



공학석사 학위논문

중대사고 시 노심 용융물과 원자로 하부헤드의 열전달 경계조건에 따른 비교 연구

A Comparative Study on the Effect of Heat Transfer BC between Debris and Lower Head of Reactor Vessel in severe Accident



2014년 2월

한국해양대학교 대학원

기계공학과

김 창 성

본 논문을 김창성의 공학석사 학위논문으로 인준함.



2014년 2월 1일

한국해양대학교 대학원



Abstract 1
Nomenclature ····································
List of Tablesiv
List of Figures
1. 서론
1.1 연구 배경
1.2 연구 동향
1 3 연구 내용 및 목적
2. 유한요소 해석의 이론적 배경
2.1 유한요소법
2.2 탄성 유한요소해석
2.3 탄소성 유한요소해석
3 원자로 하부 헤드의 역-구조 해석
3.1 해석 모델린
311 우하이스 모델리
9.1.1 비원파고 고실장 12 9.1.2 개근이 기계적 특성 945
3.1.2 새표의 기계적 특성
3.1.3 해석 조건 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~
3.2 열전달 해석
3.2.1 열전달 해석에 대한 가정
3.3 탄-소성 해석
3.3.1 파손 기준
3.4 크리프 해석
3.4.1 크리프 파손 모델



4. 해석 결과 및 평가
4.1 2차원 해석 결과
4.1.1 2차원 열유속 모델 해석결과
4.1.2 2차원 일체형 모델 해석결과
4.1.3 2차원 접촉저항 모델 해석결과 45
4.1.4 2차원 모델 열 유속 비교
4.2 2차원 열유속 모델의 냉각제 온도변화에 따른 영향48
4.2.1 외부 냉각온도에 따른 하부헤드의 온도분포
4.3 3차원 모델 해석결과
4.2.1 3차원 열유속 모델 해석결과
4.2.2 3차원 일체형 모델 열전달 해석결과
4.4 노즐 평가
4.5 크리프 해석 결과
4.3.1 3차원 열유속 크리프 해석결과60
4.3.2 3차원 일체형 크리프 해석결과
A BRIME UN.
5. 결론
참고문헌
1945 1945 1945



A Comparative Study on the Effect of Heat Transfer BC between Debris and Lower Head of Reactor Vessel in severe Accident

Kim, Chang-Sung

Department of Mechanical Engineering, Graduate School, Korea Maritime and Ocean University

Abstract

The objective of this paper is comparative study on the effect of thermal boundary condition in contact area between debris and lower head of nuclear reactor in severe core melting accident. It is focused on the structural integrity of lower head and ICI(In-Core Instrumentation) nozzle under pressure and thermal loadings in severe accident scenario.

The core debris in severe core melting accident may be relocated to and accumulated in the reactor pressure vessel lower head. In case of insufficient cooling, the excessive heat would drive the overheating and melting of lower head and ICI nozzles, and hence govern the vessel failure mode and timing. The recent idea in the management of severe accident is that the relocation of molten could be arrested at the inside of lower head by external flooding at the outside of lower head.

The boiling heat transfer was applied in the outside of lower head to the cavity water. It was suggested three kinds of thermal boundary conditions in contact area between debris and inside of lower head:

- i -



- (1) applying the heat flux by natural convection of the heat-generated pool.
- (2) applying the perfect contact area by assuming one body.

(3) applying the thermal resistance by assuming gap between solidified debris and lower head.

The steady state and transient heat transfer analysis were carried out to calculate the temperature of lower head applied boundary conditions. The two dimensional axisymmetric models were used to verify the integrity of the lower head. Meanwhile, the three dimensional models were used to focus on the integrity of the ICI nozzles.

It was found that the head temperature at the contact area heat up to melting temperature and the head causes damage.

The standard of safety evaluation for structures in high temperature condition is using the strain. The strain value of result for structure is not exceed allowable strain.

The analysis of according to cooling water temperature for two-dimensional heat flux model and contact resistance model is performed to compare with heat flux of outer wall in each temperature condition. This result is indicative of similar in each location.

And the result of tree-dimensional structure analysis is performed for heat flux model and contact resistance model. The boundary condition is same with two-dimensional analysis and also the result of structure analysis is not exceed allowable strain.

The creep effect should be considered under the high temperature Therefore, the creep effect is included in three-dimensional analysis. The strain value of result for creep analysis is larger than model without creep creep strain is approximately 4~6%. The result of creep analysis is evaluated safely, because the strain value is not exceed allowable strain value.

- ii -



Nomenclature

- ϵ : 인장 변형률(tensile strain)
- E : 탄성 계수(Young's modulus)
- σ : 인장 응력(tensile stress)
- ν : 포아송비(Poisson's ratio)
- σy : 항복응력(yield stress)
- $\sigma_{\mathbf{r}}$: 반경방향 응력(radial stress)
- $\sigma_{\rm t}$: 원주방향 응력(circumferential stress)
- τ : 전단응력(shear stress)
- γ : 전단 변형률(shear strain)
- μ : 마찰계수(friction coefficient)
- lpha : 선팽창계수(mean linear expansion, m/mK)
- T : 랭킨 온도(degree Rankine)

1945



List of Table

- Table 1 Material properties of inconel690 for nozzel
- Table 2 Material properties of SA-508 grade3 class1 for lower head
- Table 3 Creep strain of equation
- Table 4 Parameters of the primary creep curve for the SA508 grade3 class1
- Table 5 Summary of the sa508 grade3 class1 material creep Test
- Table 6 Define of incremental damage
- Table 7 Summary of 2-D modeling structural analysis results
- Table 8 The result of static thermal analysis for 2D heat flux mode
- Table 9 The result of according to cooling temperature for 2D heat flux model in each location
- Table 10 The result of according to cooling temperature for 2D heat flux model in each location
- Table 11 Summary of 3-D modeling structural analysis results
- Table 12 The reslut of heat transfer analysis for 3D heat flux model in each location

 1945
- Table 13
 Summary of result creep strain



List of Figures

- Fig. 1 Thermo-mechanical analysis process
- Fig. 2 Schematic diagram of reactor vessel
- Fig. 3 Front view of lower head
- Fig. 4 Top view of lower head
- Fig. 5 Applied geometry and FE model

Fig. 6 ANSYS element descriptions use in 2d analysis

- Fig. 7 ANSYS element descriptions use in 3d analysis
- Fig. 8 Tensile properties of annealed inconel alloy 690
- Fig. 9 Convection boundary condition for the vessel outer wall
- Fig. 10 Boundary conditions for the vessel in all 2D Structure analysis case
- Fig. 11 Thermal boundary condition and heat flux[4] for the vessel in 2D heat flux model
- Fig. 12 Thermal boundary condition for the vessel in 2D integral model
- Fig. 13 Thermal boundary condition for the vessel in 2D contact resistance model
- Fig. 14 Boundary conditions for the vessel in all 3D structure analysis case
- Fig. 15 Thermal boundary condition for the vessel in 3D heat flux model
- Fig. 16 Thermal boundary condition for the vessel in 3D integral model
- Fig. 17 The material property of tangent-modulus at high temperature
- Fig. 18 The material property of yield stress at high temperature
- Fig. 19 The segment of creep model
- Fig. 20 The creep strain in accordance to temperature
- Fig. 21 The result of heat transfer analysis for 2D heat flux model

- V -



- Fig. 22 Stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model
- Fig. 23 Strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model
- Fig. 24 The result of heat transfer analysis for 2D integral model
- Fig. 25 Stress distribution after hot start at 10000s and 15000s in accordance with time of 2D integral model
- Fig. 26 Strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D integral model
- Fig. 27 The result of heat transfer analysis for 2D contact resistance model
- Fig. 28 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D contact resistance model
- Fig. 29 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D contact resistance model
- Fig. 30 The heat flux of 2D thermal analysis for each boundary condition
- Fig. 31 The location of 2D thermal analysis for each boundary condition
- Fig. 32 The temperature distribution of 2D heat flux model for each condition
- Fig. 33 The result of heat transfer analysis for 3D heat flux model
- Fig. 34 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model
- Fig. 35 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model
- Fig. 36 The result of heat transfer analysis for 3D integral model
- Fig. 37 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral model

- vi -



- Fig. 38 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral model
- Fig. 39 The Result of 3D heat transfer analysis for each of 3D model
- Fig. 40 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D heat flux creep model
- Fig. 41 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral creep model





1. 서론

1.1 연구 배경

원자력 사고(nuclear and radiation accident)란 원자력 시설이나 원자력 이용에서 발생하는 사고이다. 원자력 사고는 폭발에 의한 피해뿐 아니라 눈에 보이지 않는 방사능에 의한 피해가 수반되어 공포와 두려움의 대상이 된다. 원자력 사고는 사고가 시설 내부로 국한되는 내부 사고에서부터 외부로 방사능이 누출되어 수많은 사람들이 방사능에 피폭되는 대형사고까지 다양하다.

원자력 사고가 발생하기 시작한 것은 인류가 원자력을 발견하고 이용하기 시작한 20세기 중반부터이며 그 후 크고 작은 많은 원자력 사고가 일어났다. 후쿠시마 원전사고 이후 원전의 중대사고 대처기술의 필요성이 대두되기 시작하였고 국내에서도 여러 가지 실험을 기반으로 대처 기술 개발을 하기 시작하였다. 원자력 사고는 다른 어떤 사고 보다 더 초기 대응이 중요하다. 이 초기 대응을 하기 위해서는 원자로의 상태를 정확하게 파악을 하는 것이 중요하다^[1].

중대사고가 발생하면 원자로 용기 내 노심이 손상되어 노심 용융물이 발생하고, 이 노심 용융물이 냉각수, 혹은 구조물과 반응하여 원자로 용기 혹은 격납 건물을 파손할 수 있다. 이와 같은 거동에 대해 정확히 이해해야 중대사고 시 적절한 대응이 가능하다.

따라서 가상의 데이터를 기반으로 노심 용융물의 재배치 그리고 원자로 하부에 재배치되어진 연료봉의 붕괴에너지로부터 발생되어진 높은 열과 하중을 받는 원자로 하부헤드와 ICI(In-Core Instrumentation) 노즐의 구조 건전성에 대하여 연구를 수행하였다.

- 1 -



1.2 연구 동향

중대사고 연구는 TMI 사고 이후 10여년간에 걸쳐 세계 여러 나라에서 국제공동연구 등을 통하여 지속적으로 수행되어 오고 있으며, 그 결과 많은 실험자료의 생산과 중대사고 해석용 전산코드들이 개발되어 중대사고 현상의 규명과 예측에 커다란 진전이 있었다. 또한, 이러한 연구 결과들은 중대사고에 대한 원자력 발전소의 안전성 점검 등에 활용되고 있다.

그동안 국내에서는 중대사고 시 용융물이 하부헤드 내 물과 반응하여 증기폭발이 발생할 때의 증기폭발력과 하부헤드의 건전성에 대하여 주로 평가하였다^{[2],[3]}.

현재까지 원전에서 중대사고 발생시 원자로 용기가 파손되기 전에 원자로 용기의 외벽을 냉각(ERVC: External Reactor Vessel Cooling)하여 노심 용융물을 원자로 용기 내에 가두어 둠(IVR: In-Vessel corium Retention)으로써 원자로 용기의 건전성을 확보 하고 격납건물 관련 중대사고 현상을 미연에 방지하려는 전략이 세계적으로 추진되어 왔다^[4]. 이와 같은 중대사고 대처 전략은 핀란드의 Loviisa 원전과 미국의 AP600 원전 에도 반영되었고^[5,6], 한국형 표준원전인 OPR1000(Optimized Power Reactor)과 신형경수 로 APR1400(Advanced Power Reactor 1400)에서도 이 전략이 도입되었다^[7-9]. 원자로 용 기 외벽냉각이 성공하려면 외벽냉각으로 노심 용융물의 열용량과 발생하는 붕괴열을 충분히 제거함으로써 원자로 용기가 파손되지 않고 건전성을 유지하여야 한다.

미국 FAI(Fauske and Associates, Inc.)에서의 연구는 외벽 냉각 시 THIMBLE 튜브를 통한 용융물의 분출에 중점을 둔 실험이며, 미국 SNL(Sandia National Laboratories)에서의 연구는 원자로 용기 파손에 대한 크리프(creep) 실험 및 LHF-4에서 외벽 냉각이 없을 때 관통부를 모의실험을 수행하였다.

미국 INL(Idaho National Laboratory)에서의 해석적 연구로 원자로 용기 파손 형태에 대하여 종합적으로 분석을 수행 하고 있다.

스위스 국립 폴슈러 연구소 PSI에서의 실험은 주로 BWR(Boiling Water Reactor)에 대하여 외벽 냉각이 없을 때 관통부의 파손 과정을 규명하는 실험을 수행하였다.

국내 KAERI(Korea Atomic Energy Research Institute)에서는 외벽 냉각 시 관통관 용접부의 파손 평가를 수행하였다^[10].

- 2 -



1.3 연구 내용 및 목적

일반적인 구조물의 열-구조 해석은 국내에서도 국외에 못지않은 경험과 기술을 보유하고 있다. 본 연구의 목적은 원자력발전소의 원자로 하부헤드와 ICI 노즐 부위에 대해 유한요소 해석을 통해 안전성 검증을 위한 해석기법을 개발하고 그것을 통하여 안전성을 평가하는데 있다. 유한요소 해석을 위해 ANSYS 12. 1^[11]의 자체 모델러를 이용하여 쉘 요소, 솔리드 요소, 링크 요소를 사용하여 유한요소 모델을 완성하였다. 이 모델을 이용하여 열 해석을 수행하고, 그로 얻은 온도 조건을 이용하여 구조해석을 수행하였다.

열 해석과 구조 해석 모두 과도해석(transient analysis)을 수행하여, 열적 특성을 파악하고, 구조 해석 조건에서 정적해석(static analysis)을 수행하여 안전성을 평가하였다. 또한, 고온에서는 크리프 영향을 받기 때문에 크리프 해석을 수행하였다.

해석 과정은 5가지로 나누어 축대칭 해석을 수행하였다. 2차원 해석은 모두 하부헤드를 관통하는 ICI 노즐을 무시하여 열 조건을 적용하였으며 열유속 모델, 일체형 모델, 접촉저항 모델로 3가지 해석을 수행하여 비교하였다. 3차원 해석은 ICI 노즐을 포함하여 열유속 모델과 일체형 모델의 2가지 해석을 수행하였으며 그 결과를 비교하여 열적경계조건(thermal boundary condition)의 영향을 분석하였다.

이러한 해석 결과를 이용하여 상세설계 과정을 표준화하고 경계조건의 영향을 비교하여 하부헤드 및 ICI 노즐 관통부의 상세 설계 프로젝트에 활용할 수 있는 해석 기법을 개발하는 것이 논문의 목적이다.





2. 유한요소 해석의 이론적 배경

2.1 유한요소법 (Finite Element Method)

가공공정에 관한 연구 및 개발의 목적은 결함이 없는 제품 또는 부품을 경제적이고 최적의 방법으로 생산하는데 있다. 가공공정의 연구에서는 소성가공이나 성형가공 중 재료의 상태를 해석하여 더욱 정확하게 예측하는 것이 중요하다. 그래서 유한요소법을 사용한 공정의 시뮬레이션이 성형 가공 기술에 있어서 중요한 위치를 차지하고 있다.

유한요소법은 미분 방적식의 수치적 근사해법의 일종으로서, 공학해석 및 설계 생산성을 좌우하는 핵심 기술요소이다. 현재 유한 요소법 관련 기술은 구조설계, 열 유체 시스템 및 생산 공정설계 등 공학 전 분야에 걸쳐 광범위하게 활용되고 있다.

유한요소법(finite element method)은 해석하고자 하는 계(구조물, 열, 유체 등)를 유한요소라고 불리는 작은 부분으로 나누고, 물리적인 법칙을 각각의 유한요소에 적용한 후. 인접한 다른 요소를 nodal point를 통해서 결합 하여 최종적으로 전체 시스템에 대한 지배방정식을 만든 후 이를 풀이해서 유용한 물리적 정보를 얻는 방법이다.

흔히 사용하는 두 가지 방법은 하중법 (또는 flexibility method)와 변위법을 들 수 있다. 첫 번째의 하중법에서는 요소 사이의 내력을 미지수로 설정하고 평형방정식에서 요소에 대한 지배방정식을 구한다. 그런 다음 적합조건을 사용하여 추가의 식을 유도한 후, 이를 전체적으로 합쳐서 연립대수방정식을 구하고 이 방정식을 풀어서 미지의 내력을 구하는 방법이다. 두 번째의 변위법은 절점의 변위를 미지수로 설정하여 지배 방정식을 작성하는 방법이다.

유한요소법은 여러 공학 분야에 적용이 가능하지만, 구조분야에서 가장 먼저 적용이 되었고, 현재는 유체역학, 성형공정, 원자력 공학, 생체역학 등 다양한

- 4 -



분야에서 적용되고 있다. 유한요소법은 불규칙한 형태의 물체도 쉽게 모델링 할 수 있고 각각의 요소에 대해서 서로 다른 방정식으로 문제를 풀기 때문에 다른 물질로 구성된 물체의 모델링을 쉽게 할 수 있는 이점이 있으나, 실제 구조물이나 공정을 이상적으로 모델링하기 위해서는 많은 경험과 지식이 필요하며, 결과의 신뢰성 평가를 위해서는 많은 경험이 필요하다.





2.2 탄성 유한요소해석

유한요소법은 연속체를 여러 개의 적절한 크기의 유한요소(finite element)로 나누어서 각 절점의 값들을 변수로 하는 미분 방정식을 변분원리(variational principle), 가중잔여법(method of weighted residual), 에너지 균형법(energy balance approach)등을 이용하여 세우고 이 미분방정식을 이용하여 유한요소방정식을 만들어 각 절점에서의 변수 값들을 구하는 방법이다.

재질이 등방성(isotropic)인 선형탄성 재료에 대하여 응력과 변형률의 관계를 후크의 법칙(Hook's law)에 의하여 다음 식과 같이 쓸 수 있다.



위 식들을 선형대수식으로 표현하면 (2.2)식과 같이 정리할 수 있으며, 이 행렬식의 역은 다음 (2.3)식과 같다.

(2.1)



$$\begin{cases} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xx} \end{cases} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{cases} + \begin{cases} \alpha \Delta T \\ \alpha \Delta T \\ \alpha \Delta T \\ \alpha \Delta T \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$
(2.2)

$$\begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{zx} \end{cases} = \frac{E}{1+\nu} \begin{bmatrix} \frac{1-\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{\nu}{1-2\nu} & \frac{1-\nu}{1-2\nu} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_x - \alpha \Delta T \\ \epsilon_y - \alpha \Delta T \\ \epsilon_z - \alpha \Delta T \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix}$$
(2.3)

이 식에서 *E*, ν, α는 탄성계수(Young's modulus), 포아송비(Poisson's ratio), 선팽창계수(mean linear expansion)와 같은 상수이므로 임의 점에서의 변형률을 구하면 그 점에서의 응력도 계산할 수 있음을 알 수 있다.

1945



2.3 탄소성 유한요소해석

대변형문제가 미소변형문제가 다른 것은 변형을 지배하는 기초식이 명확하게 설정된 기준상태를 참조하여 기술된다는 점이다. 탄소성체의 특성은 통상 속도 형으로 표시된 구성식에 의하여 표현되므로 변형을 지배하는 기초식도 속도 형으로 표시된다. 탄소성 경계 값 문제에서 탄소성 변형은 이런 속도형 기초식을 구성식과 주어진 경계조건을 이용하여 순차적으로 풀어가는 것에 의해 구해진다. 이들 구성식과 기초 식은 변형과정중의 기준상태를 변형 전 초기상태 또는 현 변형상태 중 어디에 설정하는가에 따라 전자의 경우 Total Lagrangian Formulation(TLF), 후자의 경우 Updated Lagrangian Formulation(ULF)으로 구별된다. 탄소성 변형 중에 있는 물체를 고려하면 시간 t에서 평형상태에 있는 물체의 모든 값 (변형량, 분포, 응력분포, 변형형상 등)이 알려져 있을 때, 시간 증분 Δt동안 미소 외부 변형에 대한 물체의 반응(탄소성 해)은 직교 데카르트 좌표계 x를 기준좌표로 하여 ULF표시에 의한 다음의 가상일 윈리를 푸는 것에 의하여 구해진다.

$$\int_{v} (\dot{} + \sigma L) \delta L dv = \int_{st} \dot{p} \, \delta \, v \, ds \tag{2.4}$$

여기서 p는 물체의 표면 s의 단위면적에 작용하는 외력의 변화율, v는 변위속도, $L = \partial v / \partial x$ 는 속도 구배 텐서, ∂v 는 가상 변위속도이다. 또, v, s는 각각 물체의 체적과 표면적을 나타낸다. s는 Kirchhoff 응력텐서이고 Cauchy응력텐서 σ 와는 다음의 관계가 있다.

$$= \frac{\rho_0}{\rho}\sigma$$

= $\sigma + \sigma trL - \sigma L - L\sigma$

(2.5)

탄소성 경계값 문제, 식 (2.4)을 풀기 위해서는 재료교유의 응답특성을 나타내는 변형률 속도와 응력속도의 대응관계인 구성식을 도입해야 한다. 구성식은 재료의 물리적 틍성을 나타내므로 물체의 운동 혹은 좌표계의 운동에 무관하게 객관성(frame indifference)을 가져야 한다. 식 (2.4)에 객관성을 갖는 구성식으로 Kirchhoff응력의 Jaumann속도 ⁻ S와 변형률 속도 d의 대응관계를 이용하면



(2.6)

$$\begin{split} &\int_{v} [(D-F)d + \sigma L] \delta L dv = \int_{st} \dot{p} \, \delta v \, ds \\ &\dot{s} = \dot{s} + \delta w - w\sigma = \dot{s} + Fd \\ &w = \frac{1}{2} (L - L^{T}), \, d = \frac{1}{2} (L + L^{T}) \end{split}$$

이 된다. 여기서 D는 구성 매트릭스이고 재료의 소성변형조건을 나타내는 항복곡면의 형태에 따라 구체적인 형태가 구해진다.

탄소성 변형문제의 해를 구하기 위한 탄소성 유한요소방정식은 가상일의 원리 식 (2.4)에 의해 정식화된다. 즉 N개의 질점을 갖는 요소내의 임의의 점에서 변위속도를 v, 변형률속도를 d, 변위 속도구배를 g로 하고 이것을 절점에서의 변위속도 v와 형상함수 φ 및 φ의 도함수를 성분으로 하는 매트릭스 B, E로 표시하여 가상의 일 원리인 식 (2.5)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 매트릭스 형의 요소의 강성방정식이 얻어진다.

 $K \hat{v} = \hat{f}$ $K = \int_{ve}^{ve} [B^{T}(D-F)B + E^{T}]QE dv$ $\hat{f} = \int_{set}^{ve} \phi^{T} \dot{p} ds$ $v = \phi \hat{v}, d = B \hat{v}, g = E \hat{v}$

(2.7)

 v_s, S_e 는 요소의 체적과 표면적을 나타낸단. 매트릭스 K는 강성 매트릭스이고, \hat{f} 는 표면적에 등가인 절점력이다. 식 2-4의 유한요소방정식을 모든 요소에 대하여 구하고 절점력의 평형조건과 변위의 적합조건을 만족하도록 중첩시키면 물체 전체의 강성방정식이 얻어지고 여기에 절점력 증분 및 절점변위 증분으로 써 경계조건을 가하면 물체내의 모든 미지의 절점변위의 증분이 구해진다. 상기의 정식화는 증분 변형전의 상태를 기준으로 증분 변형 후의 상태를 표시하는 Euler법에 의한 것이므로 계산정도의 향상을 위해서 증분간에는 선형영역에서 비선형영역으로의 재료특성의 변화나 형상의 급격한 변화가 발생하지 않도록 증분의 크기를 결정하는 것이 중요하다.

- 9 -



3. 원자로 하부 헤드의 열-구조 해석

3.1 해석 모델링

이 연구는 원전의 중대사고 후 발생되는 압력과 연료봉이 녹은 후의 재배치로 인한 열전달이 원자로에 미치는 영향을 분석적으로 검증한다. 원자로 하부 헤드의 열-구조 해석 및 해석 절차는 Fig. 1의 순서와 같이 크게 형상 입력, 재질 및 경계조건 입력, 열전달 해석, 열-구조 해석 그리고 결과출력으로 나눌 수 있다.

형상입력 단계에서는 FEM 해석을 수행할 유한요소모델의 형상을 입력하는 작업을 수행하며, 재질 및 경계 조건 입력단계에서는 유한요소모델의 각 부분에 재질 및 경계조건을 부여한다. 완성된 유한요소모델과 해석 조건하에서 열전달 조건을 고려한 열전달 해석을 수행하고, 열전달에 의한 열응력과 내압에 의한 열-구조해석을 수행한다.



전체 솔리드 모델을 이용하여 해석을 수행 할 경우, 많은 양의 메모리와 해석 수행시간이 필요하다. 이러한 부분의 대체기술로 적은 메모리와 해석 수행 시간을 필요로 하는 평면 부분 모델, 솔리드 부분 모델을 해석에 이용한다.



Fig. 1 Thermo-mechanical analysis process





3.1.1 유한요소 모델링

원자로 하부 헤드의 열-구조 해석을 위해 유한요소 모델링을 수행 하였다. 2차원 해석에서는 ICI 노즐을 무시하고 축대칭으로 모델링하였다. 3차원 해석에서는 원자로 하부 헤드는 헤드, 노즐부위 로 구성되어 1/16로 부분 모델링을 하였다.

본 연구에서는 해석 프로그램으로 상용코드인 ANSYS 12.1을 사용 하였다.

본 모델의 전체 형상은 Fig. 2에 나타내었으며 해석에 필요한 ICI 노즐의 형상과 위치는 Fig. 3과 Fig. 4에 나타내었다. 또한, 해석에 적용된 기하학적 모델과 유한요소 모델은 Fig. 5에 각 해석의 종류별로 나타내었다.

해석에 적용된 모델에는 2절점 링크 요소 (radiation link 31, convection link 34), 4절점 평면 요소(thermal plane 55, structural plane 182), 8절점 솔리드 요소(thermal solid 70, structural solid 185)를 사용하였다. 그 요소의 향상과 정보는 Fig. 6과 Fig. 8에 나타내었다.







Fig. 2 Schematic diagram of reactor vessel





Fig. 3 Front view of lower head



Fig. 4 Top view of lower head

- 14 -





(a) Geometry and dimension of Lower Head



(b) 2D FE model for heat flux model

- 15 -





(C) 2D FE model for contact resistance model



(D) 3D FE model for heat flux model

- 16 -





(E) 3D FE model for integral modelFig. 5 Applied geometries and FE models







(a) Thermal plane of element type number 55 in ANSYS



(b) Structural plane of element type number 182 in ANSYSFig. 6 ANSYS element descriptions use in 2D analysis

- 18 -





(a) Thermal solid of element type number 70 in ANSYS



(b) Structural solid of element type number 185 in ANSYSFig. 7 ANSYS element descriptions use in 3D analysis



3.1.2 재료의 기계적 특성

3.1.2.1 Inconel 690의 기계적 특성 (Nozzle)

Inconel 690은 니켈-크롬을 주체로 하여 내열합금으로 내열성이 뛰어나며 900℃ 이상의 고온 상태에서 산화에 강하며 황을 함유한 대기에서 침식하지 않는다. 일반적인 탄소강보다 인장강도, 항복강도 등 여러 가지 기계적 성질이 600℃ 에서도 변화하지 않는 우수한 특성으로 고온과 고압 상태의 작동조건을 가진 구조물에 많이 사용된다.

Table 1은 제조사인 SPECIAL METALS에서 제공한 Inconel 690의 열 및 기계적 특성이다.

Tempera	Thermal	Specific	Young's	Mean linear	Poisson's	Density
rute	conductivity	heat	Modulus	expansion	Ratio	(kg/m³)
(℃)	(W/mK)	(W/kg K)	(GPa)	(10^{-5}m/mK)		
100	13.5	471	202	1.406	0.29	8193
200	15.4	497	196	1.443	0.3	
300	17.3	525	190	1.453	0.31	
400	19.1	551	183	1.48	0.31	
500	21	578	174 19	1.519	0.3	
600	22.9	604	164	1.57	0.28	
700	24.8	631	160	1.618	0.28	
800	26.6	658	150	1.66	0.3	
900	28.5	684	140	1.701	0.3	
1000	30.1	711	19.6	1.741	0.33	
1100	—	738	17.76	1.779	0.36	
1343	_	8036	14.08	_	_	
1377	_	8120	13	_	_	
1400	_	900	12.25	_	_	

Table 1 Material properties of inconel 690 for nozzle

- 20 -



Fig. 8 에서는 풀림 및 용체화 처리되어 가공된 Inconel 690 합금의 높은 인장강도를 보여주고 있다.



Fig. 8 Tensile properties of annealed Inconel alloy 690







3.1.2.2 탄소강 SA-508의 기계적 특성 (Lower head)

Table 1은 ASME Pressure Vessel Code에서 제공한 SA-508 grade3 class1의 열 및 기계적 특성이다.

Temp.	Thermal	Specific	Young's	Thermal	Poisson's	Density
(°C)	conductivity	heat	Modulus	expansion	Ratio	(kg/m³)
	(W/mK)	(W/kgK)	(GPa)	$(10^{-5}/K)$		
100	40.6	481.5	187	1.21	0.3	7750
200	40.1	526.9	181	1.27		
300	38.7	566.16	174	1.33		
400	36.8	607.99	167	1.38		
500	34.8	663.27	158	1.44		
600	32.8	743.8	147	1.48		
700	27.6	814.94	133	1.51		
1407	-	13150	12.25			
1501	-	13820		-		
1600	-	1400	+	-		

Table 2 Material properties of SA-508 grade3 class1 for lower head







3.1.3 해석 조건

핵연료의 과열로 인해 내부 노심이 용융되어 재배치되고 아래 하부헤드로 흘러내려 쌓이게 된다. 하부에 쌓인 노심에서 붕괴열이 발생하고 열전달이 시작된다. 노심용융물의 상태에 따라서 3가지의 경계조건을 가정하여 해석을 하였다.

열 해석 이후 수행되는 구조해석의 경우는 Fig. 11과 같이 150ton의 용융물에 대하여 각도 별로 나누어 무게를 압력으로 산정하고 압력강하 이후 1.72MPa (250psi)의 압력과 합산하여 각각 적용하여 과도해석을 수행하였다. 압력 적용면은 하부헤드의 내부에 각도별로 적용하였으며, 열 해석 이후 재료의 용융점을 기준으로 기준온도를 넘는 요소는 녹을 것을 가정하였고, 이 요소는 구조적 역할이 불가능하도록 탄성계수를 줄였다. 열전달 해석에 이어 구조해석 수행시간도 약 8시간으로 과도해석을 수행하였다.

구조 평가에 필요한 데이터는 ASME Section Ⅷ, Division 2^[12]를 사용하여 탄성 및 소성을 고려하였으며, 축대칭 조건과 윗면은 Y방향을 구속하여 X, Z방향은 팽창이 가능하도록 구속하지 않은 상태이다.

하부헤드의 용융점은 1490℃이며, 노즐의 용융점은 1377℃이다.

노심이 흘러내리기 전에 하부헤드의 바깥면은 물 공동(water cavity)에 잠겨있어 핵비등에 의해 열전달이 일어난다. 이때의 열전달 계수는 Fig. 10에 나타나 있다. 그러나 노심파편(debris) 용융물과 접하는 하부헤드의 내측은 열적 경계조건이 정확히 알기 어렵기 때문에 다음과 같이 3가지로 가정하였다.

(1) 경계조건 : 열유속 모델(Heat flux model)

노심용융물이 용융상태를 유지하면서 유동층을 이루면서 움직이는 조건이다. 헤드 내벽에 생기는 열 유속은 각도에 따라 다른 값을 가지며, 이 값들은 실험논문을 참조하여 내부 열 유속(heat-flux)는 Nukijama curve^[13] 를 통해 계산되어진 값을 사용하였다. 압력 조건은 외부로 압력을 배출한 후의 상태로 압력 강하가 이루어져 일정 압력 상태의 조건을 적용하였다.^[14]

그림 Fig. 11, Fig. 12는 내부의 열 유속 값을 나타내고 있다.

- 23 -



(2) 경계조건 : 일체형 모델(Integral model)

용융물 일체형모델은 용융물과 하부헤드사이에 틈이 없고 직접 열전도에 의해 열전달이 일어나는 조건으로 열 해석을 수행하였다. 용융물을 열원으로 모델링하여 초기온도 및 발열조건을 적용하였다. 열 해석 이후 구조해석의 경계조건은 열유속 모델과 동일한 조건으로 해석을 수행하였다.

(3) 경계조건 : 접촉 저항 모델(Heat resistance model)

용융물을 열원으로 모델링 하여 초기 온도 및 발열조건을 적용하였으며, 용융물과 하부헤드사이에 1 mm의 틈이 존재한다고 가정하였다. 이 틈에는 기체가 고립되어 있다고 가정하여 복사 및 대류 열전달 조건을 적용하여 열 해석을 수행하였다.

3차원 해석의 경우는 노즐부의 영향을 확인하기 위해 노즐부를 포함한 모델로 해석을 수행하였다. 첫 번째 해석은 2차원 열유속 모델과 마찬가지로 열 유속을 하부헤드 내부벽면에 적용하여 해석을 수행하였다. 두 번째 일체형 모델의 경우는 2차원 일체형 모델의 조건과 같도록 용융물과 함께 온도 및 발열조건을 적용하였다.

외부의 냉각조건은 2D해석과 3D해석 모두 30℃, 100℃와 120℃의 냉각수에 의해 대류 열전달이 일어나도록 하였으며, 대류열전달 계수는 하부헤드의 온도에 따라 변하도록 적용하였다.

또한, 고온일 경우 크리프에 대한 영향을 무시할 수 없기 때문에 크리프 영향을 고려하여 해석을 수행하였다. 아래의 Fig. 11~17은 각각 해석종류에 따른 경계조건을 보여주고 있다.

- 24 -




Fig. 10 Convection boundary condition for the vessel outer wall



Fig. 11 Boundary conditions for the vessel in all 2D Structure analysis case





Fig. 12 Thermal boundary condition and heat flux for the vessel in 2D heat flux model



Fig. 13 Thermal boundary condition for the vessel in 2D integral model





Fig. 14 Thermal boundary condition for the vessel in 2D contact resistance model



Fig. 15 Boundary conditions for the vessel in all 3D structure analysis case





Fig. 16 Thermal boundary condition for the vessel in 3D heat flux model



Fig. 17 Thermal boundary condition for the vessel in 3D integral model

- 28 -



3.2 열전달 해석

열전달 해석의 결과를 구조해석에 열 조건으로 사용하기 위해 수행 하였으며, 해석 수행시간은 약 8시간으로 진행하였다.

3.2.1 열전달 해석에 대한 가정

열전달 해석 시 아래와 같은 가정을 하였다.

- 1) 단순 모델의 경우 열 생성은 무시할 수 있다.
- 2) 모든 외부 표면은 온도에 따른 대류(convection) 값, 주위 온도를 가진다. 대류(convection) 값은 온도에 대한 함수로 온도의 변화에 따라 변하도록 적용하였다.
- 3) 원자로 내부 용융 물 층의 열전달은 자연대류 열전달로서 하부 가열과 상부 냉각의 자연대류(Rayleigh-Benard)의 금속 용융 물 층을 이루며 열 유속이 발생한다. 이때 열-유속 값들은 미국 에너지부의 보고서^[15]를 참고 하였다.
- 4) 내부 열 유속은 재배치 된 연료봉의 유동에 따른 하부 헤드의 각도에 따라 다른 값으로 영향을 미친다.
- 5) 열 물성은 온도에 따라 다르다.
- 6) 용융물 일체형 모델은 용융물과 하부해트 사이에 틈이 없으며, 전도에 의해 열전달이 이루어지는 것으로 가정하였다.
- 7) 2D 용융물이 고려된 해석의 경우 용융물과 하부헤드 사이에 1mm정도의 틈이 있으며, 그 틈 사이에서 복사 및 대류에 의하여 열전달이 이루어지는 것으로 가정하였다.^[16]

- 29 -



3.3 탄-소성 해석

하부 헤드의 재료는 SA508 Grade 3 Class 1 이고, 변형률 경화효과를 가지는 탄-선형소성(elastic-linear plastic)의 성질을 가지고 있다.

Fig. 18, Fig. 19는 고온에 따른 접선계수 및 항복응력으로 참고문헌^[17]의 계산식을 사용하여 계산을 하여 구하였으며, 온도 증가에 따라 계수 및 응력 이 감소하는 경향이 있다.

3.3.1 파손 기준

현상학적으로 연속체 역학에 바탕을 둔 파손기준을 Berman^[18], Bohl 과 Butler^[19]가 사용하였다. 등가소성변형률(equivalent plastic strain) 에 기초를 둔 파손기준에서, 등가 소성변형률 식은

$$\overline{\epsilon_p} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_3 - \epsilon_1)^2 \right]^{0.5}$$
(3.1)

Bohl 과 Butler에 따르면, 파손은 등가소성변형률이 12%이내에서 일어난다는 것이며, Berman은 18%이내라는 다른 견해가 있다. 금속학적으로 파손(rupture)에 기초를 두고 Ghosh^[20]에 따르면, 아래의 경우에 파손이 일어난다.

$$\epsilon_{pg} \le \epsilon_{pmax} \tag{3.2}$$

 ϵ_{pmax} 는 최대 주소성변형률 (maximum principal plastic strain), ϵ_{pg} 는 파손소성변형률 (failure plastic strain)이고 아래의 식으로 부터 파손 소성변형률이 구해진다.

$$\beta = \frac{1.5 + 2.5\delta}{2.5 + 1.5\delta} \qquad \delta = \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \tag{3.4}$$

- 30 -



이 기준을 적용하면 파손은 동일위치에 존재하였으나 앞에서 언급된 12% 또는 18% 기준 보다는 파손 반응이 약간 늦추어 졌다.

이 경우와 같이 연성재료의 파손기준은 일반적으로 소성 등가 변형률(plastic equivalent strains)을 근거로 두고 있으며 13%에서 18% 범위^[21]는 보수적인 값이다.

모든 시험과 이론해석에서 파손은 더 큰 변형, 즉 50%에서 100%범위 내에서도 나타나지 않는다.

파손기준은 보수적으로 평가 되어져야 할 것이다. 이러한 목적 하에 Shockey^[22]는 기공생성, 성장에 근거한 연성파손의 기구 개념을 도입하였다. MnS, Al2O3와 같은 석 출(inclusion)에서 크랙이 발생하거나 석출이 기저강(matrix steel)에서 분리(debonding)되 면서 기공이 생성한다. 가장 큰 석출에서 기공이 시작하고 변형률과 응력이 증가함에 따라 작은 석출에서도 기공이 발생한다.

A533B 소재의 인장실험 자료에 의하면 인장변형률이 11% 일 때 석출이 파손되어 기공이 발생하는 것으로 확인되었다^[23]. 인장변형률이 증가하면 기존의 크랙의 기공은 구형으로 성장하게 되고, 또 다른 크랙(기공)들이 발생한다. 기공이 성장하면서 인접 기공과 서로 연결되어 파손이 진행된다.

벽면 두께에 따른 소성 등가 변형이 매우 불균일한 상황에서 80%까지 기공융합이 일어나지 않는 견해를 적용하면 전체 벽의 파손 확률은 핵 결정립 생성을 뒷받침 해주는 11% 임계 변형률이 두께를 따라 분포한 비율에 따라 달라진다.







Fig. 18 The material property of tangent-modulus at high temperature



Fig. 19 The material property of yield stress at high temperature

- 32 -



3.4 크리프 해석

크리프란 외력이 일정하게 유지되어 있을 때, 시간이 흐름에 따라 재료의 변형이 증대하는 현상으로 금속재료에서는 상온에서는 거의 느낄 수가 없으나, 고온에서는 무시할 수 없다. 고온 고하중의 경우에 처음에는 변형이 급속도로 진행하고, 다음에는 변형의 시간적인 변화가 거의 일정해지며, 최후에는 다시 변형이 급속도로 진행하여 파단이 된다^[17].

그림 Fig. 20 에서 최초의 부분을 제1기 크리프, 중간을 제2기 크리프, 최후의 부분을 제3기 크리프라고 한다. 부분별 크리프 모델은 Table 3에 나와 있으며 ANSYS 해석 프로그램에서 사용되어지는 크리프 모델이다.

이 논문에서는 탄소성을 고려한 해석으로 대변형률을 고려하기 때문에 제1기 크리프 영역의 모델을 사용하여 크리프 커브를 계산하였다. 크리프 변형률은 그림 Fig. 21 으로 나타내었다.

Table 4는 크리프 모델 및 해석에 필요한 온도에 따른 크리프 변수이며 실험을 통해서 구할 수 있다^[24].

I. Primary Creep	$\dot{\varepsilon} = c_{1p}(T)\sigma^{c_{2p}(T)}t^{c_{3p}(T)}$	$\varepsilon = \frac{c_{1p}(T)}{1 + c_{3p}} \sigma^{c_{2p}(T)} t^{c_{3p}(T) + 1}$
II. secondary Creep	$\dot{\varepsilon} = c_{1s}(T)\sigma^{c_{2s}(T)}t^{c_{3s}(T)}$	$\varepsilon = \varepsilon_p + \frac{c_{1s}(T)}{1 + c_{3s}} \sigma^{c_{2p}(T)} [t^{c_{3s}(T)}]$
III. Tertiary Creep	$\dot{\varepsilon} = c_{1T}(T)\sigma^{c_{2T}(T)}t^{c_{3T}(T)}$	$\varepsilon = \varepsilon_s + \frac{c_{1T}(T)}{1 + c_{3T}} \sigma^{c_{2T}(T)} [t^{c_{3T}(T)}]$

Table 3 Creep strain of equation

Table 4 Parameters of the primary creep curve for the SA508 grade3 class1

T[°C] 467 522 578 633 689 745 800 856	856	56	
	000	50	
C_{1P} 6.6e-27 2.7e-31 1.8e-42 8.1e-28 3.5e-44 5.4e-47 4.6e-47 2.5e-47	2.5e-47	5e-47	17
C _{2P} 2.85 2.8 2.28 2.31 2.31 2.27 2.27 2.5	2.5	5	
C _{3P} -0.17 -0.18 -0.31 -0.31 -0.32 -0.32 -0.32 -0.3	-0.3).3	

- 33 -





Fig. $20\ {\rm The\ segment\ of\ creep\ model}$



Fig. 21 The creep strain in accordance to temperature



3.4.1 크리프 파손 모델

현행 연구에 사용되어진 크리프 파손 모델은 Larson-Miler 변수(LMP) 그리고 누적된 대미지 개념에 기초를 두고 있다^[14].

다음은 LMP 변수를 구하는 식이다.

 $LMP = 0.001(20 + \log_{10}t_r)T$

(3.5)

 t_r 은 파손되기 시작되는 시간(hours), T는 랭킨온도(degree Rankine)이다. Table 5 는 실험 데이터로 온도 및 적용응력에 따라 파손시간 및 LMP 변수 값을 정리하였다.^[11]

식(4.1) 을 파손시간(t_r)을 구하는 식으로 변경하면 다음과 같다.

 $t_{m} = e^{2.303[(LMP/0.001T) - 20]}$

(3.6)

Table 5 값을 기준으로 온도 1200℃, 압력 1MPa 의 조건에 맞게 보간을 하여 파손시간 및 LMP 변수를 구하면 파손시간(h) 는 20.4 , LMP 는 56.62 이다.

전체 손상(damage)를 구하는 식은 다음과 같다.

 $D = \sum \Delta t / t_r$

(3.7)

해석을 수행한 시간(Δt)8h, 파손 시간(t_r)20.4h 이며 전체 손상은 0.39이다. 전체 손상이 1 보다 커지면 파손이 일어난다고 예측 할 수 있지만 계산결과는 1미만이므로 대미지 를 기준으로 파손을 결정하는 모델에서는 파손이 일어나지 않다.

아래의 식들을 연계하여 다음 변형률을 기본으로 하는 크리프 파손 모델의 식은 다음과 같다.

 $\sigma \,{=}\, \sigma_0 e^\varepsilon$

(3.8)



$$LMP = bln \frac{\sigma_0}{a} \tag{3.9}$$

$$\Delta LMP = 0.001T = b\left(\ell n \frac{\sigma_0}{\alpha} - \ell n \frac{\sigma}{\alpha}\right) \tag{3.10}$$

$$\varepsilon_{eff} \ge 0.874 \times 10^{-4} T \tag{3.11}$$

1차 크리프 모델 계산식을 사용하여 변형률을 구하고 식 (4.8) 를 사용하여 LMP응력을 구하고, 식 (4.9) 의 통해 α, b 을 구하고 이 값들을 가지고 식 (4.10) 을 통해 계수 T를 구하고 식 (4.11)에서 변수T를 대입하여 크리프 유효 변형률을 구할 수 있다. 계산결과 유효 변형률이 15% 이고 변형률이 같거나 이상이면 파손이 생기게 된다.

Table 5 Summary of the SA-508 grade3 class1 material creep test

Temperature	Applied Stress	Time to rupture	Larson Miler
(°C)	(ksi)	(hours)	Parameter
627	10.1	190	36.08
627	20	11.3	34.1
727	5.7	8.9	37.7
727	8.1	4.6	37.19
777	2	264	42.37
777	3.8	18.9	40.21
877	1.8	1945 54.7	44.99
877	3.8	4,1 0	42.66
977	1.2	61.2	49.01
977	1.8	2.2	45.76
977	3.8	0.045	41.96
1100	0.5	46.9	53.56
1100	1	0.65	48.97

Table 6 Define of incremental damage

Temperature (°C)	Applied Stress (ksi)	LMP	riangle t(h)	$t_r(h)$	D
1200	0.15	56.62	5	20.4	0.245

- 36 -



4. 해석 결과 및 평가

4.1 2차원 축대칭 모델 해석결과

폭발 후 압력이 일정하게 유지되는 압력강하 구간에서 전체적으로 일정한 압력이 작용한다. 등가응력의 정의는 다음과 같다.

$$\overline{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{0.5}$$
(4.1)

그림 Fig. 23 ~ 30은 2차원 해석 각 조건에 따른 결과로 최종시간 8시간 이후 등가응력(equivalent stress)과 등가변형률(equivalent strain)을 보여주고 있다. 최대 등가변형률은 2.36%이다. 폭발압력은 매우 높지만 폭발 후 가압이 이루어 진후 일전하게 유지되는 압력이 작용하였고, 고온의 열 유속에 의해 원자로 용기 하부헤드 가 녹아내려 두께의 지름이 감소하고 열 변형이 이루어 졌다. 고온에서 구조물의 건전성을 평가하는 기준으로 변형률을 사용하게 된다. 해석 결과 변형률은 허용변형률인 11% 이내인 변형률 2.76%이므로 구조적으로 안전하다고 판단 할 수 있다. 이에 대한 결과를 Table 7에 나타내었다.

또한, 2차원 각 해석 모델의 위치별 열 유속의 결과를 비교하였다. 그 결과 하부헤드 아래 A, B의 위치는 정적 해석 결과와 과도해석 결과의 수렴도가 비슷한 반면 C, D, E위치에서의 열 유속은 열유속 모델이 월등히 높게 나타나는 것을 확인 할 수 있었다. 이에 대한 결과는 Fig. 31에 나타내었다.

	Equivalent strain (%)		
Model	Calculated	Allowable	
열유속 모델	2.76		
일체형 모델	1.68	11	
접촉저항 모델	2.28		

Table 7 Summary of 2D modeling structural analysis results

- 37 -



4.1.1 2차원 열유속 모델 해석결과

2차원 열유속 모델에 대하여 정적인 열해석을 수행하였다. Fig. 22(a)의 각 위치에 대한 최대온도를 Table 8에 나타내었다. 또한, 열해석 이후의 구조해석은 8시간동안 과도해석을 수행하였으며, Fig. 23와 Fig. 24은 각각 시간에 따른 응력 및 변형률을 보여주고 있다.



(a) The location of temperature and(b) The temperature distribution of 2Dheat flux for 2D heat flux modelheat flux model

Fig. 22 The result of heat transfer analysis for 2D heat flux model

Table 8 The result of steady state thermal analysis for 2D heat flux model

	A	В	с	D	E
Input Heat Flux (W/m²)	13000	17000	30000	450000	60240
Temperature (°⊂)	809.5	901.6	1374.0	2189.0	3146.1

- 38 -





Fig. 23 Stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model





Fig. 24 Strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model



4.1.2 2차원 일체형 모델 해석결과

2차원 일체형 모델의 열해석은 8시간동안의 과도해석을 수행하였으며, Fig. 25는 각 위치에서 시간에 따른 최대온도와 열유속을 나타내고 있다. Fig. 26과 Fig. 27은 구조해석의 결과로 각각 응력과 변형률을 나타내고 있다.







(b) The temperature distribution of 2D integral model at 30000s



Fig. 25 The result of heat transfer analysis for 2D integral model

- 41 -





Fig. 26 Stress distribution after hot start at 5000s and 15000s in accordance with time of 2D integral model





Fig. 27 Strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D integral model



4.1.3 2차원 접촉저항 모델 해석결과

2차원 일체형 모델의 열해석은 8시간동안의 과도해석을 수행하였으며, Fig. 28은 각 위치에서 시간에 따른 최대온도와 열유속을 나타내고 있다. Fig. 29과 Fig. 30은 구조해석의 결과로 각각 응력과 변형률을 나타내고 있다.





(a) The location of temperature and heat flux for 2D contact resistance model

(b) The temperature distribution of 2D contact resistance model at 30000s



resistance model resistance model

Fig. 28 The result of heat transfer analysis for 2D contact resistance model

- 44 -





Fig. 29 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D contact resistance model





Fig. 30 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D contact resistance model



4.1.4 2차원 각 경계조건의 열 유속 비교

Fig. 31은 각 위치에서 시간에 따른 열유속을 각 경계조건에 따라 비교한 결과이다.



Fig. 31 The heat flux of 2D thermal analysis for each boundary condition

- 47 -



4.2 2차원 열유속 모델의 냉각 온도변화에 따른 영향

열유속 모델에 대하여 외부 냉각 온도를 변경하였을 경우 하부헤드에 미치는 영향에 대하여 확인하기 위하여 외부 냉각 조건을 30℃, 100℃, 120℃의 3가지 경우로 나누어 해석을 수행하였다.

결과는 각 위치별로 나타나는 열 유속의 크기를 비교하였고, 발생하는 최대 온도를 비교분석 하였다.

3가지의 조건 중 외부 냉각온도가 100℃일 경우 최대온도와 위치별 열 유속의 크기가 가장 작은 것을 확인할 수 있었다. 온도가 높아져 열전달이 활발하게 일어났기 때문에 30℃일 때 보다 냉각이 잘 되는 것을 알 수 있다. 그러나 온도가 100℃이상 넘어가게 되면 열전달은 활발히 일어나지만, 그 만큼 높은 온도에서 일어나기 때문에 냉각효과가 떨어지는 경향을 확인 하였다. Table 9, Table 10은 열유속 모델과 접촉 열 저항모델에 대하여 각 냉각 온도별 발생한 열 유속과 최대온도를 비교한 결과이며, Fig. 32는 각 냉각 온도에 따른 최대온도를 나타내고 있다.



Fig. 31 The location of 2D thermal analysis for each boundary condition



Input heat flux	at inside(W/m²)	Calculated heat flux(W/m²)			
Localtion	Heat flux	Location	T∞-30℃	T∞-100℃	T∞-120℃
A	130000	A'	785.43	787.75	747.00
в	170000	Bʻ	37648	36614	36674
с	300000	C,	110670	109690	109190
D	450000	D'	249790	247980	247280
Е	602400	E'	433080	429060	429950
Maximum Temperature (°C)	-	.73	3609	3590	3636

 Table 9 The result of according to water temperature for 2D heat flux model in each location

 Table 10 The result of according to water temperature for 2D contact resistance model in each location

Input heat flux	neat flux at inside(W/m²)		Calculated hea		
Localtion	Heat flux	Location	T∞-30°C	T∞-100℃	T∞-120℃
A	130000	A,	2006.1	2086.6	2070.9
в	170000	B,	42226	44105	43563
С	300000	C'	79726	83332	82314
D	450000	D,	112340	117400	115900
Е	602400	E,	136350	142550	140760
Maximum Temperature (°C)	-		1456	1436	1435

- 49 -







4.3 3차원 축대칭 모델 해석결과

3차원의 경우에도 해석 종류는 2차원 해석과 동일한 조건으로 해석을 수행하였다. 그림 Fig. 34~35, 37~38 은 최종시간 8시간 이후 등가응력과 등가변형률을 보여주고 있다. 폭발압력은 매우 높지만 폭발 후 가압이 이루어 진후 일정하게 유지되는 압력이 작용하며, 이 압력과 더불어 용융물의 무게를 압력으로 환산하여 추가하였다. 열유속 모델의 경우 고온의 열 유속에 의해 원자로 용기 하부헤드 가 녹아내려 두께의 지름이 감소하고 열 변형이 이루어졌다. 고온에서 구조물의 건전성을 평가하는 기준으로 변형률을 사용하게 된다. 해석 결과 변형률은 허용변형률인 11% 이내인 변형률 8.06%이므로 구조적으로 안전 하다고 판단 할 수 있다. 결과는 Table 11 에 정리하였다.

Madal	Equivalent	strain (%)
Niddel	calculated	Allowable
열유속 모델	5.56	100
일체형 모델	8.06	
	[에] 1945 이/	16×15×

Table 11 Summary of 3D modeling structural analysis results



4.3.1 3차원 열유속 모델 해석결과

3차원 열유속 모델의 열해석은 정적해석을 수행하였으며, 열해석 이후 수행된 구조해석은 8시간동안 과도해석을 수행하였다. Table 12는 Fig. 33의 각 위치에 따른 온도분포를 나타내고 있다. 또한 Fig. 33, Fig. 34는 구조해석의 결과로 8시간동안 수행한 과도해석을 한 결과로 시간에 따른 응력과 변형률을 나타내고 있다.



(a) The location of temperature and(b) The temperature distribution ofheat flux of 2D heat flux model2D heat flux model

Fig. 33 The result of heat transfer analysis for 3D heat flux model

 Table 12 The result of steady state thermal analysis for 3D heat flux model in each location

구분	А	В	لالك في 🕅	D	E
Input Heat Flux (W/m²)	130000	170000	300000	450000	602400
Temperature (°⊂)	802.4	907.0	1378.7	2191.9	3185.0





Fig. 34 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model





Fig. 35 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 2D heat flux model



4.2.3 3차원 일체형 모델 해석결과

3차원 일체형 모델의 열해석은 8시간동안 과도해석을 수행하였다. Fig. 36은 내벽의 위치에 따른 열유속과 온도분포를 나타내고 있다. 구조해석은 열해석 이후 8시간동안 과도해석을 수행하였으며, Fig. 37, Fig. 38은 각각 구조해석의 응력과 변형률을 나타내고 있다.



Fig. 36 The result of heat transfer analysis for 3D integral model

- 55 -





Fig. 37 The stress distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral model





Fig. 38 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral model



4.4 노즐 평가

3차원 축대칭 열유속 모델과 일체형 모델의 열전달 해석결과를 토대로 노즐부의 안전성을 평가하였다. 3차원 축대칭 열전달해석의 결과는 2차원 해석과 달리 더 높은 온도분포를 보여주고 있다.

열유속 모델의 경우 열 유속에 의해 하부헤드 내벽의 온도가 시간에 비례하여 계속적으로 상승하고 있으며, 이로 인해 약 4시간 이후부터는 내벽이 용융 것으로 예상된다. 뿐만 아니라 8시간 이후 노즐의 용접부는 용융점을 넘어서 대부분 용융되는 것을 볼 수 있다.

일체형 모델의 경우는 온도분포가 열유속 모델에 비해 낮으며 용접부 모두가 용해되지 않았으나, 대부분이 용융되어 노즐부가 취약하다는 것을 확인 할 수 있었다. Fig. 39는 각각 열유속 모델과 일체형 모델의 노즐부 온도분포를 나타내고 있다.



Fig. 39 The Result of 3D heat transfer analysis for each of 3D model

- 58 -



4.5 크리프 해석 결과

3D 일체형 모델

크리프 해석은 3차원 모델에만 적용하였으며, 8시간 동안 크리프의 영향을 고려하여 해석을 수행하였다.

크리프 효과에 의한 파손은 온도와 압력에 큰 영향을 받는데, 수식을 통한 계산과 달리 열유속 모델의 경우 7시간의 해석동안 12.8%의 변형률을 보여주었고, 일체형 모델도 마찬가지로 12.8%의 변형이 일어나는 것을 확인할 수 있었다.

열유속 모델의 경우는 노즐용접부에서 최대변형률이 발생하였는데, 하부헤드의 고른 온도분포와는 달리 외부의 냉각효과를 직접적으로 받으며 얇은 노즐부가 취약한 것으로 확인되었다.

일체형 모델의 경우는 하부헤드의 불균형한 온도분포로 인해 용융물이 접하는 경계면에서 최대 변형률이 발생하는 것을 볼 수 있다.

최대변형률이 발생하는 위치는 공통적으로 온도차가 큰 곳이며, 온도에 의한 열 변형과 함께 크리프의 영향이 크게 작용하는 것을 알 수 있다.

크리프를 적용하지 않은 모델과는 약 4~6%의 변형률 차이를 보이며, 수치적으로는 작으나 파손에 충분히 영향을 줄 수 있다고 판단된다.

약 8시간 동안 수행한 크리프해석의 결과가 Fig. 40~41에 나타나있다.

Creep analysis	Calculated Strain(%)	Allowable Strain(%)
3D 열유속 모델	12.8	67

12.8

15

Table 13 Summary of result creep strain





Fig. 40 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D heat flux creep model

- 60 -




Fig. 41 The strain distribution after hot start at 5000s and 30000s in accordance with time of 3D integral creep model

- 61 -



5. 결론

본 논문에서는 중대사고 시 용융된 노심에 의해 손상되는 원자로 용기 하부 헤드의 건전성을 평가하기 위하여 유한요소법을 이용하여 열전달 및 구조해석을 수행하였다. 이 연구를 통하여 원자로 용기에 대한 구조적 안전성을 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 원자로 용기의 열-구조해석에 대한 다양한 해석기법을 확인 하였으며, 실제 중대사고 시와 유사한 조건을 모사할 수 있는 해석기법을 정립하였다.

(2) 2차원 해석 결과 열유속 모델에서는 내벽이 용해되어 열 변형이 일어난다.
고온에서 구조물의 건전성을 평가하는 기준으로 변형률을 사용하게 되는데,
허용변형률인 11%이하의 변형이 발생하였기 때문에 안전하다고 평가 할 수 있다.

(3) 2차원 일체형 모델과 접촉저항 모델의 열전달 해석결과의 온도분포는 용융점인 1490℃를 넘지 않기 때문에 용융되지 않는 것을 알 수 있다. 마찬가지로 건전성 평가의 기준 허용 변형률인 11%이하의 변형이 발생하였기 때문에 안전하다고 평가 할 수 있다.

(4) 3차원 열유속 모델 및 일체형 모델의 열전달 해석 결과를 이용하여 하부헤드에 있는 노즐부에 대한 건전성 평가를 수행하였다. 약 4시간 이후부터 하부헤드 내벽의 온도가 용융점을 넘어서기 시작했으며, 시간이 지나면서 노즐 용접부의 온도가 용융점을 넘어서기 때문에 노즐부는 용융되어 건전성을 유지하지 못하는 것을 확인하였다.

(5) 크리프 조건을 반영하여 해석을 수행한 결과는 전체 모델이 받는 총 대미지와 변형률에 따라 크리프의 파손위치 및 변형량을 예측할 수 있었다. 또한, 해석 결과도 허용 변형률 15% 이하로 나타나 안전하다는 것을 확인하였다.

- 62 -



참고문헌

- [1] 중대사고 (중급) 단기강좌. 2012. 한국해양대학교 부설 원전기자재연구센터.
- [2] Bang, K.H., Park, I.G., and Park, G.C., 1997, "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.
- [3] Bang K.H., Cho, J.R. and Park S.Y., 2000, An assessment of reactor vessel integrity under in-vessel vapor explosion loads, J. of Korean Nuclear Society, Vol.32, No.4, pp.299-308.
- [4] 안상모 외, 2013, 원자로 하반구 관통부 파손 평가에 대한기술현황 분석, KAERI /AR-566/2013.
- [5] Kymalaninen, O., Tuomisto, H. and Theofanous, T. G., 1992, "Critical Heat Flux on Thick Walls of Large, Naturally Convecting Loops," ANS Proc. 1992 National Heat Transfer Conference, San Diego, CA, Vol. 6, 44-50.
- [6] Hammersley, R. J., Henry, R. E., Sharp, D. R. and Srinavas, V., 1993, "In-Vessel Retention for the AP600 Design During Severe Accidents, presented at the Second International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-2)," San Fransisco, CA.
- [7] 한국전력공사 전력연구원, 1998, "차세대원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention 워크샵", 한국전력공사 전력연구원 발간.
- [8] 최영상, 박상덕 등, 1994, "차세대 원자로 기술개발(I) 차세대 원자로 설계 개발(I)," 통상산업부, 과학기술처.
- [9] 이기영 외, 2001, "차세대원자로 설계관련 요소기술개발," KAERI/RR-2230 /2001.
- [10] 박래준, 2012. Lower Head T/H and Vessel Failure. 한국원자력연구원. 중대사고 (중급) 단기강좌. 한국해양대학교.
- [11] (주) 태성에스엔이, 2010. ANSYS 유한요소해석 입문과 선형해석 6판.
- [12] ASME Boiler & Pressure Vessel Design Code Section VIII Div. 2 with

- 63 -



2010 edition.

- [13] Martin Abendroth et al, 2005. Modelling of in-vessel retention after Relocation of corium into the lower plenum. Forschungszentrum Rossendorf; FZR-437.
- [14] 배지훈, 2013. 중대사고시 노심 용융물에 의한 원자로 하부헤드 손상에 대한 기초연구. 석사학위논문. 부산 : 한국해양대학교.
- [15] T.G Theofanous et al, 1997. IN-VESSL COOLABILITY AND RETENTION OF A CORE MELT, Nuclear Engineering and design.
- [16] Hyun Sup Kim, 1999, Global rupture of a nuclear reactor lower head with elevated temperature due to severe accidents, Korea Advanced Institute of Science and Technology, Master's thesis.
- [17] 하종수, 2000, A Numerical Analysis for Solidification and Bulging of the Continuous Casting Slab. 석사학위논문, 한국해양대학교.
- [18] M. Berman , D.V. Swenson and A.j. Eickett, 1984. "An Uncertainty Study of PWR Steam Explosions," Sandia National Laboratories. SAND83-1438, NUREG/CR-3369.
- [19] W.R. Bohr and T.A. Butler, "Comments on proposed research contributing to the relation of residual steam explosion issues", letter report in "A review of current understanding of the potential for containment failure arising from in-vessel steal explosion", NUREG-1116, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Feb. 1995.
- [20] A.K. Ghosh, Metall. Trans., 7A, 523, 1976.
- [21] W.H. Amarasooriya, T.G. Theofanous, "An assessment of steam-explosion-induced containment failure. Part III: Expansion and energy partition", Nuclear Science & Engineering, 97, 296-315, 1987.
- [22] D.A. Shockey, L. Seaman, K.C. Dao and D.R. Curran, "Kinetics of void development in fracturing A533B tensile bars", J. Pressure Vessel Technology 102, 14-21, 1980.
- [23] T.G. Theofanous, W.W. Yuen, S. Angelini, J.J. Sienicki, K. Freeman, X. Chen and T. Salmassi, "Lower head integrity under steam explosion loads", Proceedings of the OECD/CSNI Specialists Meeting on

- 64 -



Fuel-Coolant Interactions, Vol. II, 63-118, Tokai-Mura, Japan, May 19-21, 1997.

[24] Walter Villanueva et al, 2011. Coupled thermo-mechanical creep analysis for boiling water reactor pressure vessel lower head. Nuclear Engineering and Design.





