 년도 연구계획

3차년도의 연구에서는 중대사고 시 매우 중요한 현상중의 하나인 노심용융과정과 노심용융물의 거동에 대한 MELCOR 모델을 조사, 분석하고자 한다. 이를 위하여 MELCOR 코드내의 Mass Relocation(candling, radial relocation, particulate debris formation, gravitational settling) 모델과 Lower Head(lower head failure, debris ejection) 모델을 조사하고, 특히 MELCOR 모델중 취약 부분인 lower head failure mechanism 부분등에 대한 열수력학적 거동 모델을 검토하고자 한다. 이를 위하여 독일의 Kernforschungszentrum

Karlsruhe(KfK)에서 수행된 CORA 실험 및 lower head에서 용융노심의 거동을 연구한 실험결과를 선택하여 MELCOR 코드를 이용하여 분석함으로써 상기 목적을 수행하고자 한다.

SUMMARY

I. Title of the Project

The Analysis of the Thermal-Hydraulic Models in the MELCOR Code

II. Objective and Necessity of the Project

The objectives of the present work are to verify MELCOR code and to suggest reasonable bases for the application of this code to the evaluation procedure of severe accidents in a nuclear power plant. To do this, thermal-hydraulic models used in the MELCOR code were investigated and the calculation results were compared with the available experimental results.

III. Annual Scope and Contents of the Project

In the first year of the present work, the sensitivity coefficient analysis was carried out to verify DCH models in the MELCOR code by using the results of IET-1 test which is one of the series performed at SNL. In this year, the results of the IET series test data were compared with the calculation results of MELCOR code and the CONTAIN code developed by SNL. In the third year, the invessel melt progression and debris behavior models, which are one of the most important part of the severe accident of the nuclear power plant, used in the MELCOR code will be investigated.

IV. Results and Application of the Project

MELCOR code is an fully integrated, relatively fast-running engineering code that models the progression of severe accidents in light water reactor nuclear power plant. Characteristics of severe accident progression that can be treated with MELCOR code include the thermal-hydraulic response in the reactor coolant system, reactor cavity, and containment; core heatup and degradation; radionuclide release and transport; hydrogen production, transport, and combustion; and the impact of engineered safety features on thermal-hydraulic and radionuclide behavior. CONTAIN code is an analysis tool for predicting the physical, chemical, and radiological conditions inside the containment and connected buildings of a nuclear reactor in the event of an severe accident.

IET series were conducted to investigate effect of specific phenomena associated with DCH on the containment by simulating hypothetical high-pressure melt ejection accidents in a nuclear power plant. In the series, linear scale models of the reactor cavity of the Zion nuclear power plant was used. This series were conducted by varying the various experimental conditions including the water in the base floor of the reactor cavity. At this time, a 43-Kg initial charge of iron/alumina/chromium thermite was used in the melt generator to simulate molten corium which is ejected in the event of lower head failure.

In the present work, IET series were analysed to verify the DCH models in the MELCOR and CONTAIN code by calculating IET-1, 1R, 3, 4 and 7 test. The calculation results of the MELCOR code for the temperature in the subcompartment, regardless of the existence of the oxygen and hydrogen within the SURTSEY vessel, show similar results with the experimental results and for the pressure in the SURTSEY vessel

show that IET-3, 4 and 7 test having the oxygen and hydrogen were overestimated by the MELCOR code more than those of the CONTAIN code. Also the calculation results of the MELCOR code show abrupt increase of temperature in the subcompartment in the latter time of accident in case of IET-7 having the oxygen within the SURTSEY vessel and the calculation results of the CONTAIN code show abrupt increase of temperature in the latter time of accident in cases of IET-3, 4 and 7. From the calculation results of the MELCOR and CONTAIN code for IET series, it is known that the calculation results of the CONTAIN code show faster progression of accident more than those of the MELCOR code. Also it is known that the temperature of subcompartment is overestimated by the CONTAIN code and the pressure in the SURTSEY vessel is overestimated by the MELCOR code in cases of IET series having the oxygen and hydrogen by comparing the calculation results of the both codes with the experimental results.

In the future work, more exact analyses will be carried out by mutually offsetting the weak points of the both codes and by applying the results of analyses to a nuclear power plant.

V. Future Work of the Project

In the third year of the project, the invessel melt progression and debris behavior models, one of the most important phenomena in the event of severe accident, of the MELCOR code will be investigated. To perform the above purpose, mass relocation models(candling, radial relocation, particulate debris formation, gravitational settling) and lower head models(lower head failure, debris ejection) will be investigated. The CORA test series and other test will be analysed by using the MELCOR code.

목 차

1. 서론.....	1
2. 연구목적 및 필요성	3
3. 연차별 연구개발 내용 및 범위	5
4. 연구결과 및 활용	7
4.1. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 비교	7
4.1.1. MELCOR 코드내의 DCH 모델	7
4.1.2. CONTAIN 코드내의 DCH 모델	19
4.2. IET 실험특성 분석	29
4.2.1. IET-1 과 IET-1R 실험	31
4.2.2. IET-3 실험	31
4.2.3. IET-4 실험	32
4.2.4. IET-5 실험	32
4.2.5. IET-7 실험	33
4.2.6. IET-8A 과 IET-8B 실험	34
4.3. 전산코드를 이용한 IET 실험 분석	35
5. 차기 년도 연구계획	45
참고문헌	47

표 목 차

표 1. IET test의 초기조건 (SNL)

그 립 목 차

- 그림 1. SURTSEY test의 실험장치 개략도
- 그림 2. MELCOR와 CONTAIN 코드에서의 SURTSEY test nodalization
- 그림 3. IET-1 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화
- 그림 4. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화
- 그림 5. IET-1R 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화
- 그림 6. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화
- 그림 7. IET-3 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화
- 그림 8. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화
- 그림 9. IET-4 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화
- 그림 10. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화
- 그림 11. IET-7 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화
- 그림 12. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화
- 그림 13. subcompartment내에서의 수소의 변화량
- 그림 14. subcompartment내에서의 산소의 변화량
- 그림 15. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량
- 그림 16. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량
- 그림 17. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량
- 그림 18. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량
- 그림 19. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량
- 그림 20. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량
- 그림 21. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량
- 그림 22. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량
- 그림 23. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량
- 그림 24. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량
- 그림 25. MELCOR 계산에 의한 SURTSEY vessel내에서의 산소의 물분율

1. 서 론

원자력이 상업적인 에너지원으로 인식되기 시작한 이래로 안전성은 원자력발전의 주요한 관심사항으로 인식되었다. 더욱이 체르노빌(Chernobyl) 원전사고이후 중대사고 분석과 안정성 평가는 매우 중요시되었으며[1,2], 이를 위하여 중대사고 분석평가 시 사고의 진행과정을 신속히 파악하고 결과적으로 발전소 외부로 유출되는 방사성물질의 양을 파악하여 주위환경에 미치는 영향을 평가할 수 있는 일련의 공학적 전산코드들이 개발되어 왔다.

MELCOR 코드는 경수로형 원자로(light water reactor)에서 중대사고가 발생할 경우 이의 진행과정을 파악하기 위한 코드로 1985년 미국의 원자력 규제위원회(USNRC)의 지원 하에 Sandia 국립연구소(SNL)에서 개발되었다[3,4]. MELCOR 코드는 원자로 냉각재 계통, 원자로 캐비티, 격납건물의 열수력 거동을 모의하고, 노심손상, 핵분열 생성물의 분출과 이송, 수소의 생성과 이송 및 연소 그리고 공학적 안전설비 계통의 열수력 거동과 핵분열 생성물의 거동에 미치는 영향등을 평가할 수 있으며, 이를 이용한 중대사고 해석의 타당성을 검증하기 위하여 전세계적으로 각 연구소 및 대학을 중심으로 MELCOR 코드에 대한 검증작업이 광범위하게 진행되고 있다.

원자력발전소에서 가상되는 중대사고 진행과정을 해석할 수 있는 유용한 수단으로서 MELCOR 전산코드는 매우 중요한 역할을 하고 있다. 그러나 중대사고 진행과정은 매우 불확실한 여러 단계의 현상을 포함하고 있으므로 전산코드가 이를 얼마나 체계적으로 해석하고 있는지의 검증이 필요하다. 이를 위하여 본 연구에서는 1차년도에는 고압의 노심용융물 분출에 의한 격납용기 직접가열 현상을 연구하기 위하여 SNL의 SURTSEY vessel내에서 수행된 IET-1 실험을 MELCOR 코드에 적용하였고, MELCOR 코드내에 채용된 다수의 주요 인자들에 대한 민감도 해석을 통하여 MELCOR 코드내의 DCH 모델에 대한 검증과 동시에 주요인자들의 적정한 값을 제시하였다.

2차년도의 연구에서는 1차년도에서 수행한 MELCOR 코드의 결과로부터 제시된 여러 주요인자들의 값의 타당성을 보다 확실히 검증하기 위하여,

IET series의 주요 실험결과들을 이용하면서 SNL에서 개발된 CONTAIN 1.2 전산코드를 설치하여 비교, 검증작업을 수행하였다. CONTAIN 코드는 중대사고 시 격납건물과 그 외 연결된 건물내의 물리적, 화학적, 방사학적 상태 평가, 핵분열 생성물의 격납건물내의 열수력학적 거동과 격납건물 파손 시 대기로의 방출효과등을 평가할 수 있다. 이러한 CONTAIN 코드에서는 보다 상세한 모델을 이용하여 DCH 현상을 해석하고 있으므로 MELCOR 코드의 결과와 비교검토를 수행함으로써 MELCOR 코드에서 사용된 모델의 유용성 및 한계점을 제시할 수 있다.

이에 따라 2차년도에 본 연구에서는 SNL의 SURTSEY vessel에서 수행된 IET-1, 1R, 3, 4 그리고 7 실험들을 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드로 비교 해석하여 이들 코드내에서의 문제점 및 특성을 규명함으로써, 국내 원자력발전소에서의 안전성 평가에 MELCOR 전산코드의 적용 가능성을 확보하고자 하였다.

2. 연구목적 및 필요성

소련의 체르노빌(Chernobyl) 및 미국의 TMI 사고 이후 원자력 발전소의 안전성을 평가하기 위하여 원자력발전소에서 가상되는 중대사고의 진행과정을 평가할 수 있는 종합적인 전산코드의 개발 및 사용 능력 확보가 요청되며, 이에 따라 중대사고의 진행과정중에서 예상되는 격납용기의 건전성을 위협할 정도로 격납용기내의 온도 및 압력을 상승시킬 가능성이 있는 여러 가지의 현상 [수소 폭발, 증기폭발, MCCI(Molten Core Concrete Interaction), DCH(Direct Containment Heating)···] 및 이의 해석전산코드 개발이 전 세계적으로 진행되어 왔다. 그 결과 이러한 현상에 대한 실험결과 및 종합적인 사고해석용 전산코드인 MELCOR의 개발이 완성되었으며, 이에 따라 MELCOR 전산코드의 신뢰성을 검증하기 위한 노력이 각국에서 그 동안의 제시된 실험결과를 토대로 진행되고 있다.

현재 급격히 증가하는 국내의 에너지 수요의 수급 안정을 위해서 부존 자원이 부족한 우리 나라는 원자력에 의한 에너지 생산공급의 확대가 불가피하며, 따라서 경제적, 산업적 에너지 수급 안정이라는 측면에서 원자력 기술자립 및 원자력 안전성 확보 기술의 개발은 매우 필요하다. 이에 따라 원자력발전소의 안전평가기술을 확립하기 위하여 MELCOR 전산코드의 평가 및 기존 실험과의 비교연구는 국내 기술수준의 향상에 크게 공헌할 것으로 판단된다. 현 시점에서 원전 안전성 목표가 사회적, 기술적 여건 변화에 부응하여 정량적으로 강화되고 있는 추세에 있으므로 이러한 여건 변화에 대처하기 위해서는 원전 안전성을 평가할 수 있는 기술의 확보가 시급히 필요하다고 판단된다. 따라서, 원전의 안전성 향상에 관한 체계적인 연구개발을 통하여 원전 사고로 고조된 원전의 안전성에 대한 국민의 부정적인 시각을 개선하고 신뢰를 회복하여 국내의 장기적 에너지 정책에 대한 국민의 협조가 절실히 필요하다. 신규원전에 대하여 강화되고 구체화되는 안전성 목표 성취를 위하여 능동적으로 이를 평가할 수 있는 기술의 확보가 우선적으로 필요하리라 판단된다.

MELCOR 전산코드는 1987년 한국 원자력 학회 춘계학술 대회에서 처

음으로 국내에 소개된 이후 원자력발전소의 중대사고를 종합적으로 해석할 수 있는 전산코드로 계속 소개되었으며, 최근에는 한국 원자력 안전 기술원 및 원자력 연구소에서 이의 사용을 폭넓게 시도하고 있다. 원자력발전소 사고해석코드에 대한 국제적인 공동연구에 발맞추어 우리 나라에서도 이 전산코드를 효과적으로 활용하기 위하여 이 코드의 타당성을 검증하여 문제점을 제시하고 더 나아가 해결방법을 제안함으로써 국제공동연구를 통한 국내 원전 안전평가 기술에 기여하고자 하며, 본 연구에서 개발되는 해석기술을 이용하여 신형 및 표준형 원자로의 개발에서 중대사고 시 안전을 확보할 수 있는 지침을 제기하고자 한다.

따라서 본 연구에서는 MELCOR 코드에 사용된 열수력 거동 모델을 검증하기 위한 실험을 선정한 후, MELCOR 코드를 이용하여 선정한 실험을 해석하여 사용된 열수력모델의 타당성을 검토하고 이에 따른 문제점 제시 및 이의 사용을 위한 타당한 기준을 제시하고자 한다.

3. 연차별 연구개발 내용 및 범위

본 연구의 1차년도에는 연구대상 열수력 거동모델로서 격납용기의 초기 건전성에 심각한 영향을 미칠 수 있는 격납용기 직접가열 현상(DCH)을 선택하였고 대상실험으로는 미국 SNL(Sandia National Laboratory)에서 실시한 DCH 실험인 SURTSEY 실험을 선정하여 연구대상 실험의 MELCOR 입력문을 작성하여 MELCOR 코드에 사용된 DCH 모델의 타당성을 연구하였다. SURTSEY 실험에서는 격납용기 직전가열 현상에 대한 실험결과에 대한 자료 구축의 필요성에 따라 미국의 원자력 규제위원회(USNRC)의 후원으로 SNL에서 SURTSEY vessel 실험장치를 제작하여 실시하였다. SNL의 SURTSEY 실험은 고압 노심용융물 분출에 의한 격납용기 직접가열 현상을 연구하기 위한 실험으로서, 원자력발전소의 사고 시 예상되는 고압 노심용융물 분출(HPME) 현상을 모의하기 위해 Zion 원자력발전소의 1/10 선형축소규모로 실험되었으며, 이 실험들에서 고온의 산화반응을 일으키는 노심용융물은 고압의 증기에 의해 원자로 캐비티로 분출되어졌다. SURTSEY vessel내에서는 steam blowdown에 의해 분출된 노심용융물에 의한 subcompartment, 캐비티내의 물 그리고 수소의 생성과 연소등의 영향이 관찰되어졌다. 따라서 본 연구에서는 MELCOR 코드내의 격납용기 직접가열 현상모델을 조사하였으며, SNL의 SURTSEY 실험중 전체적인 DCH 현상을 연구한 실험 series인 IET series의 기본 자료를 생산한 IET-1 실험을 MELCOR 코드에 적용함으로써 MELCOR 코드내에 채용된 다수의 주요 인자들에 대한 민감도해석을 통하여 MELCOR 코드내의 격납용기 직접가열 현상모델에 대한 타당성 검증을 수행하였다. 본 연구에서는 민감도분석의 변수로 airborne debris의 산화시간상수(τ_{ox})와 열 전달시간상수(τ_{ht}), settling 시간상수(τ_{set}) 그리고 노심용융물의 온도등을 선택하여, 이러한 민감도변수들이 SURTSEY vessel내의 온도 및 압력변화와 DCH 동안의 수소 생성량에 미치는 영향을 검토하였다. 민감도분석결과, 이들 변수들이 계산결과에 미치는 영향이 상당히 큼을 알 수 있었고 특히, 노심용융물 입자들의 밀도가 높은 subcompartment내에서의 여러 변수들의 변화는

계산결과에 큰 영향을 미침을 알 수 있었다. 이에 따라 본 연구에서는 가장 타당한 인자들의 값을 제안하였다.

2차년도에는 1차년도에서 수행한 SNL의 IET-1 실험에 대한 MELCOR 코드의 계산결과로부터 제시된 여러 입력인자가 광범위한 상황에서 사용가능한지를 검토하고 나아가 실제 원자력발전소에의 적용에 대한 타당성을 확보하기 위하여 MELCOR 코드 해석결과를 IET 실험 series들의 실험결과와 비교하였고, 또한 SNL에서 개발된 격납건물 성능분석 전산코드인 CONTAIN 코드를 이용하여 SURTSEY vessel에서 실시된 IET series 실험들을 해석하여 CONTAIN 코드의 계산결과와도 비교함으로써 MELCOR 코드에서 사용된 열수력학적 거동모델의 타당성을 밝히는 연구를 수행하였다.

3차년도에는 중대사고 시 매우 중요한 현상중의 하나인 노심 용융과정과 용융노심의 거동에 대한 MELCOR 모델을 조사, 분석하고 특히 MELCOR 모델중 취약 부분인 lower head failure mechanism 부분등의 열수력학적 거동 모델을 검증하고자 한다. 그리고 MELCOR 코드 타당성평가로부터 제시된 문제점을 도출하고 이를 분석하여 이의 해결방안을 연구하고자 한다.

4. 연구결과 및 활용

4.1. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 비교

MELCOR 코드는 경수로의 중대사고 시 전체적인 진행과정을 신속히 해석할 수 있도록 개발된 공학적 전산코드이며, 이를 이용한 중대사고의 해석이 비교적 성공적이라는 관점에서 계속 개선되어 전세계적으로 그 이용범위가 넓어지고 있다. MELCOR 코드로는 중대사고 시 원자로 냉각재 계통, 원자로 하부 캐비티, 격납건물의 열수력 거동 모사, 노심손상, 핵분열생성물의 방출과 이송, 수소의 생성 및 연소, 공학적 안전설비 계통의 열수력거동과 핵분열생성물의 거동에 미치는 영향평가등이 가능하다.

본 연구에서는 1차년도에서 수행한 SNL의 IET-1 실험에 대한 MELCOR 코드의 계산결과로부터 제시된 여러 입력인자가 광범위한 상황에서 사용 가능한지를 검토하고 나아가 실제 원자력발전소에의 적용에 대한 타당성을 확보하기 위하여 여러 조건을 변화시키면서 실시된 IET series 실험결과와 비교하였다. 또한 SNL에서 개발된 격납건물 성능분석 전산코드인 CONTAIN을 이용하여 SURTSEY vessel에서 실시된 IET 실험 series를 대상으로 검증 작업을 수행하였다. 본 연구에서 사용중인 CONTAIN 코드는 중대사고 시 격납용기 건물과 그 외 연결된 건물내의 물리적, 화학적, 방사학적 상태 평가, 핵분열생성물의 격납건물내의 열수력학적 거동과 격납건물 파손 시 대기로의 방출 평가등이 가능한 격납용기 성능분석만을 위한 전용 전산코드이다.

MELCOR와 CONTAIN 코드에 사용된 개략적인 DCH 모델은 다음과 같다.

4.1.1. MELCOR 코드내의 DCH 모델

MELCOR 코드내의 FDI(fuel dispersal interaction) package는 원자로

압력용기가 파열하는 시간으로부터 MELCOR 코드내의 캐비티(CAV) package에 의해 노심용융물이 침전(deposit)될 때까지의 격납건물내의 노심용융물의 재배치, 산화 그리고 캐비티내의 물과의 반응등을 해석한다[5,6]. FDI package에서는 아래와 같은 세 가지 유형의 모델이 모의되도록 계획되어 있다.

- 압력용기로부터의 저압 노심용융물 분출(Low Pressure Molten fuel Ejection, LPME)
- 압력용기로부터의 고압 노심용융물 분출(High Pressure Molten fuel Ejection, HPME or Direct Containment Heating, DCH)
- 분출에 따른 증기폭발(Steam Explosion)

현재 사용되고 있는 MELCOR 코드 version 1.8.2 에서는 LPME 모델, HPME 모델만 채택되었으며, 증기폭발모델은 완성되어 있지 않은 상태이다. FDI package는 MELCOR 코드내의 TP(Transfer Process) package를 통해 노심용융물이 입력될 경우에는 항상 사용된다. 원자력발전소 사고해석시 노심용융물은 원자로 압력용기의 파손과정이 해석된 뒤 COR(core) package로부터 TP package를 통해 위에서 언급된 세 가지 형태로 cavity내로 입력되도록 되어 있다. 한편, 독립적으로 실시된 DCH 실험을 해석하기 위하여 stand-alone DCH 모델이 준비되어 있다. 이 option에서는 노심용융물이 cavity로 분출되는 양이 도표형식의 사용자 입력자료나 EDF(external data file) package를 통한 사용자 source file의 형태로 MELCOR 코드에 입력되도록 되어 있다. FDI package에는 체계적인 노심용융물 이송 모델이 포함되어 있지 않으므로, CVH(control volume hydrodynamics) package에서의 제어체적내의 대기, heat structure의 표면 그리고 캐비티등으로 이송되는 노심용융물의 비율은 사용자에게 의해 정의된다. 노심용융물의 입력이 끝나면, FDI package는 TP package를 통해 입력된 분출속도나 stand-alone DCH의 계산을 위해 사용자에게 의해 주어지는 신호에 따라 현상이 저압 또는 고압 노심용융물 분출인가를

구별하고 이에 따른 계산을 수행하도록 되어 있다.

저압 노심용융물 분출 (LPME)

저압 노심용융물 분출동안, 열에너지는 노심용융물이 캐비티 바닥으로 분산(break-up) 되거나 떨어질 때 노심용융물로부터 pool (만약 제어체적내에 존재한다면) 로 전달된다. 일반적으로 열전달은 복사에 의해 일어나지만, 대류 열전달도 고려된다. 노심용융물로부터 전달된 에너지는 pool의 물을 비등시키는 데 사용되며, pool이 존재하지 않는다면, 노심용융물은 아무런 에너지 감소도 없이 FDI package 계산과정을 통과한다.

고압 노심용융물 분출 (HPME)

만약 원자로 압력용기로부터 분출되는 노심용융물의 속도(vessel ejection velocity)가 임의의 한계치(기본값:10m/sec)를 초과하거나, 또는 사용자가 HPME 모델을 위한 stand-alone option을 사용한다면, FDI package는 LPME 모델 대신 HPME 모델을 사용하여 해석을 수행한다. Parametric HPME 모델은 격납건물내로 확산되는 노심용융물의 분포와, 격납건물내의 대기과 고온의 노심용융물의 반응을 조절하기 위한 사용자 입력자료가 필요하다. 모의과정은 노심용융물의 금속성분과 수증기, 산소와의 산화반응, trapping 또는 settling 에 의한 airborne debris 의 heat structure 표면이나 대기로의 침전 (deposition) 그리고 격납건물내의 대기로의 열전달이 포함된다. FDI package에서 노심용융물의 표면침전은 두 가지 방법으로 일어날 수 있다. 대기와의 심각한 반응 전에 구조물에 충돌한 heat structure 표면에 대한 사용자 정의의 이송비율에 따라 직접적으로 목적한 표면에 이송된다. 이 과정을 MELCOR 코드내에서는 trapping 으로 정의한다. 다른 방법은 MELCOR 코드내에서 settling 으로 정의되며, 대기과 반응을 한 노심용융물이 적절한 제어체적내로 이송하여, 사용자 정의의 settling 시간상수에 의해 heat structure의 표

면이나 캐비티로 settling 되는 비율을 조절할 수 있다. 노심용융물의 산화, 열 전달과 settling 모델에 대하여는 사용자가 정의하는 시간상수(time constant)를 가진 first order rate equation 이 각 과정의 진행속도를 결정하도록 만들어져 있다. Airborne과 침전된 노심용융물의 산화는 노심용융물의 온도가 사용자에게 의해 조절 가능한 온도, T_{OXMIN} (기본값 : 600K)보다 커야만 발생한다. 만약 노심용융물 분출 시에 원자로 캐비티내에 pool 이 존재한다면, 그 모델은 pool로 노심용융물이 유입될 때의 속도와 비례해서 물을 대기중으로 미세한 입자(fog) 의 형태로 분출하고, 비례상수는 민감도계수 4605 (vessel에서 cavity로 유입되는 노심용융물의 질량에 대한 pool로부터 캐비티내의 대기로 분출되는 물의 질량비)를 사용하여 조절가능하며, 기본값은 10이다. 또한, DCH 모델이 사용되면 격납용기내의 온도와 압력이 급격히 변화하므로, FDI package내에서는 DCH가 발생하면 짧은 time step으로 계산이 수행되며 이 time step은 민감도계수 4607 (initial time-step size for HPME initiation)로 조절가능하며 코드내에서 제시되어 있는 기본값은 10^{-4} sec 이다.

Airborne Debris

제어체적내에 분포된 노심용융물 입자중 산화반응에 관계하지 않고 또한, 산화에 의한 생성물도 아닌 물질들의 airborne 질량은 다음과 같은 일차선형미분방정식으로 표시된다.

$$\frac{dM(i, k, t)}{dt} = -\frac{M(i, k, t)}{T_{ST}(i)} + S(i, k) \quad (1)$$

여기에서, $M(i, k, t)$ 는 시간 t 에서 제어체적 i 내의 성분 k 의 질량이고, $T_{ST}(i)$ 는 제어체적 i 내의 airborne 들의 settling 또는 trapping 에 대한 시간상수이며, $S(i, k)$ 는 HPME 에 의해 생성된 제어체적 i 내의 성분 k 의 constant mass source rate 이다. 식 (1) 의 해는 다음과 같이 주어진다.

$$M(i, k, t) = [M(i, k, t_0) - S(i, k) \times T_{ST}(i)] \times \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(i)}\right) + S(i, k) \times T_{ST}(i) \quad (2)$$

여기에서, $M(i, k, t_0)$ 는 임의의 초기시간 t_0 에서의 질량이고, dt 는 해석의 최종시간 t 와 초기시간 t_0 의 차이이다. 제어체적내에 산소 또는 중기의 존재시 산화된 Zr, Fe, Al 과 그 외 물질들의 airborne 질량은 다음의 일차선형미분방정식으로 표시된다.

$$\frac{dM(i, k, t)}{dt} = -\frac{M(i, k, t)}{T_{SO}(i)} + S(i, k) \quad (3)$$

여기에서, $T_{SO}(i)$ 는 airborne 의 동시산화 (simultaneous oxidation) 와 settling / trapping 에 대한 시간상수로서, 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{1}{T_{SO}(i)} = \frac{1}{T_{ST}(i)} + \frac{1}{T_{OX}(i)} \quad (4)$$

여기에서, $T_{OX}(i)$ 는 제어체적 i 내의 산화시간상수이다. 식 (3)의 해는 $T_{ST}(i)$ 가 $T_{SO}(i)$ 로 대체된 것을 제외하면 식 (2)와 동일하다. 산화반응에 의해 생성되는 ZrO_2 및 그 외 다른 물질들의 airborne 질량은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{dM(i, k, t)}{dt} = -\frac{M(i, k, t)}{T_{ST}(i)} + R \times \frac{M(i, l, t)}{T_{OX}(i)} + S(i, k) \quad (5)$$

여기에서, R 은 반응물질 (reactant) l 의 단위질량당 산화에 의해 생성되는

물질 k 의 질량을 말한다. 식 (5)의 해는 다음과 같다.

$$M(i, k, t) = [M(i, k, t_0) - C_1 - C_2] \times \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(i)}\right) + C_2 \times \exp\left(\frac{-dt}{T_{SO}(i)}\right) + C_1 \quad (6)$$

윗 식에서,

$$C_1 = \left[S(i, k) + \frac{R \times S(i, l) \times T_{SO}(i)}{T_{OX}(i)} \right] \times T_{ST}(i)$$

이고,

$$C_2 = R \times [S(i, l) \times T_{SO}(i) - M(i, l, t_0)]$$

이다.

MELCOR 코드내의 HPME 모델은 산화모델에 대해 두 가지의 option 을 포함한다. 사용자는 산화시간상수 $T_{OX}(i)$ 에 대해 양의 값을 갖게 지정함으로써, 산화의 순서가 Zr, Al 그리고 steel 이 되는 단계적인 (sequential) 산화 option을 선택할 수 있다. 단계적인 산화모델에서는 각각의 금속의 산화가 주어진 $T_{OX}(i)$ 의 값에 따라 계산이 되며, 산화시간상수가 더 빠른 금속이 완전히 산화되기 전에는 산화시간상수가 긴 금속의 산화는 이루어지지 않는다. 따라서, 단계적인 산화모델에서는 Zr이 완전히 산화되기 전에는 Al의 산화가 이루어지지 않으며, 또한 Zr과 Al이 완전히 산화되기 전에 steel의 산화는 이루어지지 않는다. 그리고 사용자가 동시적인 (simultaneous) 금속의 산화를 원하는 제어체적에 대해서는, 음의 $T_{OX}(i)$ 값을 지정하면 산화시간상수가 $T_{OX}(i)$ 의 절댓치와 동일하게 동시적인 금속들의 산화가 이루어지게 된다. MELCOR

코드의 두 가지의 산화 option에서 산소와 증기의 이용도(availability)에 의해 금속의 산화가 제한되는데 제어체적내에 산소와 증기가 존재할 때, 증기에 의한 산화는 제어체적내의 금속의 산화를 수행하기에 제어체적내의 산소가 충분히 존재하지 않을 경우에만 계산되어진다. MELCOR 코드내에서 HPME 시 수소의 생성은 증기와 금속의 산화반응에 의해 생성된다.

Airborne debris의 에너지는 다음의 간단한 방정식에 의해 해가 주어진다.

$$\frac{dH(i,t)}{dt} = \dot{E}_{OX}(i,t) - \dot{Q}_{GAS}(i,t) + S_H(i) \quad (7)$$

여기에서, $\dot{E}_{OX}(i,t)$ 는 산화반응에 의한 열에너지 생성율이며, $S_H(i)$ 는 HPME source 와 연관되는 enthalpy source rate 이다. 제어체적내의 대기로의 열전달율은 다음과 같이 근사된다.

$$\dot{Q}_{GAS}(i,t) = \frac{\dot{Q}_g(i,t)}{T_{HT}(i)} = \frac{H(i, T_{dbr}) - H(i, T_{gas})}{T_{HT}(i)} \quad (8)$$

여기에서, $\dot{Q}_g(i,t)$ 는 제어체적내의 대기로 전달되는 에너지의 이용도이고, $T_{HT}(i)$ 는 제어체적 i 내에서 airborne debris 로부터 대기로의 열전달을 위한 사용자 정의의 시간상수이다. 그리고, $H(i, T_{dbr})$ 은 용융물의 온도 T_{dbr} 에서의 노심용융물의 에너지 함유량이며, $H(i, T_{gas})$ 는 기체의 온도 T_{gas} 에서의 노심용융물의 에너지 함유량이다. 식 (7)의 해는 다음과 같다.

$$H(i,t) = H(i,t_0) + \int_{t_0}^t \dot{E}_{OX}(i,t) - \dot{Q}_{GAS}(i,t) dt \quad (9)$$

여기에서, $H(i,t_0)$ 는 integrated enthalpy source, $\int S_H(i)dt$, 의 증가분과 산화반응에 관련된 노심용융물 성분의 조절에 따르는 노심용융물의 에너지이다. 그

리고, $E_{ox}(i,t)$ 는 시간 t_0 와 t 사이에 생성된 산화에너지이고, $Q_{GAS}(i,t)$ 는 시간 t_0 와 t 사이에 제어체적내의 대기에 전달된 열에너지의 양으로 다음과 같다.

$$Q_{GAS}(i, t) = \int_{t_0}^{t_0+dt} \left[\frac{Q_g(i, t)}{T_{HT}(i)} \right] dt \quad (10)$$

여기에서, $Q_g(i,t)$ 는 다음의 식을 만족하여야 한다.

$$\frac{dQ_g(i, t)}{dt} = -\frac{Q_g(i, t)}{T_{HT}(i)} + \left[Q_{SRC} + \frac{(E_{OX} + Q_{OX})}{dt} \right] \quad (11)$$

$$Q_{SRC} = S_H(i, T_{src}) - S_H(i, T_{gas})$$

는 available source enthalpy 이고,

$$Q_{OX} = H_{OX}(i, T_{dbr}) - H_{OX}(i, T_{gas})$$

는 산화반응동안 성분조절에 의해 생성된 available enthalpy 이다. 식 (10)과 식 (11) 의 해는 다음과 같다.

$$Q_{GAS}(i, t) = Q_{OLD} \times \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{HT}}\right) \right] + \left[Q_{SRC} + \frac{E_{OX} + Q_{OX}}{dt} \right] \\ \times \left\{ dt - T_{HT} \times \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{HT}}\right) \right] \right\} \quad (12)$$

여기에서, $Q_{OLD}=H(i,T(t_0))-H(i,T_{gas})$ 는 초기유효에너지이다.

식 (1)부터 식 (12)까지에서 HPME source term 의 포함은, source 가 산화, 열전달, settling / trapping 의 계산에 앞서 추가되었을 때 야기되는 time step dependency 를 제거한다. 진행시간 (advanced time) t 의 총에너지가 결정되면, 그것은 최대허용온도 H_{MAX} 에 해당하는 enthalpy 와 비교된다. 만약 $H(i,t)$ 가 H_{MAX} 을 초과한다면, 식 (9)는 $H(i,t)$ 가 H_{MAX} 과 동일한 $Q_{GAS}(i,t)$ 에 대해 다음과 같이 풀이된다.

$$Q_{GAS}(i, t) = H(i, t_0) + E_{OX}(i, t) - H_{MAX} \quad (13)$$

이것은 대기로의 열전달에 의한, advanced time debris temperature의 증가를 최대예측치 T_{MAX} 에 제한되게 하기 위해서이며, T_{MAX} 은 다음과 같이 주어진다.

$$T_{MAX} = \max [T_{gas}, T_{dbr}(t_0), T_{dbr}(t'), T4603] \quad (14)$$

여기에서, T_{gas} 는 기체온도이고, $T_{dbr}(t)$ 는 time step 시작에서의 노심용융물의 온도이며, $T_{dbr}(t')$ 는 최초 inventory 에 새로운 source 물질을 첨가한 다음의 노심용융물의 온도이다. T4603 (airborne debris temperature, 기본값 : 3700K) 은 일반적으로 식 (14)의 max function에서 다른 항들을 초과하는 민감도계수 4603에 의해 예측되어지는 한계온도이다. T4603 의 기본값은 UO_2 의 비등점과 거의 동일하며, 이 값을 초과하는 온도에서는 debris droplet 의 분열 (fragmentation) 이 매우 빠르고, droplet 과 기체간의 열전달이 상당히 증가한다.

Airborne debris 에 대한 advanced time temperature 의 결정에 따라 advanced time mass equation (식 (1) ~ 식 (6)) 은 settling / trapping 에 의

해 대기에서 제거되는 비율을 결정한다. 침전(settling)된 물질과 그들의 에너지 함유량은 airborne inventory로부터 제거되며, 사용자 입력자료에 의해 지정된 표면에 침전된다. 침전계산이 수행된 뒤, 각 제어체적의 advanced time 동안의 총 airborne 질량은 제어체적내의 전체성분을 더함으로써 계산된다. 만약 advanced time 동안의 총 airborne 질량이 DCH 과정동안 제어체적의 대기에 source 물질의 총질량과 비교해서 매우 작다면, 제어체적에 남아있는 전체 airborne 질량은 즉시 특정한 표면에 침전되고, DCH 가 그 특정한 제어체적에서 끝났다는 메시지가 사용자에게 전달된다. Airborne 질량이 극소량일 때를 결정하는데 사용되는 비율은 민감도계수 4606 (ratio of the current airborne debris mass to the integrated airborne debris mass source in a control volume) 에 의해 조절되며, 기본값으로 0.001이 사용된다.

Deposited Debris

시간 t 에서 표면 i 의 물질 k 의 질량은 다음과 같이 주어진다.

$$M(i, k, t) = M(i, k, t_0) + S'(i, k) \times dt \quad (15)$$

여기에서

$$S'(i, k) = S(i, k) + \frac{\sum_j \left[\int_{t_0}^{t_0+dt} \frac{M(j, k, t')}{T_{ST}(j)} \times dt' \right]}{dt} \quad (16)$$

이고 S(i,k) 는 표면 i 로 trapping 된 성분 k의 constant mass source rate 이다. 식 (16)의 오른쪽의 두번째 항은 표면으로의 settling 에 해당하며, 사용자

정의의 settling 표면 i 의 전체 제어체적에 대한 총합이다. $M(j,k,t')$ 와 $T_{ST}(j)$ 는 각각 제어체적 j 내의 성분 k 의 airborne 의 질량과 settling 시간상수이다.

산화반응에 관계하지 않은 UO_2 및 다른 물질들에 대한 settling 항은 다음과 같이 주어진다.

$$\int_{t_0}^{t_0+dt} \frac{M(j,k,t')}{T_{ST}(j)} dt' = M(j,k,t_0) \times \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(j)}\right) \right] + S(j,k) \times \left\{ dt - T_{ST}(j) \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(j)}\right) \right] \right\} \quad (17)$$

그리고, 산화반응에 관계되는 물질들에 대한 settling 항은 다음과 같다.

$$\int_{t_0}^{t_0+dt} \frac{M(j,k,t')}{T_{ST}(j)} dt' = \left[\frac{T_{SO}(j)}{T_{ST}(j)} \right] \times \left\{ M(j,k,t_0) \times \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{SO}(j)}\right) \right] + S(j,k) \left[dt - T_{SO}(j) \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{SO}(j)}\right) \right\} \right] \right\} \quad (18)$$

식 (18)은 $T_{ox}(j)$ 가 $T_{ST}(j)$ 보다 상당히 크면, 식 (17)과 같게 된다. 산화생성물에 대한 settling 항은 다음과 같다.

$$\int_{t_0}^{t_0+dt} \frac{M(j,k,t')}{T_{ST}(j)} dt' = M(j,k,t_0) \times \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(j)}\right) \right] + S(j,k) \times \left\{ dt - T_{ST}(j) \left[1 - \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(j)}\right) \right] \right\} + R \left\{ \left[\frac{T_{SO}(j)}{T_{OX}(j)} \right] [M(j,l,t_0) + S(j,l)(dt - T_{SO}(j) - T_{ST}(j))] - [M(j,l,t_0) - S(j,l)T_{ST}(j)] \exp\left(\frac{-dt}{T_{ST}(j)}\right) + \left[\frac{T_{SO}(j)}{T_{OX}(j)} \right] \right\}$$

$$\times [M(j, l, t_0) - S(j, l) T_{SO}(j)] \exp\left(\frac{-dt}{T_{SO}(j)}\right) \} \quad (19)$$

여기에서, 물질 l 은 산화물 생성시의 금속성분이고, R 은 반응물 l 의 단위질량당 산화에 의해 생성된 생성물 k 의 질량이다. 침전된 노심용융물의 에너지는 노심용융물의 settling 과 관계된 enthalpy 를 포함하는 source term, $S_H(i)$, 을 제외하면 거의 식 (7)~(14)와 동일하다. 침전된 노심용융물의 enthalpy 는 식 (9)로 계산되는 최종시간의 값과 동일하리라 예상된다. 최종시간의 enthalpy 를 가지는 침전된 노심용융물은 일정한 값으로 식 (15)에 적용되는 time step 동안 침전표면에도 적용된다. Airborne debris 와 침전된 노심용융물의 또 다른 차이점은 열전달에 있다. 앞에서 언급되었듯이, 사용자는 airborne debris 에서 대기로의 열전달에 대한 시간상수를 정의할 수 있다. CVH package가 침전된 노심용융물의 온도를 유효표면온도로 인식 못하기 때문에, 고온의 노심용융물에서 CVH pool 또는 대기로의 열전달을 효과적으로 모의하기 위해서는 노심용융물의 온도를 CVH 가 인식하는 Heat Structure 표면온도와 결합시켜야 한다. 따라서, 매우 작은 시간상수는 표면시간상수의 반에 해당하며, 0.001sec가 표면으로의 열전달계산을 위한 방정식 식 (12)의 해석에서 노심용융물로부터 침전표면으로의 열전달량을 계산하는데 사용된다. 구해진 값은 time step 동안 침전된 노심용융물과 표면간의 다음과 같은 평균 열전달계수를 결정하는데 사용된다.

$$h_{SURF} = \frac{Q_{SURF}(i, t)}{A_{SURF} \times \Delta T \times dt} \quad (20)$$

여기에서, A_{SURF} 는 구조물의 표면적이고, ΔT 는 time step 초기의 노심용융물의 온도와 구조물의 표면온도의 차이이며, Q_{SURF} 는 식 (12)의 해석으로부터 얻어지는 값이다.

MELCOR 코드내의 간단한 DCH 모델은 처음부터 DCH 의 모든 자세한 현상을 예측하기 위한 것은 아니며, 현재의 MELCOR 모델에서보다 더 많은 nodalization이 요구된다. 한편으로는, MELCOR 코드는 사용자가 DCH에 가장 중요한 영향을 미치는 과정에서의 입력을 변화시켜 전체적인 효과를 평가할 수 있도록 되어 있으며, HPME 모델내에서 각 제어체적에 대해 사용자에게 의해 정의되는 산화시간상수 $\tau_{ox}(i)$, 열전달시간상수 $\tau_{ht}(i)$ 와 settling 시간상수 $\tau_{set}(i)$ 에 대해 민감한 결과를 산출한다. 이러한 시간상수에 대한 타당한 값은 기본적으로 두 가지 방법에 의해 구해진다. 첫째, CONTAIN 과 같은 체계적인 코드의 결과가 이러한 시간상수들의 타당한 값을 구하는데 사용될 수 있고, 둘째, 입자크기와 속도에 대한 합리적인 가정으로부터의 간단한 수계산에 의해 시간상수의 타당한 범위를 예측할 수 있다. 대부분의 경우 두 번째 방법이 parametric PRA 해석에서 적당하다.

4.1.2. CONTAIN 코드내의 DCH 모델

CONTAIN 전산코드내에서의 격납용기 직접가열 현상에 대한 모델링은 MELCOR 전산코드가 비교적 많은 시간상수를 이용하여 현상을 비교적 간단히 모델한 반면에, 사고 진행과정에 따라 다음과 같이 비교적 자세히 해석하고 있다.

- 원자로 하단부의 파열부분을 통한 캐비티내로의 용융노심과 기체의 방출
- 캐비티내에서의 액적이탈 과정
- 용융노심 방출과정에서 발생하는 용융노심 미세입자의 이동 현상
- 캐비티로부터 격납건물내로 방출되는 미세입자의 거동
- 용융노심과 주변 물질들간의 화학반응

CONTAIN 코드내의 DCH 모델은 노심용융물 입자를 multiple field로

표현함을 기본으로 하고 있다. 이러한 모델링으로 인해 airborne debris는 노심용융물 입자의 크기와 성분으로서 표현될 수 있다. 각 field는 그 자체의 characteristic size, mass, chemical composition 그리고 온도를 갖는다. CONTAIN 코드에서 노심용융물로부터 주위로의 물질 및 에너지 상호교환은 각각의 debris field에서 모델링된다.

CONTAIN 전산코드에는 이러한 현상들을 해석하기 위하여 다음과 같은 multiple field 모델, debris transport and intercell flow 모델, DCH trapping 모델 그리고 DCH chemistry 모델들을 채택하고 있어 DCH에 대한 보다 상세한 계산이 가능하다.

Multiple Field Modeling

CONTAIN 코드내의 DCH 모델의 주요한 특징은 노심용융물 입자를 몇 개의 특징적인 field로 모델링할 수 있는 능력이다. 각각의 debris field type은 그 자체의 특징적인 mean particle size, initial debris composition, 질량, 그리고 온도를 가지며, multiple field modeling에서 DCH 계산은 각 field에 대해 구성 성분, 온도, 그리고 기타 다른 물성치들을 변화시켜 반복 계산될 수도 있다. 이러한 debris fields의 개수는 사용자가 이용 가능한 기억용량에 제한을 받기 때문에 일반적으로 20개 이하의 field의 개수로 이용하는 것이 타당하다.

Debris Transport and Intercell Flow Modeling

격납용기내에서의 노심용융물 입자의 이송은 관성유동 운동량방정식 (inertial flow momentum equation)을 사용하여 제어체적간의 debris flow로서 모델링된다. Inertial flow modeling에서 노심용융물 입자와 기체는 유로(flow path)를 통하여 함께 이동(가속)하는 것으로 해석된다. 그리고 각 유로에서 노심용융물 입자와 기체의 유량(mass flow rate)은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{dW_{ij}}{dt} = \left[\Delta P_{ij} - C_{FC} \frac{|W_{ij}| W_{ij}}{\rho_u A_{ij}^2} \right] \frac{A_{ij}}{L_{ij}} \quad (21)$$

윗 식에서 각 parameter들의 의미는 다음과 같다.

W_{ij} = 유로를 통하여 제어체적 i와 j간에 이송되는 기체성분 입자

와 노심용융물 입자의 총 유량(flow rate)

ρ_u = 각 debris field의 aerosol과 기체 상태의 물질의 유동밀도

ΔP_{ij} = 중력에 의해 부과되는 제어체적 i와 j간의 압력 차이

A_{ij} = 유로면적

L_{ij} = 유로의 길이

C_{FC} = flow loss coefficient

Chocked flow 또는 임계유동(critical flow)은 유동율이 음속에 해당하는 최대 값에 도달했을 때 일어난다. 만약 유로를 통해 흐르는 유동의 계산된 관성질량유동율(inertial mass flow rate)이 임계질량유동율(critical mass flow rate)을 초과한다면, 질량유동율은 임계질량유동율과 같다고 가정한다. Chocked flow 모델에서 노심용융물 입자와 기체의 임계질량유동율은 다음과 같이 표시된다.

$$W_{ij,c} = (\theta_{ij} - \theta_{ji}) A_{ij} \nu_{ij} [\gamma_u P_u \rho_u \eta_u]^{1/2} \quad (22)$$

여기에서 $\gamma_u = C_p/C_v$ = heat capacity ratio

θ = 유동의 방향

ν_{ij} = vena contracta parameter

$$\eta_u = \left[\frac{2}{1 + \gamma_u} \right]^{\frac{\gamma_u + 1}{\gamma_u - 1}}$$

Choked flow 모델에서 용융노심입자와 기체 혼합물은 하나의 이상기체 (heavy ideal gas)로 취급되어 속도 및 질량유동율이 계산되어 진다. 만약 유로를 통해 흐르는 유동의 관성질량유동율이 위 식의 임계질량유동율을 초과한다면, 유동의 질량유동율은 임계질량유동율과 같다고 가정한다. 따라서 만약 유로를 통해 흐르는 유동이 임계유동(choked flow)이라면 유동의 마찰손실 (friction loss)은 식 (21)의 flow loss coefficient C_{FC} 에 의해 영향을 받는 것이 아니라 식 (22)의 vena contracta parameter ν_{ij} 에 의해 영향을 받는다.

일반적으로 노심용융물과 기체 혼합물의 속도는 혼합물의 질량유동율과 유동밀도(flow density)로부터 구해지며, 이 경우에 기체와 노심용융물은 함께 움직이는 것으로 가정되기 때문에 같은 속도로 움직인다고 가정되어 해석된다.

$$V_{g,\dot{v}} = V_{d,\dot{v}} = \frac{W_{ij}}{\rho_u A_{ij}} \quad (23)$$

여기에서 아래 첨자 g와 d는 각각 기체와 노심용융물을 의미한다.

CONTAIN 코드에서도 MELCOR에서와 같이 필요에 따라서는 DCH 계산 시 HPME event의 debris dispersal phase를 모사하기 위하여 사용자가 지정하는 source table을 사용할 수도 있다.

DCH Trapping Model

격납건물내의 구조물과 충돌 후 구조물에 부착되거나 중력에 의한 자유낙하등으로 용융노심이 구조물에 떨어져 제거되는 과정을 trapping이라 한

다. 주어진 제어체적내에서 용융노심의 trapping은 다음과 같은 first order rate equation에 의해 좌우된다.

$$W_{DCH, trap} = \left[\frac{dm_{i,n}}{dt} \right]_{trap} = -\lambda_{i,n} m_{i,n} \quad (24)$$

$W_{DCH, trap}$: time rate of change of airborne debris mass in a field

윗 식에서 $\lambda_{i,n}$ 는 제어체적 i에서의 field n에 대한 trapping rate이다. Trapping rate는 각 제어체적에서 각각의 입자 field에 따라 다를 수 있으나, 주어진 field와 제어체적내에서는 입자들에 대한 trapping rate $\lambda_{i,n}$ 은 같다고 가정되며, 시간에 따른 trapping rate $\lambda_{i,n}$ 은 일정하다고 가정한다. 만약 계산시간간격이 Δt_c 로 주어진다면 주어진 계산시간간격에 대해 field n, cell i에서 물질 k에 대한 평균 trapping rate는 다음과 같다.

$$\left[\frac{dm_{d,i,n,k}}{dt} \right]_{trap} = -m_{d,i,n,k} \frac{[1 - \exp(-\lambda_{i,n} \Delta t_c)]}{\Delta t_c} \quad (25)$$

윗 식에서 trapping rate $\lambda_{i,n}$ 은 사용자에 의해 주어지거나 또는 제어체적내의 대기, de-entrain되는 노심용융물의 특성 그리고 용융노심과 기체의 inflow rate등의 조건에 따라 계산된다. 즉, CONTAIN 격납용기 직접가열 현상 모델에는 다음과 같은 4가지 trapping option이 있다.

- USER trapping model : User-specified trapping rate
- GFT trapping model : Gravitational fall time
- TFI trapping model : Time to first impact and fall
- TOF/KU trapping model : Time of flight/Kutateladze criterion

USER trapping 모델은 가장 간단하고도 제한적인(parametric) 모델로

서, 사용자가 각각의 제어체적에 대해 trapping rate λ_i 를 간단히 정의하며, 사용자가 정의한 trapping rate는 제어체적내에서 각각의 입자 field에 대해 동일하게 정의되어야 한다. 즉, 모든 입자 field n에 대하여 $\lambda_{i,n} = \lambda_i$ 가 되며, 이 경우 tapping rate는 각각의 field에서 입자의 크기와 성분에 의해 영향을 받지 않게 되어 다른 trapping model과 구분되어 진다. 사용자 정의의 trapping rate는 일반적으로 일정하지만, user table을 사용하여 시간에 따라 변하는 trapping rate를 정의할 수도 있다.

GFT trapping 모델에서 trapping rate는 제어체적내의 대기에서 노심 용융물을 구의 형태로 가정하여 중력에 의한 낙하(gravitational fall rate)에 의해 제어되는 것으로 간주되며, 다음과 같이 표현된다.

$$\lambda_{i,n} = \frac{v_{gft,i,n}}{L_{gft,i}} \quad (26)$$

윗 식에서

$v_{gft,i,n}$ = 제어체적 i내의 field n의 용융노심물 입자의 terminal fall velocity

$L_{gft,i}$ = 제어체적 i내의 용융노심물 입자의 중력에 의한 낙하 높이
(characteristic gravitational fall height)

이 모델에서 trapping rate는 기체의 밀도와 점도, 용융노심의 밀도 그리고 입자의 크기에 영향을 받으며, 입자들은 구형이며 대기는 정체되어(stagnant) 있고 입자들은 낙하하는 동안 서로 물리적인 반응은 하지 않는 것으로 간주되고 있다.

TFI trapping 모델은 용융노심이 구조물들에 붙지 않고 한번의 충돌 후에 중력에 의해 바닥으로 떨어진다는 가정에 기초하고 있으며, TFI trapping rate는 입자가 첫 번째 구조물과 충돌하기까지의 비행시간과 중력에 의해 낙하하는 시간의 합이 되어, 다음과 같이 표시된다.

$$\lambda = \frac{1}{t_{s,1} + t_{gft}} \quad (27)$$

여기에서 $t_{s,1}$ = 격납건물내 첫 번째 구조물까지 도달하는데 걸리는 시간

t_{gft} = 중력에 의한 낙하 시간

Trapping rate는 대기의 상태, 입자 field의 특성(크기, 성분등) 그리고 기체와 용융노심의 유입상태에 영향을 받는다. TFI 모델과 TOF/KU 모델은 사용자에 의해 정의된 유로를 통한 기체와 용융노심의 질량유동을 사용한다. 그러므로, 사용자는 격납용기 직접가열 현상시의 제어체적간의 기체와 용융노심의 유동에 대한 유로를 정의해 주어야 한다.

TOF/KU trapping 모델은 TFI 모델처럼 trapping rate가 대기의 상태, 입자 field의 특성(크기, 성분등) 그리고 기체와 용융노심의 유입상태에 영향을 받으며, 용융노심이 구조물에 대한 충돌 후 입자의 re-entrainment가 일어나는가를 결정하기 위하여 Kutateladze entrainment criterion을 사용한다. 만약, re-entrainment가 일어나지 않는다면, 용융노심은 구조물에 달라붙고 trapping rate는 구조물까지의 비행시간의 역이 된다. TOF/KU trapping 모델은 두 가지의 충돌 방식이 고려되었으며, TOF/KU trapping rate는 다음 세가지중 하나로 계산된다.

- a) trapping on the first impact
- b) trapping on the second impact
- c) no trapping or re-entrainment after the second impact

TOF/KU trapping 모델에서 위의 세 가지 경우중 어느 것이 합당한가는 입자와 기체의 속도, 비행거리등에 의해 영향을 받는 Kutateladze number에 의해 결정된다.

$$N_{Ku} \equiv \frac{\rho_g V_g^2}{\sqrt{(\rho_d - \rho_g)g\sigma}} \quad (28)$$

TOF/KU trapping 모델에서 trapping rate는 위의 세 가지 경우에 대해 다음과 같이 표시된다.

$$a) \lambda = \frac{1}{\min(t_{s,1}, t_{gt})}$$

$$b) \lambda = \frac{1}{\min(t_{s,1} + t_{s,2}, t_{gt})}$$

$$c) \lambda = \frac{1}{\min(t_{s,1} + t_{s,3}, t_{gt})}$$

여기에서 $t_{s,2}$ = 첫 번째 충돌 후 두 번째 충돌까지의 걸리는 시간

$t_{s,3}$ = 두 번째 충돌 후 세 번째 충돌까지의 걸리는 시간

이 모델은 Kutateladze number를 계산하기 위하여 기체와 용융노심의 속도, 비행거리등의 측정치에 의존하며, TOF/KU 모델에서 default Kutateladze number N_{Ku} cutoff value는 10이 제시되고 있다.

또한, 격납용기 직접가열 현상 trapping 모델에서는 민감도 계산을 수행하기 위하여 다음과 같은 3개의 민감도 계수가 주어진다.

λ_{\min} = slowest allowable trapping rate(default = 0.0)

λ_{\max} = fastest allowable trapping rate(default = ∞)

λ_{mul} = trapping rate multiplier(default = 1.0)

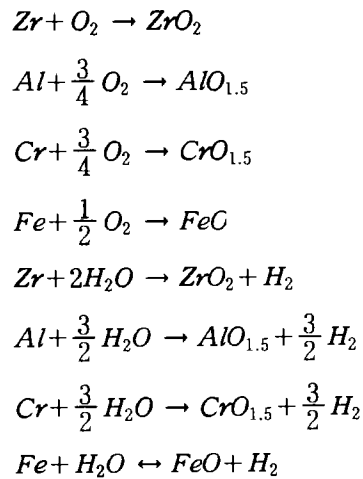
이들 민감도 계수들은 입력 file에서 사용자 또는 계산에 의해 다음과 같이 보

정된다.

$$\lambda = \max \{ \min [\lambda_{\max}, (\lambda \cdot \lambda_{\text{mul}})], \lambda_{\min} \} \quad (29)$$

DCH Chemistry Model

만약 방출된 용융노심 field에 반응성 금속성분이 존재하고 격납건물내 대기가 산소나 수증기를 함유하고 있다면, 격납용기 직접가열 현상동안 다음과 같은 금속성분의 산화반응이 일어난다.



이러한 반응들은 Zr, Al, Cr 그리고 Fe의 순으로 순차적(hierarchical)으로 반응을 일으키는 것으로 가정하며, 산소와 증기의 반응은 동시에 진행된다고 가정된다. 다만 현재의 timestep중 용융노심 field의 금속성분이 고갈된다면, 증기보다는 산소의 화학반응이 선행된다. 각 반응은 모든 용융노심 field에 대하여 순차적으로 진행되며, 각 field에 대하여 계산되는 반응율은 field내의 입자의 온도, 성분 그리고 크기등에 의존하므로 일반적으로 서로 다를 수 있다. 그리고 CONTAIN 코드내의 DCH chemistry 모델은 airborne debris drops의 화학반응만 고려한다. 즉, trapped debris의 화학반응은 고려하지 않는다.

CONTAIN 코드내의 DCH chemistry 모델은 다음과 같은 네개의 부분으로 구성된다.

- a) airborne debris drops 표면으로의 기체의 이송에 대한 모델
: gas-side transport limitation에 기초 하에 field에 있는 금속성분에 대한 반응시간(effective reaction time)이 유도된다.
- b) drop-side transport 모델
: drop-side transport limitation에 기초 하에 field에 있는 금속성분에 대한 반응시간(effective reaction time)이 유도된다.
- c) gas-side와 drop-side의 반응의 결합
- d) 화학반응으로 인해 생성된 수소의 재결합

DCH Heat Transfer Model

DCH heat transfer 모델은 용융노심으로부터 대기로의 대류열전달, 복사열전달을 포함하며, airborne debris의 열전달만 고려한다.

DCH 대류열전달

용융노심으로부터 대기로의 대류열전달은 강제대류로 가정하며, 주어진 field n, cell i에서 대류열전달율은 다음과 같다.

$$q_{DCH, conv} = \left[\frac{dQ_{d,i,n}}{dt} \right]_{conv} = h_{i,n} A_{d,i,n} (T_{d,i,n} - T_{g,i}) \quad (30)$$

여기에서 아래 첨자 g와 d는 각각 기체와 용융노심물을 의미한다. 그리고 주어진 계산시간간격 Δt_c 에 대하여 대류열전달에 의해 용융노심으로부터 대기로 전달된 에너지량은 아래와 같다.

$$\Delta Q_c = \left[\frac{dQ_{d,i,n}}{dt} \right]_{conv} \Delta t_c \quad (31)$$

DCH 복사열전달

주어진 field n, cell i에서 용융노심으로부터 대기로의 복사열전달율은 다음과 같다.

$$q_{DCH,rad,g} = \left[\frac{dQ_{d,i,n}}{dt} \right]_{rad,g} = \varepsilon_{d-g} \sigma A_{d,i,n} (T_{d,i,n}^4 - T_{g,i}^4) \quad (32)$$

ε_{d-g} : black body radiation multiplier for debris-gas radiation

윗 식에서 σ 는 스테판-볼츠만 상수이고 아래 첨자 g와 d는 각각 기체와 용융노심물을 의미한다.

4.2. IET 실험 특성 분석

원자력발전소에서의 중대사고 시 격납용기 직접가열 현상에 대한 실험 결과에 대한 자료구축 필요성에 따라 USNRC(United States Nuclear Regulatory Commission)의 후원으로 SNL에 SURTSEY DCH 실험장치가 제작되었다. SURTSEY 실험장치는 고압 노심용융물 분출사고 시나리오에 의한 격납용기 직접가열 현상을 연구하기 위하여 실제 원자력발전소에 대한 축소모형(scale model)을 대상으로 실험을 수행하였으며, NRC DCH 연구 프로그램의 주목적은 격납용기 직접가열 현상에 의한 격납건물내 압력변화 예측에 대한 불확실성(uncertainties)을 밝힘으로써 보다 격납용기 직접가열 현상을 정확히 예측하는 것이다. 격납건물의 건전성을 유지하기 위하여 밝혀져야 할 불확

실성에는 다음과 같은 것들이 있다.

- ① 격납건물의 초기 안전조건.
- ② 캐비티내로 분출되는 용융노심물의 양
- ③ 수소의 생성과 연소
- ④ 초기 안전조건을 넘어서는 격납건물의 부하(load) 범위
- ⑤ 캐비티에서 격납건물로 방출된 용융노심 미세입자와 대기 중 기체성 분간의 열전달
- ⑥ 용융노심의 금속성분에 대한 산화반응
- ⑦ 격납건물내의 구조물이 용융노심 방출에 미치는 영향
- ⑧ 캐비티내의 물의 영향

이러한 불확실성 인자들의 영향을 알아보기 위하여 1992년부터 IET 실험들이 현재까지 수행되어 오고 있다. 그림 1은 SNL의 SURTSEY 실험장치를 개략적으로 나타낸 것이다. 그림 1에서 지지구조물에 의해 고정되어 있는 원통형 형태의 구조물이 SURTSEY vessel로서 증기발생기, 원자로 냉각펌프 등을 둘러싸고 있는 격납용기를 모사하고 있다. 본 연구에서는 SURTSEY vessel 하단부의 격납용기 기저바닥으로부터 crane wall, operating deck등을 모사하고 있는 구조물들을 subcompartment라 정의하였으며, subcompartment를 제외한 모든 부분을 SURTSEY vessel이라 정의하였다.

IET 실험은 격납용기 직접가열 현상에 대한 개별효과 실험들에 반하여, 가상적인 고압 노심용융물 분출사고를 모사하여 격납용기 직접가열 현상과 관련된 격납건물의 건전성에 대한 종합적인 연구를 하기 위하여 SNL의 SURTSEY vessel내에서 IET-1을 시작으로 최근까지 진행되어 오고 있다. IET 실험에서 원자로 캐비티는 Zion 원자력발전소의 1:10 선형축소규모(linear scale model)로 제작되었으며, Zion 원자로 캐비티 내부에는 Zion plant 캐비티 바닥의 냉각수를 포함한 여러 조건을 변화시키며 실험을 실시하였다. 이때, 원자로 하단부의 파열 시 방출되는 노심용융물을 모사하기 위하여 43kg의 철/

크로미늄/알루미나의 혼합물이 사용되었다. SNL의 IET 실험들은 각각 다음과 같은 목적 및 초기조건으로 수행되었다.

4.2.1. IET-1과 IET-1R

IET-1과 IET-1R 실험[17]의 목적은 격납용기 직접가열 현상에 있어서의 subcompartment내의 구조물들의 영향을 고찰하기 위하여 수행되었으며 SURTSEY vessel내의 대기는 거의 질소로 구성되어 있다. IET-1R에서는 IET-1보다 초기 분사되는 수증기의 압력을 더 낮게 설정한 것 이외에는 거의 동일한 초기 조건들이 사용되었다. IET-1에서는 driving gas로 초기 절대압력 7.1MPa, 440g.mol의 수증기를 사용하였으며, IET-1R에서는 초기 절대압력 6.3MPa, 477g.mol의 수증기를 사용하였다.

실험 결과, 용융노심을 SURTSEY vessel내로 분사시키기 위한 수증기에 의해 SURTSEY vessel내에서 IET-1에서 98kPa, IET-1R에서 110kPa 정도의 압력 증가가 나타났으며, steam/metal 반응에 의한 수소 발생은 IET-1에서 223g.mol이고 IET-1R에서는 252g.mol 정도가 됨을 gas grab sample analysis로 알 수 있었다. 이 실험을 통해 알 수 있었던 것은 IET-1과 IET-1R에서 용융노심/gas의 열전달은 subcompartment 구조물내의 flight path에 의해 제한된다는 것이다.

4.2.2. IET-3

IET-3 실험[18]은 IET-1을 검증한 것으로 SURTSEY vessel에 0.09MPa의 공기와 0.1MPa의 질소 가스를 넣어 결과적으로 캐비티내에서 증기폭발(steam explosion)이 일어나지 못하게 한 차이 외에는 동일한 초기 조건에서 수행되었다. IET-1 실험에서 증기폭발이 일어나는 동시간 대에 캐비티내의 냉각수의 급속한 기화(vaporization) 현상이 발생하였으며, 산소는 수소연소를 활발히 촉진시켜 IET-1에서의 98kPa과 비교할 때 상당히 큰 246kPa이라는 최

고압력의 증가를 야기시켰고, steam/metal 반응에 의해 생성된 223mol의 수소중 186mol이 연소되었으며, 37mol이 반응하지 않고 남아 있었다. IET-3 실험은 격납용기 직접가열 현상이 SURTSEY vessel내의 거의 모든 수소를 연소시킬 수 있다는 실험적 증거를 제시하였다.

4.2.3. IET-4

IET-4 실험[19]은 IET-3에 비해 약간 많은 9.59mol%(IET-3에서는 9.0mol%)의 산소가 SURTSEY vessel내에 미리 존재하고 crane wall 내부의 basement floor에 Zion plant내의 응축된 냉각수 수준인 71kg의 물이 있다는 것 이외에는 IET-3과 동일한 초기 조건들에서 수행되었다. 이 실험의 결과, IET-1에서 증기폭발(steam explosion)이 발생하는 거의 동일한 시간대에 소규모의 증기폭발이 캐비티내에서 발생하였으며, 미리 SURTSEY vessel내에 주입된 산소는 활발한 수소의 연소를 일으켜 IET-1에서의 98kPa, IET-3에서의 246kPa과 비교할 때 상당히 큰 262kPa이라는 최고압력의 증가를 야기시켰고, steam/metal 반응에 의해 생성된 297g.mol의 수소중 236g.mol이 연소되었으며, 61g.mol이 반응하지 않고 SURTSEY vessel내에 남아 있었다. IET-3 실험이, 격납용기 직접가열 현상이 수소를 거의 완벽하게 연소시킬 수 있다는 실험적 증거를 주었다면, IET-4 실험은 이 점을 재확인시킨 실험이다.

4.2.4. IET-5

IET-5 실험[20]은 전형적으로 inert한 환경에서 HPME에 의한 수소 연소의 정도를 알아보기 위하여 행해진 실험이다. 용융노심상사물(molten thermite)이 6.0MPa의 증기에 의해 원자로캐비티내로 방출되며, inert한 환경을 주기 위한 75.8mol%의 CO₂, 16.9mol%의 N₂, 4.4mol%의 O₂ 그리고 2.8mol%의 H₂를 주입한 것 이외에는 IET-4와 거의 동일한 초기 조건을 사용하였다.

IET-1과 IET-4에서 steam explosion이 일어나는 시간대와 거의 동일한 시간대에 소규모의 steam explosion이 일어나지만 IET-4의 경우 75.8mol%의 CO₂가 수소의 연소를 억제시키므로, 최고압력의 증가는 103kPa 정도이고, 이미 SURTSEY vessel내에 존재하는 202g.mol의 수소와 steam/metal 반응에 의해 생성된 313g.mol의 수소 중 약 50g.mol이 연소되었고 약 465g.mol이 반응하지 않고 SURTSEY vessel내에 남아 있었다. 이 실험에서 특이할만한 점은 새로 설치한 optical pyrometer가 측정 한 crane wall의 온도가 약 2250K로, 이전의 실험에서 chute exit의 온도를 측정하기 위하여 설치된 optical pyrometer가 subcompartment 구조물에서의 aerosol들에 의해 영향을 받았음을 확신할 수 있게 되었다.

4.2.5. IET-7

IET-7 실험[21]은 SURTSEY vessel내에 미리 존재하는 수소가 격납 용기 직접가열 현상에 미치는 영향을 알아보기 위한 것이다. 용융노심상사물(molten thermite)이 5.9MPa의 증기에 의해 원자로 캐비티로 방출되며, Zion core에서 Zirconium의 부분적인 산화에 필요한 수소가 SURTSEY vessel내에 존재하는 것을 제외하고는 IET-4와 거의 동일한 초기 조건을 사용하였다. 따라서, SURTSEY vessel내 대기의 초기 구성은 85.9mol%의 N₂, 9.57mol%의 O₂ 그리고, 3.97mol%의 H₂로 이루어져 있다.

SURTSEY vessel내의 초기 절대압력은 201kPa이고, 격렬한 용융노심과 냉각수간의 반응(Fuel/Coolant Interaction, FCI)이 캐비티에서 발생하여 SURTSEY vessel내의 최고압력이 271kPa까지 증가하였다. Gas grab sample analysis를 통하여 이미 존재했던 284g.mol의 수소와, steam/metal 반응에 의해 생성된 271g.mol의 수소 중, HPME에 의해 생성된 271g.mol보다 많은 양인, 약 321g.mol이 연소되었고 약 234g.mol이 반응하지 않고 SURTSEY vessel내에 남아 있었다. 캐비티와 subcompartment에서 용융노심의 산화에 의해 생성된 수소는 구조물에서 dome으로 빠져나가면서 diffusion flame으로 연소되었다. 그러나, 측정된 최고압력은 321g.mol이라는 양의 수소연소에 해당하는 것만큼 그렇게 크게 증가하지는 않았다. 초기에 수소가 존재하지 않았던 IET-4와 비교해 보면, 수소연소량은 IET-4에서는

79.5%(236g.mol)이고, IET-7에서는 57.8%(321g.mol)이 나왔으며, 최고압력의 증가는 IET-4에서 262kPa, IET-7에서는 271kPa로 그다지 큰 차이가 없음을 알 수 있다. Basement floor에 냉각수가 없이 실험한 IET-3, IET-6과 최고압력을 비교해 보면 IET-3에서 246kPa, IET-6에서 279kPa로 마찬가지로 큰 차이가 없다. 여기서, basement floor의 냉각수의 존재 여부는 최고압력의 증가에 별 영향이 없음을 알 수 있다.

4.2.6. IET-8A와 IET-8B

IET-8A 실험의 목적은 1차 계통이 감압될때 용융노심과 냉각수간의 반응과 격납건물의 부하를 알기 위해서이고, IET-8B 실험의 목적은 HPME 진행중의 용융노심과 냉각수간의 반응과 격납건물의 부하를 알기 위함이다 [22]. 이들 목적을 수행하기 위하여 IET-8A에서는 용융노심상사물(molten thermite)이 중력만의 영향으로(1.6MPa) melt generator에 있는 hole을 통해 원자로 캐비티로 흘러나가게 하였고, IET-8B에서는 용융노심상사물(molten thermite)을 6.3MPa의 증기에 의해 방출시켰다. 그 외 조건은 두 실험이 거의 동일하며, 캐비티내의 냉각수의 양이 62kg(깊이 14cm), SURTSEY vessel내의 초기 절대압력이 0.2MPa, 초기 gas의 성분이 85.5mol%의 N₂, 9.8mol%의 O₂, 4.3mol%의 H₂ 그리고 0.03mol%의 CO₂라는 것을 제외하고는 다른 실험들과 거의 동일한 조건을 사용하였다.

원자로캐비티내의 압력을 측정함으로써 두 실험에서 활발한 용융노심과 냉각수간의 반응이 일어남을 알 수 있었다. 최고압력의 증가는 IET-8A에서 87kPa, IET-8B에서는 243kPa로 이전의 실험들에 비해 약간 낮은 결과가 나왔다. 그 이유로는 두 가지 가능성이 예상되는데, 첫째는 캐비티내의 냉각수가 용융노심의 열에너지를 감소시킨다는 가능성이 있고, 둘째는 HPME 시 용융노심 plume에 대한 수증기의 inerting때문에 이전의 실험들보다 수소의 연소가 덜 일어날 수 있다는 것이다.

세부적으로 IET-8A의 결과를 보면, 용융노심과 냉각수간의 반응이 일

어나기 시작한 30초 후 steam/metal 반응에 의해 107g.mol의 수소가 발생하였고, 114g.mol의 수소가 재결합되었으며, 15시간 후 대략 176g.mol의 수소가 발생하였고, 153g.mol의 수소가 재결합되었다. 이때 HPME에 의한 SURTSEY vessel의 압력증가는 0.087MPa가 된다. 이런 결과로 용융노심과 냉각수간의 반응은 전반적인 수소 연소와 SURTSEY vessel의 압력증가와와는 거의 관계가 없음을 알 수 있으며, 캐비티내의 다량의 냉각수는 SURTSEY vessel내의 압력에 다음의 두 가지 상반되는 효과를 가진다는 것을 예상할 수 있다. Gas의 온도는 용융노심이 캐비티와 subcompartment의 냉각수를 증발시키면서 열에너지를 빼앗김으로 인해 급격히 감소하게 되고 결과적으로 최고압력을 감소시키지만, 증발된 물은 다시 압력을 증가시키게 되는 것이다. 이 상반된 두 효과로 인해 최고압력은 다른 실험치와 비슷하게 나오게 되어 이러한 조건하에서의 캐비티내의 냉각수는 격납건물의 건전성에 그다지 중요한 영향을 미치지 못한다고 예측할 수 있다.

4.3. 전산코드를 이용한 IET 실험 분석

본 연구에서는 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드내의 DCH 모델의 검증을 위하여 SURTSEY vessel내의 대기 성분 외에는 거의 초기 실험조건이 동일한 SNL의 IET-1, 1R, 3, 4 그리고 7 실험을 대상으로 DCH 현상을 해석하였다. 실험들의 초기조건은 표 1에 주어져 있으며, 초기 실험조건에서 분사기체(증기)의 압력, 온도 및 SURTSEY vessel내의 대기성분외에는 차이가 없다. 그리고 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드에 사용된 IET 실험의 입력모델은 그림 2와 같이 약간 상이한 제어체적 및 유로(flow path)로 이루어져 있다. 격납용기 직접가열 현상 시 격납건물내의 수소 생성량 및 이미 존재하는(pre-exist) 수소와 산소의 양은 격납용기 직접가열 현상을 상당히 촉진시켜 격납건물 전체의 건전성에 심각한 영향을 미칠 수 있으므로, 본 연구에서는 격납건물내에 미리 존재하는 산소, 수소 및 이산화탄소등의 대기 성분이 격납용기 직접가열 현상 시 격납건물의 건전성에 미치는 영향을 중점적으로 해석

하였다.

본 연구에서 IET 실험들을 MELCOR 코드로 계산할 때 1차년도 연구결과, 민감도 분석의 변수로 airborne debris의 산화시간상수(T_{OX})는 0.025, airborne debris로부터 대기로의 열전달시간상수(T_{HT})는 0.4로 정의하였다. 그리고 airborne debris의 settling 시간상수(T_{ST})는 캐비티에서는 0.15, chute에서는 0.35, subcompartment에서는 0.25 그리고 SURTSEY vessel의 upper dome에서는 0.60으로 각각 정의하였다. MELCOR와 CONTAIN 코드의 산화반응모델 option은 산화시간상수가 양의 값으로 정의되었으므로 산화가 Zr, Al 그리고 steel의 순으로 진행되는 단계적인(sequential) 산화과정이 적용되었다. 그리고 MELCOR 코드의 산화반응모델은 산소와 증기의 이용도(availability)에 의해 금속의 산화가 제한되므로 증기에 의한 산화는 제어체적내에 산소가 충분히 존재하지 않을 경우에만 계산되며, CONTAIN 코드에서는 산소와 증기에 의해 동시에 산화반응이 일어나는 것으로 계산하였다. 한편, IET 실험들을 CONTAIN 코드로 계산할 때는 trapping rate가 대기의 상태, 입자 field의 특성 그리고 기체와 용융노심의 유입상태에 의해 영향을 받는 TOF/KU trapping 모델을 사용하였다.

그림 3과 4는 IET 실험들의 baseline test인 IET-1 실험의 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드로 계산한 subcompartment내에서의 온도와 SURTSEY vessel내에서의 압력변화를 보여준다. 그림으로부터 MELCOR 코드에 의한 계산결과가 실험 값과 거의 일치하는데 반하여 CONTAIN 코드의 계산결과는 초기 온도상승을 MELCOR 코드의 계산 값과 실험 값보다 더 높게 예상하며, SURTSEY vessel내에서의 압력상승도 전반적으로 MELCOR 계산 값과 실험 값보다 더 높게 예상함을 볼 수 있다. 이러한 사실은 MELCOR 코드의 경우 SURTSEY vessel에서 행해진 IET 실험들에 대해 필요한 시간상수들을 1차년도의 연구에서 충분히 잘 선택하였기 때문에 CONTAIN 코드의 경우보다 사고진행을 더 정확히 예측하고 있음을 보여준다.

그림 5와 6은 IET-1 실험을 재현(replication)한 IET-1R 실험의 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과이다. IET-1 실험과 거의 동일

한 실험조건의 사고해석 결과, IET-1의 경우와 거의 일치하는 계산결과를 보임으로써, MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과에 전반적인 타당성을 확인할 수 있다.

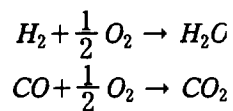
그림 7과 8은 SURTSEY vessel내에 미리 존재하는 산소의 영향을 알아보기 위한 IET-3 실험의 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과이다. Subcompartment내의 온도변화를 보여주는 그림 7에서 IET-1과 IET-1R의 계산결과와 마찬가지로 CONTAIN 코드의 경우 MELCOR 코드보다 높은 초기의 온도상승을 보여주며, 또한 CONTAIN 코드의 계산결과에서 사고 후반부에 급격한 온도상승을 볼 수 있는데, 이는 CONTAIN 코드내의 모델에서 SURTSEY vessel내의 산소에 의해 대기중에서 연소반응을 촉진시켜 이로 인한 온도상승을 유발할 수 있는 것으로 예측할 수 있다. 반면에, SURTSEY vessel내의 압력변화를 보여주는 그림 8에서는 오히려 MELCOR 코드의 계산값이 실험 값과 CONTAIN 코드의 계산결과보다 높은 것을 볼 수 있다. 이는 MELCOR 코드가 SURTSEY vessel내에 산소가 존재하는 경우 수소를 CONTAIN보다 더욱 많이 연소하는 것으로 계산하여 압력을 더 높게 예측할 수 있다는 것을 보여준다.

그림 9와 10은 SURTSEY vessel내의 산소의 양이 IET-3 실험보다 다소 많은 IET-4 실험의 계산결과이다. IET-3 실험의 계산결과와 마찬가지로 CONTAIN 코드의 계산결과에서 subcompartment에서의 사고 후반부에 급격한 온도상승을 볼 수 있으며, SURTSEY vessel내의 압력도 MELCOR 코드가 실험 값과 CONTAIN 코드의 계산결과보다 더 높게 예측함을 볼 수 있다. IET-4에서의 압력계산결과, MELCOR 코드가 vessel내에 산소가 존재 시 압력을 더 높게 계산할 수 있음을 재확인 시켜준다.

그림 11과 그림 12는 SURTSEY vessel내에 존재하는 산소와 수소의 영향을 알아보기 위한 IET-7 실험의 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과이다. 그림 11에서 MELCOR 코드 또한 CONTAIN 코드와 같이 사고 후반부에 subcompartment내의 급격한 온도상승을 보이는데, SURTSEY vessel내에 산소와 수소가 존재하는 경우 MELCOR 코드 또한

subcompartment내에서 수소 및 산소의 급격한 연소를 예측함을 예상할 수 있다. 그림 12에서 SURTSEY vessel내에 산소와 수소가 존재하는 경우, IET-3 와 4 실험과 동일하게 MELCOR 코드가 CONTAIN 코드와 실험 값보다 SURTSEY vessel내의 압력을 더 높게 예측하는 것을 보여준다.

그림 3부터 그림 12까지의 분석결과, subcompartment내의 온도변화에 대한 예측에서는 SURTSEY vessel내의 산소 및 수소의 존재에 관계없이 전반적으로 MELCOR 코드의 계산이 실험 값과 거의 일치하는 결과를 보이며, SURTSEY vessel내의 압력예측에서는 SURTSEY vessel내에 산소와 수소등이 존재하는 IET-3, 4 그리고 7 실험의 경우에서 MELCOR 코드의 계산이 오히려 CONTAIN 코드의 계산보다 더 높게 나타나는 것을 볼 수 있었다. 또한 MELCOR 코드의 경우 SURTSEY vessel내에 수소가 존재하는 IET-7에서 사고후반부에 급격한 subcompartment내의 온도상승을 볼 수 있었으며, CONTAIN 코드의 경우에는 SURTSEY vessel내에 산소 또는 수소가 존재하는 IET-3, 4 그리고 7에서 사고후반부에 subcompartment내의 급격한 온도상승을 볼 수 있었다. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 계산결과에서 SURTSEY vessel내에 존재하는 수소 및 산소가 SURTSEY vessel내의 온도와 압력을 상승시킴으로서 격납용기 직접가열 현상에 상당한 영향을 미칠 수 있는 것으로 예측할 수 있고, 격납용기내의 수소 및 산소의 영향이 두 코드에서 다르게 나타나는 것을 볼 때, 각 코드내의 수소생성 및 연소모델이 서로 다르다는 것을 예상할 수 있다. MELCOR 코드와 CONTAIN 코드내에서의 연소모델은 격납건물내의 대기성분에 대해 다음의 두 가지 반응에 대한 계산을 수행한다.



MELCOR와 CONTAIN 코드로 해석한 IET 실험들의 SURTSEY vessel내에는 CO가 거의 존재하지 않으므로, 본 연구에서는 연소반응 시 제어체적내에

존재하는 양이 감소하리라 예상되는 수소와 산소의 시간에 따른 변화량을 계산해 보았다.

그림 13은 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드로서 계산한 subcompartment내에서의 시간에 따른 수소의 변화량을 보여준다. 그림으로부터 대체적으로 CONTAIN 코드의 계산에서 subcompartment내의 수소량이 MELCOR 코드의 계산결과보다 더 높게 예측됨을 볼 수 있다. 이는 CONTAIN 코드의 계산모델이 MELCOR 코드보다 격납용기 직접가열 현상 시 수소의 생성량을 더 높게 계산하여 이로 인해 수소연소 현상을 촉진시켜 subcompartment내의 온도를 MELCOR 코드의 계산 값과 실험 값보다 더 높게 예측하는 오류가 발생할 수 있음을 의미한다. 이는 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 DCH 시의 금속의 산화모델에서 MELCOR의 경우 산소와 금속간의 산화반응이 수소생성을 일으키는 증기와 금속간의 산화반응에 선행하는데 반하여, CONTAIN 코드에서는 산소와 증기에 의한 금속의 산화반응이 동시에 진행되므로, 이로 인하여 CONTAIN 코드가 MELCOR 코드보다 수소생성량을 더 높게 예측하여, 위와 같이 CONTAIN 코드의 온도계산값이 훨씬 높게 계산되는 것을 예상할 수 있다. 또한, MELCOR 코드의 경우 IET-7에서 그리고 CONTAIN 코드의 경우는 IET-3, 4 그리고 7의 계산결과에서 subcompartment내의 갑작스런 온도상승을 보인 시점에서 급격한 수소량의 감소를 볼 수 있는데, 이는 이 시점에서 수소의 연소반응이 일어났음을 의미하며 subcompartment내의 온도상승이 수소의 연소에 직접적으로 기인함을 보여준다.

그림 14는 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드로 계산한 subcompartment내의 산소의 변화량을 보여준다. Subcompartment내의 수소의 변화량에서 보여준 경향과 마찬가지로 MELCOR 코드의 경우 IET-7에서, CONTAIN 코드의 계산에서는 IET-3, 4, 그리고 7에서 사고후반부에 급격한 산소의 연소를 볼 수 있으며, subcompartment에서의 산소의 연소가 온도상승을 유발함을 알 수 있다. 또한, 그림 14에서 CONTAIN 코드의 경우 사고 초반부에 MELCOR 코드보다 산소의 양이 현저히 적은 것을 볼 수 있다. 이는

CONTAIN 코드 계산결과의 경우, 금속 용융노심과 산소의 산화반응에 의해 subcompartment내의 온도가 상승할 수 있음을 의미한다. 즉, 시간에 따른 산소와 수소의 변화는 중요한 역할을 하고 있다.

이에 따라 본 연구에서는 SURTSEY vessel내에서의 수소 및 산소의 존재에 의한 격납용기 건전성에 대한 영향을 알아보기 위해 MELCOR와 CONTAIN 코드로서 SURTSEY vessel내의 수소와 산소의 변화량을 계산해 보았다. 그림 15와 16은 SURTSEY vessel내에 산소와 수소등이 거의 존재하지 않는 IET-1과 IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화를 보여준다. 그림 15와 16으로부터 IET-1R(6.3MPa)의 경우 IET-1(7.1MPa)에 비해 용융노심의 초기 분출압력이 낮고, 또한, IET-1보다 적은 양의 용융노심이 SURTSEY vessel내로 유입되었음에도 IET-1보다 더 많은 수소생성량을 보이는데, 이는 IET-1R에서 분출되는 증기의 양이 IET-1보다 더 많아서, 용융노심과 반응하는 증기의 양이 더 많기 때문으로 판단되며, MELCOR의 모델에서는 CONTAIN과는 달리 용융노심을 완전히 산화시키며, 또한, 대기중의 용융노심 입자뿐만 아니라 settling된 용융노심과도 산화반응을 지속하기 때문에, 이로 인한 수소생성이 MELCOR 코드에서 더 큰 것으로 간주된다. 또한 IET-1의 경우 수소생성량이 CONTAIN 코드의 계산결과와 거의 근접하고, IET-1R은 MELCOR 코드의 계산결과와 거의 근접하면서 실험 값이 두 계산 결과 사이에 있음을 볼 수 있는데 이로부터 MELCOR와 CONTAIN 코드가 IET 실험들에 대해 비교적 정확한 계산을 수행할 수 있음을 판단할 수 있다. 한편, MELCOR와 CONTAIN의 금속 용융노심의 산화모델에서 MELCOR 코드의 경우 산소의 반응이 증기의 반응보다 우선하고 또한 산화반응을 일으키는 산소는 금속 용융노심이 완전히 산화할 때까지 급속한 반응을 일으키며 그 뒤에 증기와 금속 용융노심의 반응이 일어난다. CONTAIN의 경우 산소와 수증기가 동시에 금속 용융노심과 반응을 일으키며, 어느 정도 크기 이하로 금속 용융노심이 작아지면 코드내의 계산에서 제외되어 산화반응은 끝나게 된다. 그림 15와 16에서 MELCOR의 경우 수소의 생성이 CONTAIN보다 훨씬 큰 이유는 CONTAIN이 초기에는 산소와 증기의 금속 용융노심과의 동시 산

화반응에 의해 더 급속한 수소의 생성을 유발하지만, 체적에 대한 표면적이 커져 산화반응을 더 촉진시킬 수 있는 크기의 금속 용융노심이 CONTAIN 코드의 계산과정중 제외되어 어느 일정한 한도에서 수소의 발생을 제한하는 것으로 해석된다. 반면에, SURTSEY vessel내의 산소의 변화량을 보여주는 그림 17과 18에서의 결과에서도 보듯이 MELCOR의 경우는 IET-1과 1R 두경우에서 산소의 금속 용융노심과의 급속한 반응이 끝나면 그림 15와 16에서 보듯이 수증기/금속 용융노심과의 반응에 의해 급격한 수소 생성을 할 수 있음을 볼 수 있다.

위의 IET-1과 IET-1R의 실험 해석결과, CONTAIN의 경우 초기에는 증기와 산소에 의한 금속 용융노심간의 산화반응으로 인해 급격한 subcompartment의 온도상승을 볼 수 있지만, MELCOR 코드에서 SURTSEY vessel내의 산소가 산화반응을 끝냈을 경우, 증기와 금속 용융노심의 산화반응에 의해 수소는 MELCOR 코드에서 더 많이 발생하고, 이로 인해 MELCOR의 온도 및 압력 계산결과가 CONTAIN의 경우와 거의 비슷해짐을 알 수 있다.

그림 19에서 21은 IET-3과 4 그리고 7의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량이다. 그림들에서 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드에서의 증기와 산소의 금속 용융노심간의 산화반응 모델의 차이에 따라 초기에는 CONTAIN 코드에서의 급격한 수소생성량을 보이지만, 일정 크기 이하의 aerosol 입자는 사고해석에서 제외시키는 CONTAIN 코드의 특성상, CONTAIN 코드는 어느 정도의 수소생성량의 제한성을 보이는 반면, MELCOR 코드의 수소생성량은 CONTAIN 코드보다 상당히 큰 값을 보인다. 또한, MELCOR 코드의 경우 대기중에 존재하는 금속 용융노심과의 산화반응뿐 아니라, settling된 용융노심과의 산화반응도 계산하므로, 수소생성량은 MELCOR 코드가 CONTAIN 코드보다 더 많게 계산하고 있음을 알 수 있다. 수소의 연소에 있어서 MELCOR 코드의 경우 사고 초기의 급격한 연소를 제외하면 지속적인 연소반응을 보이며, CONTAIN 코드는 사고진행 후반부에 급격한 연소반응을 보일 뿐이다. 이는 MELCOR와 CONTAIN에서의 수소연소 모델의 차이에 의한 것으로 간주되며, 연소모델의 기준 값이 두 코드에서 서로 다를 수 있음을 의미한다.

그림 22에서 24는 IET-3과 4 그리고 7의 SURTSEY test facility내의 산소의 변화량이다. 그림 19에서 21까지를 SURTSEY vessel내에서의 수소와 산소의 산화반응으로 상당한 양의 산소가 MELCOR 코드에서 소모됨을 볼 수 있다. 반면에, CONTAIN 코드에서는 대기중에 존재하는 특정 크기내의 aerosol 입자에 대해서만 산화반응을 계산하므로, 앞의 그림들에서도 볼 수 있듯이 MELCOR 코드내의 금속 용융노심의 산화반응과 수소와의 활발한 산화반응을 일으키는 산소의 소모량이 적음을 볼 수 있다. 그림 19에서 21까지의 그림에서 MELCOR의 경우 사고 초반부에 급격한 수소연소를 보이며, CONTAIN은 사고 후반부에 급격한 수소연소를 일으키는 것으로 미루어 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드에서 각각 다른 수소의 연소기준을 가진다는 것을 짐작할 수 있다.

MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 IET 실험에 대한 계산결과들의 비교로부터 CONTAIN 코드의 경우 MELCOR 코드와 실험 값에 비해 사고 진행을 더 빠르게 해석하며, 실제 실험 값과의 비교에서 subcompartment내에서의 온도는 CONTAIN 코드가 높게 예측(overestimation)하지만 SURTSEY vessel내의 압력은 vessel내에 산소 및 수소가 존재할 경우 오히려 MELCOR 코드가 높게 예측(overestimation)함을 볼 수 있었다.

MELCOR 코드와 CONTAIN 코드에서의 연소기준은 다소의 차이가 있지만, 수소와 산소의 반응과 일산화탄소와 산소의 반응이 연소모델에서 주로 계산되는 현상임을 고려하면, 두코드내의 연소현상은 제어체적내에서 수소와 산소 그리고 일산화탄소의 농도에 관계됨을 예상할 수 있다. MELCOR 코드에서의 연소에 대한 기준 값은 다음과 같이 간단하게 정의된다.

$$X_{O_2} \geq XO2IG$$

$$X_{H_2O} + X_{CO_2} < XMSCIG$$

여기에서

X_{CO_2} = 제어체적내에서의 이산화탄소의 몰농도

$XO2IG$ = 점화(ignition)를 위한 최소 산소 몰농도(기본값:0.05)

XMSCIG = 점화를 위한 최대 희석물(diluent)의 몰농도(기본값:0.55)

본 연구의 MELCOR 코드에서는 SURTSEY vessel내의 산소의 몰농도를 계산하여 그림 19부터 그림 21까지에서의 수소의 사고 초반부의 급격한 연소에 대한 원인을 규명하고자 하였다. 그림 25는 MELCOR 코드로 계산한 SURTSEY vessel내에서의 산소의 몰농도이다. 그림에서 IET-3, 4 그리고 7에서 SNL의 IET 실험 해석에 사용된 XO2IG(0.05)를 훨씬 상회하는 값을 가지는 것을 볼 때, 그림 19부터 그림 21까지의 MELCOR 계산에서 IET-3, 4 그리고 7 실험은 사고 초반부터 급격한 수소의 생성과 더불어 연소를 일으키며, 수소생성이 완료된 후에는 점차적인 수소연소가 이루어짐을 알 수 있다. 또한, 이러한 수소연소로 인해 SURTSEY vessel내에 산소 및 수소가 존재하는 경우 CONTAIN 코드의 경우보다 SURTSEY vessel내의 압력을 높게 계산함을 알 수 있다.

CONTAIN 코드내의 연소모델에서 점화의 기준 값은 MELCOR 코드에서와 거의 비슷하게 정의된다. CONTAIN 코드에서의 연소모델에 대한 기준 값은 다음과 같이 정의된다.

$$X_{Cgas}^{crit} \geq 0.07 \quad : \text{Combustibles (H}_2 + 0.541 * \text{CO)}$$

$$X_{O_2}^{crit} \geq 0.05 \quad : \text{산소}$$

$$X_g^{crit} \leq 0.55 \quad : \text{Diluent (H}_2\text{O + CO}_2 \text{)}$$

그림 19 ~ 24에서 MELCOR에 비하면 소량의 수소 및 산소 연소를 보임으로써 CONTAIN 코드내의 산소의 몰농도의 계산에서 MELCOR보다 더 적은 값을 가짐을 예상할 수 있다.

이상의 MELCOR와 CONTAIN 코드의 비교, 분석결과로, CONTAIN의 경우 초기의 산소와 증기의 급속 용융노심과의 산화반응에 의해 초기 온도와 압력은 실제 실험 값보다 상당히 높게 예측하나, CONTAIN 코드내의 aerosol

모델에서의 산화반응의 제한으로 사고 후반부에서의 온도 및 압력을 비교적 정확하게 예측하는 반면, MELCOR 코드는 사고 전반부에는 산소와 금속 용융노심의 산화반응에 뒤따르는 수증기와 금속 용융노심의 산화반응에 의해 온도 및 압력은 비교적 정확하게 예측하나, 산소의 산화반응이 종결되면, 증기와 금속 용융노심의 반응에 의한 수소생성 및 연소를 다소 높게 평가하는 (over-estimate) 경향이 있음을 알 수 있다. 따라서, 앞으로의 본 연구에서는 두 코드들의 이와 같은 해석상의 단점을 상호 보완하여 국내 원자력발전소에 의 해석에 적용하여 보다 정확한 해석을 수행하고자 한다.

5. 차기 년도 연구계획

3차년도의 연구에서는 중대사고 시 매우 중요한 현상중의 하나인 노심 용융과정과 노심용융물의 거동에 대한 MELCOR 모델을 조사, 분석하고자 한다. 이를 위하여 MELCOR 코드내의 Mass Relocation(candling, radial relocation, particulate debris formation, gravitational settling) 모델과 Lower Head(lower head failure, debris ejection) 모델을 조사하고, 특히 MELCOR 모델중 취약 부분인 lower head failure mechanism 부분등에 대한 열수력학적 거동 모델을 검토하고자 한다. 그리고 MELCOR 코드내의 유로폐쇄현상(flow blockage) 모델, 노심용융물의 재배치(candling, relocation, settling) 모델의 타당성을 검증하고자 한다.

이를 위하여 독일의 Kernforschungszentrum Karlsruhe(KfK)에서 수행된 CORA 실험을 MELCOR 코드를 이용하여 분석함으로써 부분적으로 상기 목적을 수행하고자 한다.

CORA 실험은 노심손상 모의실험중 가장 대표적인 실험중의 하나로 전체 19개의 실험이 실시되었다. CORA 실험장치는 test bundle, 노심이 고온인 상태 하에서의 quenching을 수행하기 위한 quenching tube, test bundle 하부로 argon 기체와 수증기를 주입할 수 있는 장치등으로 구성되어 있으며, CORA 실험은 다음과 같은 3단계의 과정(phase)으로 진행되었다.

- Gas pre-heat phase

: 과도상태 준비기간으로서 test bundle 하부로 argon 기체를 주입하고, 약한 출력을 가하여 bundle을 싸고있는 구조물의 온도를 상승시켜 수증기가 응축되지 않도록 한다.

- Transient phase

: 출력을 선형 증가시켜 핵연료봉을 손상시키고 수증기를 주입하여 핵연료봉의 피복재와 shroud 물질인 Zircaloy를 산화시킨다.

- Cooling phase

: test bundle 하부의 quenching tube를 상승시켜 핵연료봉을 quenching 시킨다.

앞으로의 본 연구에서는 이러한 연구들을 발판으로 MELCOR 코드의 타당성을 검증하여 문제점을 제시하고 더 나아가 해결방법을 제안함으로써 원자력발전소 사고해석코드에 대한 국제공동연구에 참여하고, 이에서 습득한 원전안전 평가기술을 이용하여 신형 및 표준형 원자로의 개발에서 중대사고 시 안전성을 확보할 수 있는 기준을 제시하고자 한다.

참고문헌

1. T. Ginsberg and N. K. Tutu, "Progress in Understanding of Direct Containment Heating Phenomena in Pressurized Light Water Reactors", Proc. of 3rd Int. Topical Meeting on Nuclear Power Plant (1988), Seoul, Korea.
2. B. W. Spencer, D. Kilsdonk and J. J. Sienicki, "Phenomenological Investigations Following Postulated Vessel Melthrough", Proceedings of International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, NUREG/CP-0027-V2 part 1 of 2 (1982), ANL.
3. L. N. Kmetyk, "MELCOR 1.8.2 Assessment: IET Direct Containment Heating Tests", SAND 93-1475, UC-610 (1993), SNL.
4. L. N. Kmetyk et. al., "MELCOR 1.8.2 Assessment: Surry PWR TMLB' (with a DCH Study)", SAND 93-1899, UC-610 (1994), SNL.
5. MELCOR 1.8.2 Computer Code Manual Volume 1-1 : Primer and User's Guides, February 1993, SNL.
6. MELCOR 1.8.2 Computer Code Manual Volume 2 : Reference Manuals and Programmer's Guides, February 1993, SNL.
7. D. S. So, "Experimental and Theoretical Studies on the High Pressure Melt Ejection from a Reactor Pressure Vessel", Ph. D Thesis (1992), KAIST.
8. J. E. Cha, "An Experimental Study of the DCH", M. Thesis (1991), POSTECH.
9. 정 찬영, 전 규동, 방 광현, 김 무환, "격납용기 직접가열 현상에 관한 실험적 연구", Journal of Korean Nuclear Society, Vol. 25, No. 3, (1993)
10. 이 효율, 김 무환, 전 규동, 김 상백, "원자력캐비티내의 냉각수 및 캐비티의 기하학적 형상이 격납건물의 건전성에 미치는 영향에 대한 연구", '95춘계학술발표회 논문집 (1995), 한국원자력학회.
11. W. W. Tarbell, et al., "Results from the DCH-1 Experiment", NUREG/CR-4871, SAND 86-2483 (1987), SNL.
12. W. W. Tarbell, et al., "DCH-2 : Results from the Second Experiment Performed in the Surtsey Direct Heating Test Facility",

NUREG/CR-4973,SAND 87-0976 (1988), SNL.

13. W. W. Tarbell, et al., "Experimental of Direct Containment Heating by High-Pressure Melt Ejection into the Surtsey Vessel : The DCH-3 and DCH-4 Tests", SAND 90-2138, UC-523 (1991), SNL.
14. M. Pilch, et al., "Experiments to Investigate the Effects of Flight Path on Direct Containment Heating(DCH) in the Surtsey Test Facility: The Limited Flight Path (LFP) Tests", NUREG/CR-5728, SAND 91-1105 (1991), SNL.
15. M. D. Allen, et al., "Experiments to Investigate the Effect of Water In The Cavity On Direct Containment Heating (DCH) in the Surtsey Test Facility: The WC-1 and WC-2 Tests", SAND 91-1173, UC-523 (1992), SNL.
16. M. D. Allen, et al., "Experiments Results of Tests to Investigate the Effect of Hole Diameter Resulting from Bottom Head Failure on DCH in the Surtsey Test Facility ;The WC-1 and WC-3 Tests", SAND 91-2135, UC-523 (1991), SNL.
17. M. D. Allen, et al., "Experiments to Investigate the Effects of 1:10 Scale Zion Structures on DCH in the Surtsey Test Facility : The IET-1 and IET-1R Tests", SAND 92-0255, UC-523 (1992), SNL.
18. M. D. Allen, et al., "The Third Integral Effects Test (IET-3) in the Surtsey Test Facility", SAND 92-0116, UC-523 (1992), SNL.
19. M. D. Allen, et al., "Results of an Experiment in a Zion-Like Geometry to Investigate the Effect of Water on the Containment Basement Floor on Direct Containment Heating(DCH) in the Surtsey Test Facility: The IET-4 Test", SAND 92-1241, UC-523 (1992), SNL.
20. M. D. Allen, et al., "Experimental Results of an Integral Effects Test in a Zion-Like Geometry to Investigate the Effect of a Classically Inert Atmosphere on Direct Containment Heating: The IET-5 Experiment", SAND 92-1623, UC-523 (1992), SNL.
21. M. D. Allen, et al., "An Integral Effects Test to Investigate the Effects of Condensate Levels of Water and Preexisting Hydrogen on Direct Containment Heating in the Surtsey Test Facility: The IET-7 Experiment",

SAND 92-2021, UC-523 (1993), SNL.

22. M. D. Allen, et al., "Experiments to Investigate the Effects of Fuel/Coolant Interactions on Direct Containment Heating: The IET-8A and IET-8B Experiments", SAND 92-2849, UC-523 (1993), SNL.

23. "CONTAIN 1.2 CODE MANUAL: A Computer Code for Severe Accident Analysis", (1993), SNL.

		IET-1	IET-1R	IET-3	IET-4	IET-7
Steam pressure (MPa)		7.1	6.3	6.1	6.7	5.9
Steam temperature (K)		600	585	585	555	599
Steam driving gas (g.moles)		440	477	456	583	416
Cavity water (kg)		3.48	3.48	3.48	3.48	3.48
Surtsey pressure (MPa)		0.200	0.197	0.189	0.200	0.200
Surtsey temperature (K)		295	275	280	295	303
Initial gas composition in Surtsey (mol.%)	N ₂	99.90	99.78	90.60	90.00	85.95
	O ₂	0.03	0.19	9.00	9.59	9.57
	H ₂	0.00	0.02	0.00	0.00	3.97
	CO ₂	0.01	0.00	0.02	0.02	0.03
	Other	0.06	0.01	0.38	0.39	0.48
Initial hole diameter (cm)		3.5	3.5	3.5	3.5	3.5
Thermite composition		Iron oxide 29.26 kg Chromium 4.65 kg Aluminum 9.09 kg <hr/> Thermite 43.00 kg				

표 1. IET test의 초기조건 (SNL)

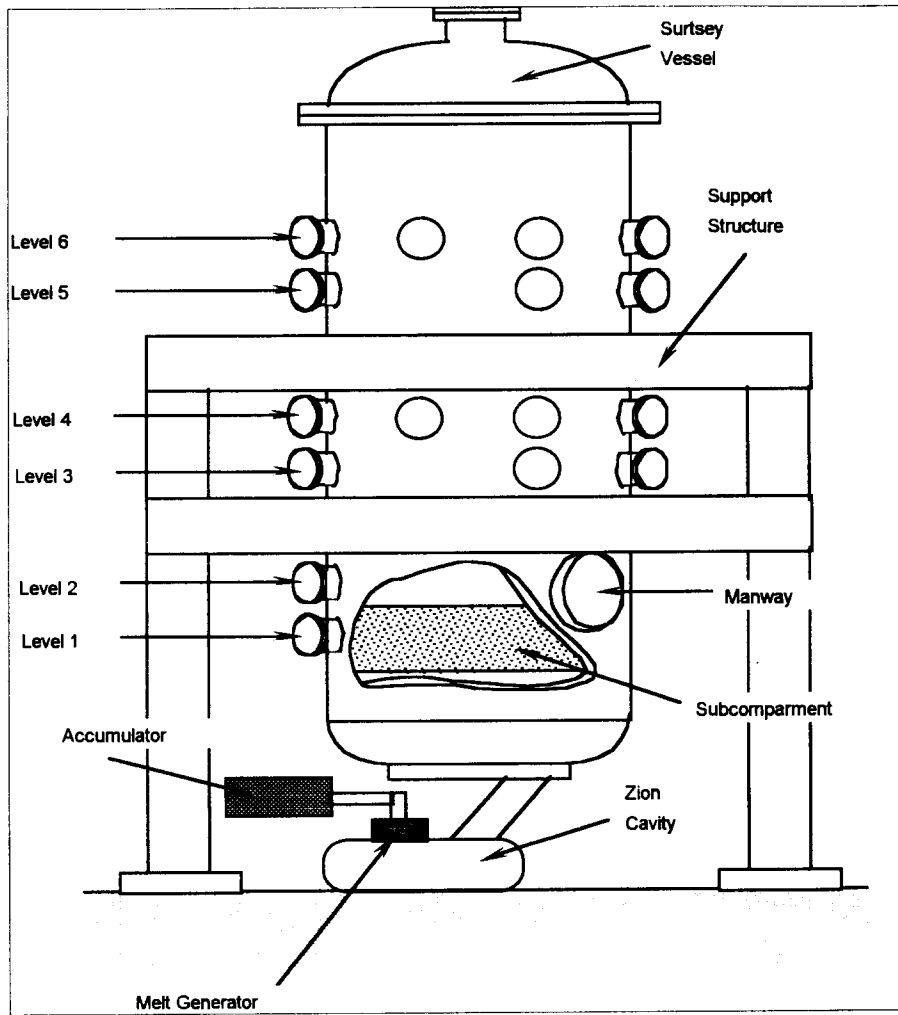


그림 1. SURTSEY test의 실험장치 개략도

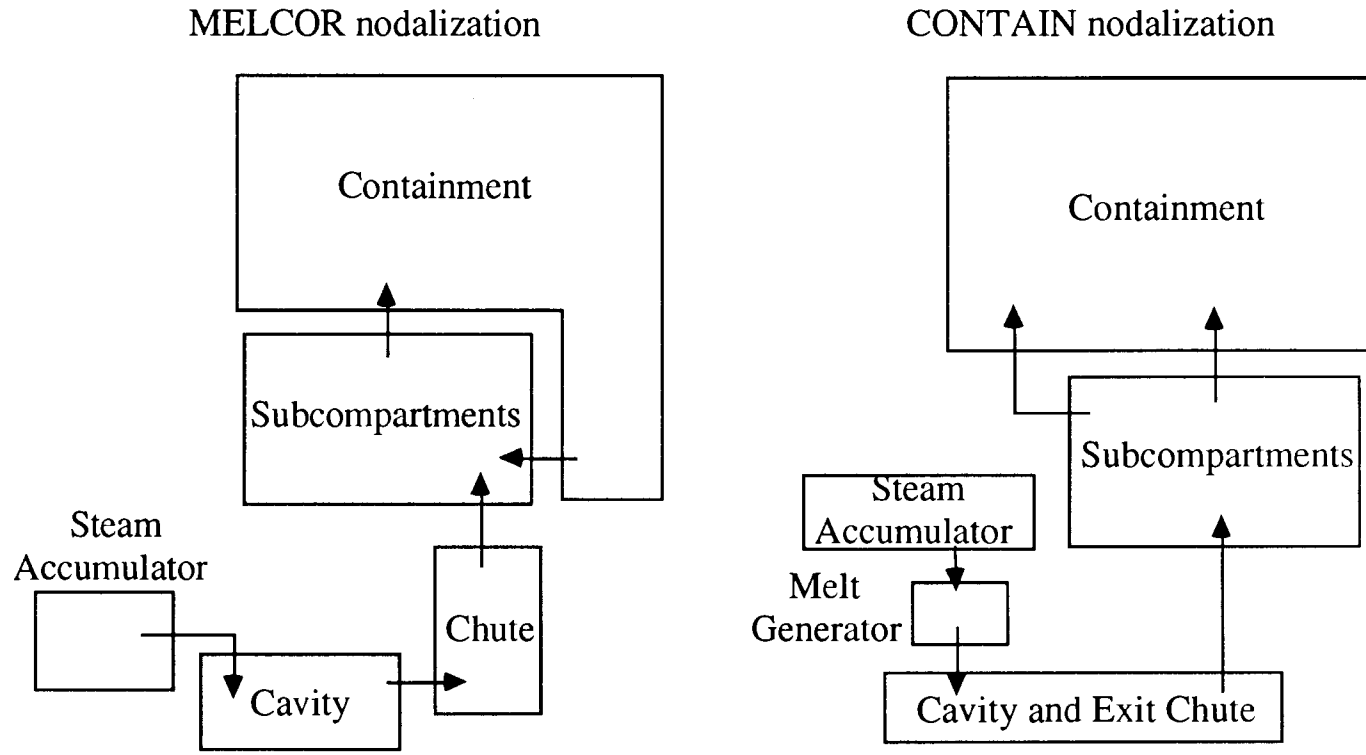


그림 2 MELCOR 코드와 CONTAIN 코드의 nodalization

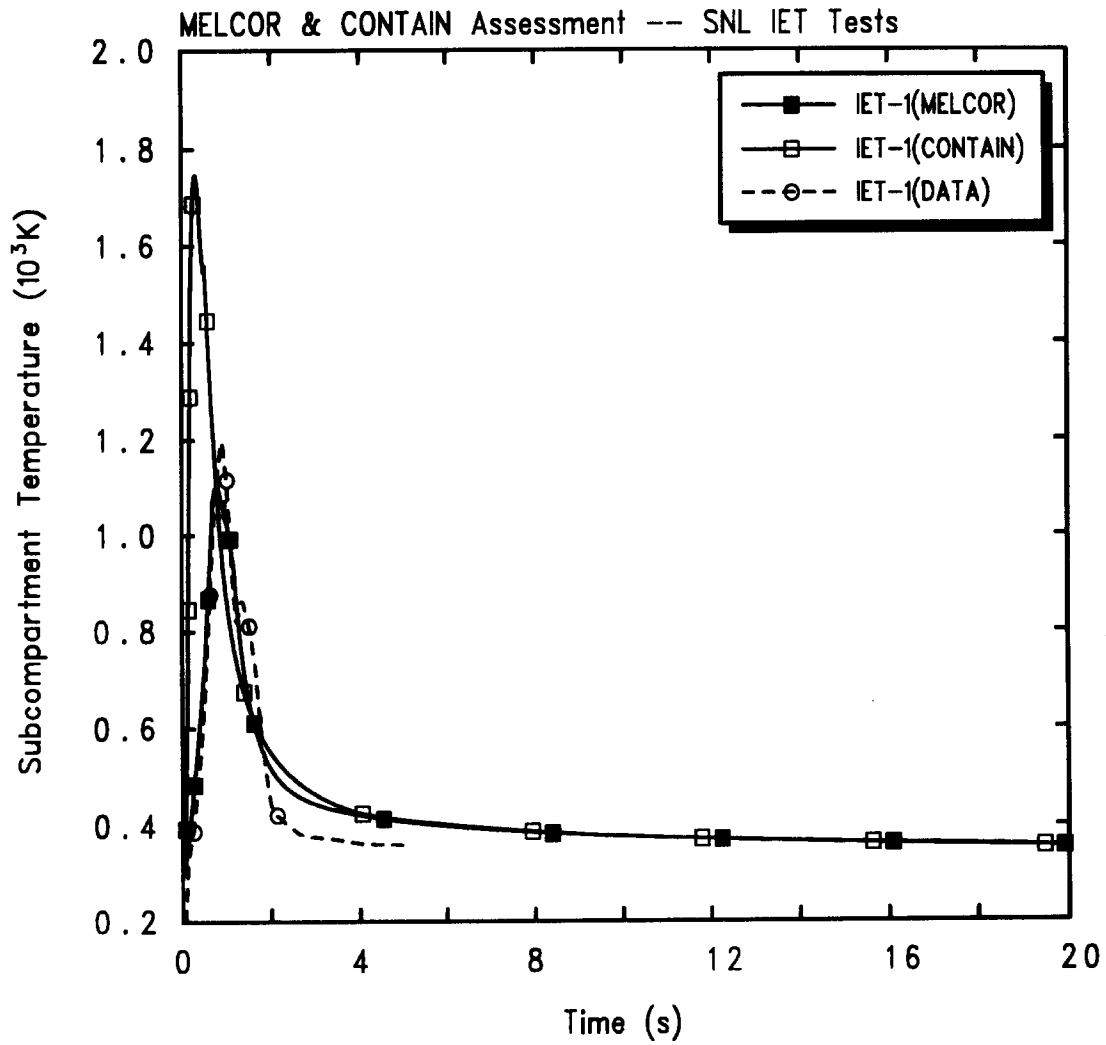


그림 3. IET-1 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화

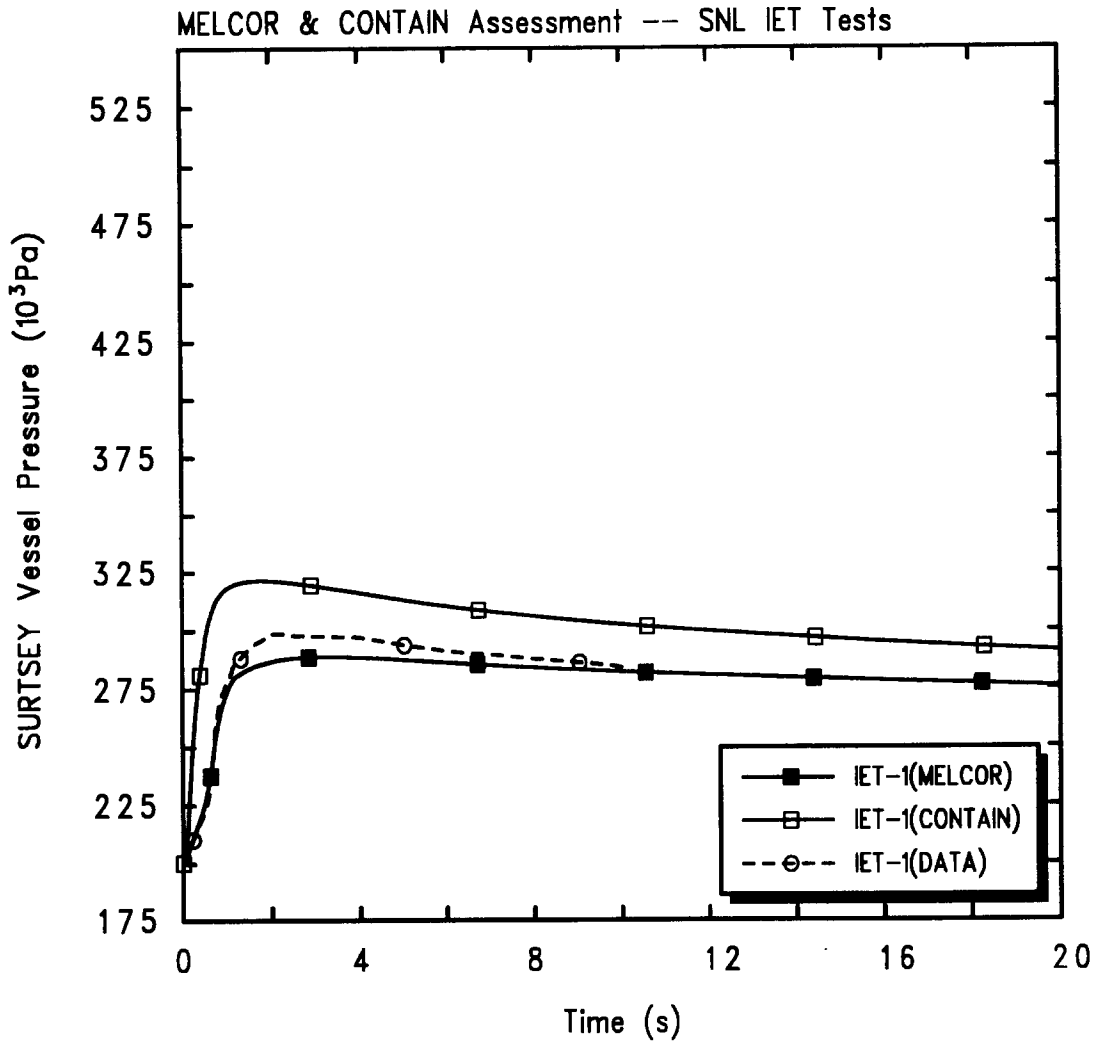


그림 4. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화

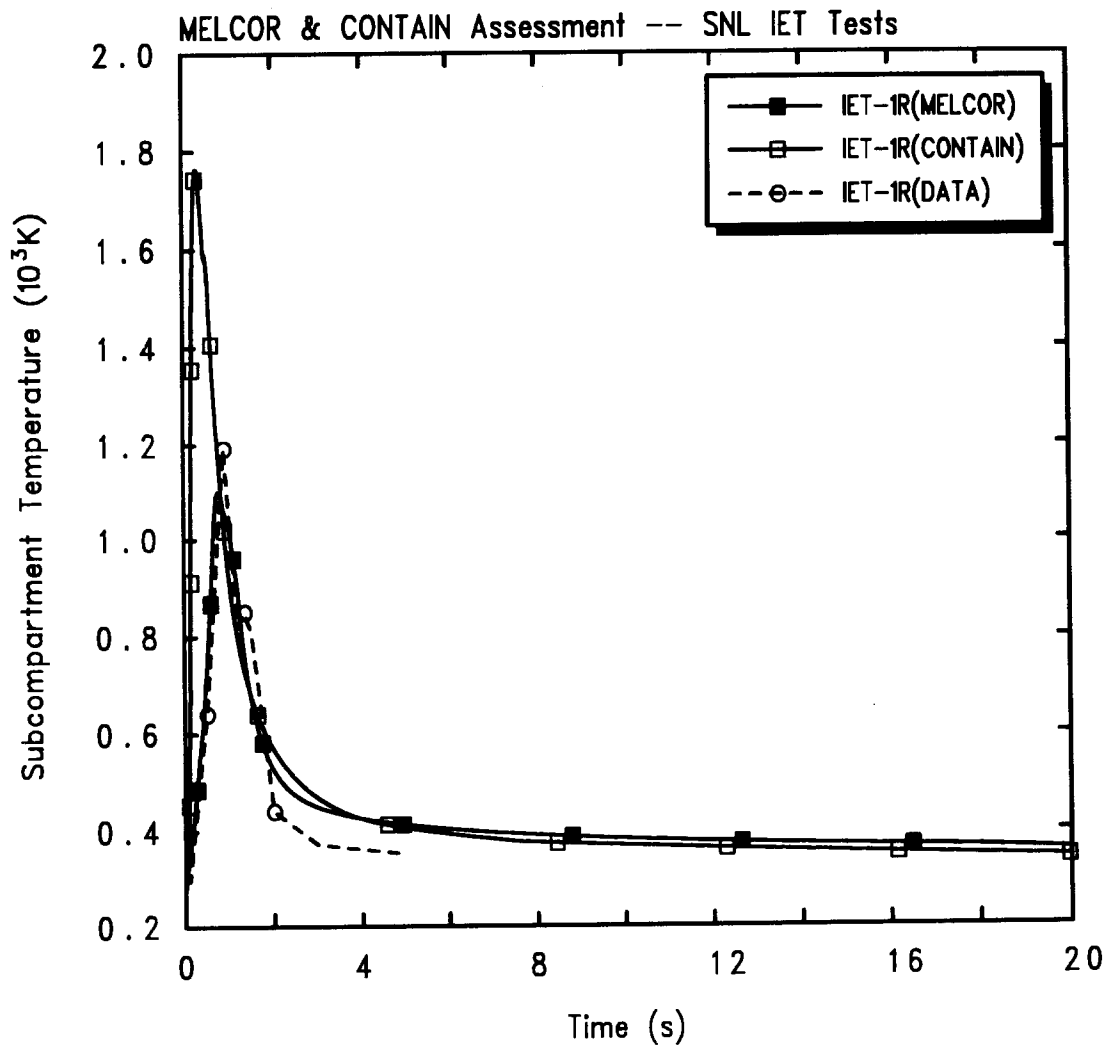


그림 5. IET-1R 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화

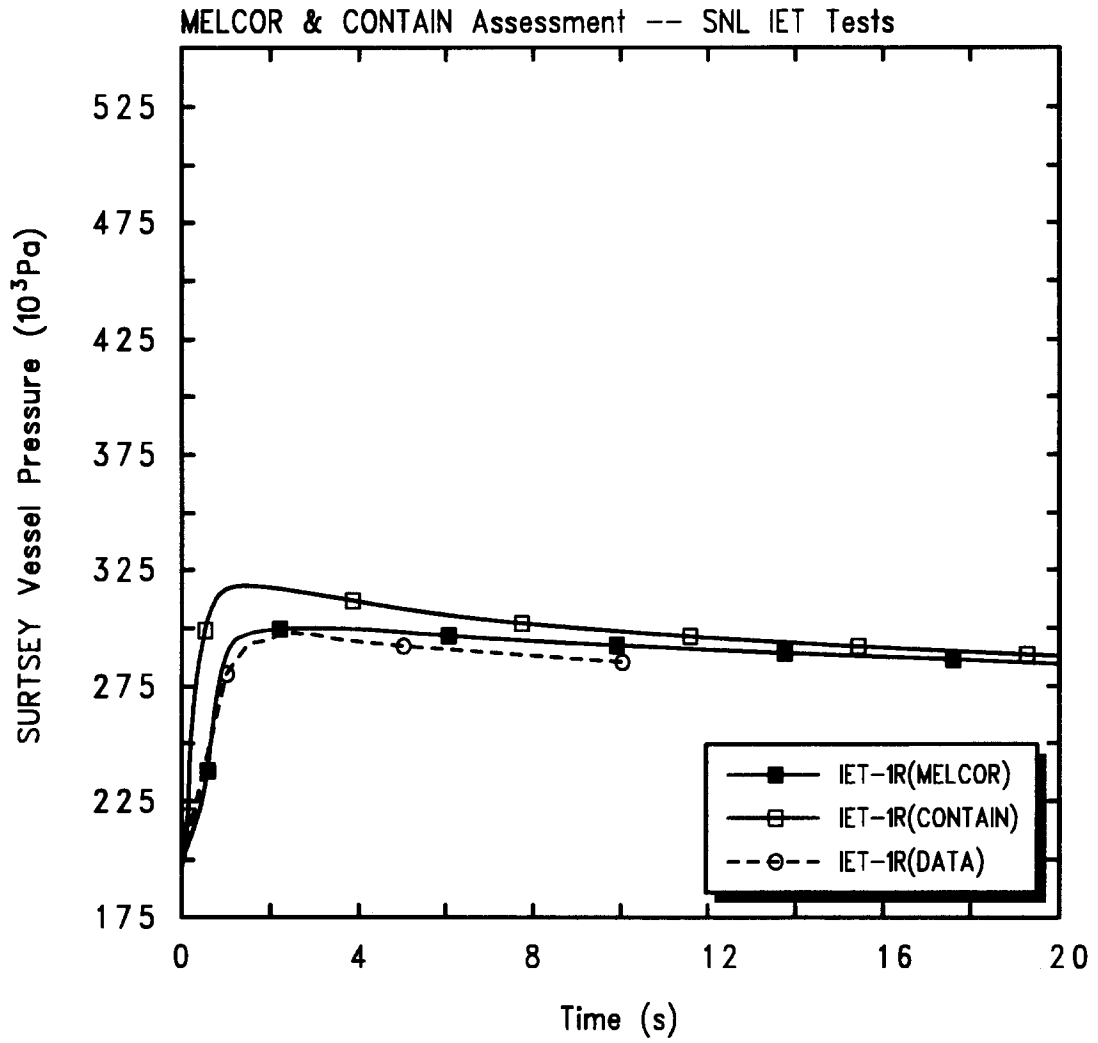


그림 6. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화

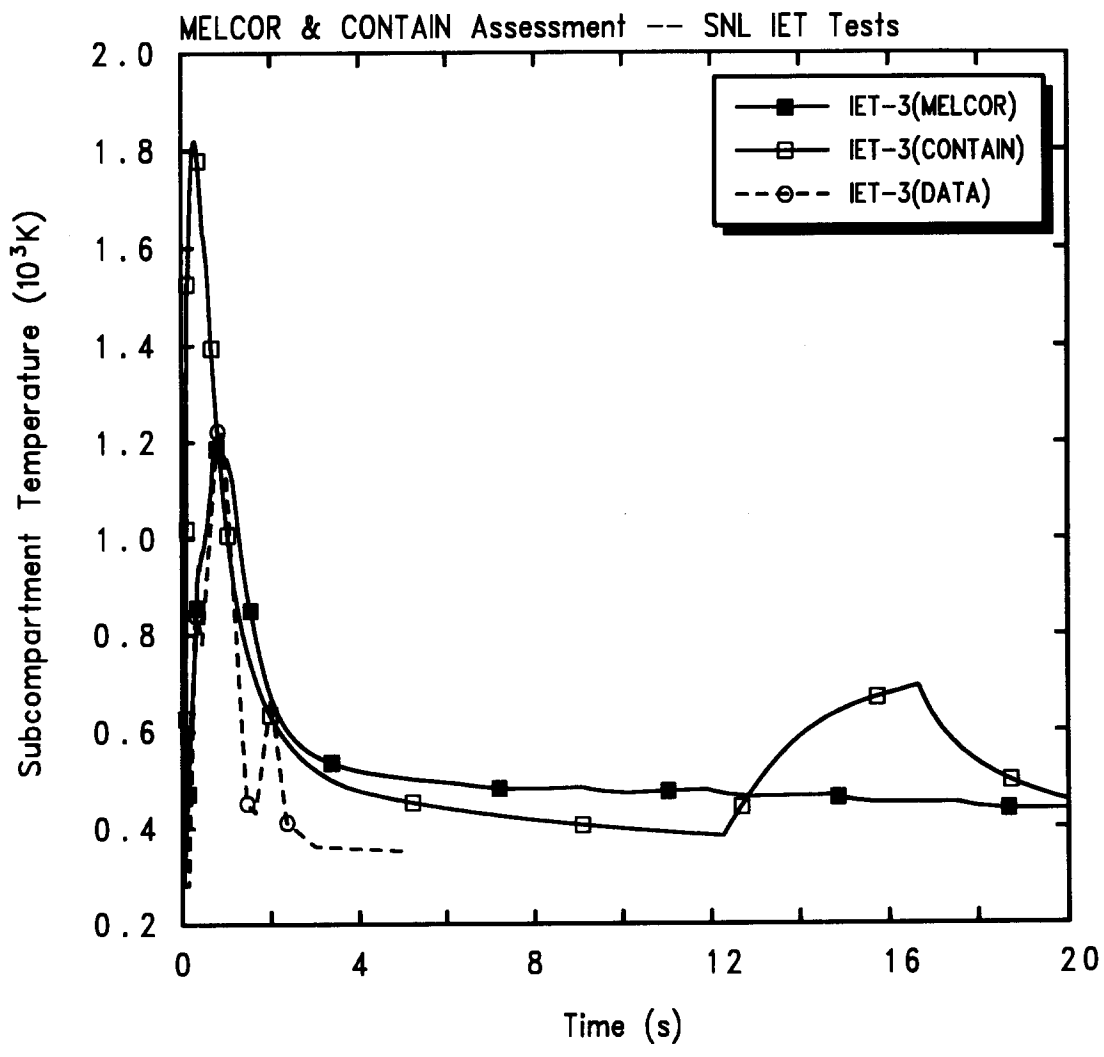


그림 7. IET-3 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화

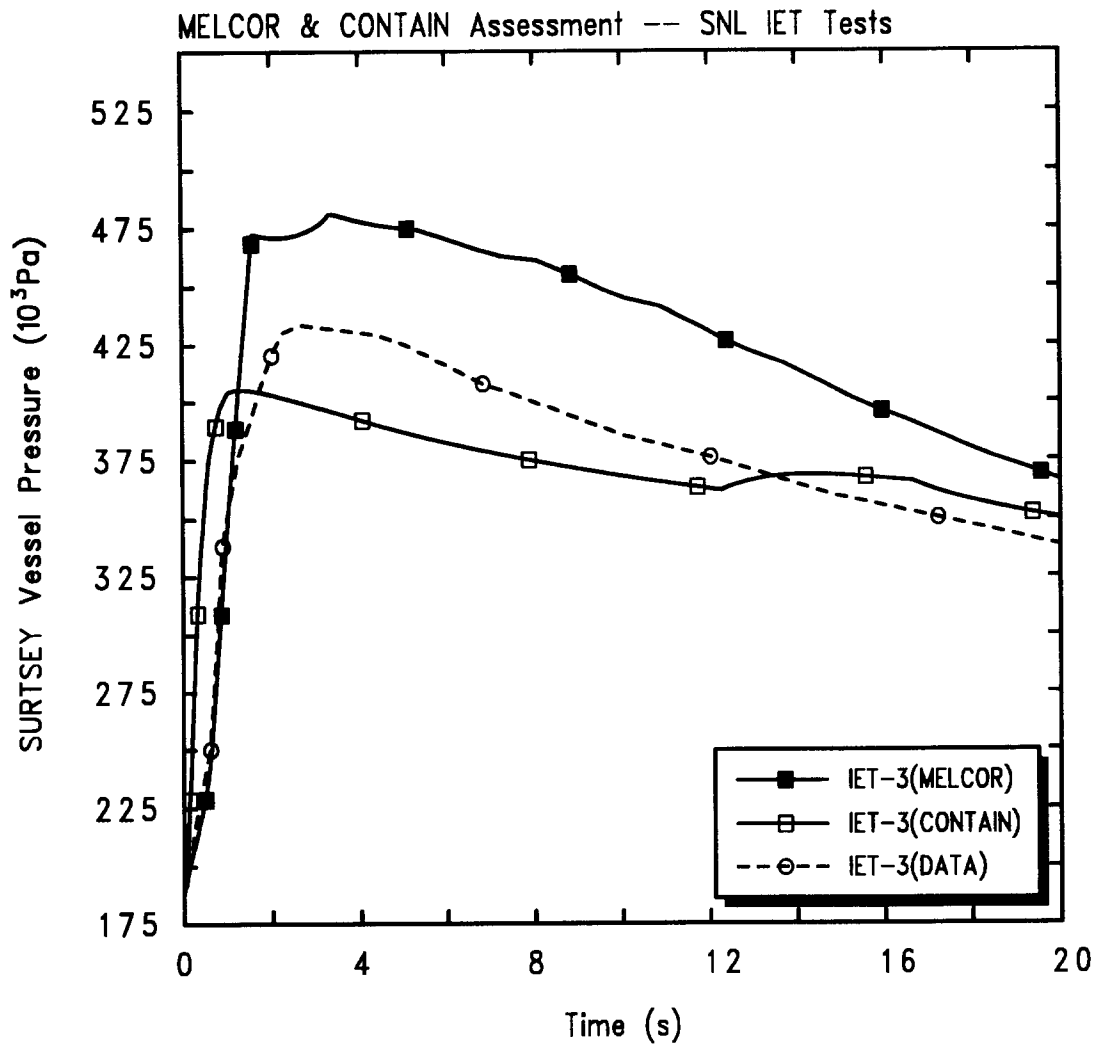


그림 8. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화

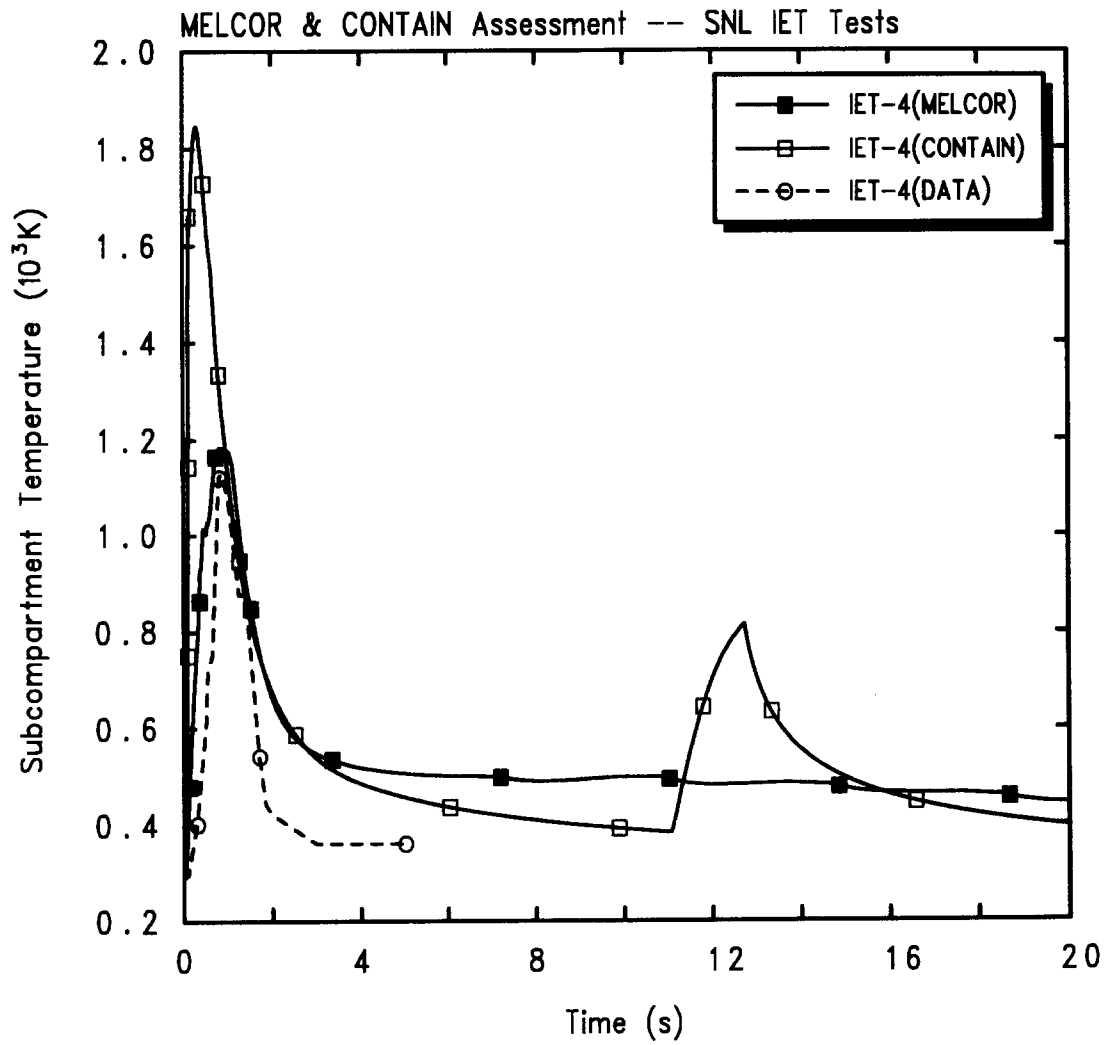


그림 9. IET-4 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화

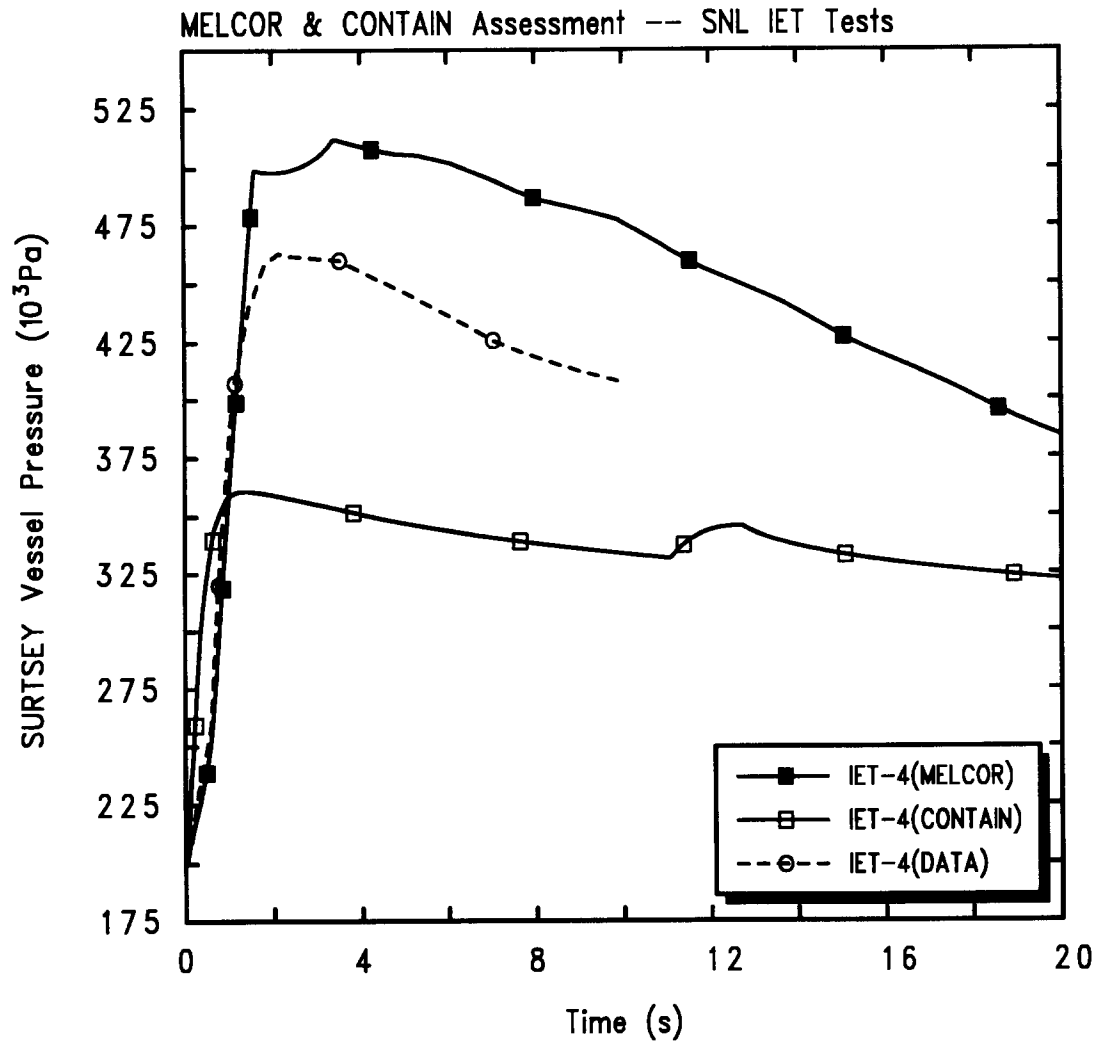


그림 10. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화

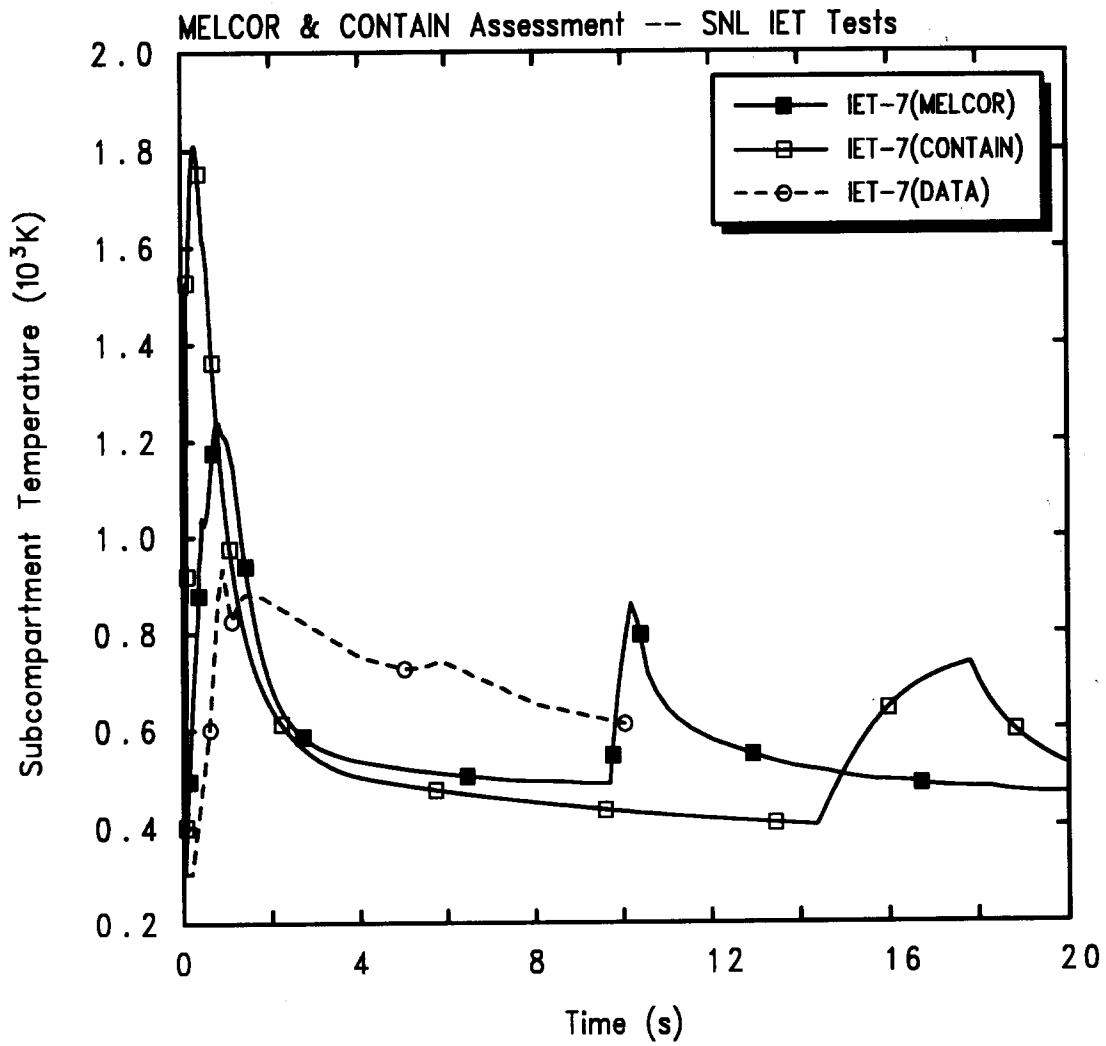


그림 11. IET-7 실험에서의 subcompartment내에서의 온도변화

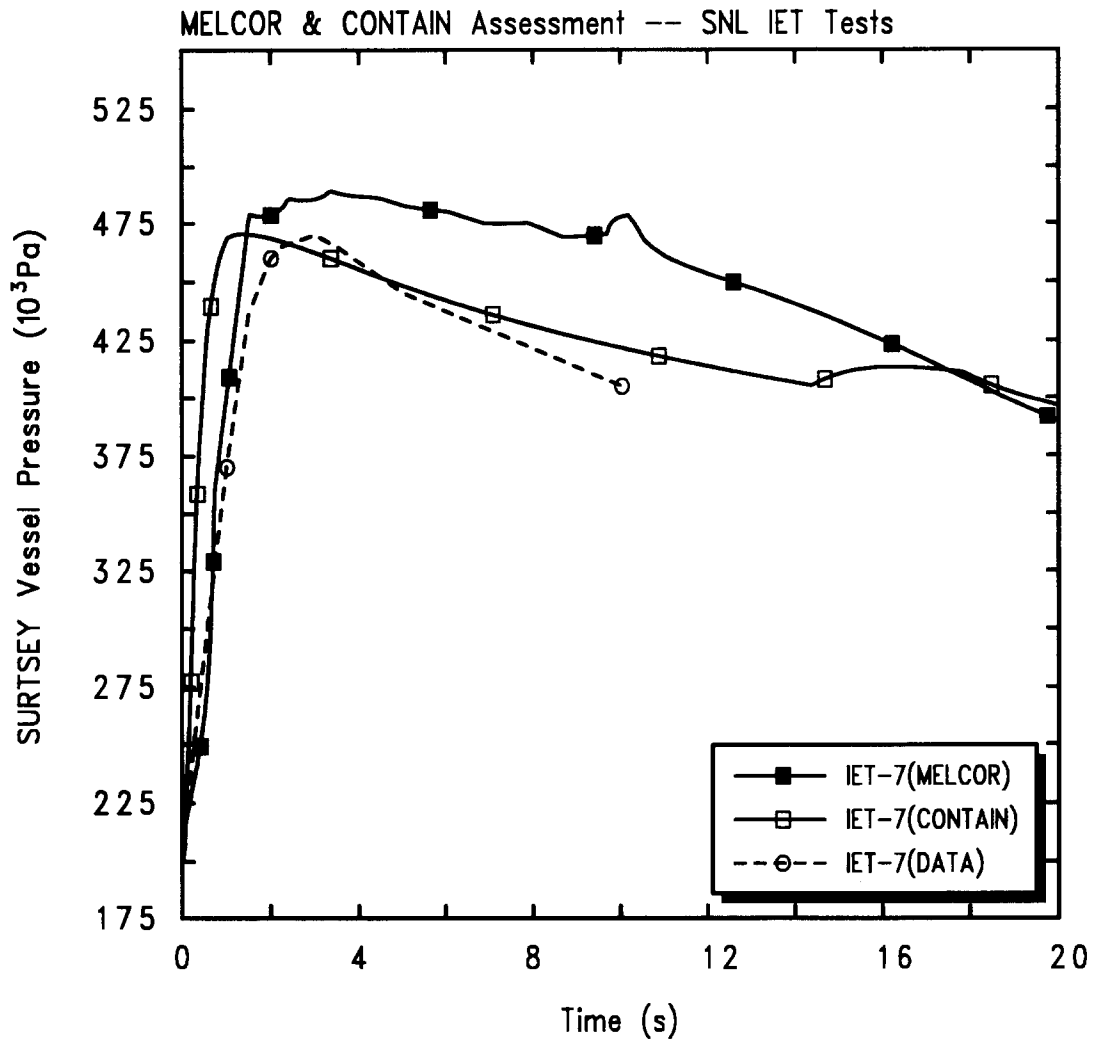


그림 12. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내에서의 압력변화

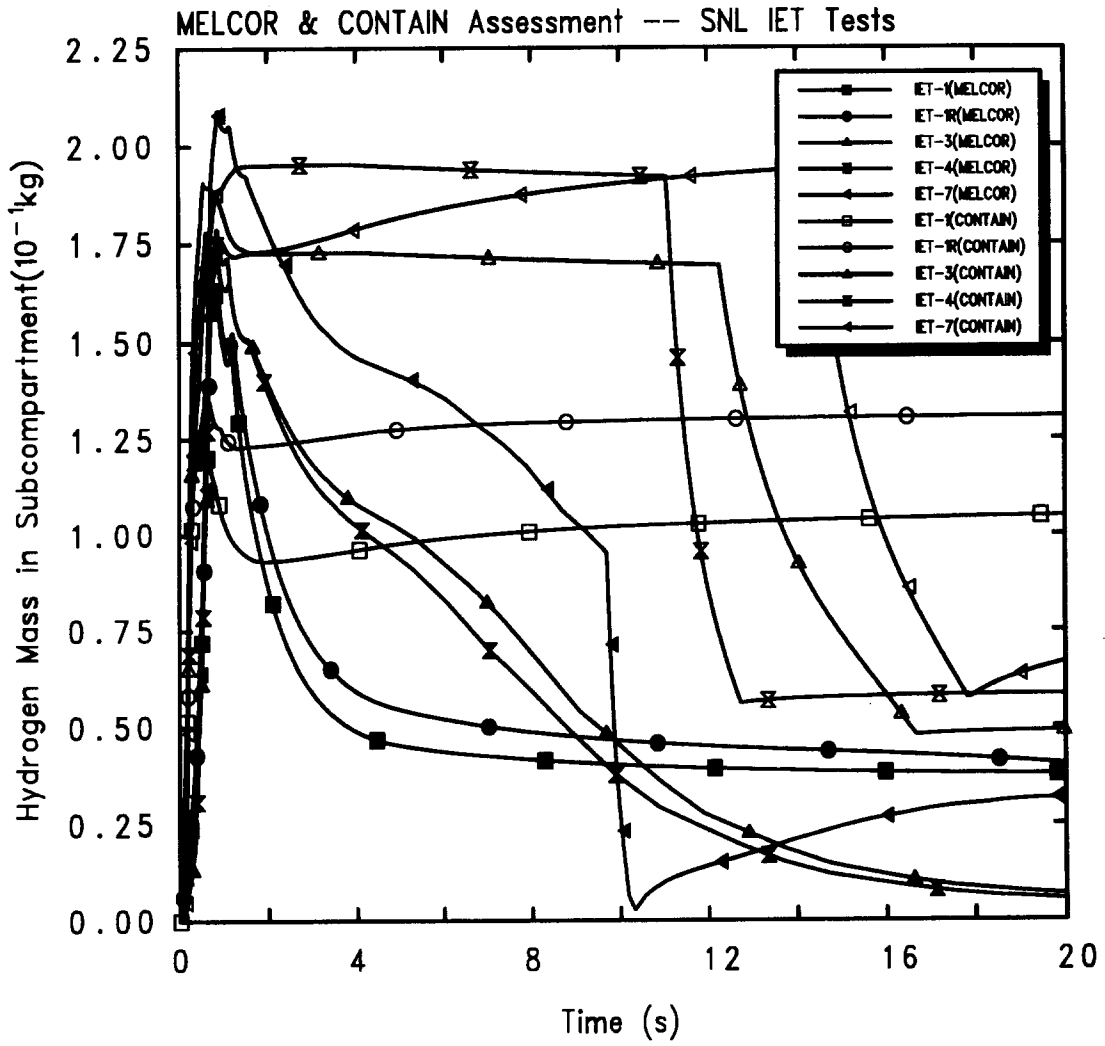


그림 13. subcompartment내에서의 수소의 변화량

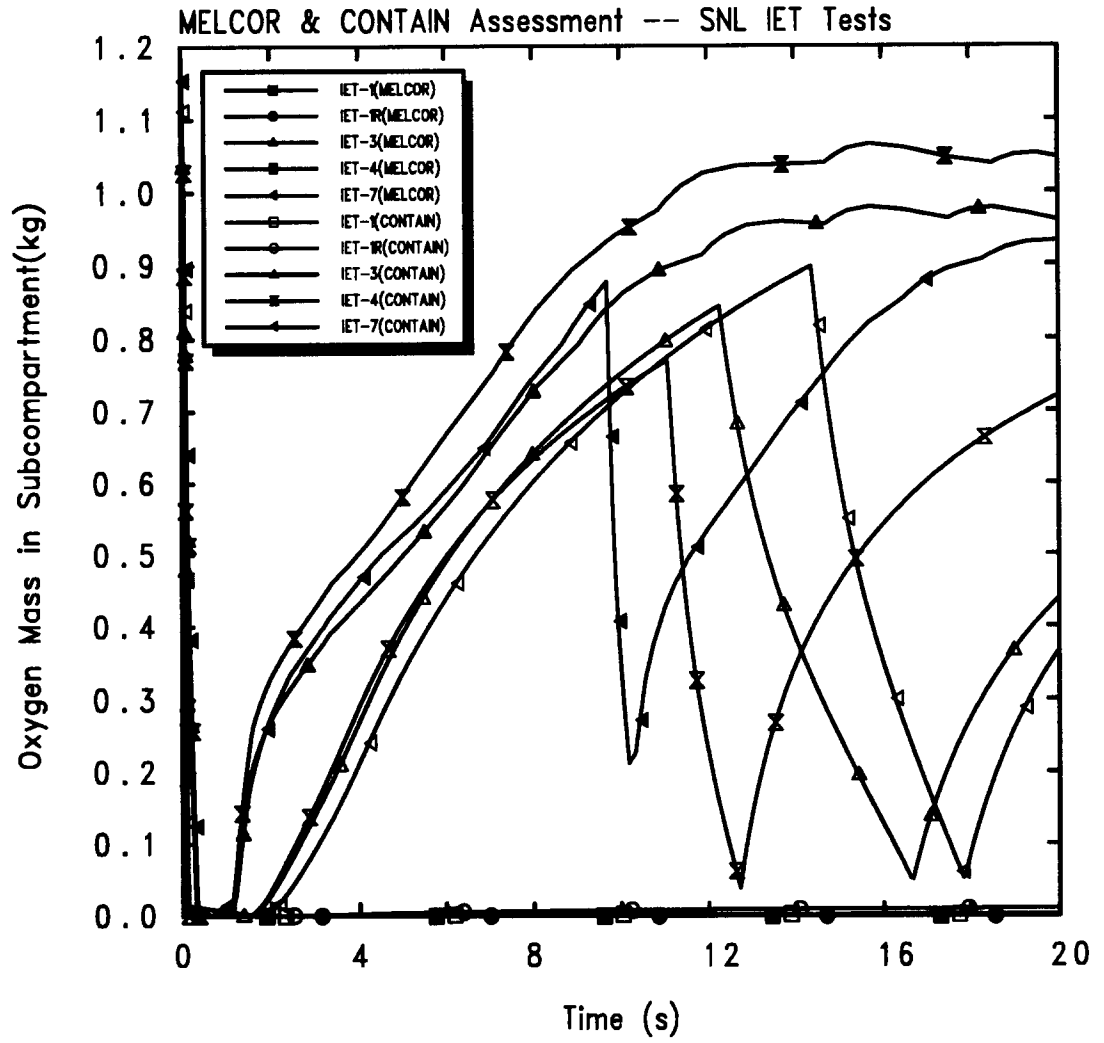


그림 14. subcompartment내에서의 산소의 변화량

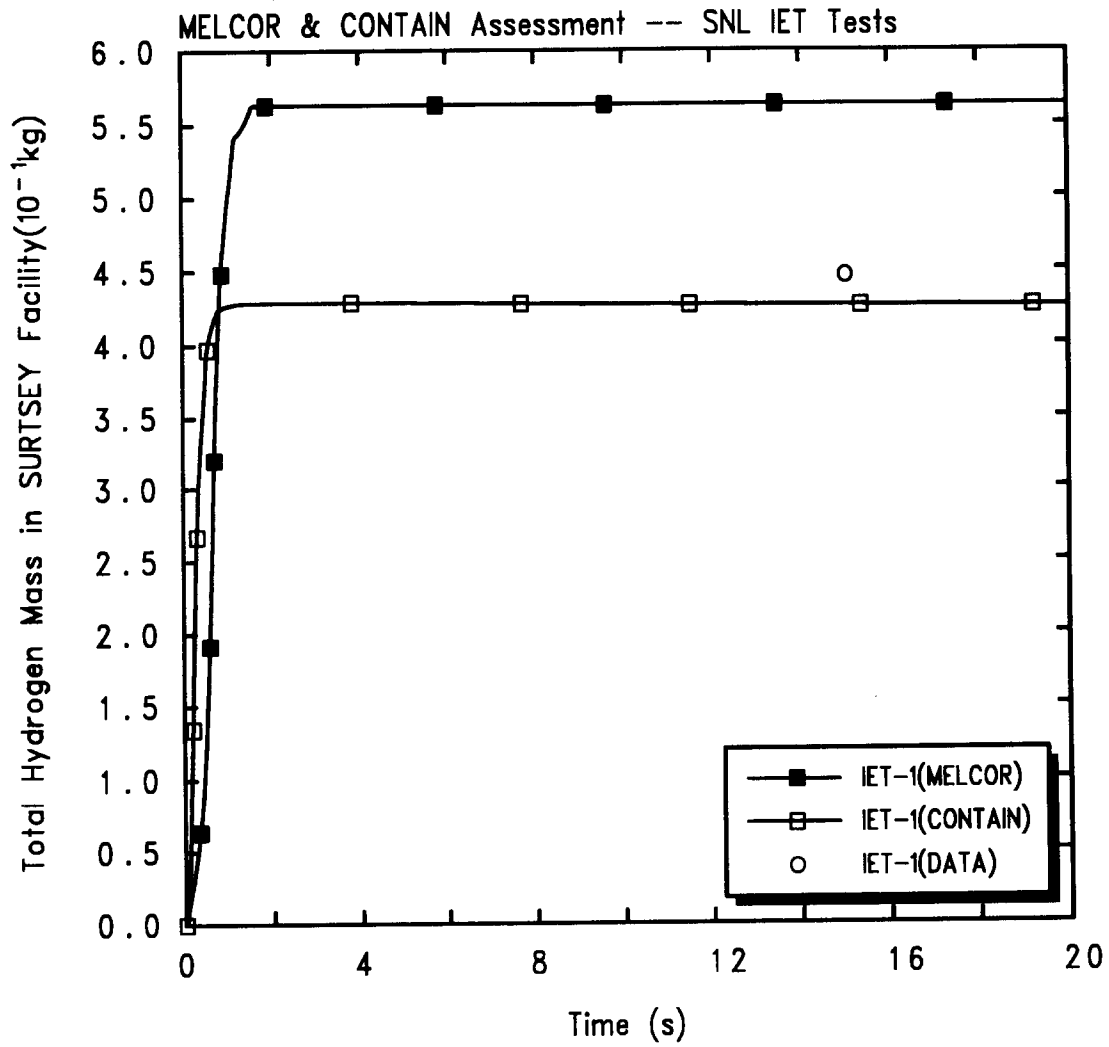


그림 15. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량

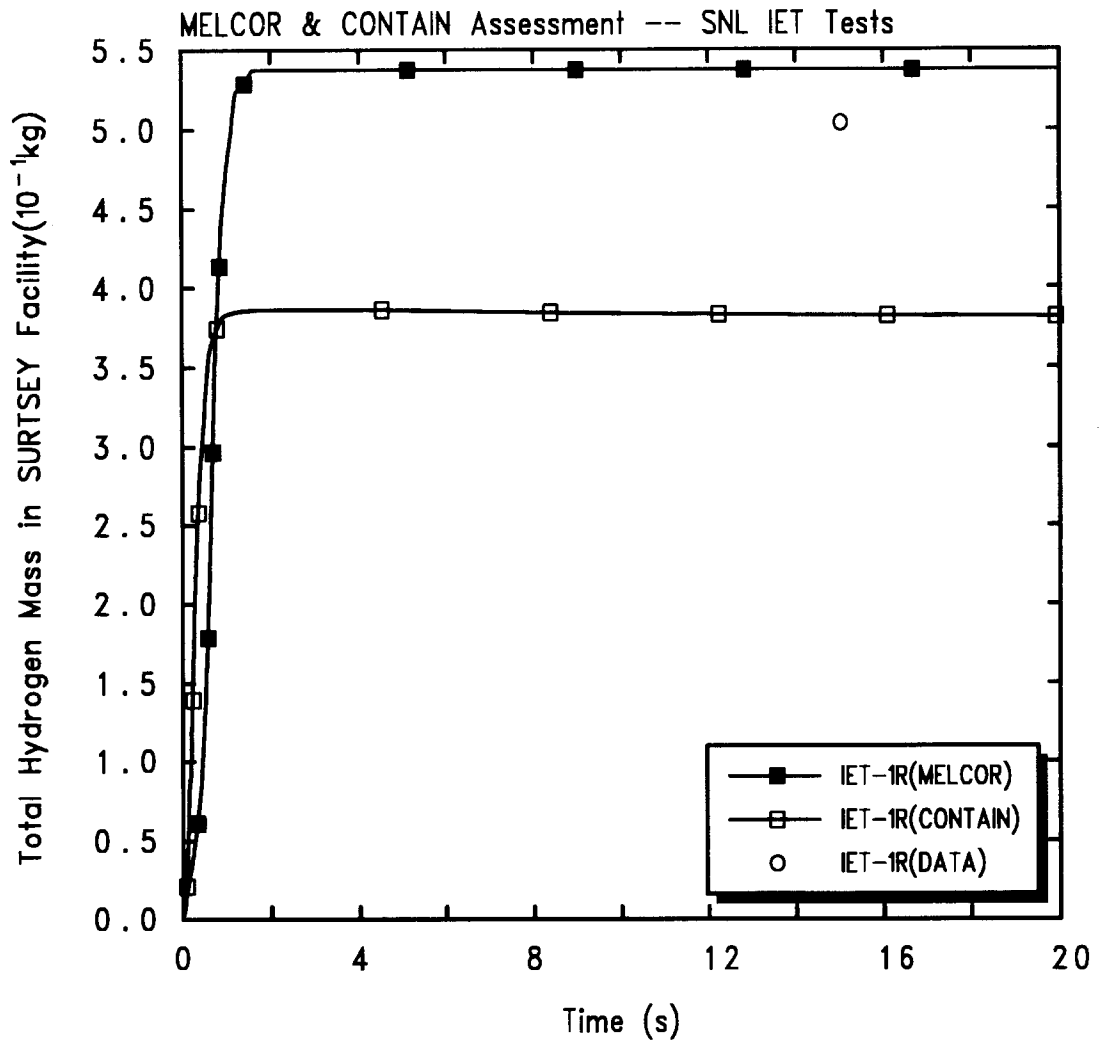


그림 16. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량

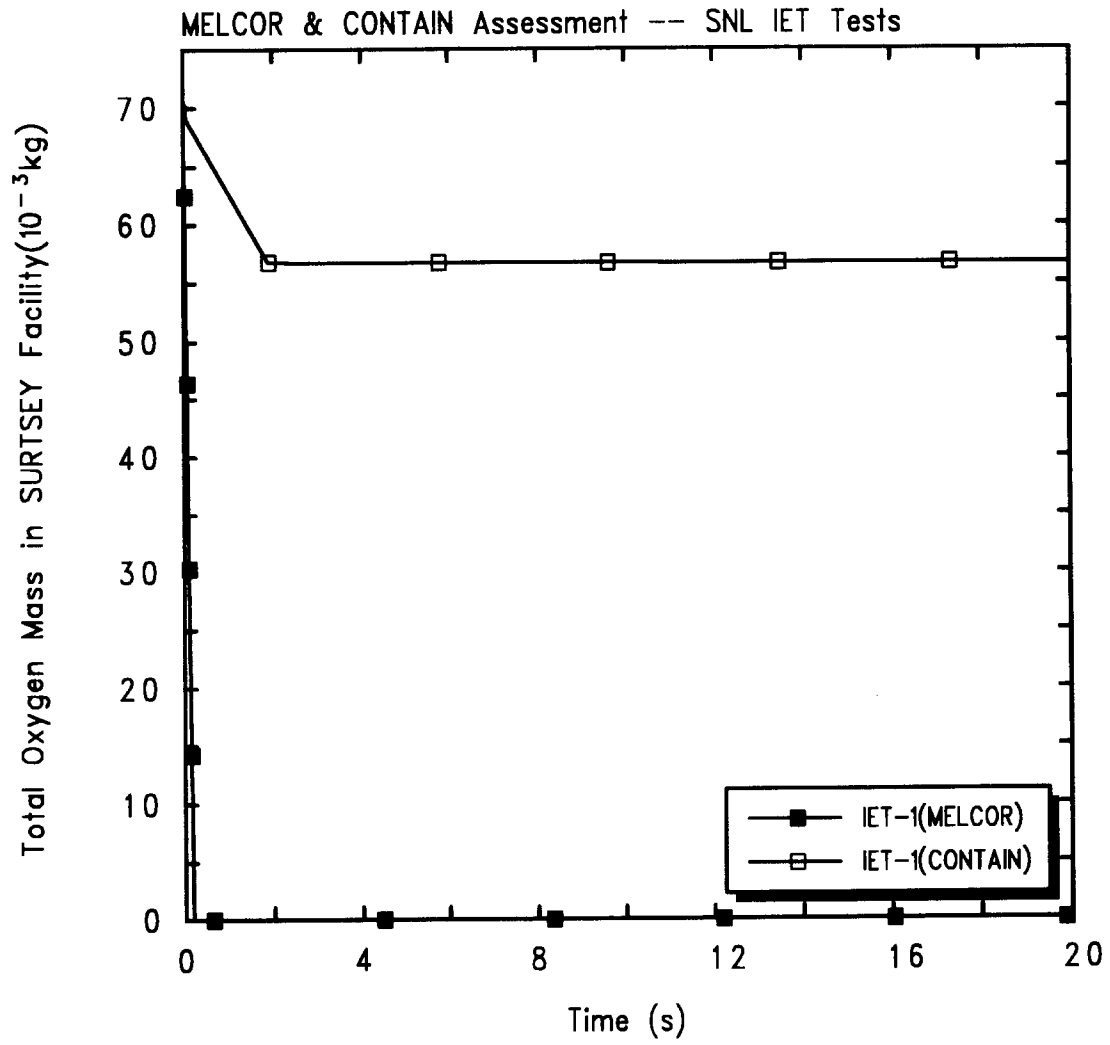


그림 17. IET-1 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량

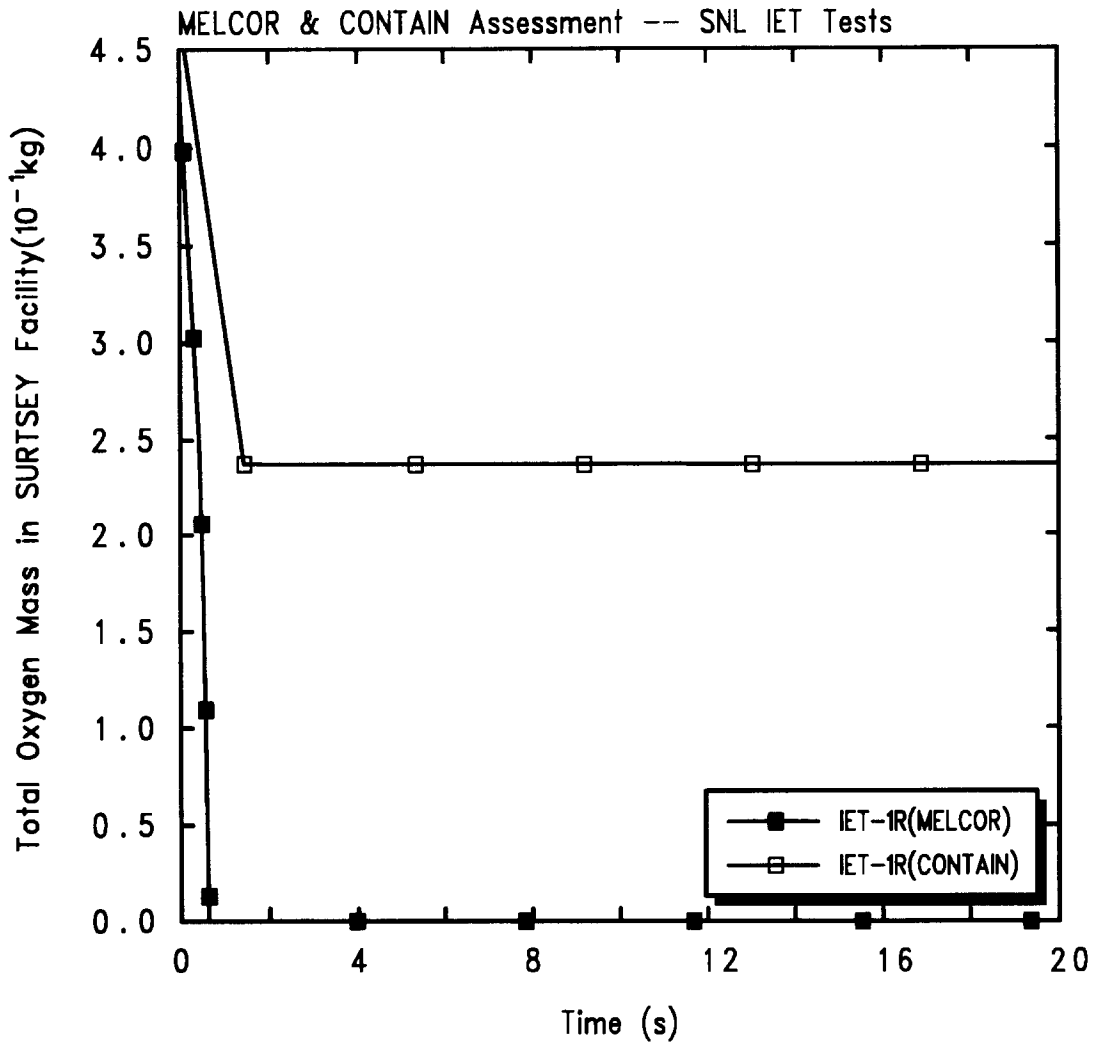


그림 18. IET-1R 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량

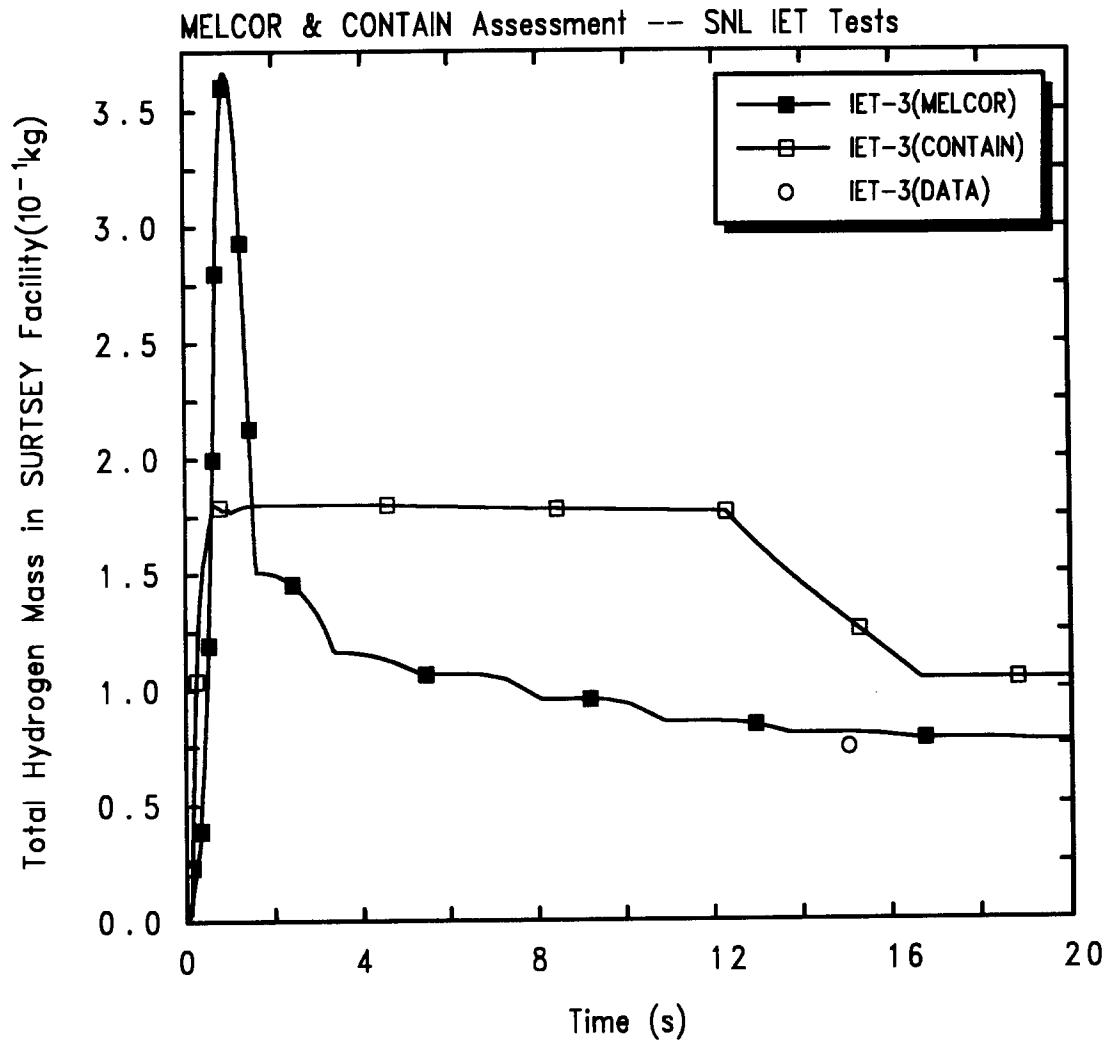


그림 19. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량

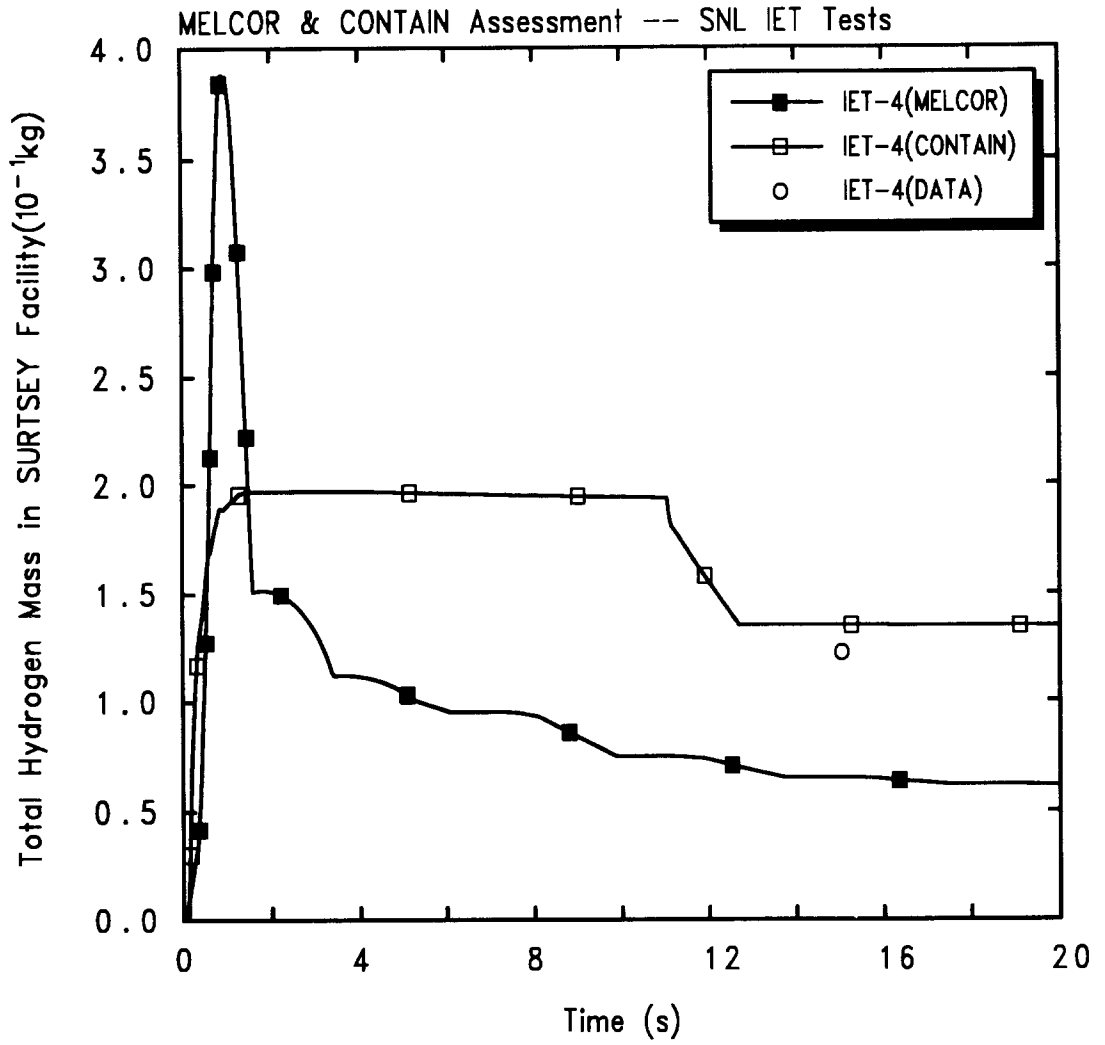


그림 20. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량

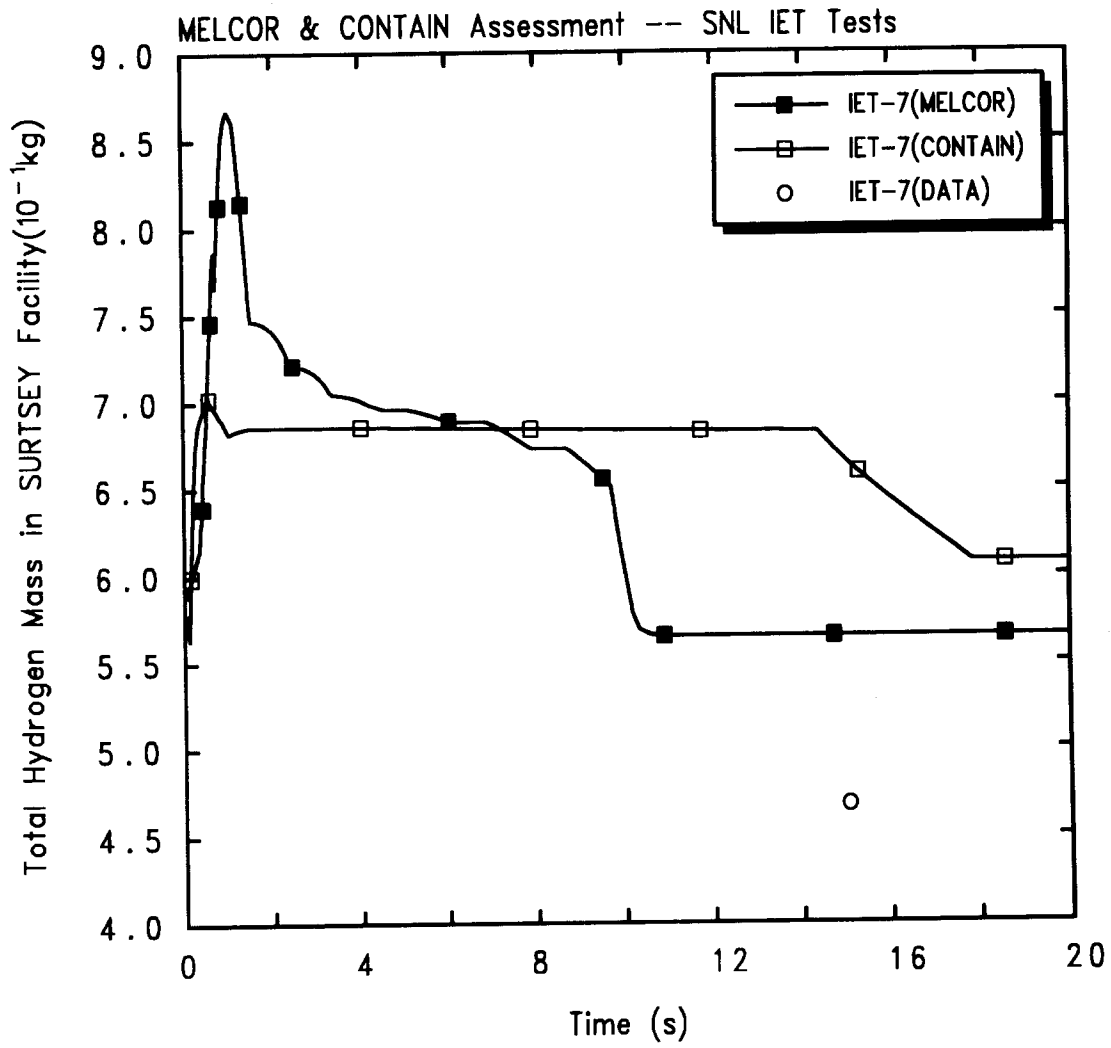


그림 21. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내의 수소의 변화량

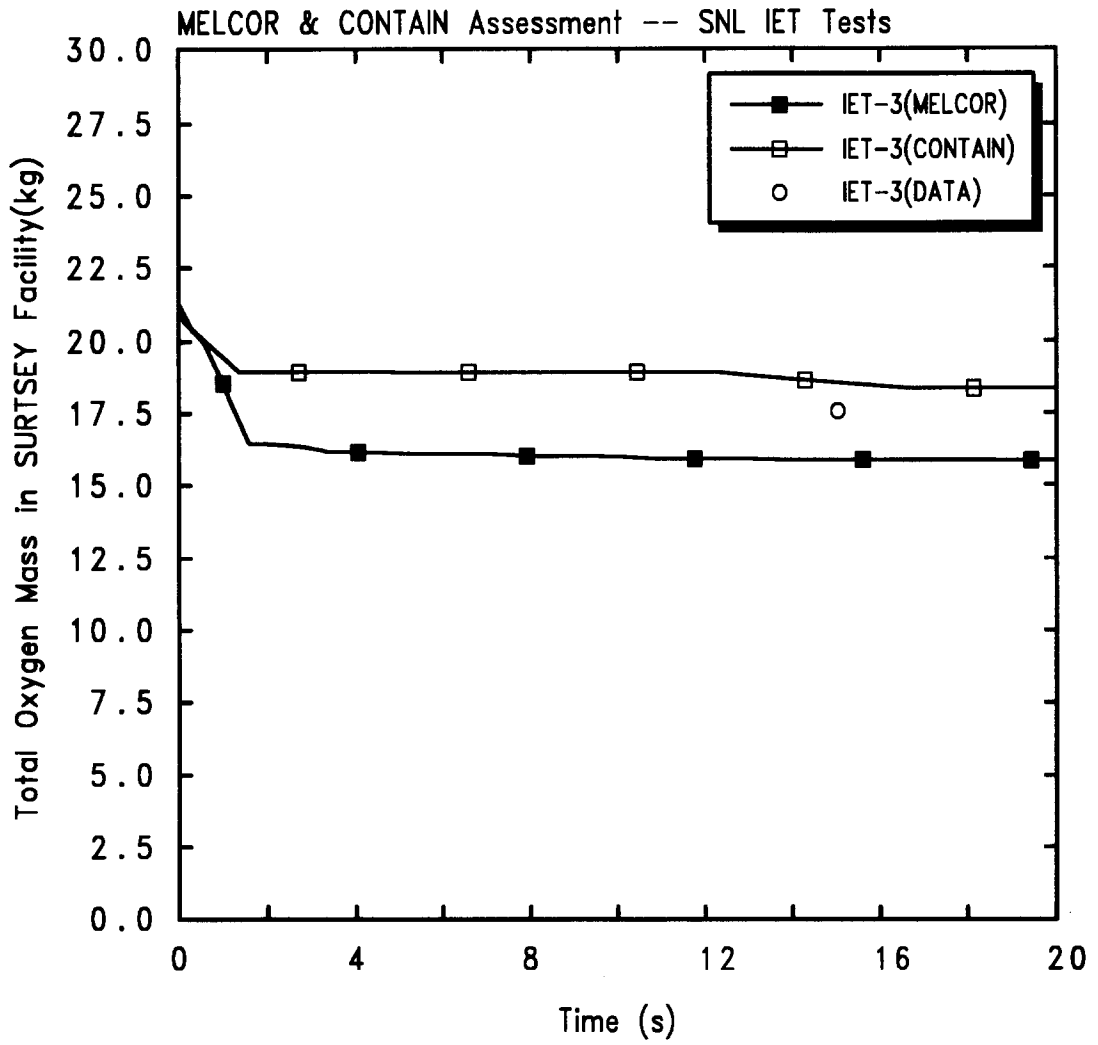


그림 22. IET-3 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량

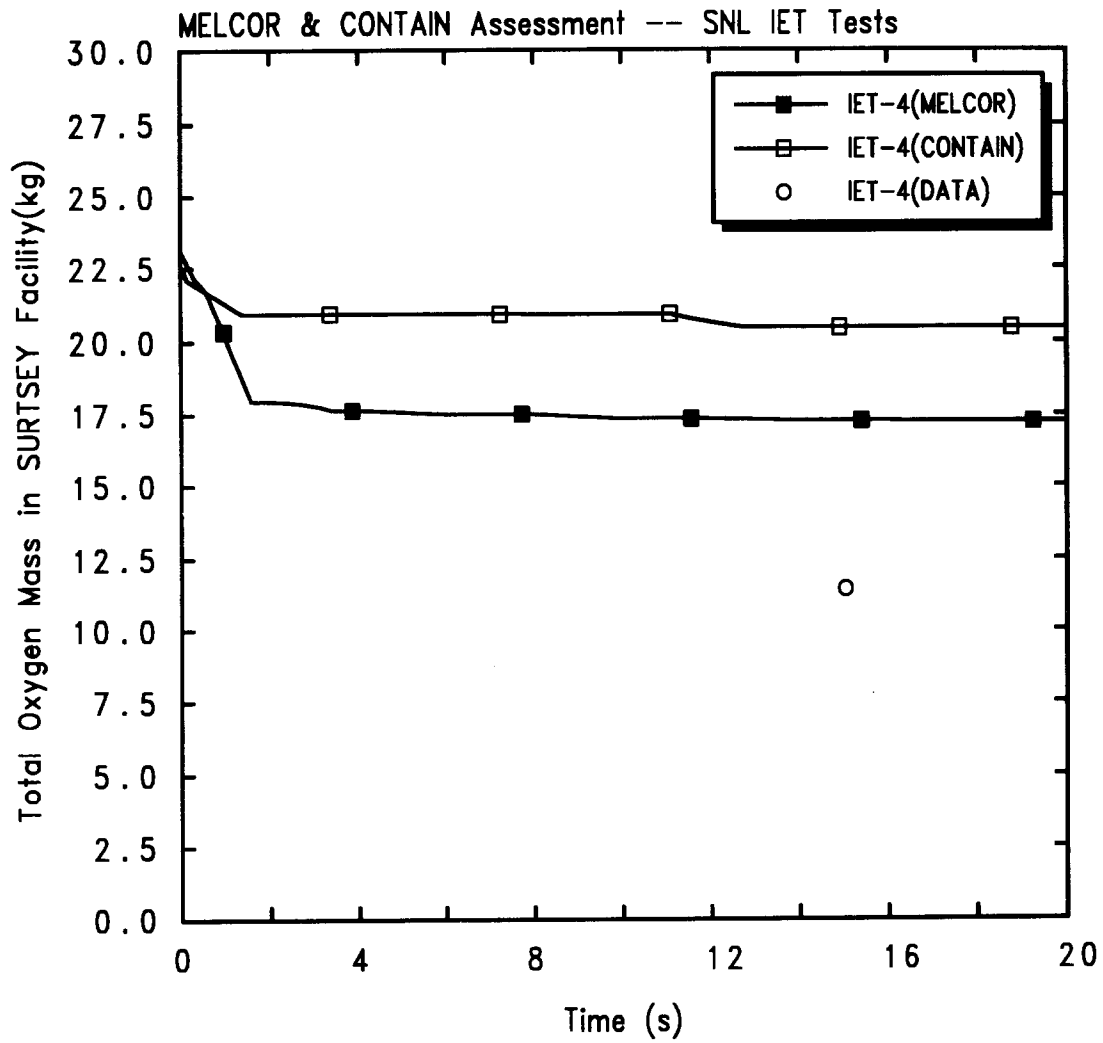


그림 23. IET-4 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량

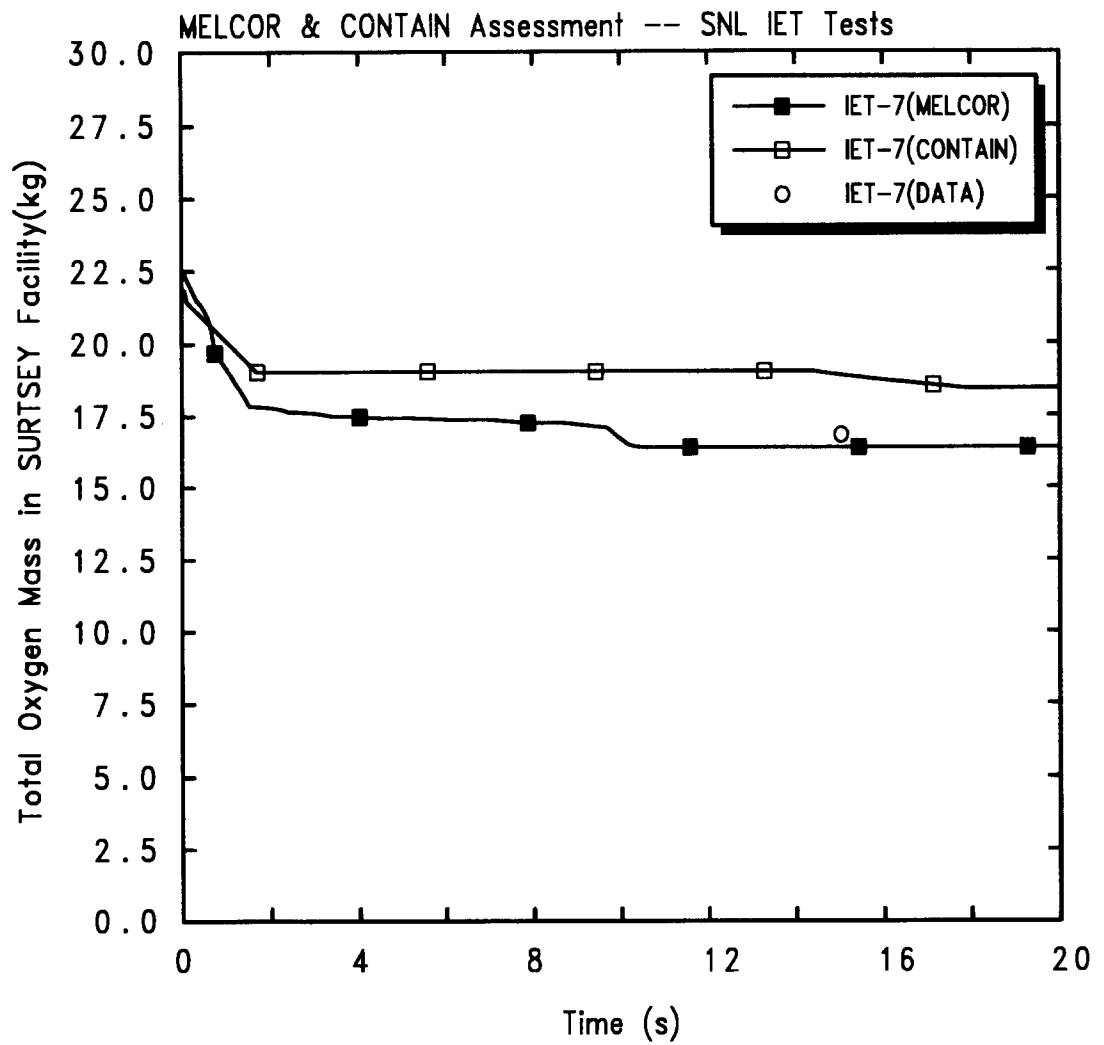


그림 24. IET-7 실험에서의 SURTSEY vessel내의 산소의 변화량

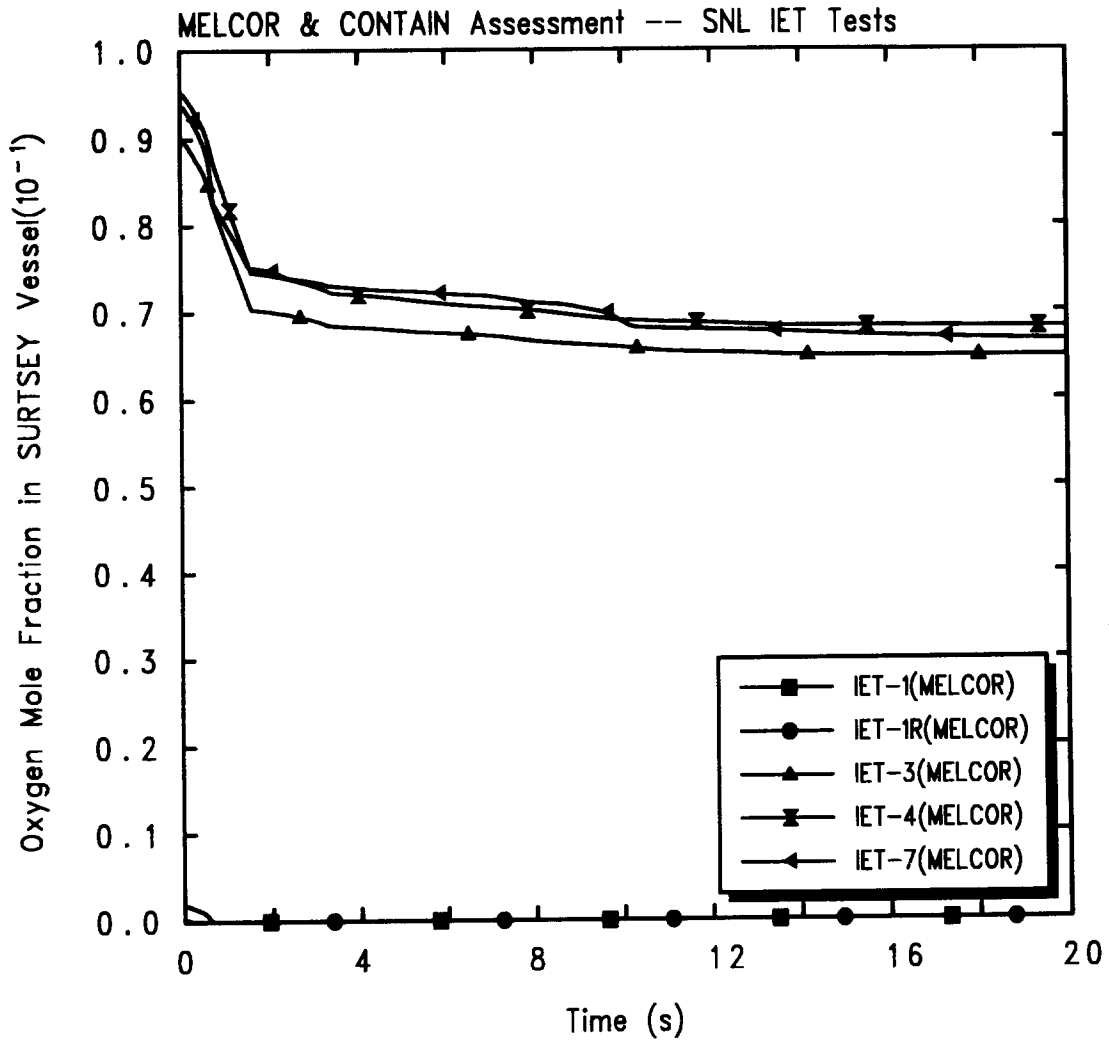


그림 25. MELCOR 계산에 의한 SURTSEY vessel내에서의 산소의 몰분율