creative commons
COMMONS DEED

저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.

변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 이용허락규약(Legal Code)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer

dCollection

공학박사 학위논문

중대사고시 원자로심 용융물에 의한 하부헤드와 ICI 튜브 파손에 관한 수치해석 연구

A Numerical Study on the Failure of Nuclear Reactor Vessel Lower Head and ICI Tube by Core Melt during Severe Accident

지도교수 조 종 래

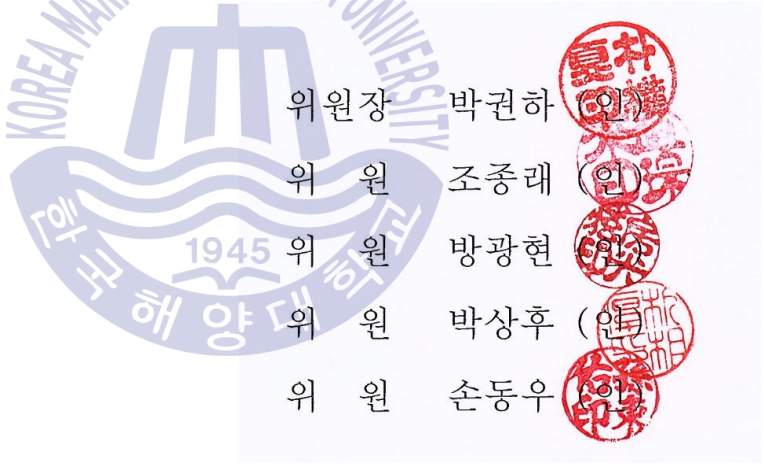
2017년 8월

한국해양대학교 대학원

기계공학과

배 지 훈

본 논문을 배지훈의 공학박사 학위논문으로 인준함.



위원장 박권하 (인)
위 원 조종래 (인)
위 원 방광현 (인)
위 원 박상후 (인)
위 원 손동우 (인)

2017년 8월 23일

한국해양대학교 대학원

dCollection @ kmou

목 차

Abstract ····· i
Nomenclature ····· iii
List of Tables ····· v
List of Figures ····· vi

1. 서론 ····· 1
1.1 연구 배경 ····· 1
1.2 연구 동향 ····· 2
1.3 연구 목표 및 범위 ····· 5

2. 유한요소 해석의 이론적 배경 ····· 6
2.1 유한요소법 ····· 6
2.2 탄소성 유한요소해석 ····· 7
2.3 크리프 해석 ····· 9

3. 하부헤드의 열-구조 신뢰성 분석 ····· 13
3.1 해석 모델링 ····· 13
3.1.1 유한요소 모델링 ····· 15
3.1.2 재료의 기계적 특성 ····· 20
3.1.3 해석 조건 ····· 23
3.1.4 파손 기준 ····· 28

3.2 열전달 해석 ····· 29
3.2.1 열전달 해석에 대한 가정 ····· 29
3.2.2 열 유속 모델 해석 ····· 30
3.2.3 일체형 모델 해석 ····· 33
3.2.4 접촉저항 모델 해석 ····· 36

Collection @ kmou

3.2.5 외부 온도 변화에 따른 해석 ····· 39

3.3 구조 해석 결과 ····· 42

3.4 크리프 파손 해석 결과 ····· 47

4. ICI 튜브 파손 평가 ····· **51**

4.1 해석 모델링 및 파손기준 ····· 51

4.1.1 유한요소 모델링 ····· 51

4.1.2 해석 조건 ····· 56

4.1.3 용접부위 파손기준 ····· 57

4.2 ICI 튜브 파손 해석 결과 ····· 59

4.2.1 열 해석 ····· 59

4.2.2 ICI 튜브의 파손 평가 ····· 67

4.3 ICI 튜브의 파손 방지 대책 ····· **76**

4.3.1 ICI 튜브의 파손 방지 개념 ····· 76

4.3.2 원자로 하부 구조물 ····· 76

4.3.3 하부구조물 물성 및 경계조건 ····· 77

4.3.4 하부구조물 파손 평가 ····· 81

4.3.5 ICI 튜브 파손 평가 ····· 81

5. 외부 증기 폭발에 의한 원자로 건전성 평가 ····· **85**

5.1 외부 증기폭발 개념 ····· **85**

5.2 원자로 건전성 평가 ····· **86**

5.2.1 외부 증기폭발 데이터 ····· 86

5.2.2 구조해석 및 평가 ····· 91

6. 결론 ····· **94**

Collection @ kmou

참고문헌 ·····96
부록 A. 2차원 열-구조 해석 Input file ·····102
부록 B. 3차원 열-구조 해석 Input file ·····105
부록 C. 증기폭발해석 Input file ·····108
부록 D. Element death Input file ·····110

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

A Numerical Study on the Failure of Nuclear Reactor Vessel Lower Head and ICI Tube by Core Melt during Severe Accident

Ji-Hoon Bae

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

Abstract

Nuclear energy is one of the easiest and the most economical energy resources to use. However, nuclear energy that can be used easily and inexpensively also has various risks, one of which is nuclear accident.

This study aims to develop a safety analysis methodology through which the integrity of both the lower head and the in-core instrumentation (ICI) tubes can be verified by applying finite element analyses. The ICI is used to measure the neutron flux distribution and

Collection @ kmou

to control in the core of the reactor.

Two analysis models were implemented. One was a two-dimensional model for verifying integrity of structures of the lower head, and the other was a three-dimensional model for verifying ejection of ICI tube.

Heat transfer and thermo-mechanical analyses were also performed. The heat transfer analysis was conducted to evaluate the heat flux caused by the high-temperature melt and the boundary conditions caused by external vessel cooling. The thermo-mechanical analysis was performed by using thermal loading, internal pressure, and deadweight of debris.

The results showed that the melting and breakage of the ICI tube occurred because of the high temperature, but the ejection of the ICI tube was delayed because of the contact between the ICI tube and the lower head. However, the ICI tube was eventually ejected, thereby confirming that the structural combination of the reactor head and tube could not prevent the ejection.

Substructure analysis was performed to propose the method that can be applied to prevent ICI tube failure. Consequently, the analysis result confirmed that the ICI tube could be prevented from ejection if the lower structure has sufficient stiffness.

However, if these proposed preventive measures are not properly applied in situation of unexpected exception, the inner melt may be ejected and contact with the cooling water may cause an external steam explosion. An external steam explosion analysis was performed because the steam explosion may influence on the reactor vessel. As a result of the analysis, failure of the reactor vessel was confirmed.

Collection @ kmou

Nomenclature

C_P : 비열(specific heat)

C_1 : 크리프 1차 상수(creep first constant)

C_2 : 크리프 2차 상수(creep second constant)

C_3 : 크리프 3차 상수(creep third constant)

E : 탄성 계수(Young's modulus)

K_t : 열전달 계수(heat transfer coefficient)

K : 강성 매트릭스(stiffness matrix)

L_w : 용접부위 높이(weld length)

LMP : Larson-Miler 변수(Larson-Miler Parameter)

P_i : 원자로 내부 압력(internal pressure)

P_{th} : 접촉압력(contact pressure)

$\dot{p}$: 외력의 변화율(rate of change of external force)

r_0 : 튜브의 반지름(tube radius)

s_e : 표면적(surface)

T : 랭킨 온도(degree Rankine)

t_r : 파손된 시간(broken time)

v : 변위 속도(displacement rate)

v_s : 체적(volume)

α : 열팽창계수(coefficient of expansion)

Collection @ kmou

ε : 인장 변형률(tensile strain)

$\bar{\varepsilon}$: 등가 소성변형률(equivalent plastic strain)

$\dot{\varepsilon}$: 크리프 변형률비(creep strain rate)

ε_{cr} : 크리프 변형률(creep strain)

ε_{eff} : 크리프 유효 변형률(creep effective strain)

ε_{pmax} : 최대 주 소성변형률(maximum principal plastic strain)

ε_{pg} : 파손 소성변형률(failure plastic strain)

ν : 포아송비(Poisson's ratio)

ρ : 밀도(density)

σ : 인장 응력(tensile stress)

σ_{r} : 반경방향 응력(radial stress)

σ_{t} : 원주방향 응력(circumferential stress)

σ_{Y} : 항복응력(yield stress)

τ : 전단응력(shear stress)

γ : 전단 변형률(shear strain)

μ : 마찰계수(friction coefficient)

Collection @ kmou

List of Table

Table 2.1 Parameter of the primary creep curve for the SA533B1

Table 2.2 Summary of the SA508 grade 3 class 1 material creep test

Table 3.1 Material properties of SA508 grade 3 class 1

Table 3.2 Chemical composition of SA508 grade 3 class 1(wt.%)

Table 3.3 Material properties of Inconel 690

Table 3.4 Chemical composition of Inconel 690(wt.%)

Table 3.5 Result of steady state thermal analysis of heat flux model

Table 3.6 Result of steady state thermal analysis of integral model

Table 3.7 Result of steady state thermal analysis of contact model

Table 3.8 Comparison of external coolant temperature

Table 3.9 Comparison of equivalent strains by thermal condition

Table 3.10 Summary of creep strain result

Table 4.1 Comparison of failure time

Table 4.2 Contact of melting region with time in LHF model

Table 4.3 Contact of melting region with time in HHF model

Table 4.4 Comparison of failure region data

Table 4.5 Material property of sub-structures

Table 4.6 Shear force applied to supports

Table 4.7 Integrity evaluation of substructure

Table 4.8 Ejection evaluation of substructure

Collection @ kmou

List of Figures

Fig. 1.1 The state of reactor vessel under severe accident

Fig. 1.2 External reactor vessel cooling

Fig. 2.1 Creep model

Fig. 3.1 Thermo-mechanical analysis process

Fig. 3.2 Front view of reactor vessel

Fig. 3.3 Top view of lower head

Fig. 3.4 Schematic diagram of lower head and ICI tube

Fig. 3.5 Applied geometry and FE model

Fig. 3.6 ANSYS element descriptions use in 2D analysis

Fig. 3.7 Tensile properties of annealed Inconel 690

Fig. 3.8 Reference of reduced pressure inside the reactor

Fig. 3.9 Pressure condition in all structure analysis case

Fig. 3.10 Convection boundary condition for the vessel outer wall

Fig. 3.11 Thermal boundary condition of heat flux model

Fig. 3.12 Thermal boundary condition of integral model

Fig. 3.13 Thermal boundary condition of contact resistance model

Fig. 3.14 Temperature distribution with time in heat flux model

Fig. 3.15 Thermal analysis result of heat flux model

Fig. 3.16 Temperature distribution with time in integral model

Fig. 3.17 Thermal analysis result of integral model

Fig. 3.18 Temperature distribution with time in contact model

Collection @ kmou

Fig. 3.19 Thermal analysis result of contact model

Fig. 3.20 Temperature distribution applying external coolant

Fig. 3.21 Element death of ANSYS

Fig. 3.22 Equivalent strain distribution with time in heat flux model

Fig. 3.23 Equivalent strain distribution with time in integral model

Fig. 3.24 Equivalent strain distribution with time in contact model

Fig. 3.25 Equivalent creep strain distribution with time in heat flux model

Fig. 3.26 Equivalent creep strain distribution with time in integral model

Fig. 3.27 Equivalent creep strain distribution with time in contact model

Fig. 4.1 Drawing of ICI tube and weld region

Fig. 4.2 Applied geometry and FE model

Fig. 4.3 ANSYS element descriptions use in 3D analysis

Fig. 4.4 Heat flux value on lower head inside with angle from bottom

Fig. 4.5 Region between ICI tube and lower head

Fig. 4.6 Temperature distribution at 25200 s in LHF model

Fig. 4.7 Thermal analysis result of LHF model

Fig. 4.8 Temperature distribution at 5100 s in HHF model

Fig. 4.9 Thermal analysis result of HHF model

Fig. 4.10 Temperature distribution of weld failure

Fig. 4.11 Temperature distribution and contact region at 2700 s in LHF model

Fig. 4.12 Temperature distribution and contact region at 25200 s in LHF model

Fig. 4.13 Temperature distribution and contact region at 600 s in HHF model

Fig. 4.14 Temperature distribution and contact region at 5100 s in HHF model

Collection @ kmou

Fig. 4.15 Schematic diagram of substructure and supports

Fig. 4.16 Geometry of support plates(unit:mm)

Fig. 4.17 Elements and applicable conditions

Fig. 4.18 Equivalent stress distribution and maximum region

Fig. 4.19 Displacement distribution and ICI tube B region

Fig. 5.1 The state in which the melt flows out

Fig. 5.2 Temperature distribution for analysis

Fig. 5.3 Reactor vessel geometry after melting

Fig. 5.4 External steam explosion pressure and applied region

Fig. 5.5 Results of structure analysis after melting in LHF model

Fig. 5.6 Results of structure analysis after melting in HHF model

Collection @ kmou

1. 서론

1.1 연구 배경

원자력사고(nuclear and radiation accident)란 원자력 시설이나 원자력 이용에서 발생하는 사고이다. 원자력 사고는 폭발에 의한 피해 뿐 아니라 눈에 보이지 않는 방사능에 의한 피해가 수반되어 공포와 두려움의 대상이 된다. 원자력사고는 시설 내부로 국한되는 내부사고에서부터 외부로 방사능이 누출되어 수많은 사람이 방사능에 피폭되는 외부사고까지 다양하다.

과거 원자력발전소는 사고 예방 및 관리 조치에 관한 안전 매뉴얼을 채택해 왔음에도 불구하고 예상치 못한 사건과 예방실패로 노심 용융이 일어난 중대사고가 여럿 있었다. 2012년 일본 후쿠시마에서 발생한 원전사고가 대표적이다. 이러한 원전사고를 방지할 수 있는 대처기술의 필요성이 대두되기 시작하였고 국내에서도 여러가지 실험을 기반으로 대처기술을 개발하기 시작하였다.

원자력사고는 다른 어떤 사고보다도 초기 대응이 대단히 중요하며 이를 위해서는 중대사고 과정 중에 원자로의 상태를 정확하게 파악하는 것이 중요하다[1]. 중대사고가 발생하면 Fig. 1.1과 같이 원자로심이 손상되어 노심 용융물이 발생하고, 이 노심 용융물이 냉각수 혹은 구조물과 반응하여 원자로 용기 혹은 격납 건물을 파손할 수 있다[2]. 이와 같은 거동에 대해 정확히 이해해야 중대사고시 적절한 대응이 가능하다.

따라서 중대사고시 다양한 시나리오를 기반으로 노심 용융물이 재배치된 원자로 하부헤드와 ICI(In-Core Instrumentation) 튜브의 구조적 건전성 평가 및 파손에 대하여 연구가 필요하다. 그러나 타 논문에서는 원자로의 건전성만을 평가하고 있으며, ICI 튜브 파손에 관한 수치 해석적 연구 및 파손방지 대책에

Collection @ kmou

대한 연구는 미미한 실정이다.

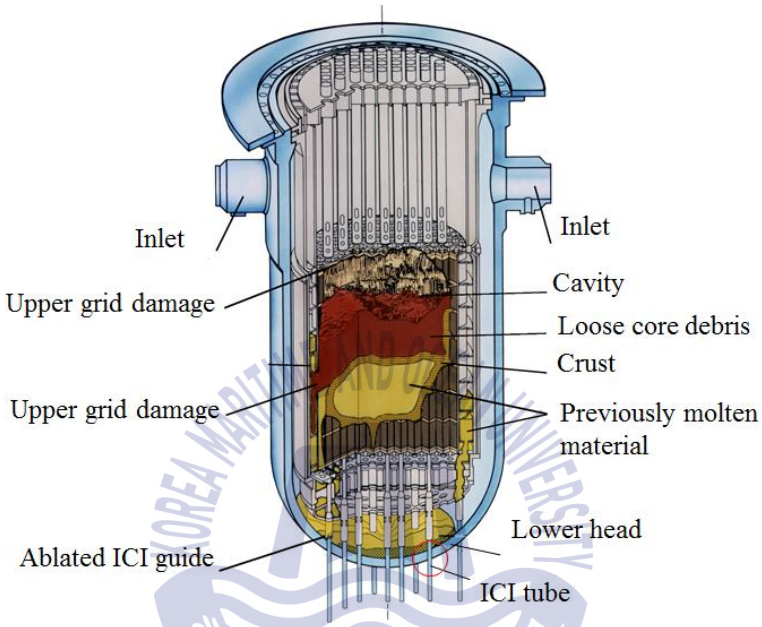


Fig. 1.1 The state of reactor vessel under severe accident[1]

1.2 연구 동향

중대사고 연구는 TMI 사고 이후 10년간에 걸쳐 세계 여러 나라에서 국제공동연구를 통하여 지속적으로 수행되어 오고 있다. 그 결과 많은 실험 자료가 쌓이고 중대사고 해석용 전산코드들이 개발되어 중대사고 현상의 규명과 예측에 커다란 진전이 있었다. 또한, 이러한 연구 결과들은 중대사고 시 원자력발전소의 안전성 점검 등에 활용되고 있다.

그 동안 국내에서는 중대사고시 노심용융물이 하부헤드 내부의 냉각수와 반응하여 증기폭발이 발생할 때의 폭발력과 하부헤드의 건전성에 대하여 주로 평가하였다[3~5]. 현재까지 원전에서 중대사고 발생 시 원자로 용기가 파손되기

Collection @ kmou

전에 Fig. 1.2와 같이 원자로 용기의 외벽을 냉각(ERVC: External Reactor Vessel Cooling)하여 노심 용융물을 원자로 용기 내에 가두어 둠(IVR: In-Vessel corium Retention)으로써 원자로용기의 건전성을 확보하고 격납건물 관련 중대사고 현상을 미리 방지하려는 전략이 세계적으로 추진됐다[6~9]. 이와 같은 중대사고 대처 전략은 핀란드의 Loviisa 원전과 미국의 AP600 원전에도 반영되었고[10,11], 한국형 표준원전인 OPR1000(Optimized Power Reactor)과 신형경수로 APR1400(Advanced Power Reactor 1400)에서도 도입되었다[12~14].

원자로용기 외벽냉각이 성공하려면 외벽냉각으로 노심 용융물에서 발생하는 붕괴열을 충분히 제거함으로써 원자로 용기가 파손되지 않고 건전성을 유지하여야 한다. 이러한 이유로 세계의 여러 나라의 연구소에서 다음과 같은 해석 및 실험이 수행되었다. 미국 FAI(Fauske and Associates, Inc.)에서의 연구는 외벽 냉각 시 THIMBLE 튜브를 통한 용융물의 분출에 중점을 둔 실험, MELCOR 1.8.6의 전산코드를 사용하여 원자로용기 하 반구에서의 열층상화(산화 용융물 층과 금속 용융물 층의 2개 층) 모의실험, 용융물 층의 고화 및 자연대류 열전달 모의실험을 수행하였다[15].

미국 SNL(Sandia National Laboratories)에서의 연구는 원자로 용기 파손에 대한 크리프(creep)실험 및 LHF-4에서 외벽냉각이 없을 때 관통부를 모의실험, MAAP4의 전산코드를 사용하여 원자로용기에서 열층상화(산화 용융물 층과 금속 용융물 층의 2개 층) 모의실험, 용융물 층의 고화 및 자연대류 열전달 모의실험을 수행하였다[16]. 미국 INL(Idaho National Laboratory)에서의 해석적 연구로 원자로용기의 파손형태의 종합적인 실험, SCDAP/RELAP5의 전산코드를 사용하여 원자로용기에서 열층상화(산화 용융물 층과 금속 용융물 층의 2개 층) 모의실험을 수행하였다[17].

스웨덴 왕립 공과 대학에서는 20년 전부터 지금까지 연료봉 용융에 의해 발생되는 중대사고에 대해 연구를 진행하였으며, 이를 통하여 더욱 안전한 설비를 갖추기 위하여 미래 원자로를 설계하거나 중대사고 대비 전략을 구성하고 있다[18].

Collection @ kmou

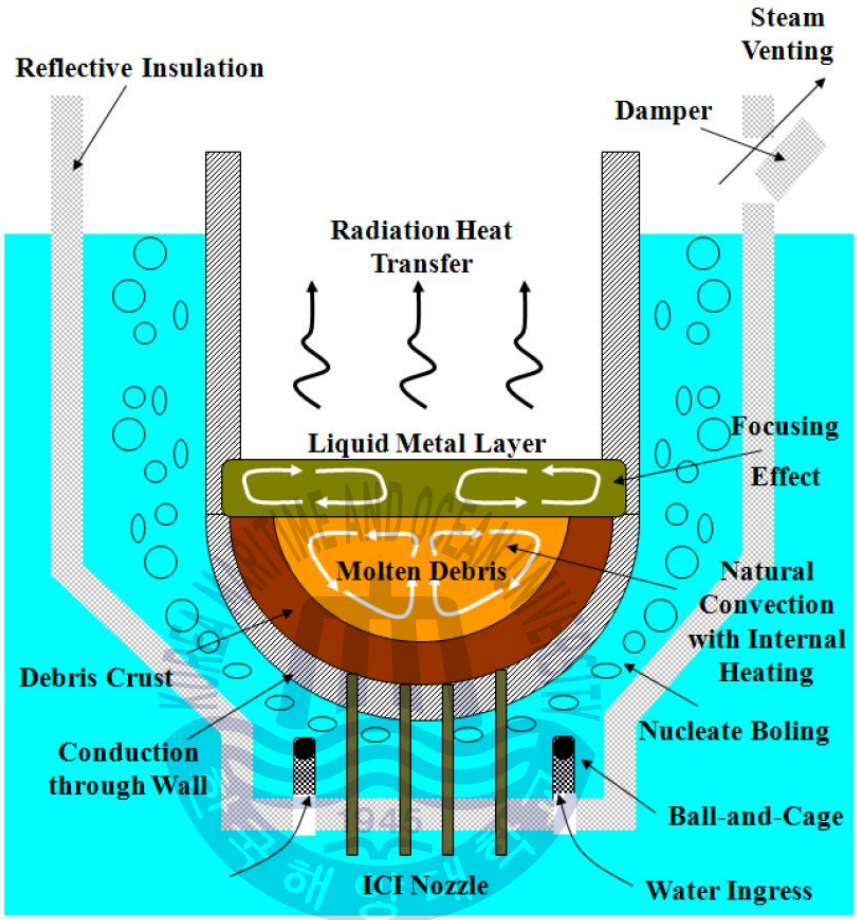


Fig. 1.2 External reactor vessel cooling[2]

스위스 국립 폴슈러 연구소인 PSI(Paul Scherrer Institute)에서의 실험은 주로 BWR(Boiling Water Reactor)에 대하여 외벽 냉각이 없을 때 관통부의 파손과정을 규명하는 실험을 수행하였으며, PWR 실험을 수행하였다[19].

한국원자력연구원(Korea Atomic Energy Research Institute)에서는 원자로 외벽 냉각조건에서 관통부위 파손평가실험을 수행하였다. 실험목적은 APR1400 원자로용기 외벽의 냉각을 적용시의 관통부위 파손평가이다[1].

Collection @ kmou

1.3 연구 목표 및 범위

본 연구의 목적은 원자력발전소의 원자로 하부헤드와 ICI 튜브 부위에 대해 유한요소해석을 통해 안전성 검증을 위한 해석기법을 개발하고 그것을 이용하여 원자로의 구조적 건전성, 튜브의 파손여부 등 안전성을 평가하는 데에 있다. 유한요소 해석을 위해 ANSYS 12. 1[20]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 구조해석 모두 과도해석(transient analysis)을 수행하여 열적 특성을 고려한 튜브의 안전성을 평가하였다.

본 논문의 구성은 다음과 같다. 2장에서는 유한요소 해석의 이론적 배경을 간략하게 설명하였다. 3장에서는 중대사고시 하부헤드의 파손 여부를 평가하였다. 여기서 2차원의 열 해석은 원자로 하부헤드를 관통하는 ICI 튜브를 무시하고 열 해석조건을 적용한 열전달 해석을 수행하였다. 열 해석조건은 열 유속 모델, 일체형 모델, 접촉저항 모델이며, 각각의 조건을 적용하여 해석을 수행하고 결과를 비교하였다. 구조해석은 열전달 해석의 결과인 온도 분포도와 내부 용융물의 자중을 적용한 해석과 크리프 물성을 적용한 크리프해석이다. 이를 통하여 원자로의 구조적 건전성을 평가하였다.

4장에서는 ICI 튜브의 파손 해석을 수행하였다. 이 경우 ICI 튜브를 포함한 3차원 해석을 수행하였으며 해석은 열 유속 모델의 경계조건을 적용하였다. 그리고 구조해석의 결과를 비교하여 열적 경계 조건(thermal boundary condition)의 영향을 분석하고 ICI 튜브와 하부헤드의 접촉 여부 및 접촉 면적을 시간에 따라 계산하였으며, 하부 지지대의 해석을 통하여 ICI 튜브의 파손에 관해 검증하였다.

5장에서는 원자로 용기의 외벽 냉각이 실패하여 하부헤드가 파손되거나 ICI 튜브의 파손을 막지 못하였을 경우 용융물이 냉각수와 접촉하여 발생하는 증기폭발에 따른 하부헤드의 거동을 평가하였다. 6장에서는 논문의 결과를 정리하였다.

Collection @ kmou

2. 유한요소 해석의 이론적 배경

2.1 유한요소법(Finite Element Method)

유한요소법은 해석하고자 하는 계(구조, 열, 유체 등)를 유한요소라고 불리는 작은 부분으로 나누고, 물리적인 법칙을 각각의 유한요소에 적용한 후, 인접한 다른 요소를 절점(node)을 통해서 결합하여 최종적으로 전체 시스템에 대한 지배 방정식을 만든 후 이를 풀이해서 유용한 물리적 정보를 얻는 방법이다.

흔히 사용하는 두 가지 방법은 하중법(force method 또는 flexibility method)과 변위법(displacement method)을 들 수 있다. 첫 번째의 하중법에서 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 가정 먼저 적용이 되었고 현재는 유체역학, 성형공정, 원자력 공학, 생체역학 등 다양한 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 필요하다[21].

Collection @ kmou

2.2 탄소성 유한요소해석

대변형문제가 미소변형문제와 다른 것은 변형을 지배하는 기초식이 명확하게 설정된 기준 상태를 참조하여 기술된다는 점이다. 탄소성체의 특성은 통상 속도형으로 표시된 구성식에 의하여 표현되므로 변형을 지배하는 기초식도 속도형으로 표시된다.

탄소성 경계값 문제에서 탄소성 변형은 이런 속도형 기초식을 구성식과 주어진 경계조건을 이용하여 순차적으로 풀어가는 것에 의해 구해진다. 이들 구성식과 기초식은 변형 과정중의 기준 상태를 변형 전 초기상태 또는 현재 변형상태 중 어디에 설정하는가에 따라 달라지게 된다.

전자의 경우 Total Lagrangian Formulation(TLF), 후자의 경우는 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 원리를 푸는 것에 의하여 구해진다.

$$\int_v (\dot{\$} + \sigma L)\delta L dv = \int_{st} \dot{p}\,\delta v\, d s \tag{2.1}$$

여기서 $\dot{p}$는 물체의 표면 s의 단위면적에 작용하는 외력의 변화율, v는 변위속도, $L = \partial v/\partial x$는 속도 구배 텐서. 또, v, s는 각각 물체의 체적과 표면적을 나타낸다. $\$$는 Kirchhoff 응력텐서이고 Cauchy 응력텐서 σ와는 다음의 관계가 있다.

$$\begin{aligned} \$ &= \frac{\rho_0}{\rho}\sigma \\ \dot{\$} &= \dot{\sigma} + \sigma tr L - \sigma L - L\sigma \end{aligned} \tag{2.2}$$

탄소성 경계값 문제, 식 (2.1)을 풀기 위해서는 재료 고유의 응답특성을 나타내는 변형률 속도와 응력속도의 대응관계인 구성식을 도입해야 한다. 구성식은 재료의 물리적 특성을 나타내므로 물체의 운동 혹은 좌표계의 운동에 무관

Collection @ kmou

하게 객관성(frame indifference)을 가져야 한다.

식 (2.1)에 객관성을 갖는 구성식으로 Kirchhoff응력의 Jaumann속도 $\dot{s}$와 변형률 속도 d의 대응관계를 이용하면 식 (2.3)이 된다. 여기서 F는 외력이며 D는 구성 매트릭스이다. 재료의 소성변형조건을 나타내는 항복곡면의 형태에 따라 구체적인 형태가 구해진다.

$$\int_v [(D-F)d+\sigma L]\delta L dv = \int_{st} \dot{p}\sigma v ds \tag{2.3}$$

$$w=\frac{1}{2}(L-L^T), d=\frac{1}{2}(L+L^T)$$

탄소성 변형문제의 해를 구하기 위한 탄소성 유한요소방정식은 가상일의 원리 식 (2.1)에 의해 정식화된다. 즉 N개의 질점을 갖는 요소내의 임의의 점에서 변위속도를 v, 변형률속도를 d, 변위 속도구배를 g로 하고 이것을 절점에서의 변위속도 $\overline{v}$와 형상함수 ϕ 및 ϕ의 도함수를 성분으로 하는 매트릭스 B, E로 표시하여 가상일 원리인 식 (2.2)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 매트릭스 형의 요소의 강성방정식이 얻어진다.

$$K\hat{v}=\hat{\dot{f}}$$

$$K=\int_{v_e} [B^{(T+1)}(D-F)+E^T]QEdv \tag{2.4}$$

$$\hat{\dot{f}}=\int_{s_e} \phi^T \dot{p} ds$$

$$v=\phi\hat{v}, d=B\hat{v}, g=E\hat{v}$$

v_e, s_e는 요소의 체적과 표면적을 나타낸다. 매트릭스 K는 강성 매트릭스이고, $\hat{\dot{f}}$는 표면적에 등가인 절점력이다.

식 (2.4)의 유한요소방정식을 모든 요소에 대하여 구하고 절점력의 평형조건

Collection @ kmou

과 변위의 적합조건을 만족하도록 중첩시키면 물체 전체의 강성방정식이 얻어지고 여기에 절점력 증분 및 절점변위 증분으로써 경계조건을 가하면 물체 내의 모든 미지의 절점변위의 증분이 구해진다.

상기의 정식화는 증분변형 전의 상태를 기준으로 증분변형 후의 상태를 표시하는 Euler법에 의한 것이므로 계산정도의 향상을 위해서 증분 간에는 선형영역에서 비선형영역으로의 재료특성의 변화나 형상의 급격한 변화가 발생하지 않도록 증분의 크기를 결정하는 것이 중요하다[22].

2.3 크리프 해석

크리프(creep)란 외력이 일정하게 유지되어 있을 때, 시간이 흐름에 따라 재료의 변형이 증대하는 현상으로 금속재료에서는 상온에서 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.

그림 Fig. 2.1에서 최초의 부분을 제 1기 크리프, 중간을 제 2기 크리프, 최후의 부분을 제 3기 크리프라고 한다.

이 논문에서는 탄소성을 고려한 해석으로 대변형률을 고려하기 때문에 제 1기 크리프 식 (2.5)을 사용하여 크리프 변형률을 계산하였다. Table 2.1은 SA533B1의 온도에 따른 크리프 변수이며 실험을 통해서 구할 수 있다[23]. SA533B1은 SA508 grade 3 class 1과 동일한 재질이기 때문에 해석에 사용하였다.

$$\varepsilon_{cr} = \frac{C_1 \sigma^{C_2} t^{(C_3+1)} e^{(C_4/T)}}{1+C_3} \tag{2.5}$$

Collection @ kmou

Table 2.1 Parameter of the primary creep curve for the SA533B1[23]

T(℃)	626	776	876	976	1099
C_1	1.46e-31	1.87e-42	7.8e-28	3.5e-44	5.38e-47
C_2	3.0881	4.8171	3.0886	5.5237	6.2092
C_3	-0.056	-0.1609	-0.018	-0.1219	-0.0554
C_4	0.0				

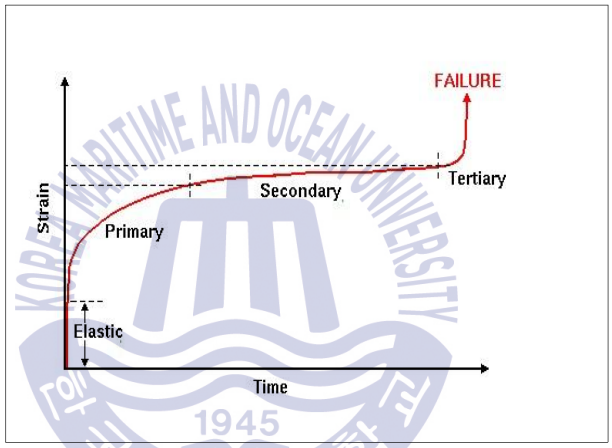


Fig. 2.1 Creep model[16]

2.3.1 크리프 파손 모드

본 논문에 사용된 크리프 파손 모델은 Larson-Miler 변수(LMP) 그리고 누적된 손상(damage) 개념에 기초를 두고 있다.

다음은 LMP 변수를 구하는 식이다.

$$LMP = 0.001(20 + \log_{10} t_r)T \tag{2.6}$$

Collection @ kmou

t_r은 파손되기 시작되는 시간(hours), T는 랭킨온도(degree-Rankine)이다. Table 2.2는 실험 데이터로 온도 및 적용응력에 따라 파손시간 및 LMP 변수 값을 정리하였다[24].

식 (2.6)을 파손시간(t_r)을 구하는 식으로 변경하면 다음과 같다.

$$t_r = e^{2.303[(LMP/0.001T)-20]} \tag{2.7}$$

Table 2.2 값을 기준으로 온도 1200℃, 압력 1 MPa 의 조건에 맞게 보간을 하여 파손시간 및 LMP 변수를 구하면 파손시간(h)는 20.4, LMP는 56.62이다.

전체 손상을 구하는 식은 다음과 같다.

$$D = \sum \triangle t / t_r \tag{2.8}$$

해석을 수행한 시간($\triangle t$) 8 h, 파손 시간(t_r) 20.4 h이며 전체 손상은 0.39이다. 전체 손상이 1보다 커지면 파손이 일어난다고 예측할 수 있지만 계산결과는 1 미만이므로 손상을 기준으로 파손을 결정하는 모델에서는 파손이 일어나지 않는다.

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

$$LMP = b ln \frac{\sigma_0}{a} \tag{2.9}$$

$$\triangle LMP = 0.001T = b(\ell n \frac{\sigma_0}{\alpha} - \ell n \frac{\sigma}{\alpha}) \tag{2.10}$$

$$\varepsilon_{eff} \geq 0.874 \times 10^{-4} T \tag{2.11}$$

Collection @ kmou

1차 크리프 모델 계산식을 사용하여 변형률을 구하고 식 (2.6)을 사용하여 LMP변수를, 식 (2.9)을 통해 α , b를 구하고 이 값들을 가지고 식 (2.10)을 통해 계수 T를 구하고 식 (2.11)에서 변수 T를 대입하여 크리프 유효 변형률을 구할 수 있다.

계산결과 유효 변형률이 15%이고 변형률이 같거나 이상이면 파손이 생기게 된다.

Table 2.2 Summary of the SA508 grade 3 class 1 material creep test[24]

Temperature (°F/℃)	Applied Stress (ksi/MPa)	Time to rupture (hours)	Larson Miler Parameter
1160/627	10.1/69.6	190	36.08
1160/627	20/137.9	11.3	34.1
1340/727	5.7/39.3	8.9	37.7
1340/727	8.1/55.8	4.6	37.19
1430/777	2/13.8	264	42.37
1430/777	3.8/26.2	18.9	40.21
1610/877	1.8/12.4	54.7	44.99
1610/877	3.8/26.2	4.1	42.66
1790/977	1.2/8.3	61.2	49.01
1790/977	1.8/12.4	2.2	45.76
1790/977	3.8/26.2	0.045	41.96
2012/1100	0.5/3.4	46.9	53.56
2012/1100	1/6.9	0.65	48.97

Collection @ kmou

3. 하부헤드의 열-구조 신뢰성 분석

3.1 해석 모델링

본 논문은 원전의 중대사고 후 발생되는 압력과 연료봉이 녹은 후의 재배치로 인한 열전달이 원자로에 미치는 영향과 ICI 튜브의 파손 여부를 분석적으로 검증한다. 원자로 하부헤드의 열-구조 해석 절차는 Fig. 3.1의 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. 그리고 고온에서 원자로 하부헤드가 파손이 되는지를 검증한다.

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

Collection @ kmou

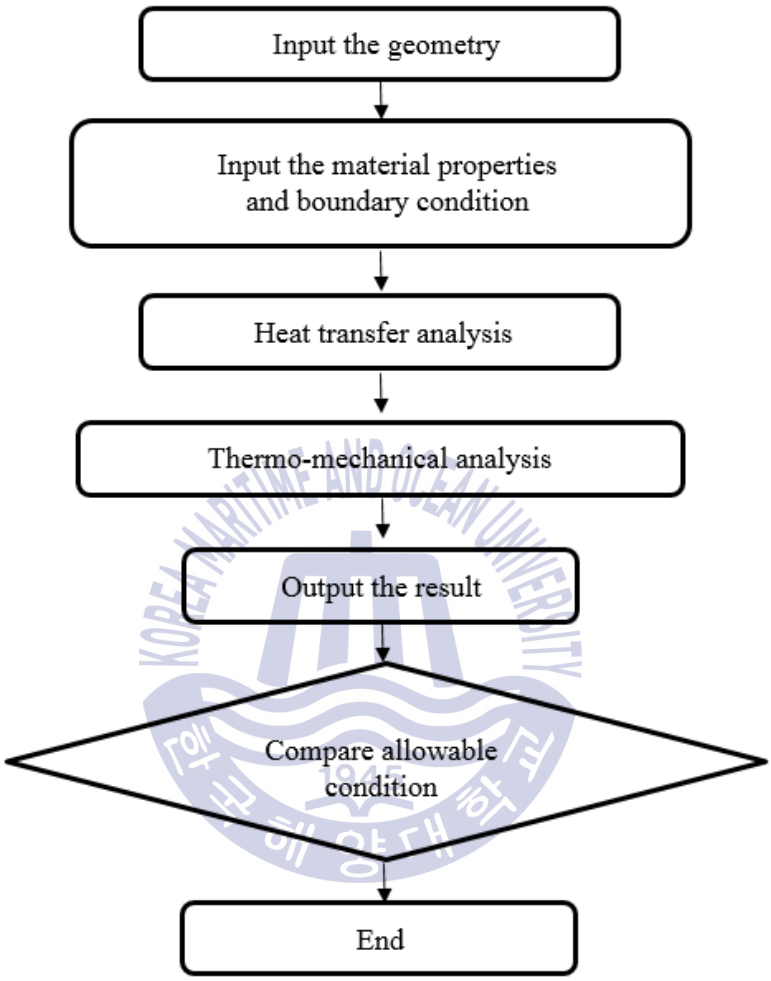


Fig. 3.1 Thermo-mechanical analysis process

Collection @ kmou

3.1.1 유한요소 모델링

원자로 하부헤드의 열-구조 해석을 위해 유한요소 모델링을 수행하였다. 2차원 해석에서는 ICI 튜브를 무시하고 축대칭으로 모델링하였다.

본 연구에서는 해석프로그램으로 상용코드인 ANSYS 12.1을 사용하였다[20]. 본 모델의 전체 형상은 Fig. 3.2와 같이 원자로 내부의 구조물 위치 및 배열을 보여준다[25]. 원자로 내부는 연료봉이 중심부에 위치하며, 이 연료봉을 제어하는 ICI 노즐을 감싸는 튜브가 원자로의 위아래에 위치하고 있다. 해석에 적용한 ICI 튜브는 Fig. 3.3, Fig. 3.4에 나타내었다.

그림 Fig. 3.3은 원자로 하부를 기준으로 총 61개의 튜브가 바둑판식 배열이 되어 있음을 보여주는 평면도이다. 그림 Fig. 3.4는 튜브간의 거리를 보여주는 정면도이다. 해석에 사용한 튜브는 원자로의 중심부와 원자로의 중심부를 기준으로 20°, 60°에 위치한다. 또한, 해석에 적용된 기하학적 모델과 유한요소 모델은 Fig. 3.5에 나타내었다. 원자로는 가로 5 m, 높이 2.9 m의 위아래 하반구로 되어 있으며 두께는 약 0.2 m이다.

해석에 사용된 요소는 공기에 의해 작용하는 계면에서의 열 저항을 적용하기 위해 2절점 링크 요소(radiation link 31, convection link 34), 4절점 평면 요소(thermal plane 55, structural plane 182)를 사용하였다. 요소의 향상과 정보는 Fig. 3.6에 나타내었다[20].

Collection @ kmou

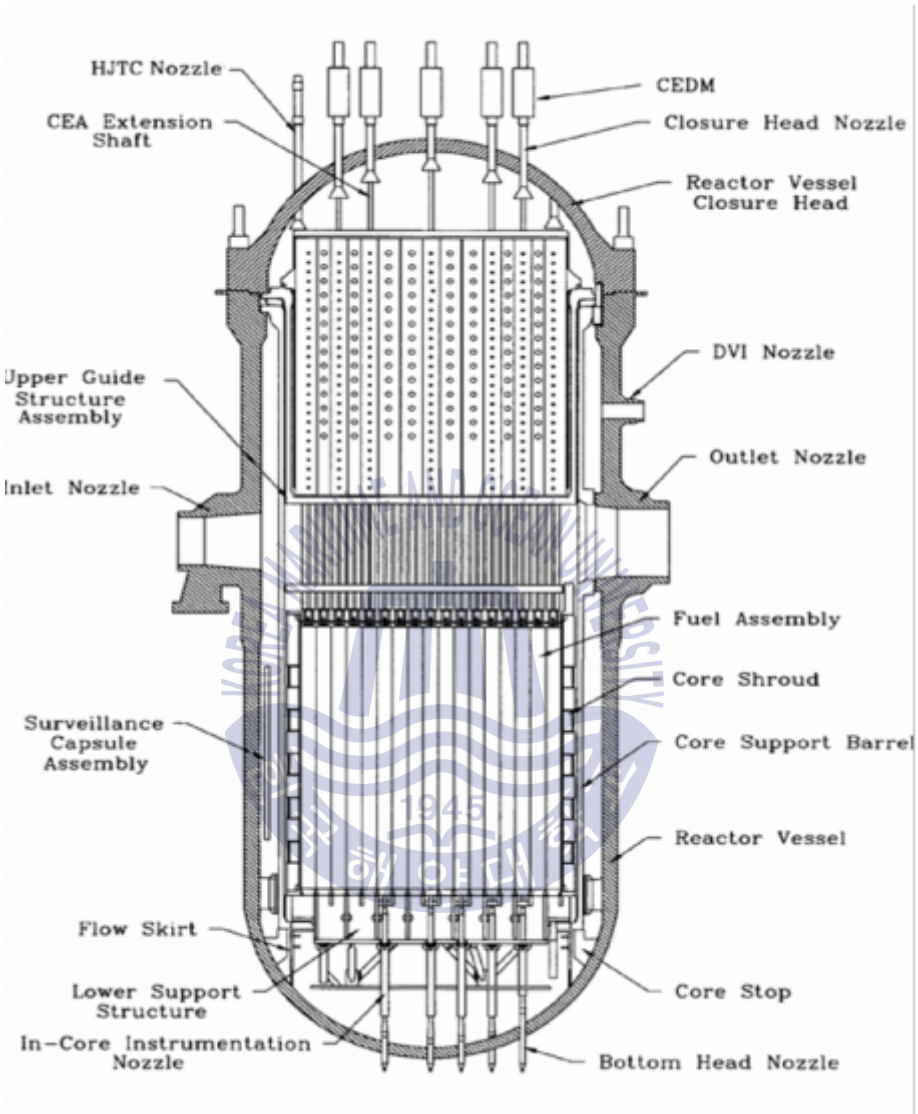


Fig. 3.2 Front view of reactor vessel[25]

Collection @ kmou

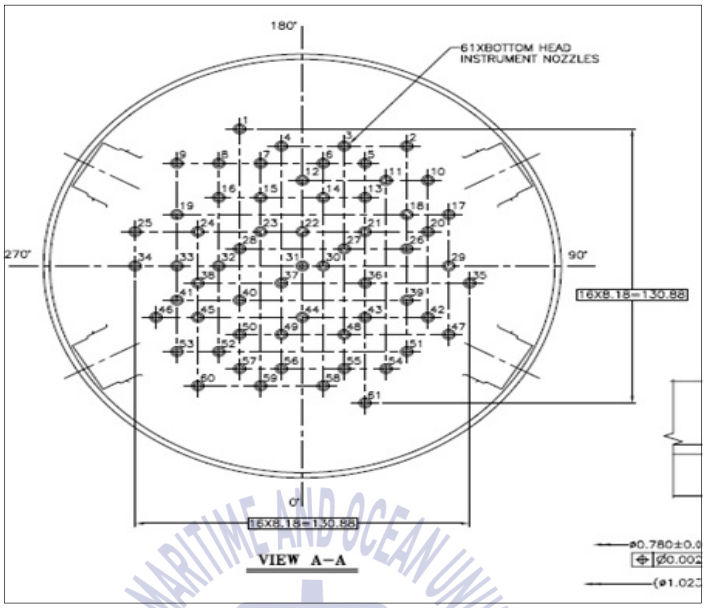


Fig. 3.3 Top view of lower head

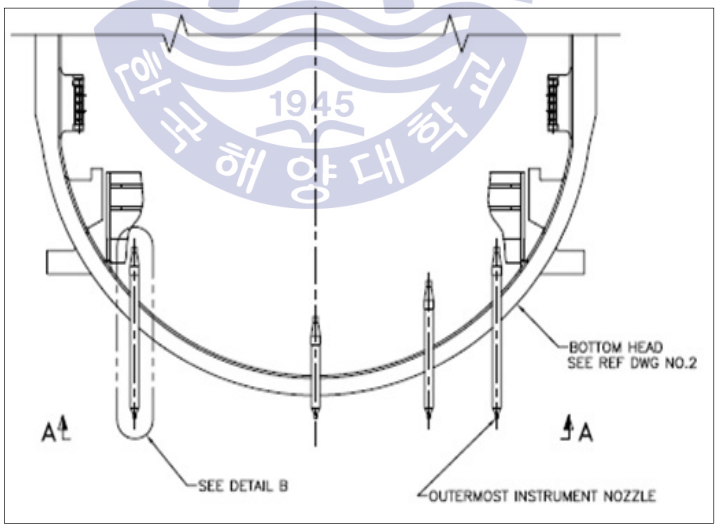
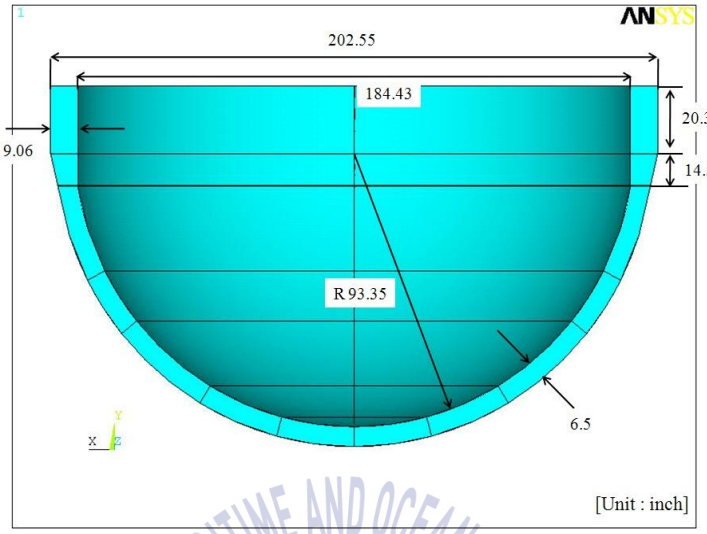
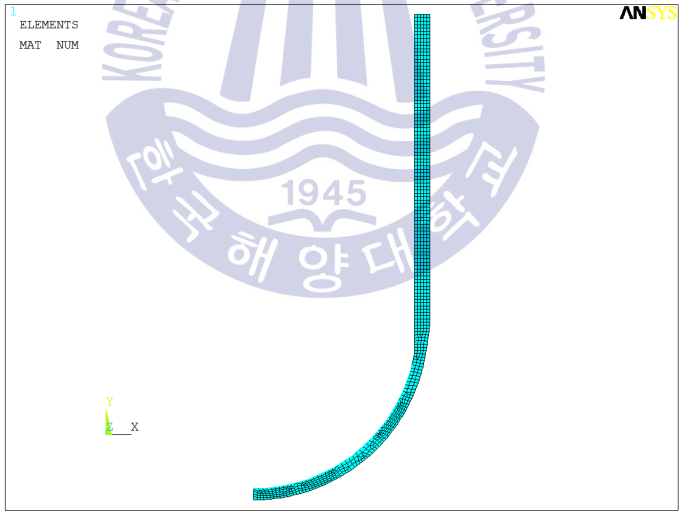


Fig. 3.4 Schematic diagram of lower head and ICI tube

Collection @ kmou



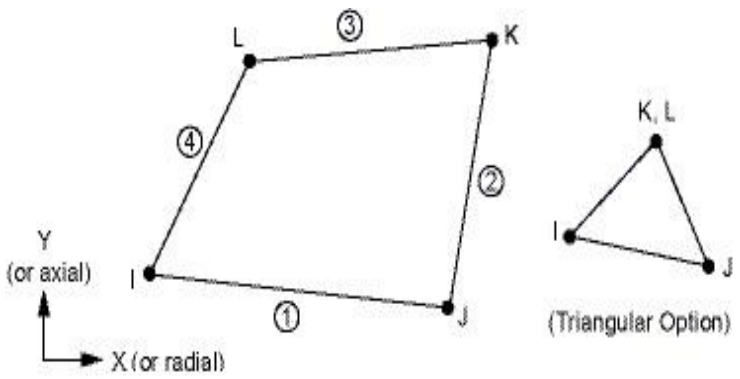
(a) Geometry and dimension of lower head



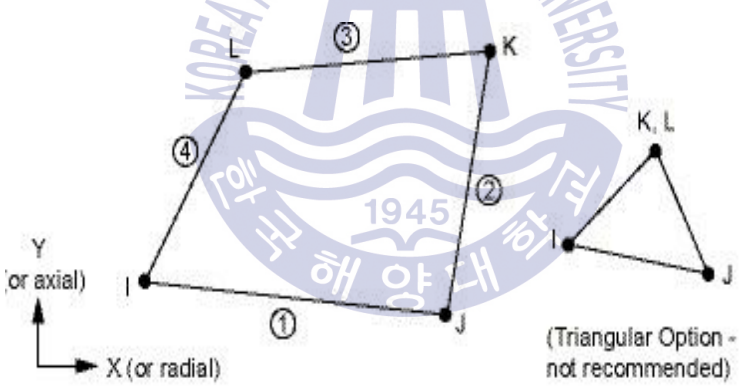
(b) FE model of 2D

Fig. 3.5 Applied geometry and FE model

Collection @ kmou



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



(b) Structural plane of element type number 182 in ANSYS

Fig. 3.6 ANSYS element descriptions use in 2D analysis[20]

Collection @ kmou

3.1.2 재료의 기계적 특성

원자로 압력용기의 재질인 SA508이며 온도 변화에 따른 물성치의 변화는 Table 3.1과 같고, 화학적 조성은 Table 3.2와 같다. 비열, 열전달 계수, 열팽창 계수, 탄성계수는 ASME Code(2010)[26]를 참고하였으며, Table 3.1과 같다.

Table 3.1 Material properties of SA508 grade 3 class 1[26]

Temp (℃)	K (Thermal conductivity) (W/m K)	C_p (Specific heat) (W/kg K)	E (Young's modulus) (GPa)	α (Thermal expansion) (10^{-5}m/m K)	ν (Poisson's ratio)	Density (kg/m^3)
100	40.6	481.5	187	1.21	0.3	7750
200	40.1	526.9	181	1.27		
300	38.7	566.1	174	1.33		
400	36.8	607.9	167	1.38		
500	34.8	663.3	158	1.44		
600	32.8	743.8	147	1.48		
700	27.6	867.0	133	1.51		
760	-	1700	12.25	-		
1461	-	836.0	-	-		
1900	-	846.0	-	-		

Table 3.2 Chemical composition of SA508 grade 3 class 1(wt.%)[26]

C	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V
0.25 max	1.2 -1.5	0.025 max	0.025 max	0.4 -1.0	0.25 max	0.45 -0.6	0.05 max

Collection @ kmou

튜브와 압력용기 간에 연결되는 용접부위의 재질인 Inconel 690은 니켈-크롬을 주성분으로 한 내열합금으로 내열성이 뛰어나며 900℃ 이상의 고온 상태에서도 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. 열 물성 및 화학적 조성은 다음 Table 3.3, Table 3.4와 같다[27]. Table 3.3에서 나타나 있지 않은 고온부의 열물성치는 해당 최고온도의 열물성치와 동일한 것으로 가정한다.

Table 3.3 Material properties of Inconel 690[27]

Temp (℃)	K (Thermal conductivity) (W/m K)	C_p (Specific heat) (W/kg K)	E (Young's modulus) (GPa)	α (Thermal expansion) (10^{-5}m/m K)	ν (Poisson's ratio)	Density (kg/m^3)
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	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	-	-	

Collection @ kmou

Table 3.4 Chemical composition of Inconel 690(wt.%)[27]

C	Mn	S	Si	Ni	Cr	Fe	Cu
0.05 max	0.5 max	0.015 max	0.5 max	0.4 -1.0	0.25 max	7-11	0.5 max

Fig. 3.7에서는 풀림(annealing) 및 용체화(solution treatment) 처리되어 가공된 Inconel 690 합금의 높은 인장강도를 보여주고 있다[27].

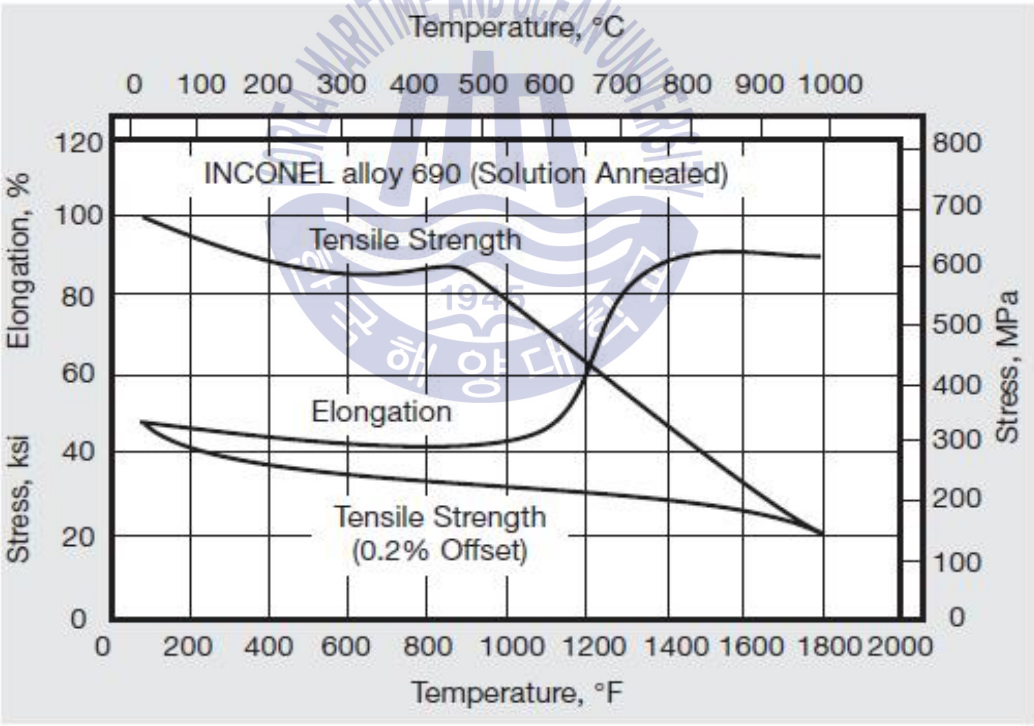


Fig. 3.7 Mechanical properties of annealed Inconel 690[27]

Collection @ kmou

3.1.3 해석 조건

핵연료의 과열로 인해 내부 노심이 용융되어 재배치되고 아래 하부헤드로 흘러내려 쌓이게 된다. 하부헤드에 적층된 노심에서 붕괴열이 발생하고 열전달이 시작된다. 노심용융물의 상태에 따라서 3가지의 경계조건을 가정하여 해석하였다. 열 해석 이후 수행되는 구조해석의 경우는 150 ton의 용융물에 대하여 각도별로 나누어 무게를 압력으로 산정하고 압력강하 이후 Fig. 3.8[1]과 같이 4 MPa(580 psi)의 압력을 합산하여 Fig. 3.9와 같이 적용하여 과도해석을 수행하였다.

압력 적용면은 하부헤드의 내부에 각도별로 적용하였으며, 열 해석 이후 재료의 용융점을 기준으로 기준온도를 넘는 요소는 녹을 것으로 가정하였다. 열전달 해석에 이어서 구조해석 수행시간도 약 8시간으로 과도해석을 수행하였다. 구조 평가에 필요한 데이터는 ASME Section Ⅷ, Division 2[26]를 사용하여 탄성 및 소성을 고려하였으며, 축대칭 조건과 윗면은 Y방향을 구속하고 X방향은 팽창이 가능하도록 구속하지 않은 상태이다.

하부헤드의 용융점은 1490℃이며, 튜브의 용융점은 1377℃이다. 노심이 흘러내리기 전에 하부헤드의 바깥면이 물 공동(water cavity)에 잠겨있어 핵 비등에 의해 열전달이 일어난다. 이 때의 열전달 계수는 Fig. 3.10에 나타나 있다[28,29]. 그러나 노심파편(debris) 용융물과 접하는 하부헤드의 내측은 열적 경계조건을 정확히 알기 어렵기 때문에 다음과 같이 세 가지 모델로 가정하였다.

Collection @ kmou

(1) 열 유속 모델(Heat flux model)

노심용융물이 용융상태를 유지하고 유동층을 이루면서 움직이는 조건이다. 헤드 내벽에 생기는 열 유속은 각도에 따라 다른 값을 가지며, 이 값들은 실험논문[30~36]을 참조하여 내부 열 유속(heat-flux)을 열 하중으로 사용하였다. 그림 Fig. 3.11은 해석에 적용한 내부의 열 유속값이다.

(2) 일체형 모델(Integral model)

용융물 일체형모델은 용융물과 하부헤드사이에 틈이 없고 직접 열전도에 의해 열전달이 일어나는 조건으로 열 해석을 수행하였다[37~40]. 용융물의 열원을 모델링하여 열 하중으로 초기온도(2850℃) 및 발열조건(2.36 MW/m^3)을 해석에 적용하였다[1]. 열 해석 이후 구조해석의 경계조건은 열 유속모델과 동일한 조건으로 해석하였다. 그림 Fig. 3.12는 일체형 모델의 해석조건이다.

(3) 접촉 저항 모델(Contact resistance model)

일체형 모델과 같이 용융물을 열원으로 모델링하여 초기온도 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[41,42]. 그림 Fig. 3.13은 접촉 저항 모델의 해석조건이다.

또한, 고온일 경우 크리프에 대한 영향을 무시할 수 없기 때문에 크리프 영향을 고려하여 해석하였다.

Collection @ kmou

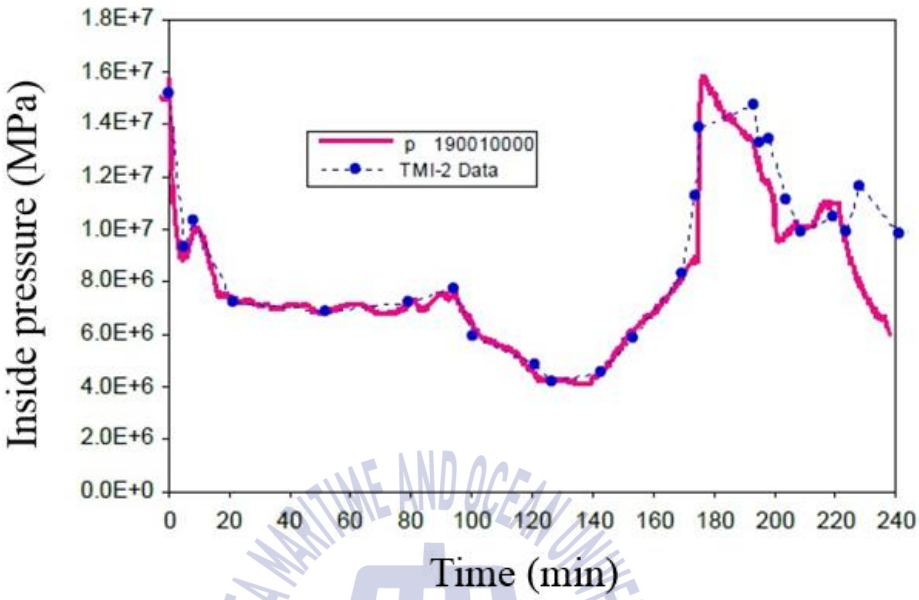


Fig. 3.8 Reference of reduced pressure on inside of the reactor[1]

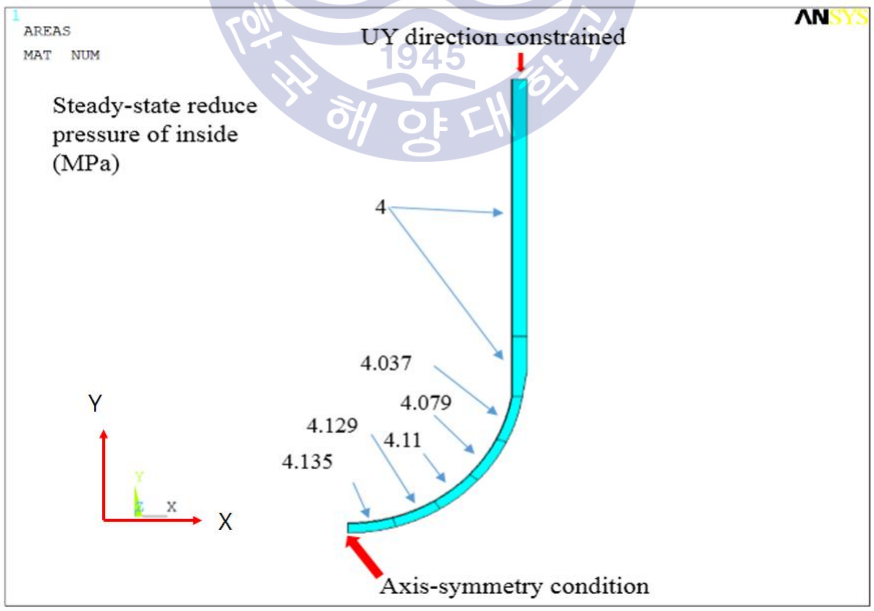


Fig. 3.9 Pressure condition in all structure analysis case

Collection @ kmou

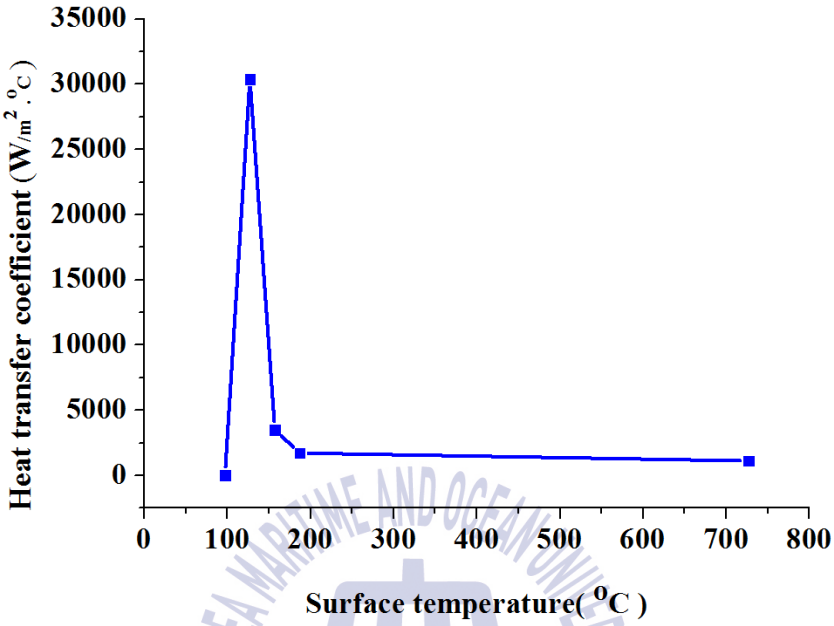


Fig. 3.10 Convection boundary condition for the vessel outer wall[28,29]

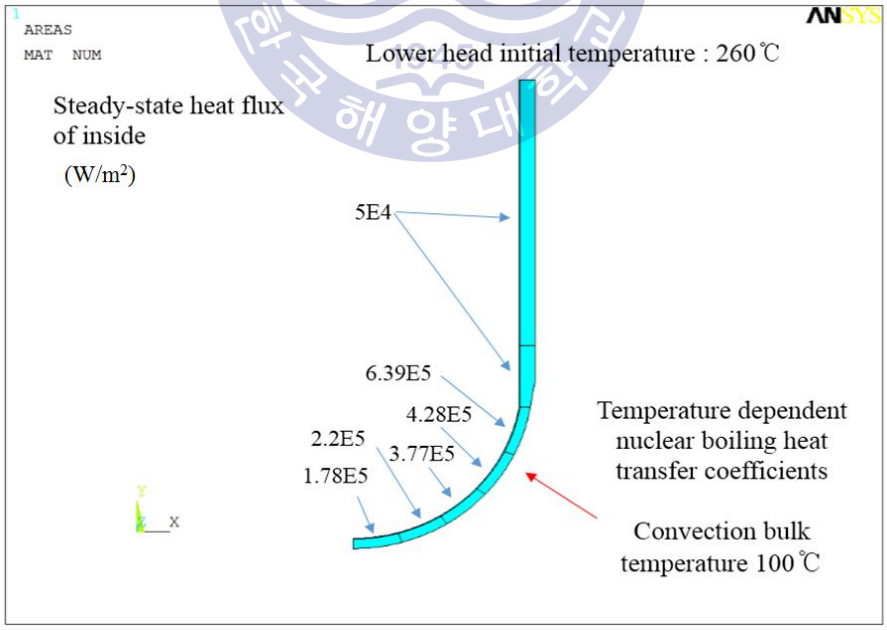


Fig. 3.11 Thermal boundary condition of heat flux model[30~36]

Collection @ kmou

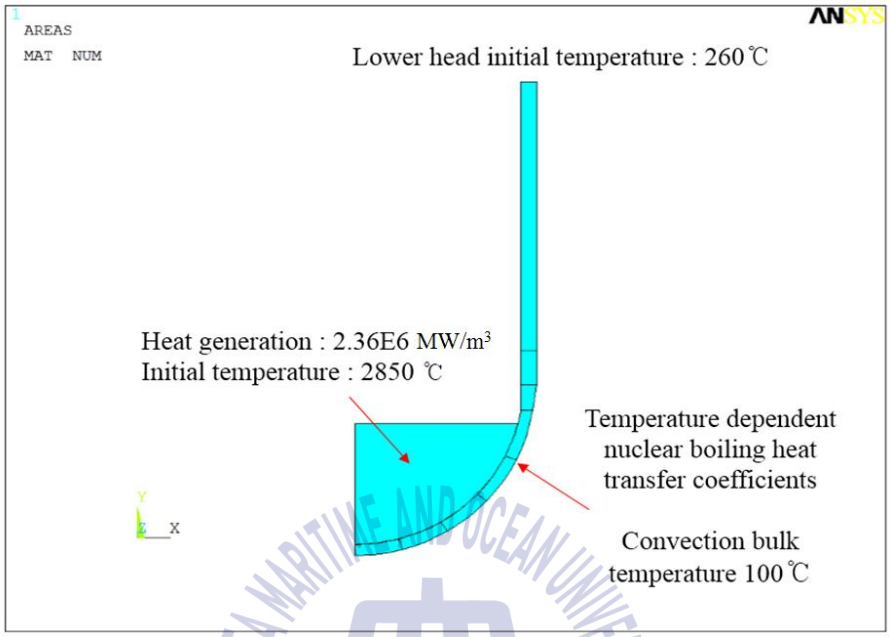


Fig. 3.12 Thermal boundary condition of integral model[1,37~40]

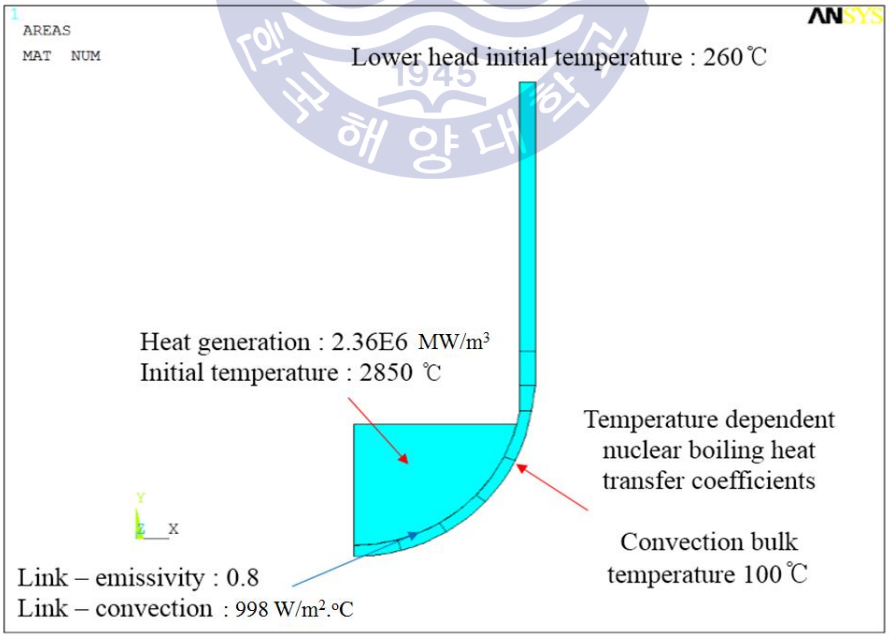


Fig. 3.13 Thermal boundary condition of contact resistance model[41,42]

Collection @ kmou

3.1.4 파손 기준

현상학적으로 연속체 역학에 바탕을 둔 파손기준을 Berman[43] 뿐만 아니라 Bohl과 Butler[44]도 사용하였다. 등가소성변형률(equivalent plastic strain)에 기초를 둔 파손기준에서, 등가 소성변형률 식은 (3.1)과 같다.

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3}\left[(\varepsilon_1-\varepsilon_2)^2+(\varepsilon_2-\varepsilon_3)^2+(\varepsilon_3-\varepsilon_1)^2\right]^{0.5} \tag{3.1}$$

Bohl과 Butler에 따르면, 파손은 등가 소성 변형률이 12%이내에서, Berman은 18%이내에서 일어난다는 다른 견해가 있다. 금속학적으로 파손(rupture)에 기초를 두고 Ghosh[45]에 따르면, 아래의 경우에 파손이 일어난다.

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

ε_{pmax}는 최대 주소성변형률 (maximum principal plastic strain), ε_{pg}는 파손소성변형률(failure plastic strain)이고 아래의 식으로부터 파손 소성 변형률이 구해진다.

$$\varepsilon_{pg} = 126.1\left[\frac{1+\beta^2-1.2\beta}{1+\beta}\right]\left(1+\delta^2+1.2\delta\right)^{-0.5} \tag{3.3}$$

β와 δ의 정의는 다음과 같다.

$$\beta = \frac{1.5+2.5\delta}{2.5+1.5\delta} \qquad \delta = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \tag{3.4}$$

Collection @ kmou

이 경우와 같이 연성재료의 파손기준은 일반적으로 등가소성변형률(equivalent plastic strain)을 근거로 두고 있으며 13%에서 18%범위[46]의 보수적인 값이다. 파손기준은 보수적으로 평가되어야 한다.

이러한 목적 하에 Shockey[47]는 기공생성, 성장에 근거한 연성파손의 기구개념을 도입하였다. MnS, Al_2O_3와 같은 석출(inclusion)에서 크랙이 발생하거나 석출이 기지강(matrix steel)에서 분리(debonding)되면서 기공이 생성된다. 가장 큰 석출에서 기공이 시작되고 변형률과 응력이 증가함에 따라 작은 석출에서도 기공이 발생된다.

A533B 소재의 인장실험 자료에 의하면 인장변형률이 11%일 때 석출이 파손되어 기공이 발생하는 것으로 확인되었다. 인장변형률이 증가하면 기존의 크랙의 기공은 구형으로 성장하게 되고, 또 다른 크랙(기공)들이 발생한다. 기공이 성장하면서 인접 기공과 서로 연결되어 파손이 진행된다. 그러므로 11%의 변형률 이상이면 보수적인 기준으로 파손이 발생한다고 볼 수 있다.

3.2 열전달 해석

중대사고시 원자로의 하부에는 용융이 된 연료봉과 하부헤드 간에 접촉에 따라 열전달이 이루어진다. 내부의 용융물은 연속적인 열을 발산하며, 그 열은 원자로 하부에 직접적 영향을 준다. 다음과 같은 가정을 통하여 실제 중대사고를 해석하였다.

3.2.1 열전달 해석에 대한 가정

해석 및 평가를 위해 사용한 가정은 다음과 같다.

1) 하부헤드의 재료는 선형 탄-소성(linear elastic-plastic)이다.
2) 내부의 냉각수가 전혀 없고 노심 용융물이 원자로 하부헤드에 완전히 재배치된 후의 상태이다.
3) 노심 용융물과 원자로의 내부 냉각수가 만나서 발생하는 증기 폭발은 고려하지 않는다.
4) 내부의 냉각수는 증발되어 존재하지 않는다.

Collection @ kmou

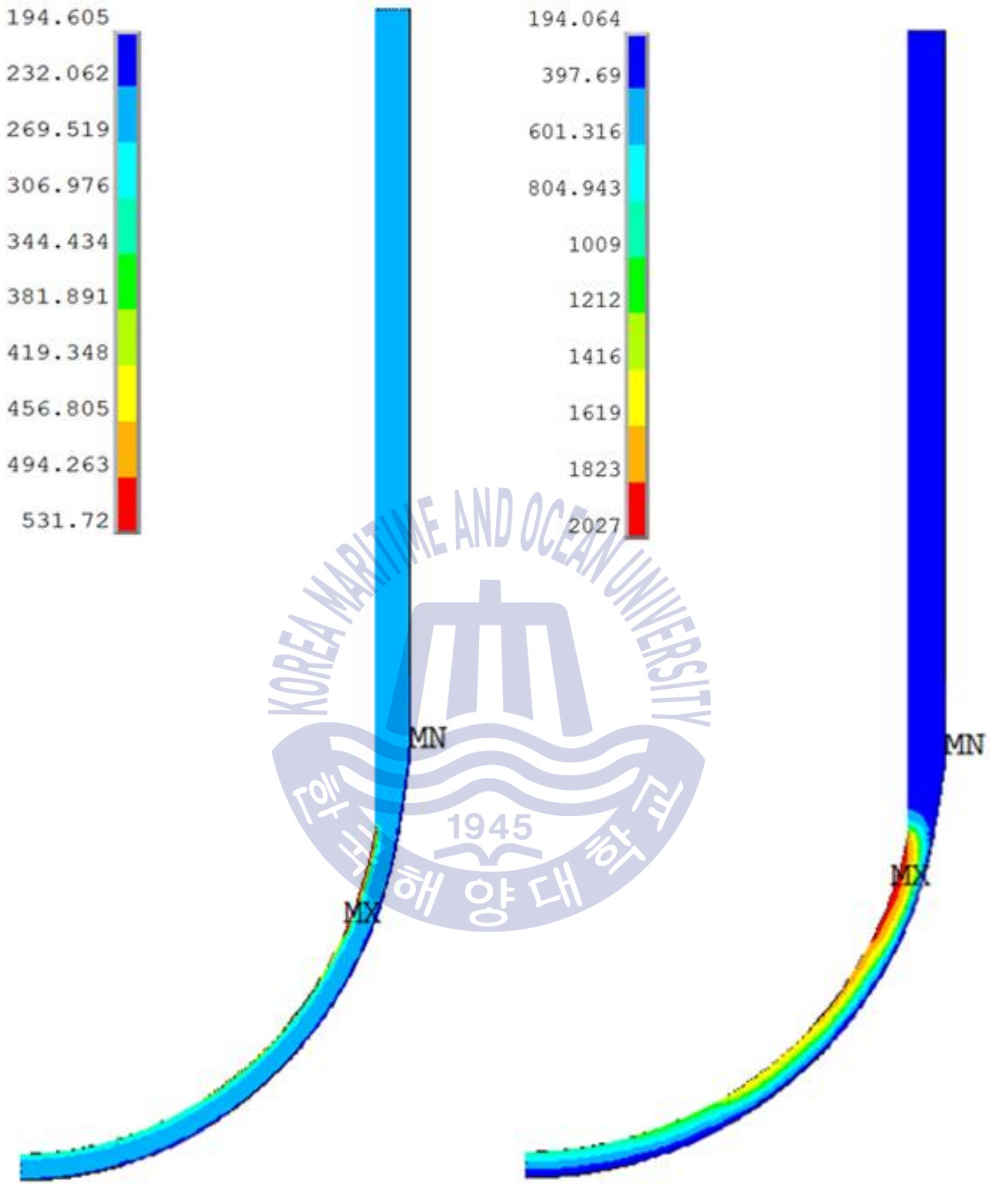
3.2.2 열 유속 모델 해석

열 유속 모델의 열 해석은 8시간 동안의 과도해석을 수행하였으며 Fig. 3.14는 시간별 온도 분포도이다. Fig. 3.15는 시간에 따른 최대온도 분포도를 나타내며, 각 위치에서의 시간에 따라 증가하는 온도를 그래프로 나타내었다. 해석 결과 열 유속이 가장 높은 곳에서 온도의 상승이 가장 높은 것을 확인하였다. Table 3.5는 위치별 최대 온도를 정리하였다.

Table 3.5 Result of steady state thermal analysis of heat flux model

Location	A	B	C	D	E	F	G
Temperature (℃)	893	959	1317	1653	1792	1502	260

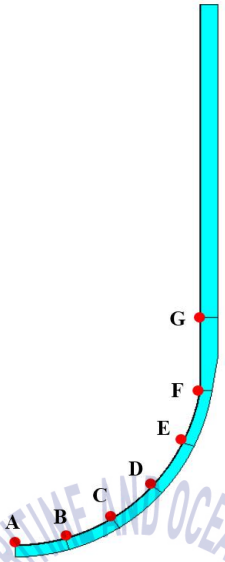
Collection @ kmou



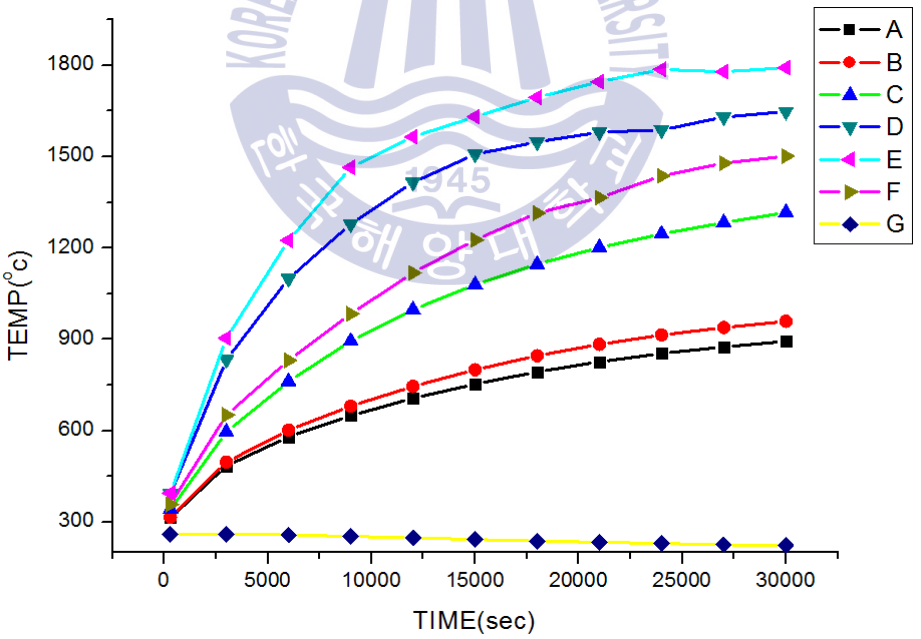
(a) 300 s (b) 30000 s

Fig. 3.14 Temperature distribution with time in the case of heat flux model

Collection @ kmou



(a) Locations of temperature for heat flux model



(b) Temperature graph at time

Fig. 3.15 Thermal analysis result of heat flux model

Collection @ kmou

3.2.3 일체형 모델 해석

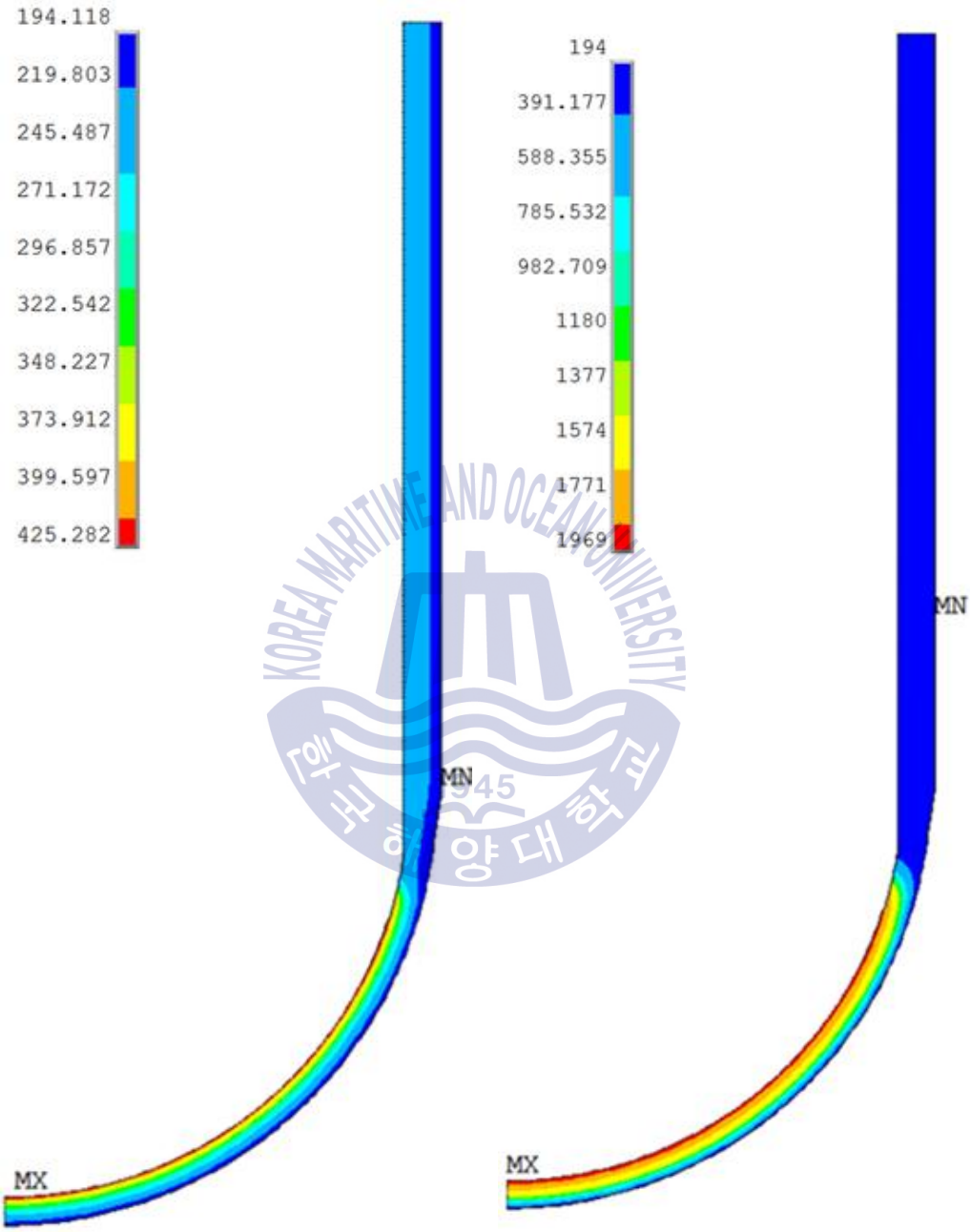
일체형 모델의 열 해석은 열 유속 모델과 동일한 8시간 동안의 과도해석을 수행하였으며 Fig. 3.16은 시간별 온도 분포도이다. Fig. 3.17은 시간에 따른 최대온도 분포도를 나타내며, 각 위치에서의 시간에 따라 증가하는 온도를 그래프로 나타내었다. 해석 결과, 열 유속 모델과 다르게 온도분포도가 접촉면에 거의 동일하게 증가하며 원자로 중심부에서 온도가 가장 높게 증가하는 것을 확인하였다. Table 3.6은 위치별 최대 온도를 정리하였다.

Table 3.6 Result of steady state thermal analysis of integral model

Location	A	B	C	D	E	F	G
Temperature (℃)	1848	1848	1848	1848	1836	281	260

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY 1945 한국해양대학교

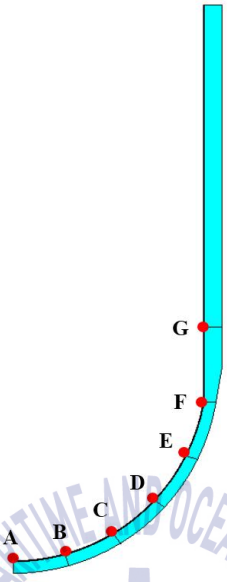
Collection @ kmou



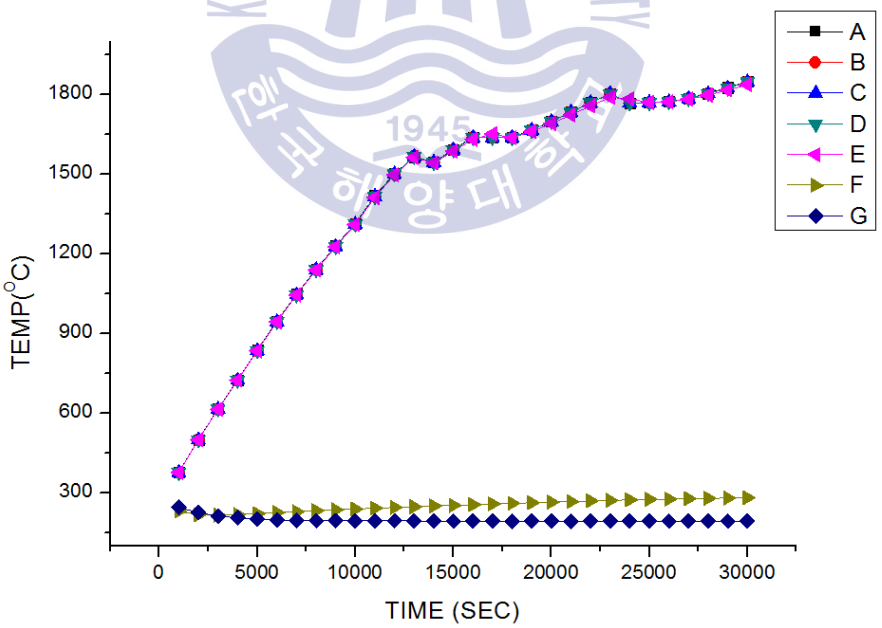
(a) 1000 s (b) 30000 s

Fig. 3.16 Temperature distribution with time in the case of integral model

Collection @ kmou



(a) Locations of temperature for integral model



(b) Temperature graph at time

Fig. 3.17 Thermal analysis result of integral model

Collection @ kmou

3.2.4 접촉저항 모델 해석

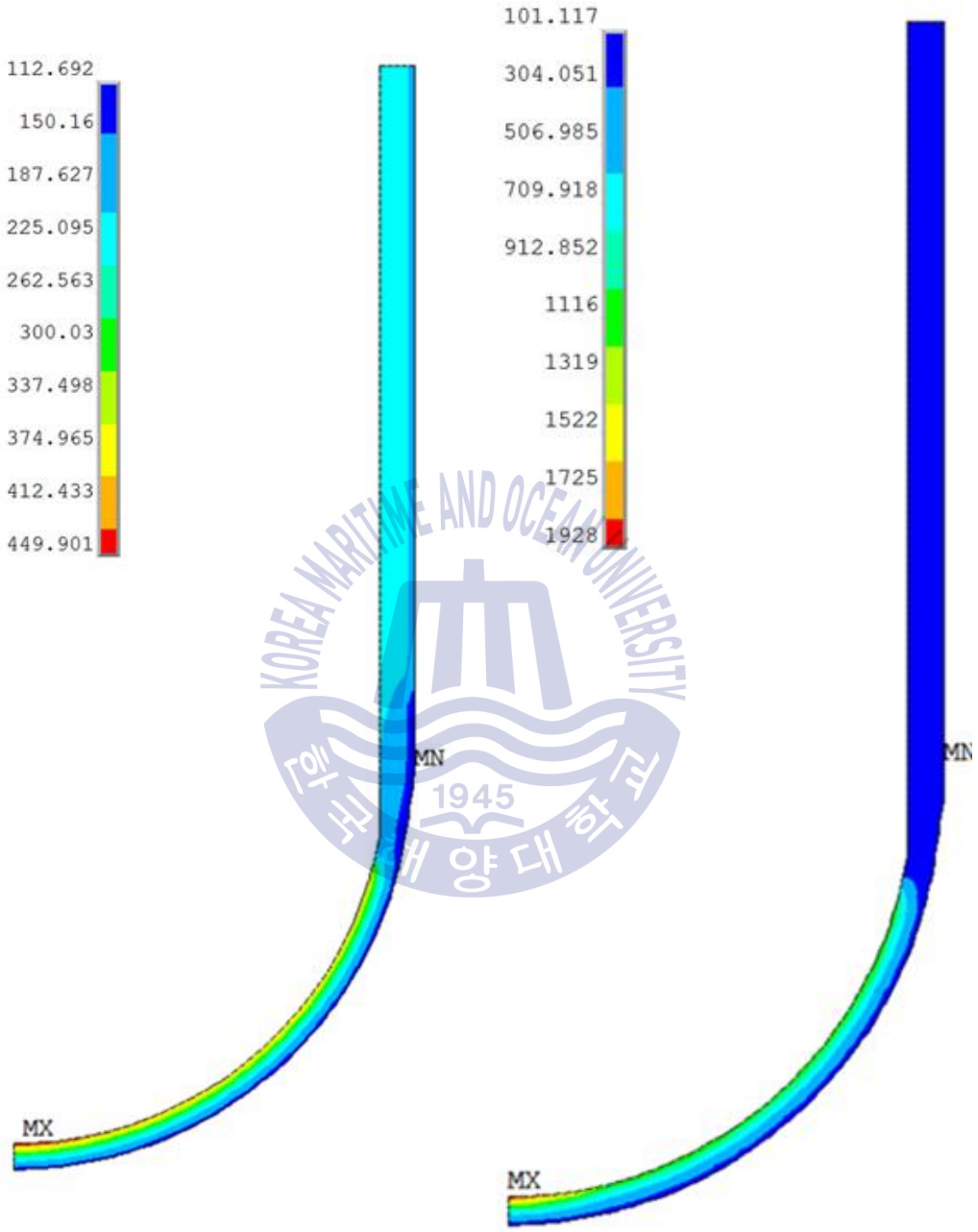
접촉저항 모델의 열 해석은 열 유속 모델과 동일한 8시간 동안의 과도해석을 수행하였으며 Fig. 3.18은 시간별 온도 분포도이다. Fig. 3.19는 시간에 따른 최대온도 분포도를 나타내며, 각 위치에서의 시간에 따라 증가하는 온도를 그래프로 나타내었다. 해석 결과 일체형 모델과 비슷하게 접촉면에서 온도상승이 거의 동일하게 나타나는 것을 확인하였다. 그리고 Table 3.7은 위치별 최대 온도를 정리하였다.

Table 3.7 Result of steady state thermal analysis of contact model

Location	A	B	C	D	E	F	G
Temperature (℃)	1927	1200	1181	1167	1156	177	219

세 가지 해석 결과를 종합해본 결과 열 유속 모델의 용융면적이 가장 넓기 때문에 원자로에 미치는 영향이 가장 큰 것으로 나타나 가장 가혹한 조건임을 확인하였다.

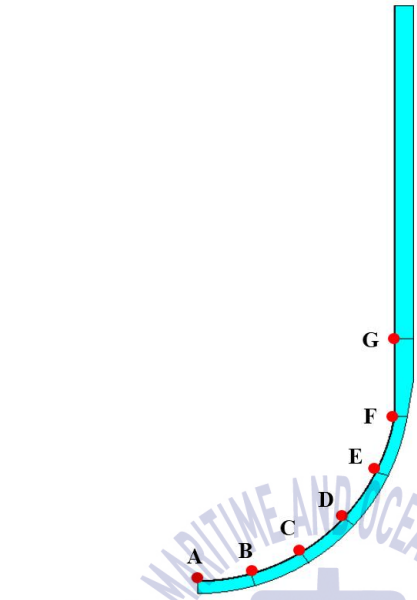
Collection @ kmou



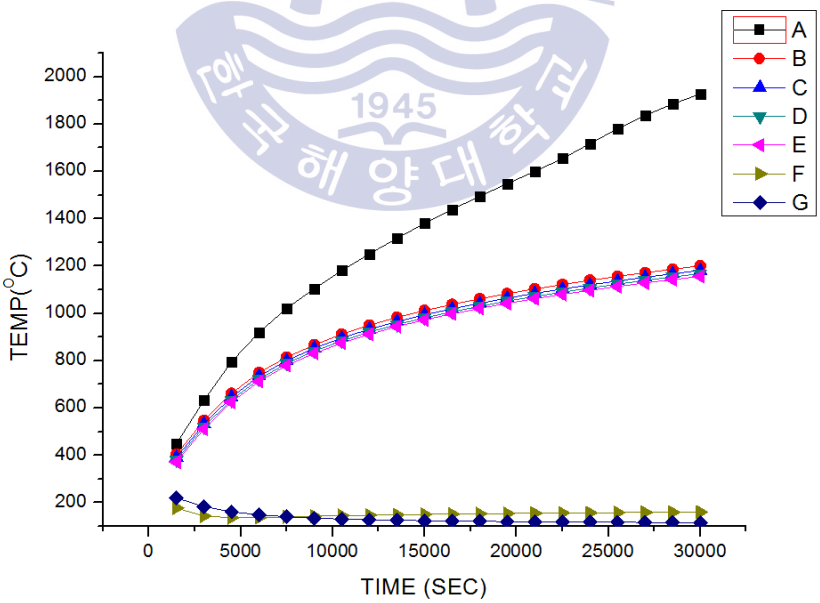
(a) 1500 s (b) 30000 s

Fig. 3.18 Temperature distribution with time in the case of contact model

Collection @ kmou



(a) Locations of temperature for contact model



(b) Temperature graph at time

Fig. 3.19 Thermal analysis result of contact model

Collection @ kmou

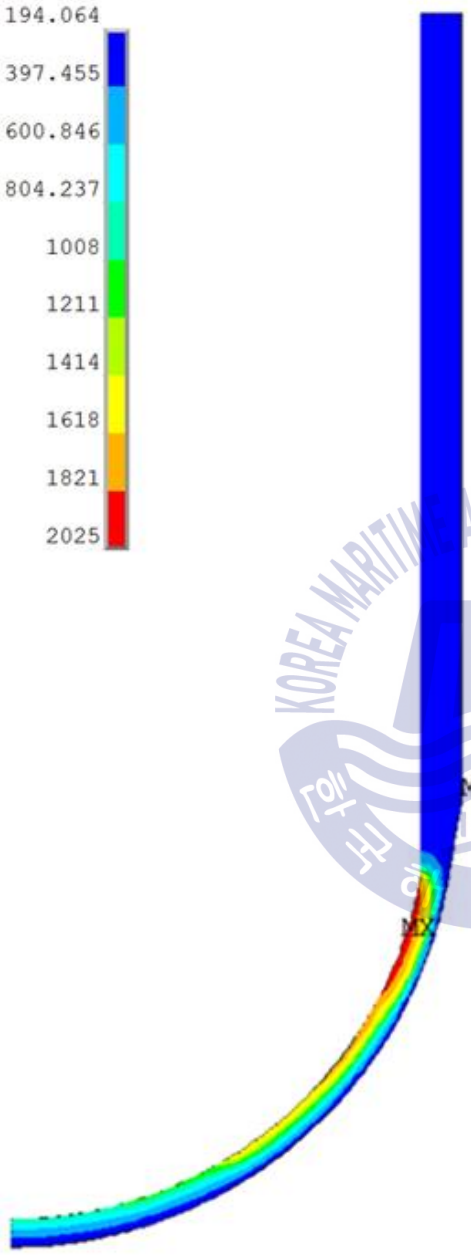
3.2.5 외부 온도 변화에 따른 해석

외부 냉각수의 온도에 따라서 내부의 붕괴열의 배출에 영향을 줄 수 있다. 열 유속이 가장 가혹한 조건이기 때문에 모델의 외부 온도를 변경하여 냉각수 온도의 영향을 확인하였다. 외부 온도는 50℃, 150℃, 200℃를 적용하였다. 각 외부 온도별 해석의 결과는 Fig. 3.20이다. 해석 결과, 외부 냉각수 온도의 변화에 따라 원자로의 온도차이가 없음을 확인하였다. 결과를 Table 3.8에 정리하였다.

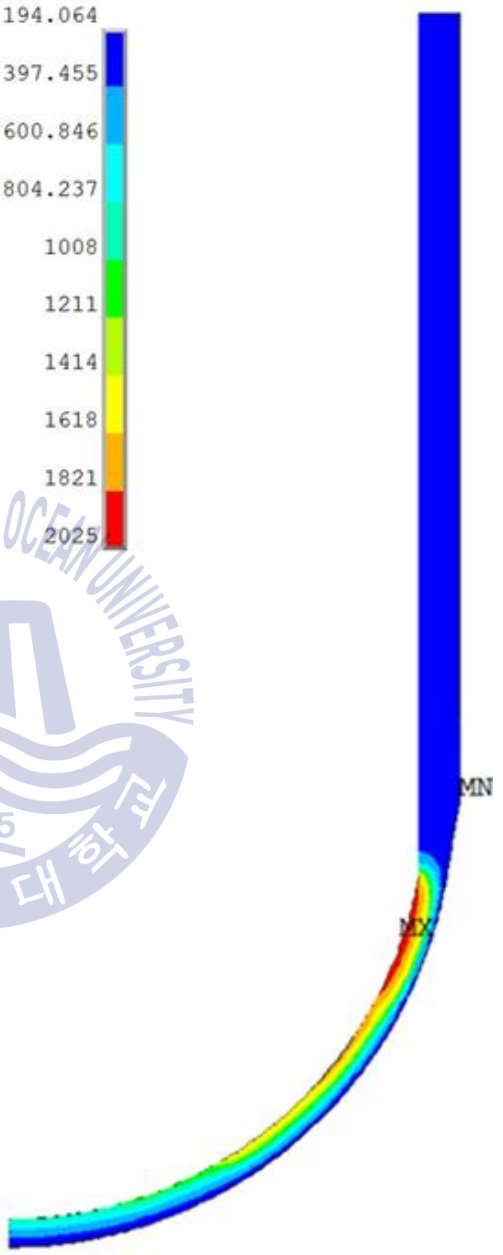
Table 3.8 Comparison of external coolant temperature

Coolant temperature(℃)	50	100	150	200
Maximum vessel temperature(℃)	2025	2027	2025	2025

Collection @ kmou

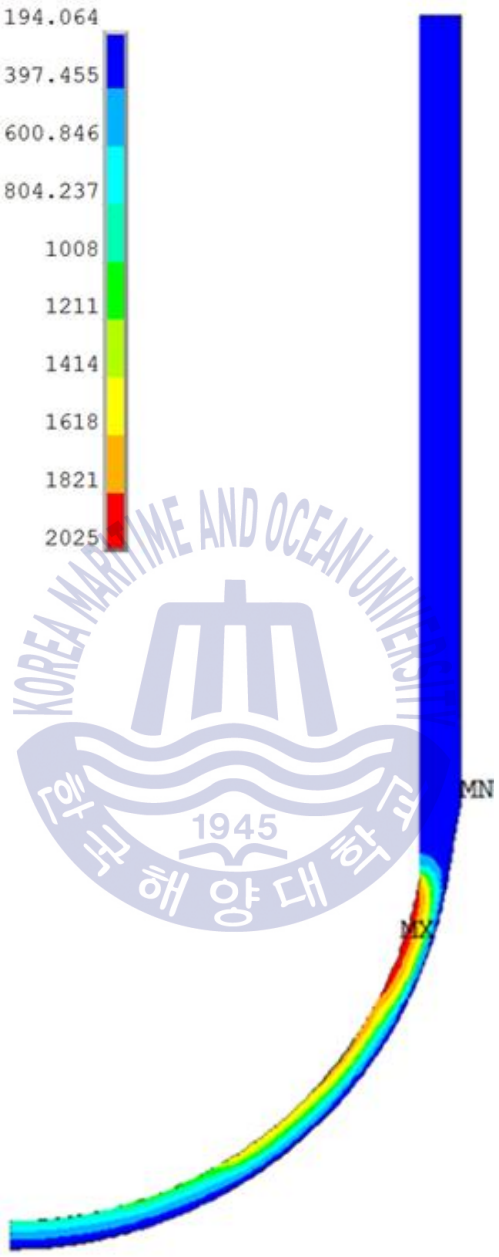


(a) 50℃



(b) 150℃

Collection @ kmou



(c) 200℃

Fig. 3.20 Temperature distribution applying external coolant

Collection @ kmou

3.3 구조 해석 결과

중대사고에 따라 원자로의 하부에는 용융물이 적층이 된다. 이 적층된 용융물의 하중 및 원자로 내의 압력은 중대사고에 의해 취약해진 원자로 하부에 하중으로 가해진다. 구조해석에는 열 해석을 통해 얻은 온도분포도와 원자로 내에 작용하는 하중을 사용하였다.

열 해석 결과를 통해 재료의 용융점을 기준으로 기준온도를 넘는 부위는 녹는 것으로 가정하였다. 용융 후의 원자로를 적용하기 위하여 ANSYS 기능 중 Element Death 기능[20]을 사용하여 용융된 부위의 요소를 제거하였다. 이런 경우에는 요소의 형상 및 크기에 따라서 집중 응력이 발생 할 수 있으나 현재 상용프로그램의 한계이다. 그러나 파손의 기준이 응력이 아닌 변형률이기 때문에 전체적인 변형률은 응력집중에 큰 영향을 받지 않는다.

Fig. 3.21 Element death of ANSYS

Collection @ kmou

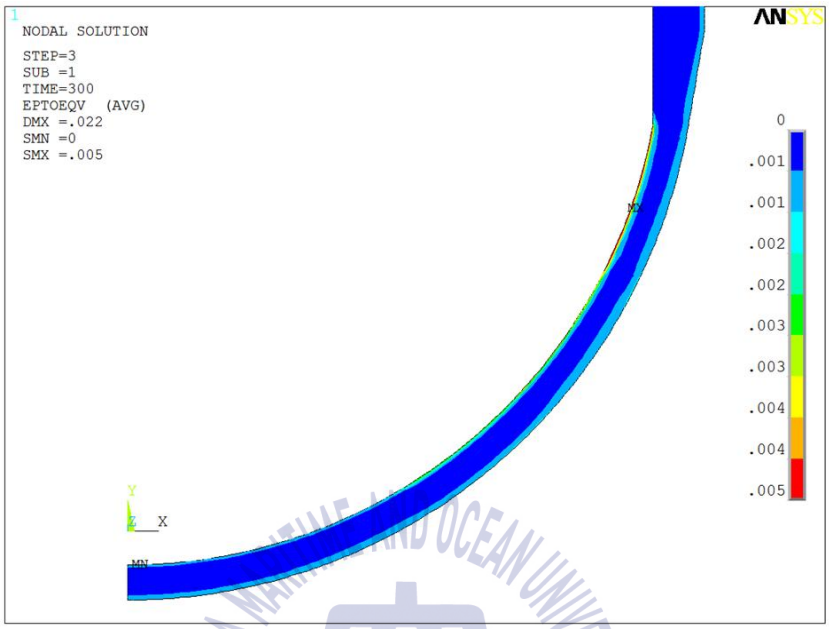
각 모델별 해석결과는 Fig. 3.22~24이며 시간별 등가 변형률을 보여준다. 최대 등가 변형률은 모델별로 각각 3.4%, 2.4%, 2.1%이며, 열 유속 모델이 가장 가혹한 조건이기 때문에 변형률 결과 또한 가장 큰 것을 확인하였다. 고온에서 구조물의 건전성을 평가하는 기준으로 등가 변형률을 사용하게 된다. 해석결과 등가 변형률은 각 모델별 등가 변형률이 허용변형률인 11% 이내이므로 구조적으로 안전하다고 판단할 수 있다. 해석결과는 Table 3.9에 정리하였다.

Table 3.9 Comparison of equivalent strains by thermal condition

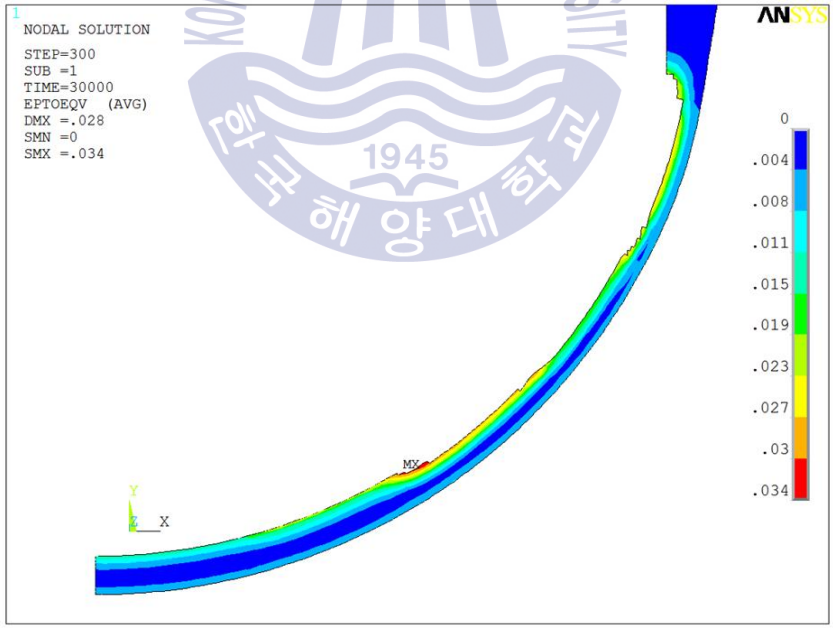
	Heat flux model	Integral model	Contact model	Allowable strain
Maximum equivalent strain(%)	3.4	2.4	2.1	11.0

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY 1945 한국해양대학교

Collection @ kmou



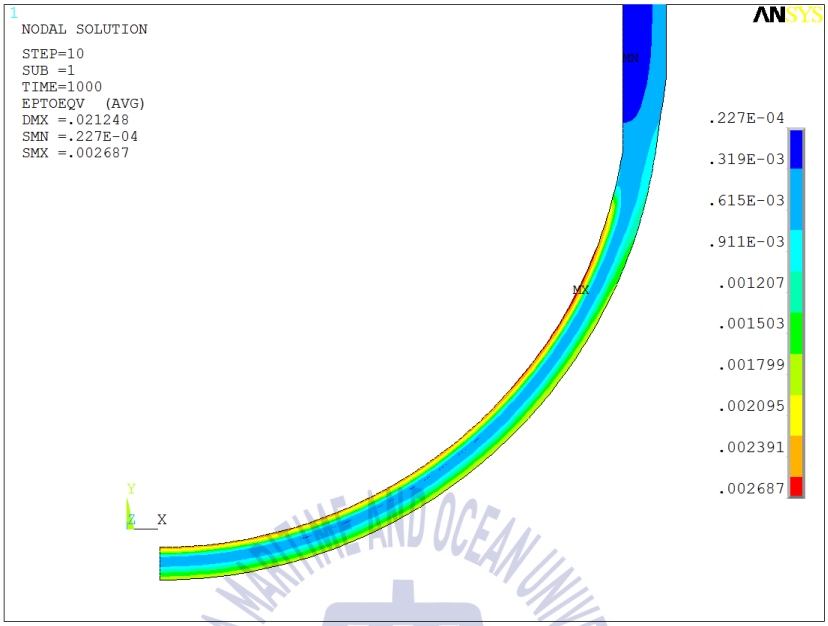
(a) 300 s



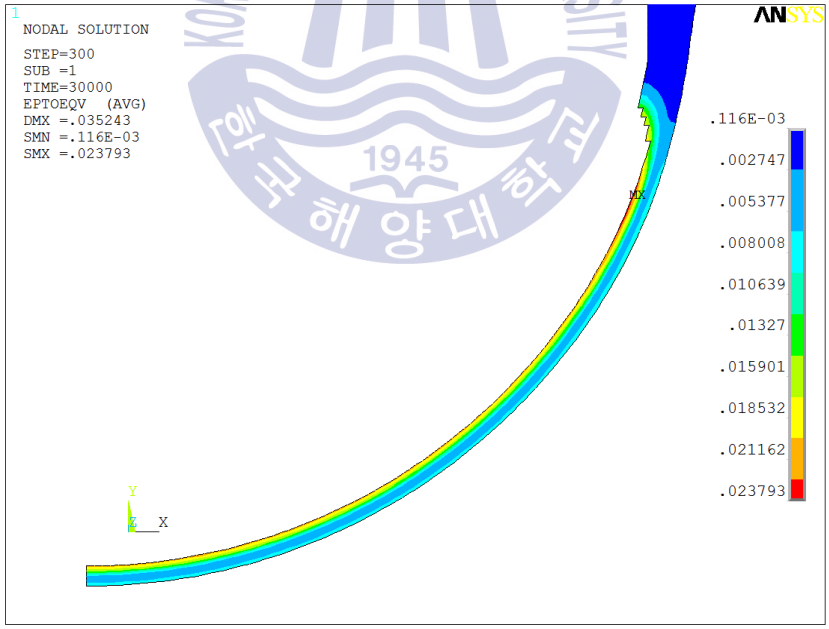
(b) 30000 s

Fig. 3.22 Equivalent strain distribution with time in heat flux model

Collection @ kmou



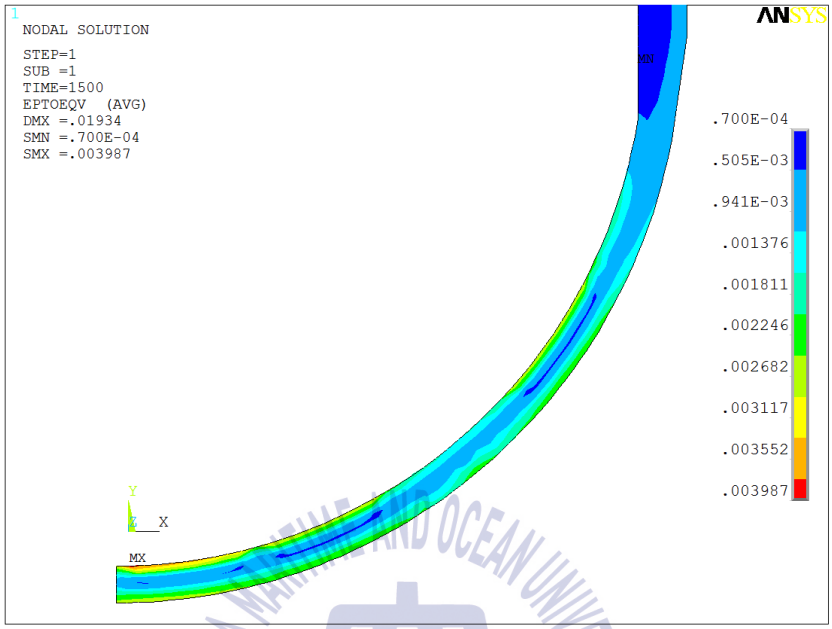
(a) 1000 s



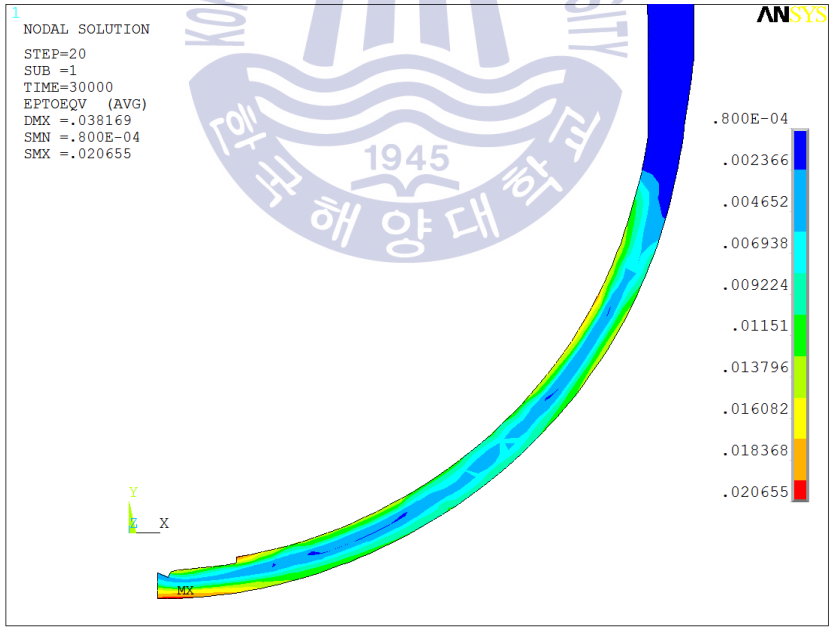
(b) 30000 s

Fig. 3.23 Equivalent strain distribution with time in integral model

Collection @ kmou



(a) 1500 s



(b) 30000 s

Fig. 3.24 Equivalent strain distribution with time in contact model

Collection @ kmou

3.4 크리프 파손 해석 결과

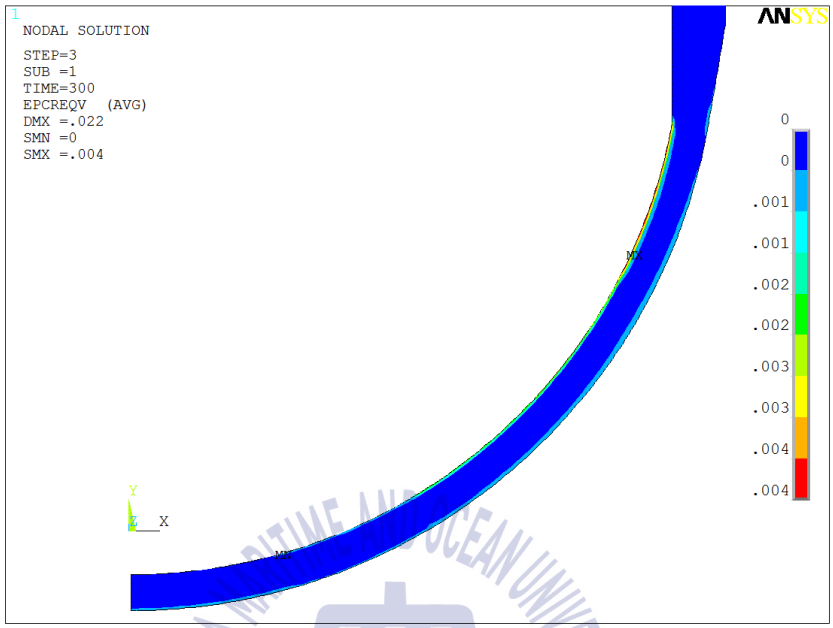
축대칭 모델별 크리프 변형률은 열 유속 모델은 5.6%, 일체형 모델은 4.2%, 접촉 저항 모델은 3.2%이므로 파손 기준인 크리프 유효 변형률 15%보다 작기 때문에 크리프효과에 의한 파손이 생기지 않는 것으로 나타났다. 또한 크리프의 유무에 따라서 구조물이 받는 영향이 있음을 확인하였다.

원자로 헤드의 외부에서 크리프 변형률이 시간에 따라 계속 증가하는 것을 그림 Fig. 3.25~27에서 확인할 수 있었다. 크리프 해석 결과는 Table 3.10에 크리프 유무에 따라 정리하였다.

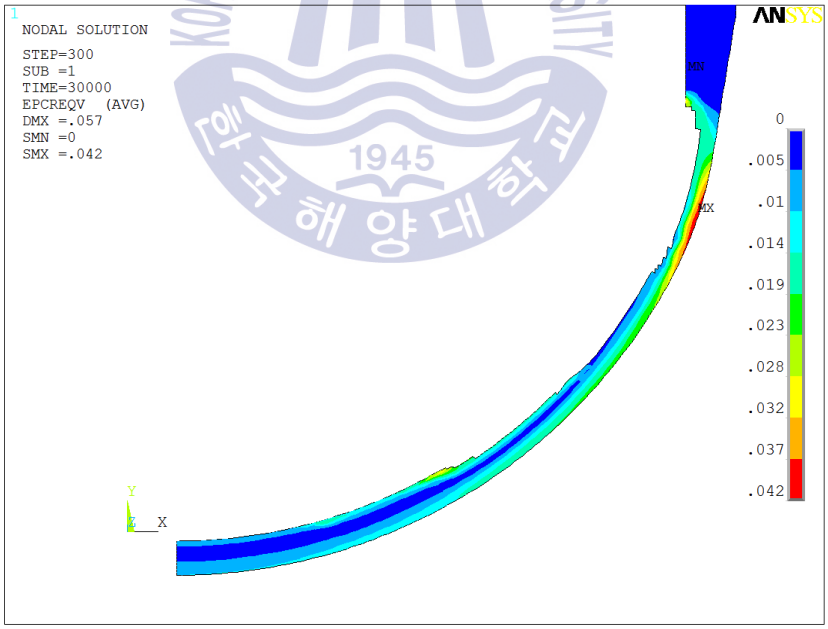
Table 3.10 Summary of result creep strain

	Heat flux model	Integral model	Contact model	Allowable Strain
Analysis with creep(%)	4.2	3.8	2.1	15.0
Analysis without creep(%)	3.4	2.4	2.1	11.0

Collection @ kmou



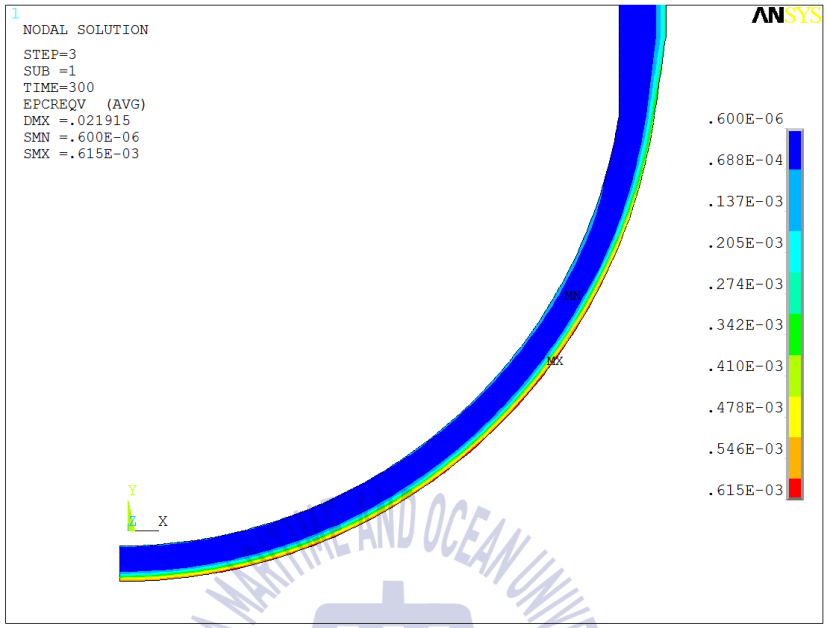
(a) 300 s



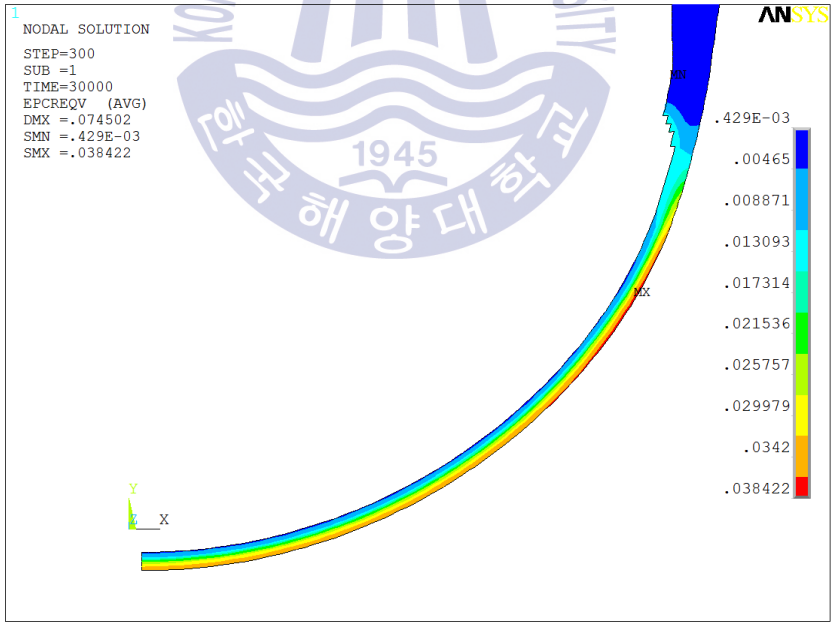
(b) 30000 s

Fig. 3.25 Equivalent creep strain distribution with time in heat flux model

Collection @ kmou



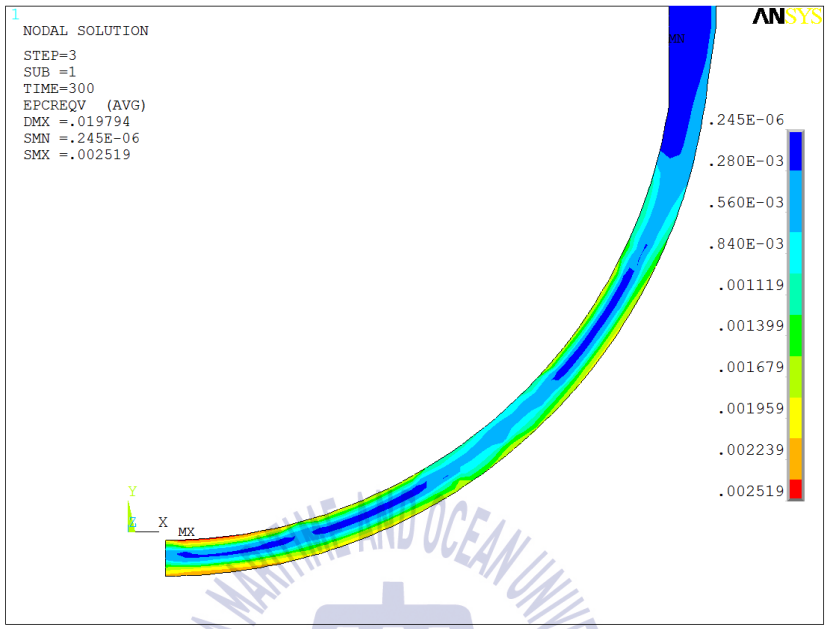
(a) 300 s



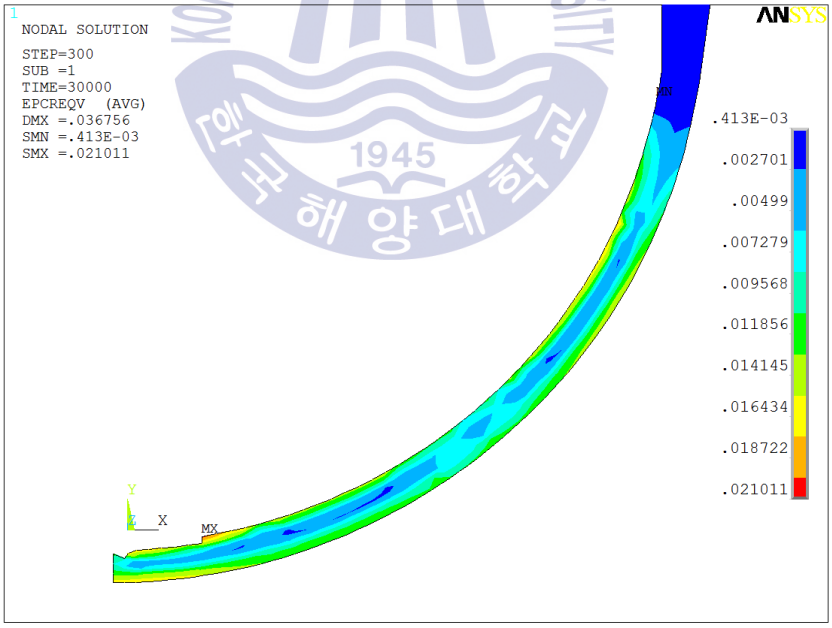
(b) 30000 s

Fig. 3.26 Equivalent creep strain distribution with time in integral model

Collection @ kmou



(a) 300 s



(b) 30000 s

Fig. 3.27 Equivalent creep strain distribution with time in contact model

Collection @ kmou

4. ICI 튜브 파손 평가

4.1 해석 모델링 및 파손기준

4.1.1 유한요소 모델링

본 연구에서는 ICI 튜브의 파손 해석을 위해 유한요소 모델링을 하였다. 해석에서는 원자로 하부헤드, ICI 튜브부위로 구성되어 있다. 하부헤드는 전체 모델의 바디 부분이며, 튜브는 여러가지 센서들의 통로이다. ICI 튜브는 하부헤드와 용접이 되어있기 때문에 용접부를 포함하여 모델링을 하였고 실제로 튜브와 헤드 간에 0.04 mm의 간격이 존재하기 때문에 해석에도 반영하였다. 해석 프로그램으로 상용코드인 ANSYS 12.1[20]을 사용하였다.

Fig. 4.1은 ICI 튜브와 용접부의 도면이며, 원자로의 전체 형상 및 해석에 필요한 ICI 튜브의 기하학적 모델과 유한요소 모델은 Fig. 4.2에 나타내었다. 해석에 적용된 모델에는 8절점 솔리드 요소(thermal solid 70, structural solid 185)를 사용하였다. solid 70 요소는 3차원 모델의 열 요소로 사용되며, 자유도는 온도만을 구속하고 정상상태 혹은 과도 열 해석에 사용할 수 있다. solid 185 요소는 3차원 모델의 구조 요소로 사용되며, 자유도는 x방향, y방향, z방향을 구속하고 열 해석에 사용할 수 있다. 그리고 열팽창에 의한 하부헤드 와 튜브 간에 접촉을 확인하기 위하여 surf 154, conta 174 요소를 사용하였다. 개수는 14700개이다. 그 요소의 향상과 정보는 Fig. 4.3에 나타내었다[20].

Collection @ kmou

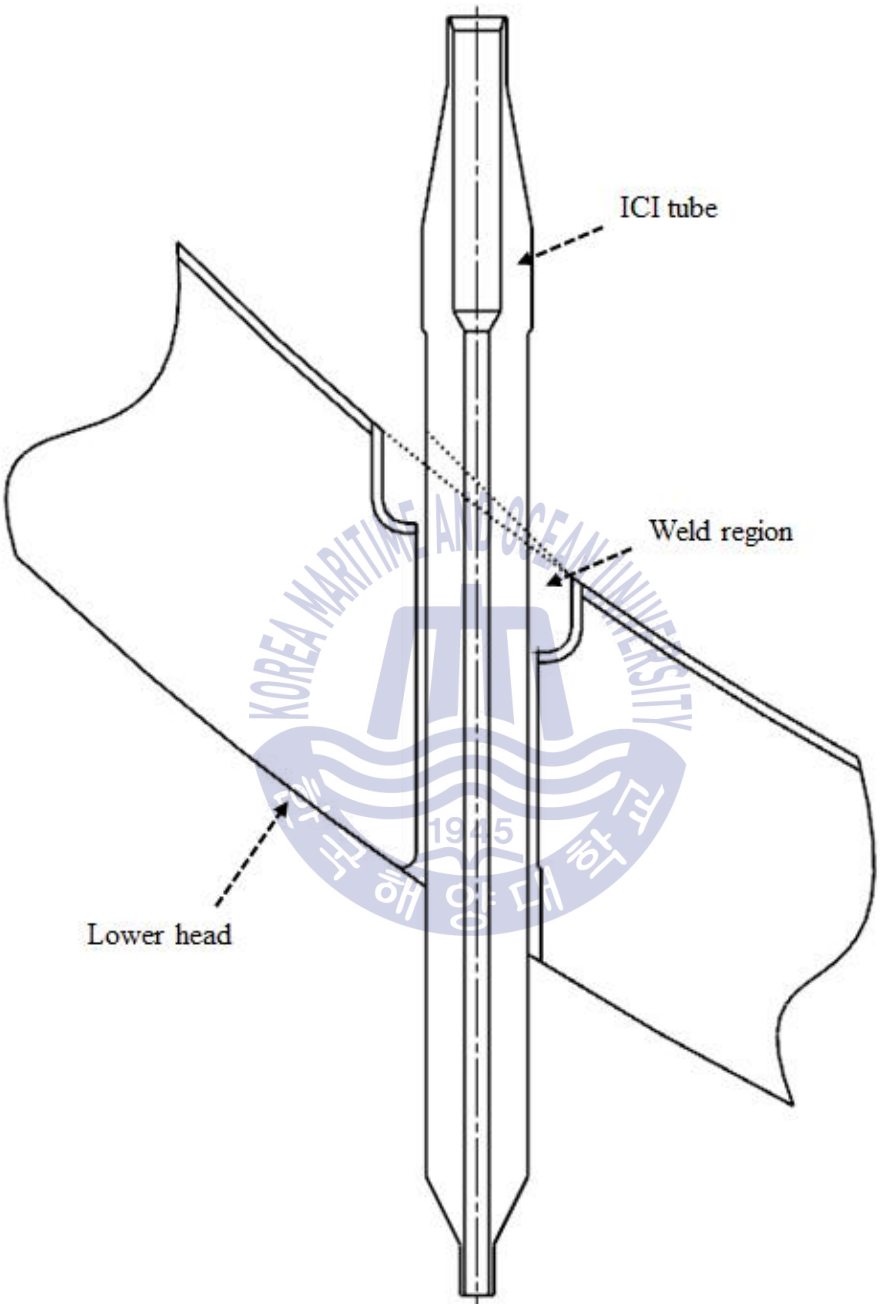
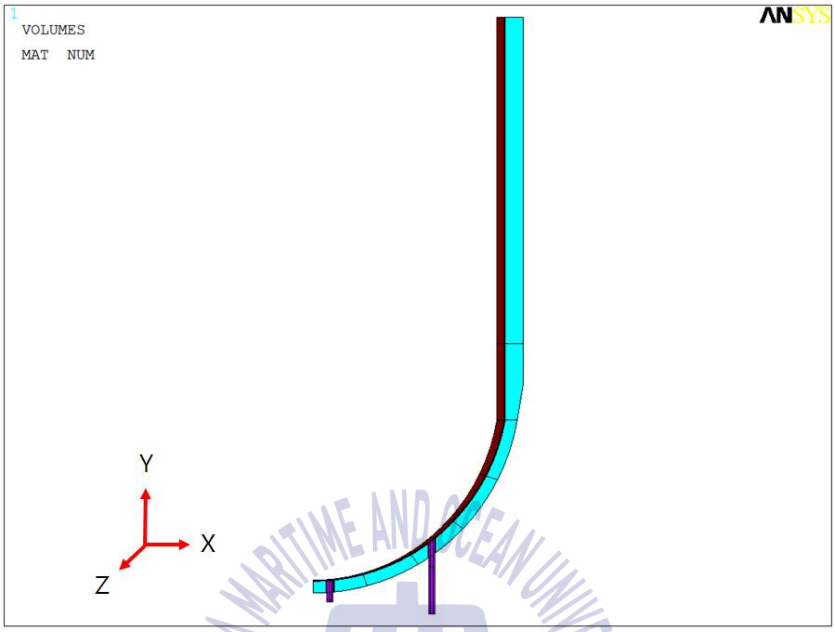
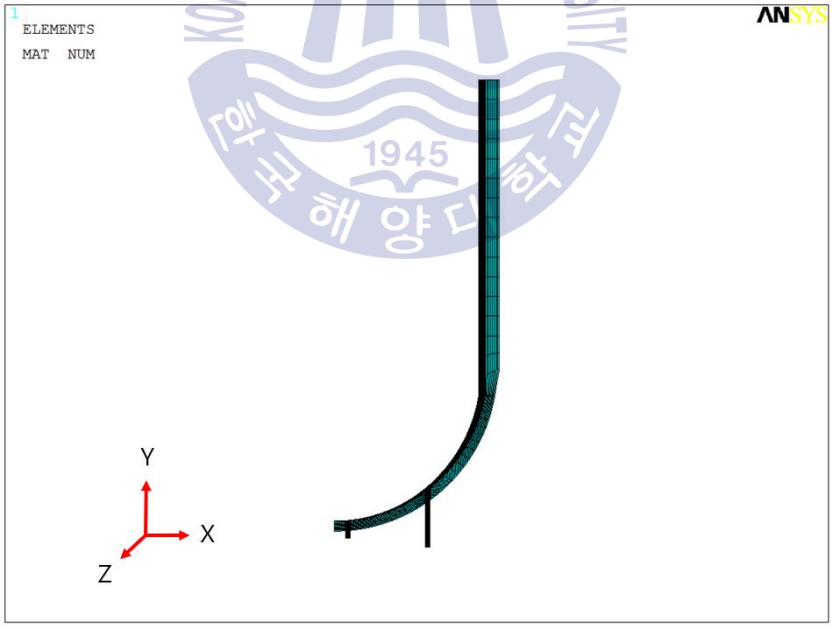


Fig. 4.1 Drawing of ICI tube and weld region

Collection @ kmou



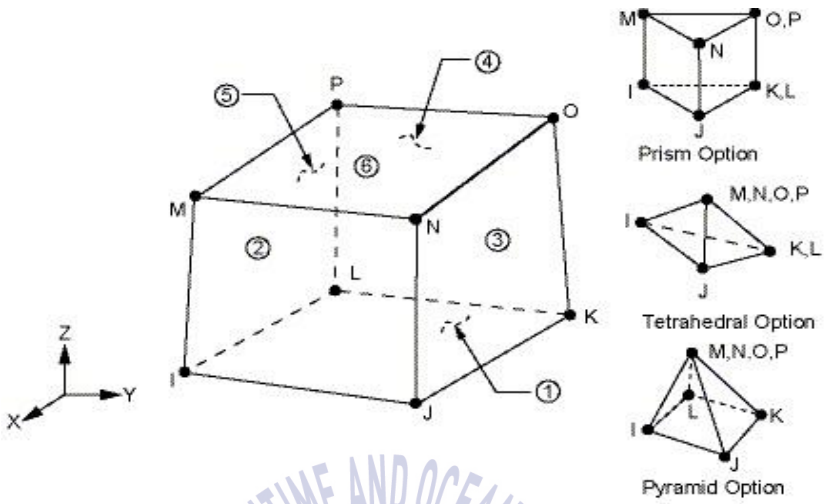
(a) Geometry of lower head



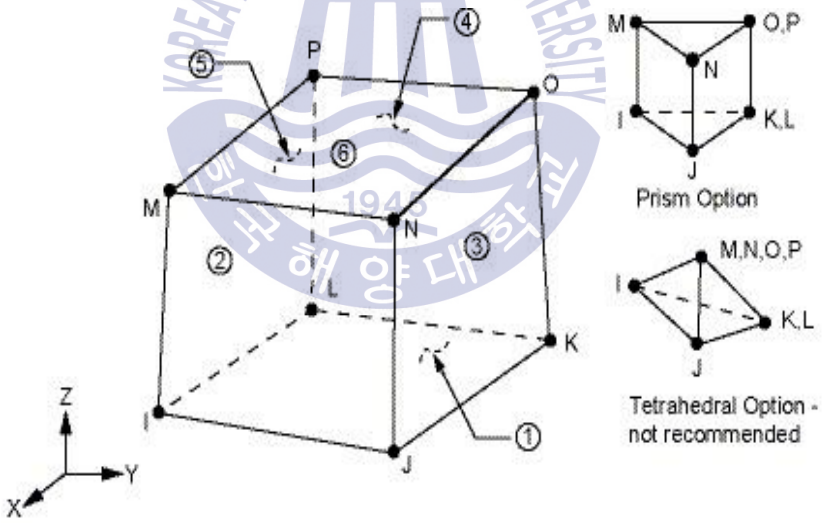
(b) FE model of 3D

Fig. 4.2 Applied geometry and FE model

Collection @ kmou

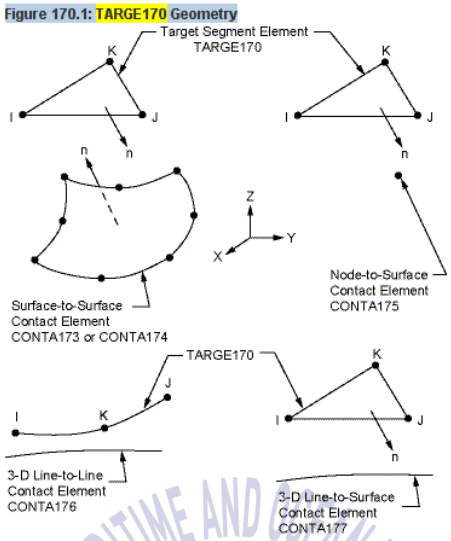


(a) Thermal solid of element type number 70 in ANSYS

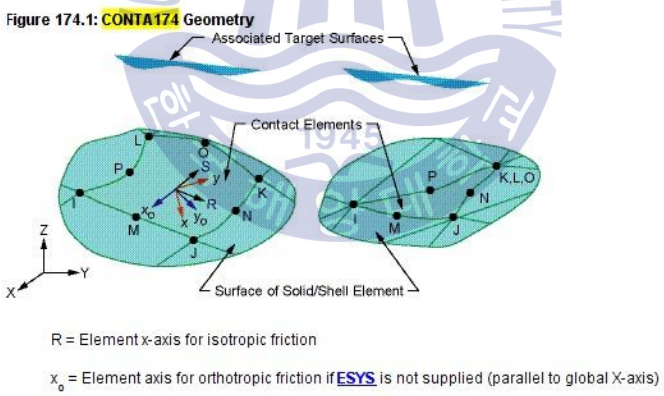


(b) Structural solid of element type number 185 in ANSYS

Collection @ kmou



(c) Structural solid of element type number 170 in ANSYS



(d) Structural solid of element type number 174 in ANSYS

Fig. 4.3 ANSYS element descriptions use in 3D analysis[20]

Collection @ kmou

4.1.2 해석 조건

원자로 하부헤드의 열-구조 해석을 위해 유한요소 모델링을 수행하였다. 3차원 해석에서는 원자로 하부헤드는 헤드, ICI 튜브로 구성되어 1/20로 부분 모델링을 하였다. 열 해석은 열 유속 모델이 가장 가혹한 조건이기 때문에 열 유속 조건을 사용하였다. Fig. 4.4와 같이 열 해석 모델은 열 유속에 따라 2가지로 나누어 해석을 하였다.

Low heat flux(LHF) model은 비교적 열 유속이 낮은 문헌의 데이터[30~36]를 적용한 경우이고, High heat flux(HHF) model은 한국원자력연구원에서 발표했던 데이터[48,49]를 적용한 경우이다. Fig. 4.4는 원자로 중심에서 원주방향으로 열 유속을 각도별로 나타내었다.

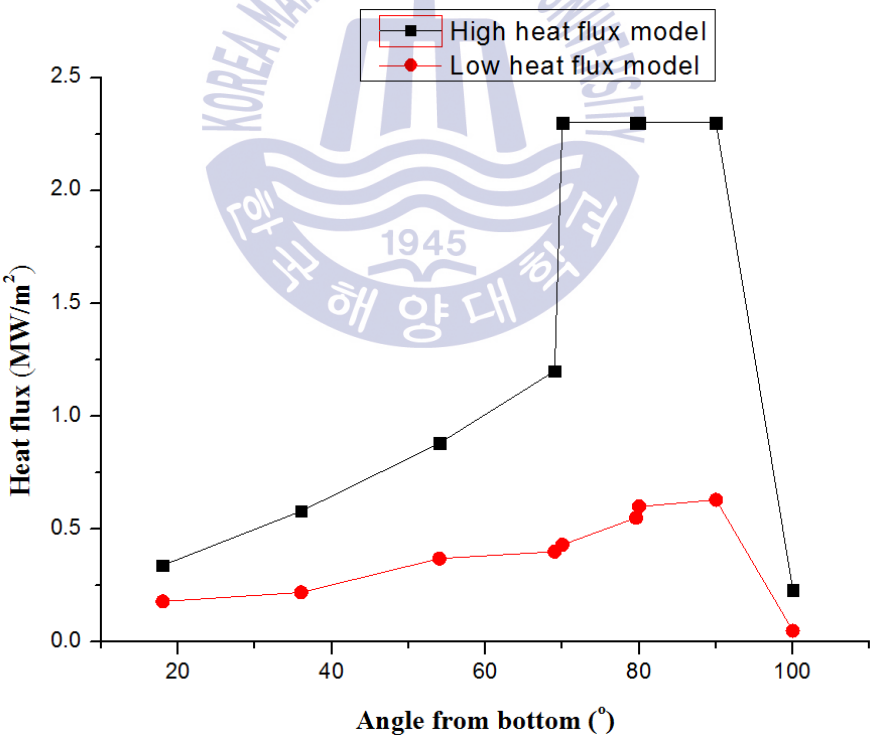


Fig. 4.4 Heat flux value on lower head inside with angle from bottom

Collection @ kmou

4.1.3 용접부위 파손 기준

ICI 튜브 파손은 크게 원자로 하부헤드 내부의 튜브 용접부위 파손과 원자로 외부에서 튜브가 빠지는 튜브 파손의 두 가지로 분류할 수 있다. 튜브 용접부위가 용융되고 튜브와 원자로 용기 벽면간의 열팽창의 차이로 인해 관통부 구멍에서 발생하는 결합력을 이겨낼 정도의 높은 온도에 노출되면, 튜브의 용접강도가 감소하여 0이 되고, 결국 튜브의 파손이 시작된다. 튜브 용접부위의 파손을 식 (4.1)~(4.3)을 통하여 계산하였다[50].

$$\tau_w = \frac{P_i \pi r_0^2}{2\pi r_0 L_w} = \frac{P_i r_0}{2L_w} \tag{4.1}$$

$$\sigma_e = \sqrt{3}\,\tau_w \tag{4.2}$$

$$\sigma_e \geq \sigma_u \tag{4.3}$$

Fig. 4.5와 같이 P_i는 원자로 내부의 압력, L_w은 ICI 튜브 용접부위의 높이, r_0은 ICI 튜브의 반지름이다. 식 4.3에서 유효 응력인 σ_e가 인장응력 σ_u보다 커지면 용접부위가 파손이 발생하게 된다. 인장응력은 온도에 따라 달라지기 때문에 Inconel 690의 온도별 인장응력 그래프의 값을 사용하였다. 계산 결과 용접부위의 온도가 1008℃ 이상이면 용융에 의한 파손은 발생하지 않지만 유효응력이 인장응력보다 커지기 때문에 파손이 발생한다.

Collection @ kmou

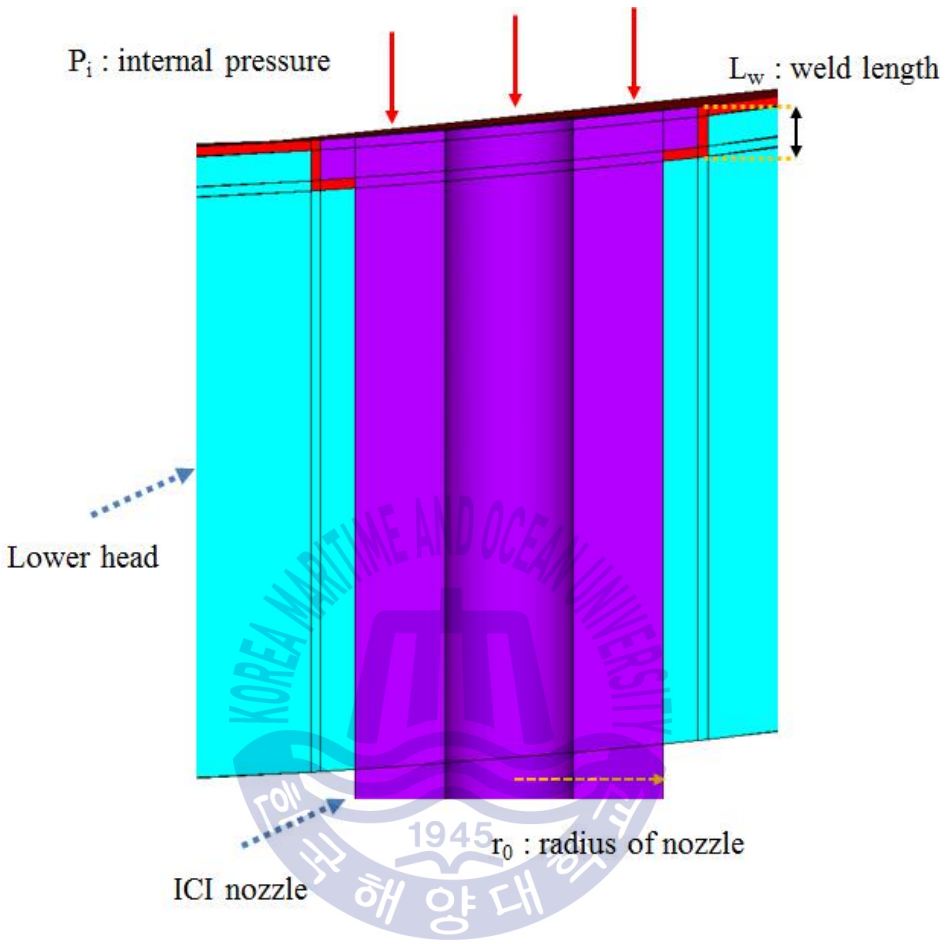


Fig. 4.5 Region between ICI tube and lower head

Collection @ kmou

4.2 ICI 튜브 파손 해석 결과

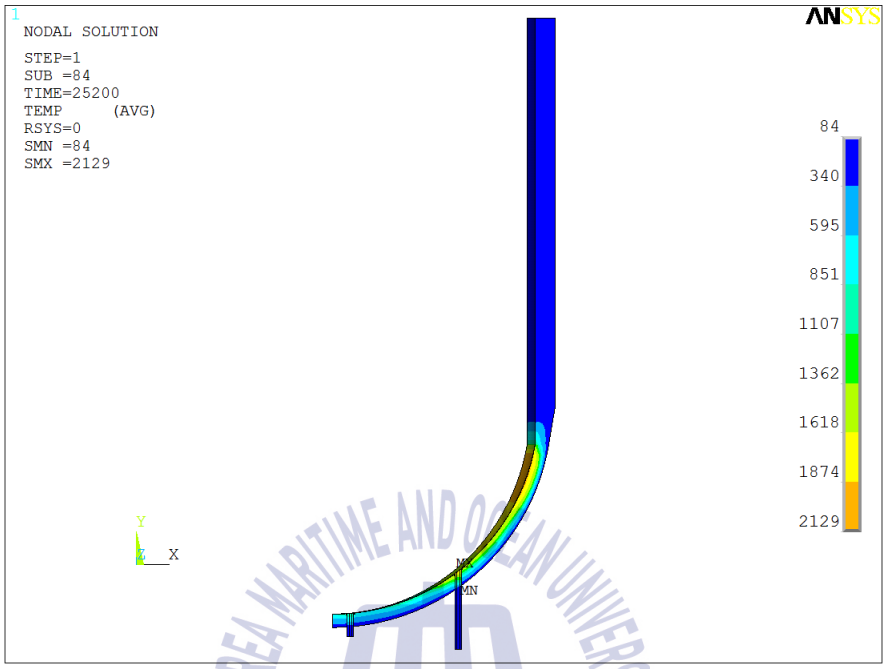
4.2.1 열 해석

(1) LHF model

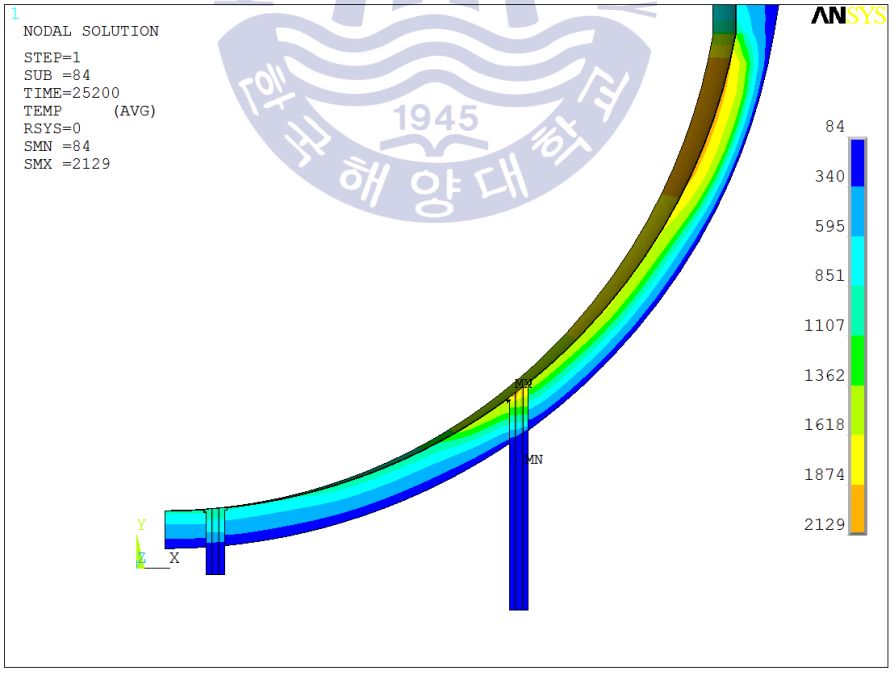
문헌의 데이터를 사용한 열 유속 모델의 해석 결과에서 해석 초기에는 내부 부위의 전반에 걸쳐 열이 적용되어 전체적인 온도상승을 보이는데 반해 시간이 증가함에 따라 열 유속이 높은 부위의 집중적인 온도 상승이 나타났다.

해석결과 중 2700 s일 때 ICI 튜브 B와 하부헤드를 연결하는 용접부의 파손이 발생하였으나 용융은 발생하지 않았다. 5100 s일 때 ICI 튜브 B 부위에서 용융이 증가하기 시작한다. 용융 부위는 ICI 튜브 B부위를 시작으로 하부헤드로 점진적으로 넓어지면서 증가한다. 25200 s일 때 ICI 튜브와 하부헤드의 불균일한 접촉으로 인하여 ICI 튜브 파손이 발생한다. Fig. 4.6은 ICI 튜브 B의 파손 될 때의 온도분포이다. Fig. 4.7은 위치별 온도그래프이다.

Collection @ kmou

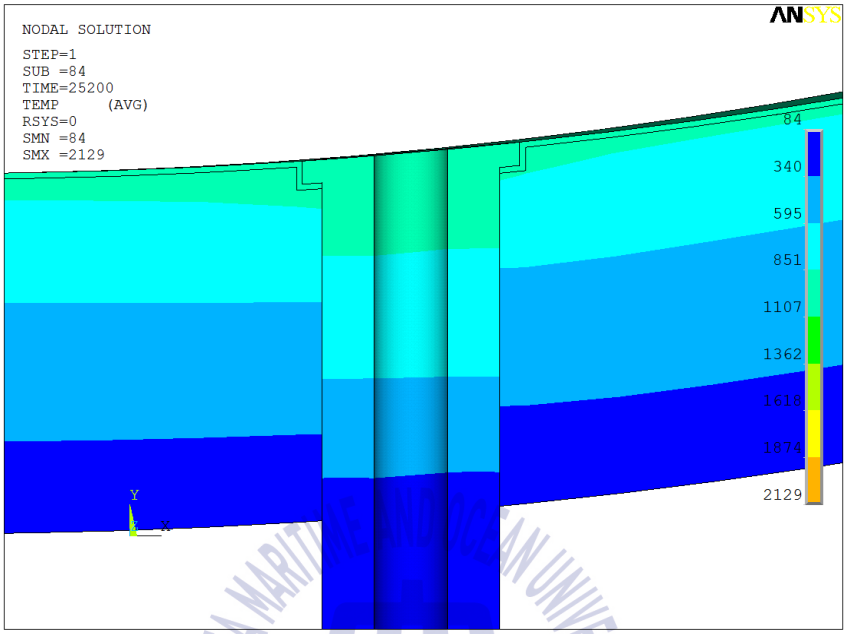


(a) Temperature distribution

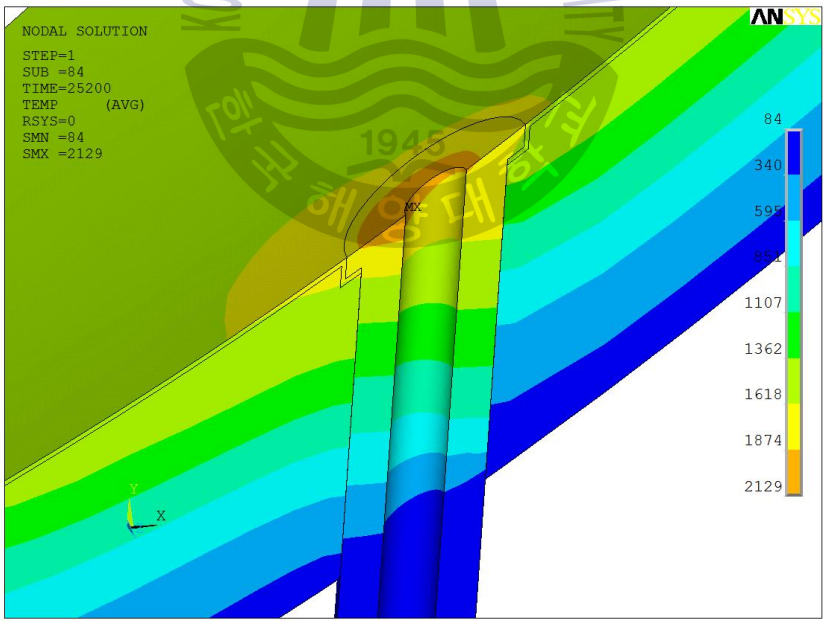


(b) Temperature distribution around head

Collection @ kmou



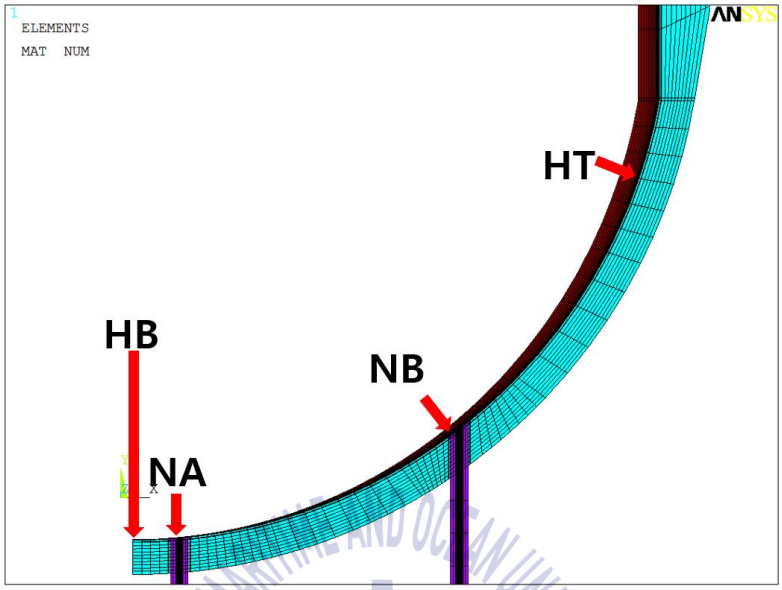
(c) Temperature distribution around ICI tube A



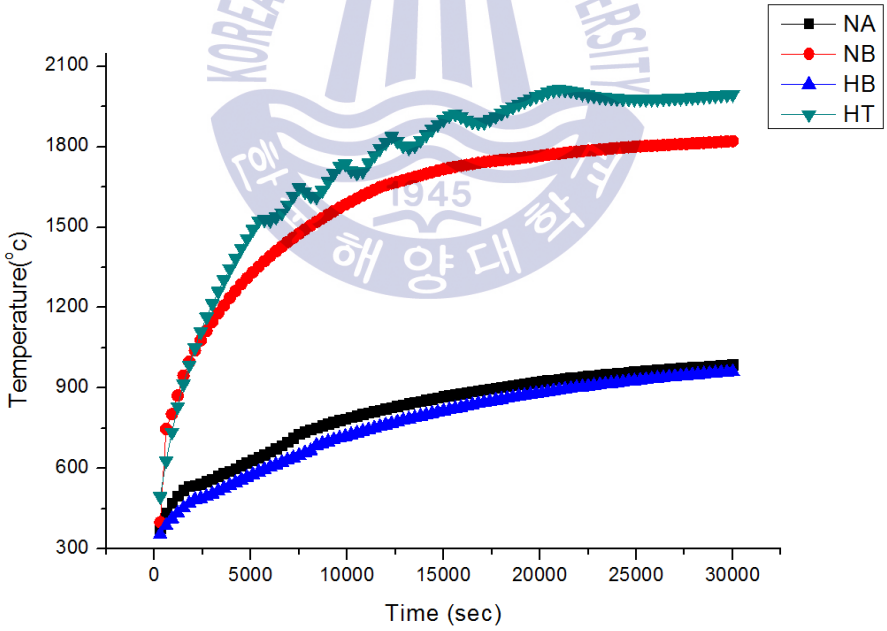
(d) Temperature distribution around ICI tube B

Fig. 4.6 Temperature distribution at 25200 s in LHF model

Collection @ kmou



(a) Locations of temperature



(b) Temperature graph at time

Fig. 4.7 Thermal analysis result of LHF model

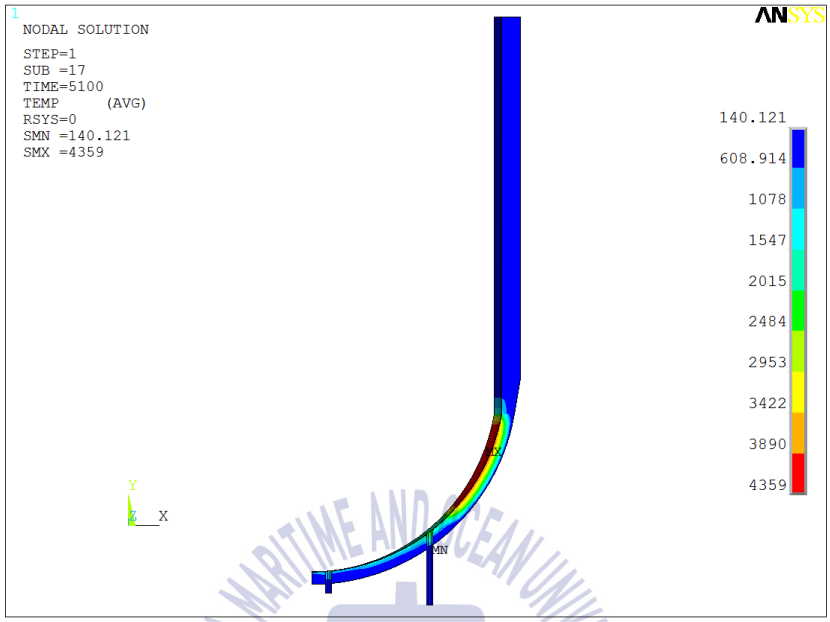
Collection @ kmou

(2) HHF model

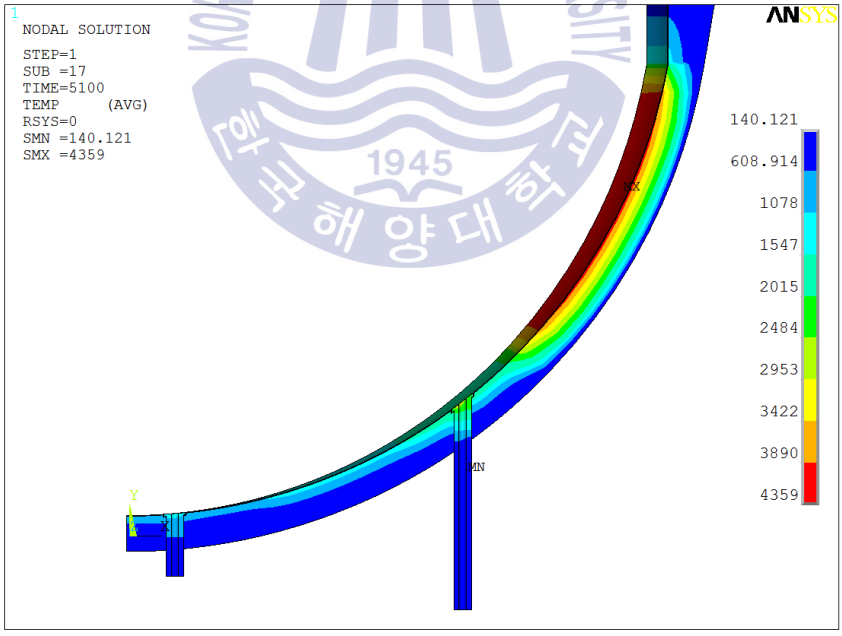
한국원자력연구원에서 발표한 참고 데이터를 사용한 열 유속 모델의 해석 결과는 LHF model과 동일하게 초기에는 내부 부위의 전반에 걸쳐 열이 적용되어 전체적인 온도상승을 보이는데 반해 시간이 증가함에 따라 열 유속이 높은 부위의 집중적인 온도 상승이 나타났다. 그러나 LHF model의 열 유속 보다 HHF model의 열 유속이 높기 때문에 더 짧은 시간에도 더 높은 온도 분포를 보인다.

해석결과 중 600 s일 때 ICI 튜브 B 의 용융이 발생하기 시작하여 ICI 튜브와 하부헤드를 연결해주는 용접부위의 파손이 발생하였다. 그러나 ICI 튜브와 하부헤드의 홀 간에 접촉 전단력에 의해 튜브의 파손은 발생하지 않았다. 5100 s일 때 튜브와 하부헤드의 불균일한 접촉으로 인하여 튜브 파손이 발생하기 시작한다. Fig. 4.8은 ICI 튜브 B의 파손될 때의 온도분포도이다. Fig 4.9는 위치별 온도그래프이다.

Collection @ kmou

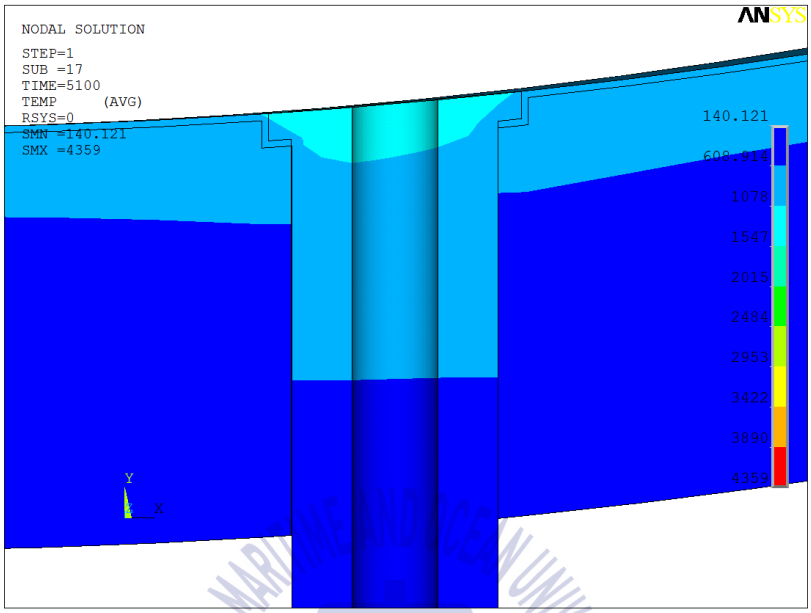


(a) Temperature distribution

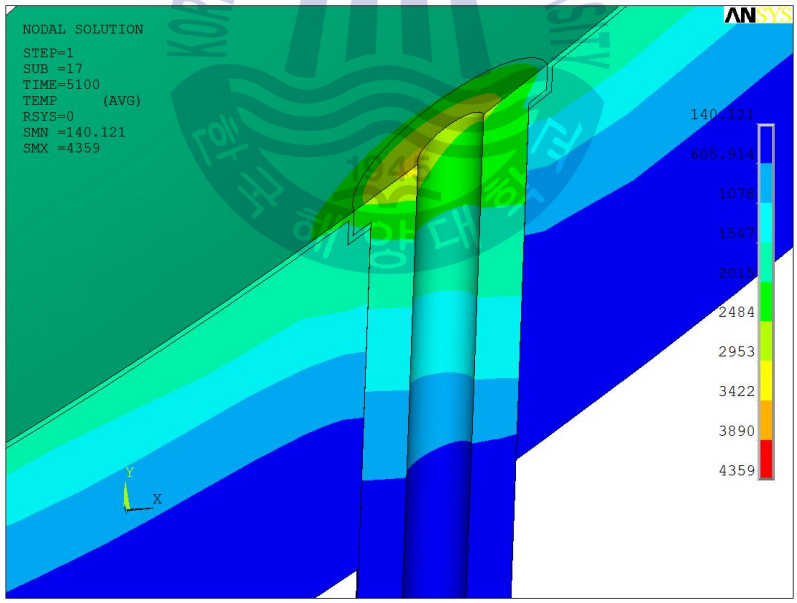


(b) Temperature distribution around head

Collection @ kmou



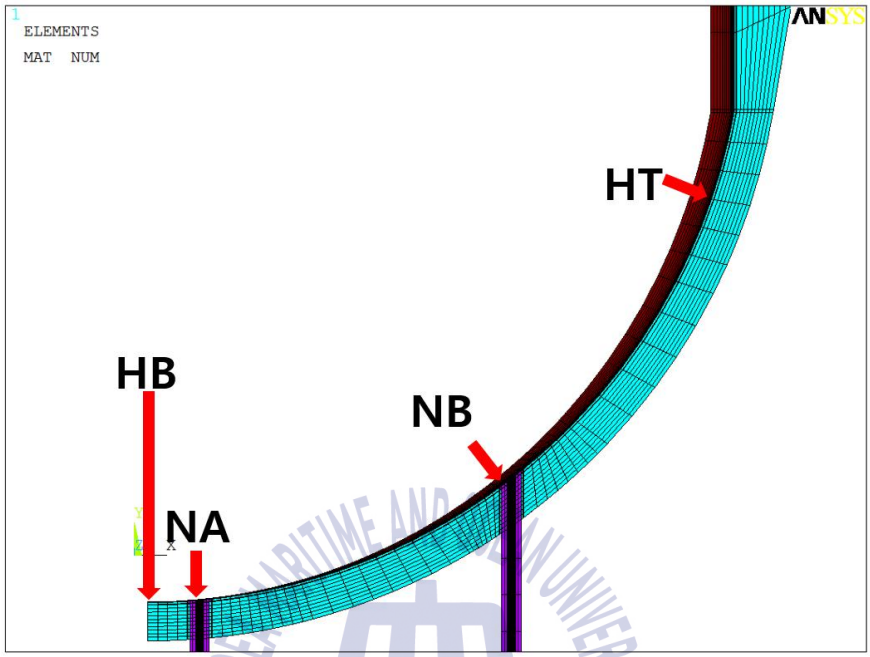
(c) Temperature distribution around ICI tube A



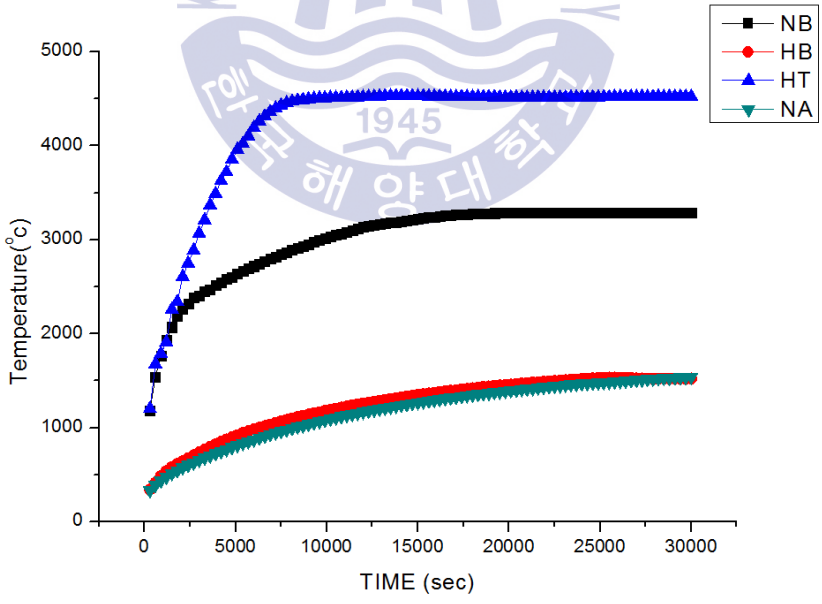
(d) Temperature distribution around ICI tube B

Fig. 4.8 Temperature distribution at 5100 s in HHF model

Collection @ kmou



(a) Locations of temperature



(b) Temperature graph at time

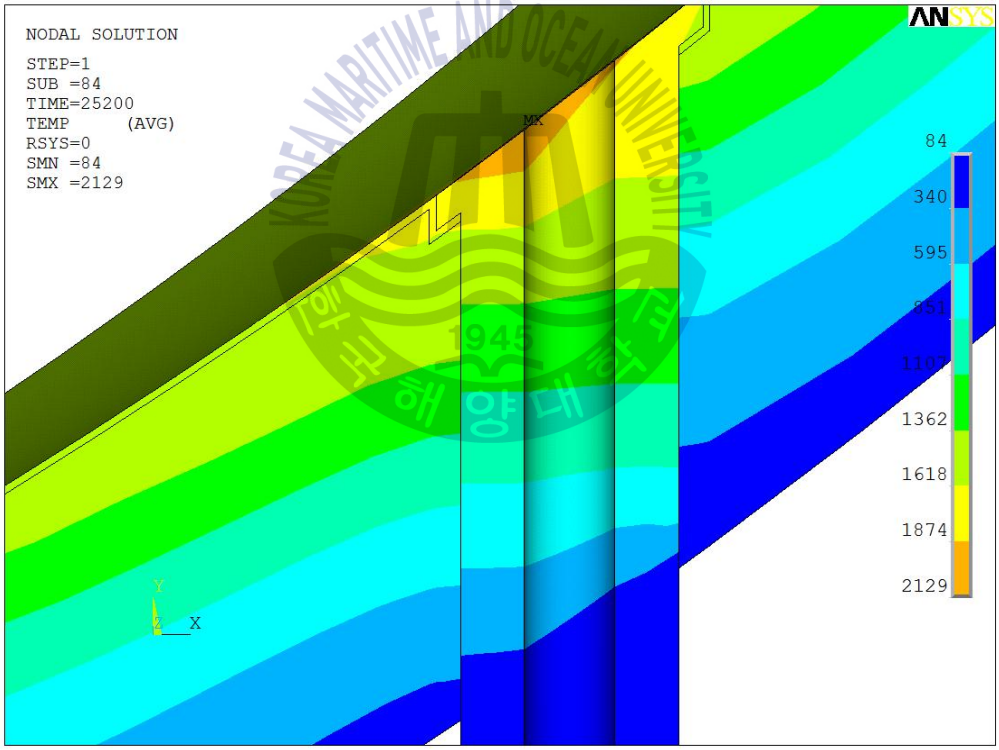
Fig. 4.9 Thermal analysis result of HHF model

Collection @ kmou

4.2.2 ICI 튜브의 파손 평가

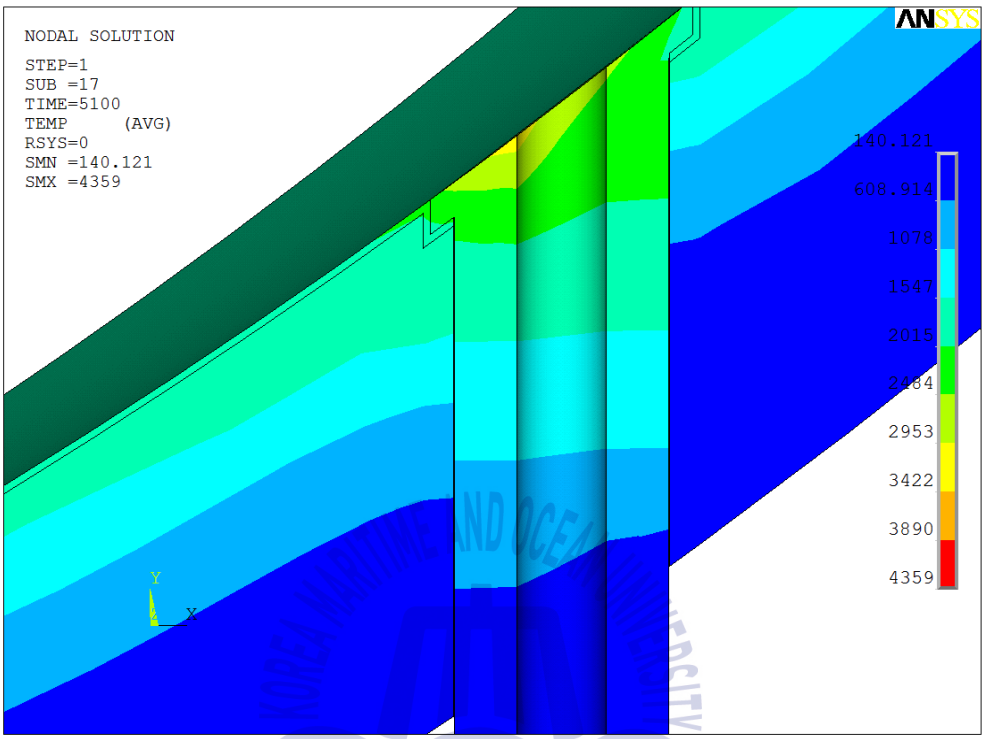
(1) 용접부위 파손 해석

용접부위를 시간에 따라 각각 확인해본 결과 LHF model 해석의 경우 ICI 튜브 B의 파손 시간은 25200 s에 발생하며, HHF model 해석의 경우 ICI 튜브 B의 파손 시간은 5100 s에 발생하였다. 온도 분포도와 마찬가지로 내부의 열유속 차에 의하여 파손 시간 또한 HHF model이 가장 빨랐다. 결과는 Fig. 4.10이며 Table 4.11에 정리하였다.



(a) Weld failure of LHF model at 25200 s

Collection @ kmou



(b) Weld failure of HHF model at 5100 s

Fig. 4.10 Temperature distribution of weld failure

Table 4.1 Comparison of failure time

	Location	Failure time (s)
LHF model	ICI tube A	no
	ICI tube B	25200
HHF model	ICI tube A	no
	ICI tube B	5100

Collection @ kmou

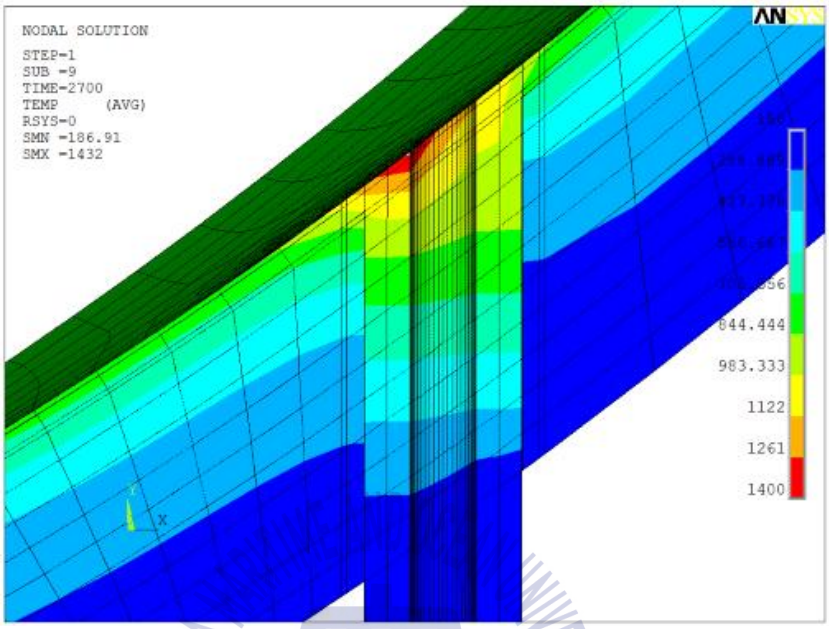
(2) ICI 튜브 파손 해석

하부헤드 및 ICI 튜브에서 열응력 및 압력으로 인한 하중에 의해서 열팽창이 발생하고 팽창된 하부헤드와 ICI 튜브 간에 접촉면이 생기고 이때 결속 전단력에 의해 구속면이 생기게 된다. 총 결속 전단력은 다음 식을 통해 계산을 할 수 있다[50].

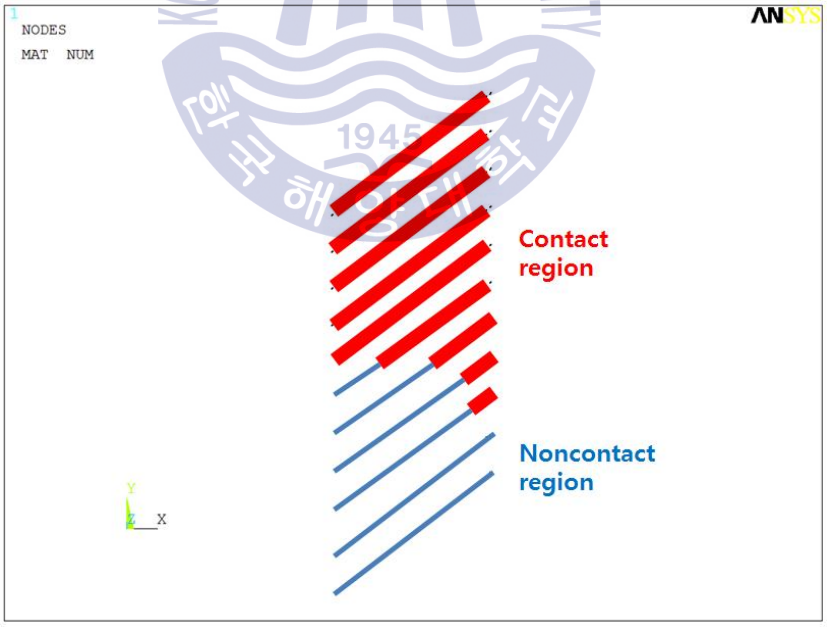
$$\upsilon_t = \sum_{n=1}^{n} (f_f P_{th} 2\pi r_0 \triangle l_t) \quad , \ \mathrm{f_f} : \text{마찰계수} \tag{4.4}$$

LHF model의 해석 결과 ICI 튜브 B 용접부위의 파손은 2700 s일 때 발생한다. 그리고 열팽창에 의해 하부헤드와 ICI 튜브 B의 접촉면의 결속력에 의해 파손되지 않는다. 그러나 ICI 튜브 B 및 하부헤드의 용융이 더 진행되어 접촉면적의 감소로 인해 25200 s일 때 안정적인 결속이 생기지 않기 때문에 하부헤드와 ICI 튜브 B 간에 파손이 발생하게 된다. 결과는 Fig. 4.11~12이며 Table 4.2에 정리하였다.

Collection @ kmou



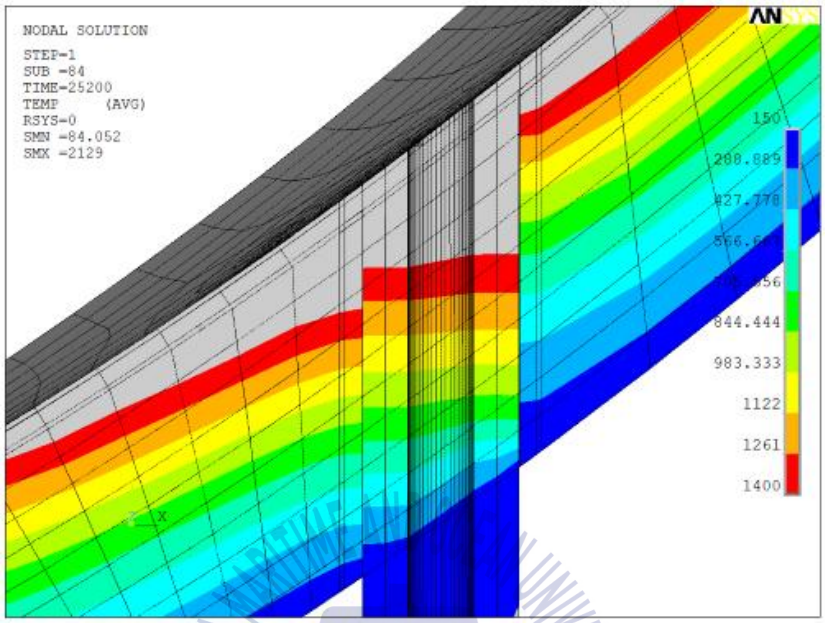
(a) Temperature distribution



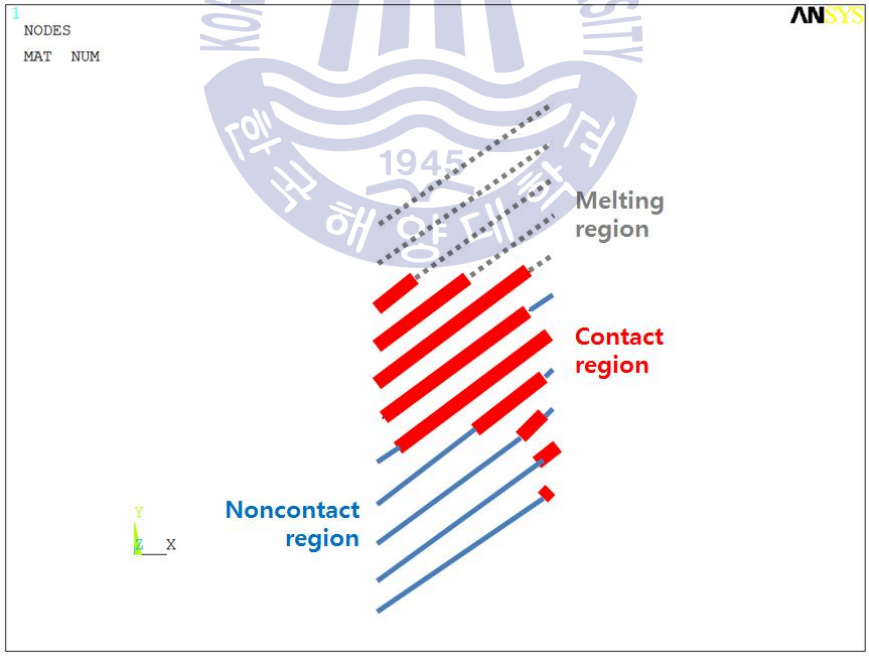
(b) Contact region

Fig. 4.11 Temperature distribution and contact region at 2700 s in LHF model

Collection @ kmou



(a) Temperature distribution



(b) Contact region

Fig. 4.12 Temperature distribution and contact region at 25200 s in LHF model

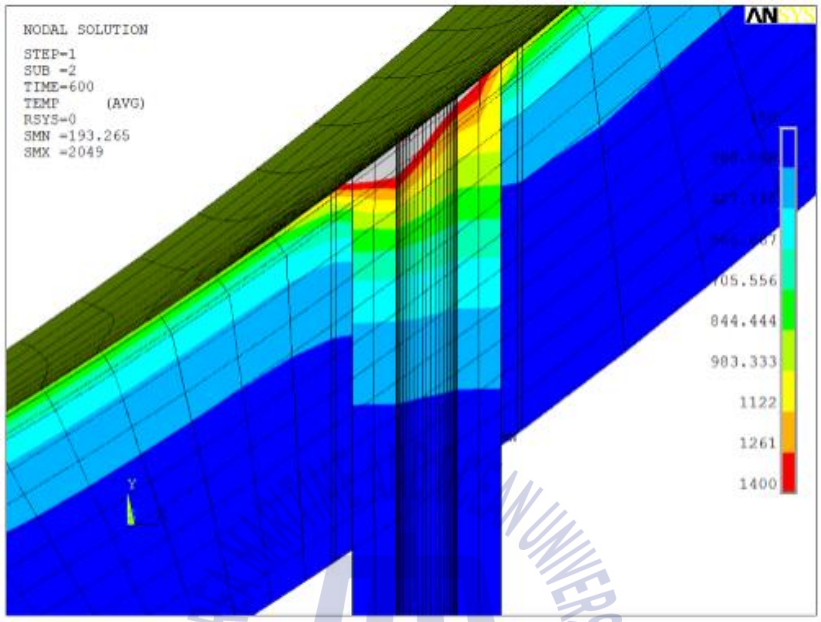
Collection @ kmou

Table 4.2 Contact of melting region with time in LHF model

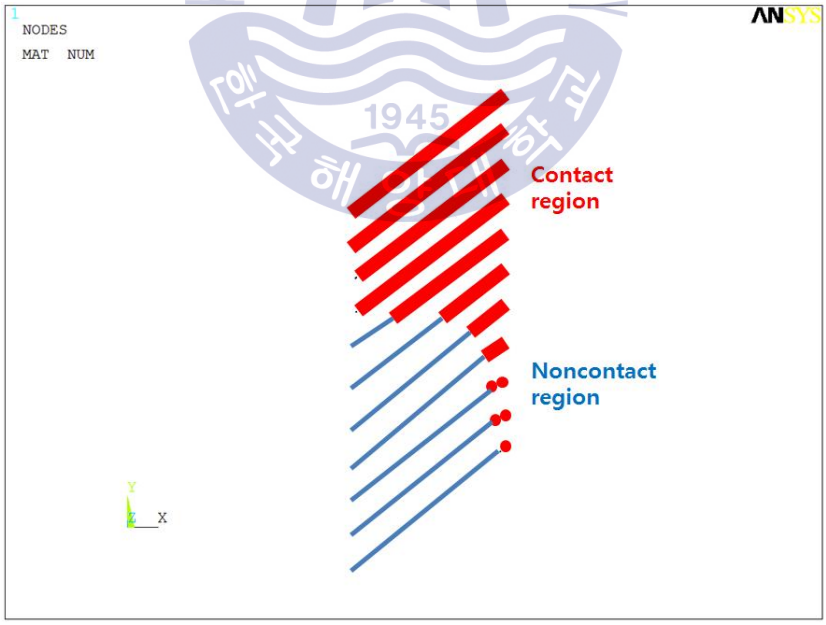
Time(s)	2700	5100	10200	15000	20100	25200
Contact pressure(MPa)	217	220	177	159	143	137
Contact area(%)	29.9	32.3	27.3	22.5	20.3	19.5
Judgement		Failure				
						Ejection

HHF model의 해석 결과 ICI 튜브 B 용접부위의 파손은 600 s일 때 발생한다. 그리고 열팽창에 의해 하부헤드와 ICI 튜브 B의 접촉면의 결속력에 의해 파손되지 않는다. 그러나 ICI 튜브 B 및 하부헤드의 용융이 더 진행되어 접촉면적의 감소로 인해 5100 s일 때 안정적인 결속이 생기지 않기 때문에 하부헤드와 ICI 튜브 B 간에 파손이 발생하게 된다. 결과는 Fig. 4.13~14이며 Table 4.3에 정리하였다.

Collection @ kmou



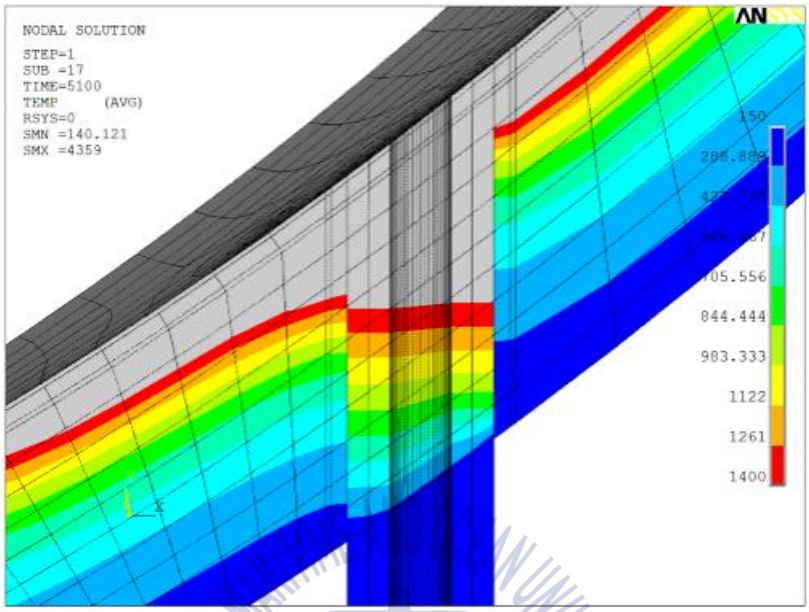
(a) Temperature distribution



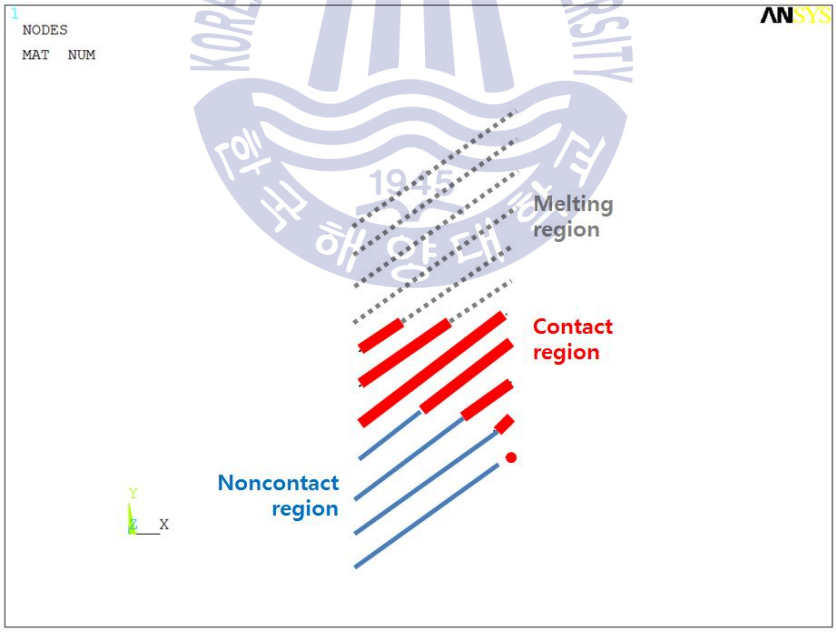
(b) Contact region

Fig. 4.13 Temperature distribution and contact region at 600 s in HHF model

Collection @ kmou



(a) Temperature distribution



(b) Contact region

Fig. 4.14 Temperature distribution and contact region at 5100 s in HHF model

Collection @ kmou

Table 4.3 Contact of melting region with time in high heat flux model

Time(s)	600	5100	10200
Contact pressure(MPa)	197	155	66
Contact region(%)	27	14	9
Judgement	Failure		
		Ejection	

(3) ICI 튜브 부위 해석결과 비교

LHF model과 HHF model의 열 유속 값이 최대 360%정도 차이를 보이며 이런 영향은 튜브의 용접부위 파손 및 ICI 튜브 파손에도 영향을 주게 되며 그 차이는 약 20000 s이다. 2가지 모델 모두 시간의 차이는 있지만 ICI 튜브 파손이 모두 발생하였다. 결과는 Table 4.4에 정리하였다.

Table 4.4 Comparison of failure region data

	LHF model	HHF model
Maximum heat flux(W/m^2)	6.39e5	2.31e6
Time of tube ejection(s)	25200	5100
Time of weld failure(s)	2700	600

Collection @ kmou

4.3 ICI 튜브의 파손 방지 대책

4.3.1 ICI 튜브의 파손 방지 개념

내부에 있는 용융물이 원자로의 용융이나 ICI 튜브와 원자로의 불균일 접촉으로 인하여 파손이 될 수 있다. ICI 튜브가 파손되면 내부의 고온의 용융물이 원자로를 침수시킨 냉각수와 접촉하게 된다. 이럴 경우 증기폭발이 발생할 가능성이 있다. 중대사고 전 용융이 발생하지 않은 상태의 원자로라면 구조적 건전성을 유지할 수 있다. 그러나 중대사고 상황에서 증기폭발이 발생하게 된다면, 이는 원자로에 치명적인 위험이 될 수 있다. 이를 막기 위하여 여러 가지 방지 대책을 세워야 한다.

ICI 튜브의 파손을 방지하는 대책으로 중대사고시 ICI 튜브의 파손이 발생하더라도 하부 구조물이 이를 견딜 수 있다면 ICI 튜브 파손을 막을 수 있을 것이다. 그러므로 이 논문에서는 하부 구조물의 해석을 통하여 ICI 튜브의 파손 여부를 검증하였다.

4.3.2 원자로 하부 구조물

ICI 튜브는 하부 구조물의 지지로 고정 및 정렬이 되고 있다. 그리고 중대사고시 ICI 튜브의 파손이 발생하더라도 하부 ICI 튜브 지지대가 충분한 강성을 가지고 있다면 ICI 튜브 파손을 막을 수 있을 것이다.

이를 확인하기 위하여 해석 및 계산을 수행하였다. 하부 구조물은 5가지 지지대로 구성되었다. 해석에 적용된 부위는 하부 ICI 튜브 케이블, ICI 튜브 지지대이다. Fig. 4.15는 원자로 및 하부구조물의 구성도이며, Fig. 4.16은 해석에 사용된 지지대의 도면이다. Fig. 4.17은 해석의 요소 및 적용 조건이다.

Collection @ kmou

4.3.3 하부 구조물 물성 및 경계조건

하부 구조물은 튜브 케이블과 지지대로 구성된다. 지지대는 5개로 구성되며 모양 및 치수가 각기 다르게 구성된다.

하부 구조물의 구조해석을 하기 위해 상온의 물성치를 사용하였다. 물성치에는 탄성계수, 포와송비, 밀도를 해석에 사용하였으며 이를 Table 4.5에 정리하였다. 그리고 튜브 케이블은 내부가 모두 배선으로 가득 차 있기 때문에 밀도를 기존의 두 배로 적용하였다.

중대사고에 의한 원자로의 처짐이 발생하면 ICI 튜브 아래쪽의 케이블 또한 처짐이 발생한다. 하부 구조물의 구조적으로 케이블과 지지대 간에 용접이 되어있지 않기 때문에 서로 간에 미끄러짐이 발생할 수 있다. 이럴 경우 튜브의 케이블과 지지대 간에 전단력이 발생하게 된다. 따라서 경계조건은 이 전단력을 계산하여 지지대에 압력으로 적용하여 지지대가 튜브의 케이블을 잡아당기는 효과를 적용하였다. 이런 거동을 통하여 ICI 튜브의 처짐과 지지대의 건전성을 평가하였다. 계산에 사용된 전단력은 Table 4.6에 정리하였다.

Table 4.5 Material property of sub-structures

	E (Young's modulus) (GPa)	ν (Poisson's ratio)	Density (kg/m^3)
Tube cable (Inconel 690)	206	0.3	15700
Support (SA36)	212	0.29	7850

Table 4.6 Shear force applied to supports

Shearing force	Support 1	Support 2	Support 3	Support 4	Support 5
Unit (Pa)	0	1320	1240	3760	2050

Collection @ kmou

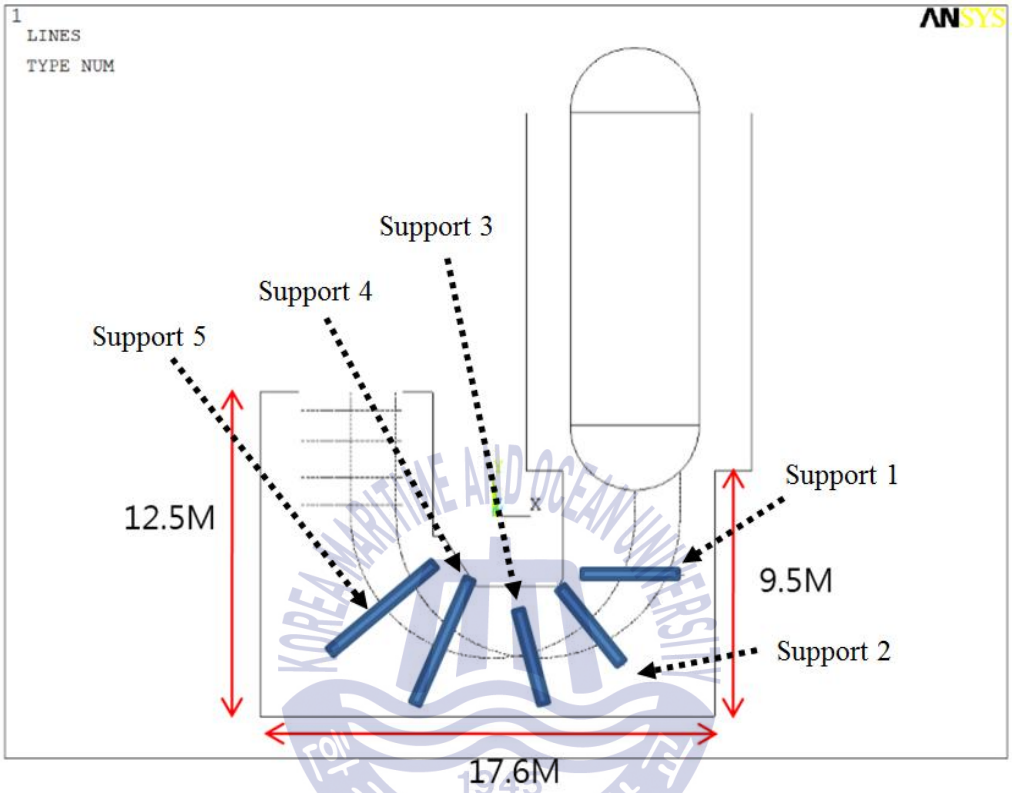


Fig. 4.15 Schematic diagram of substructure and supports

Collection @ kmou

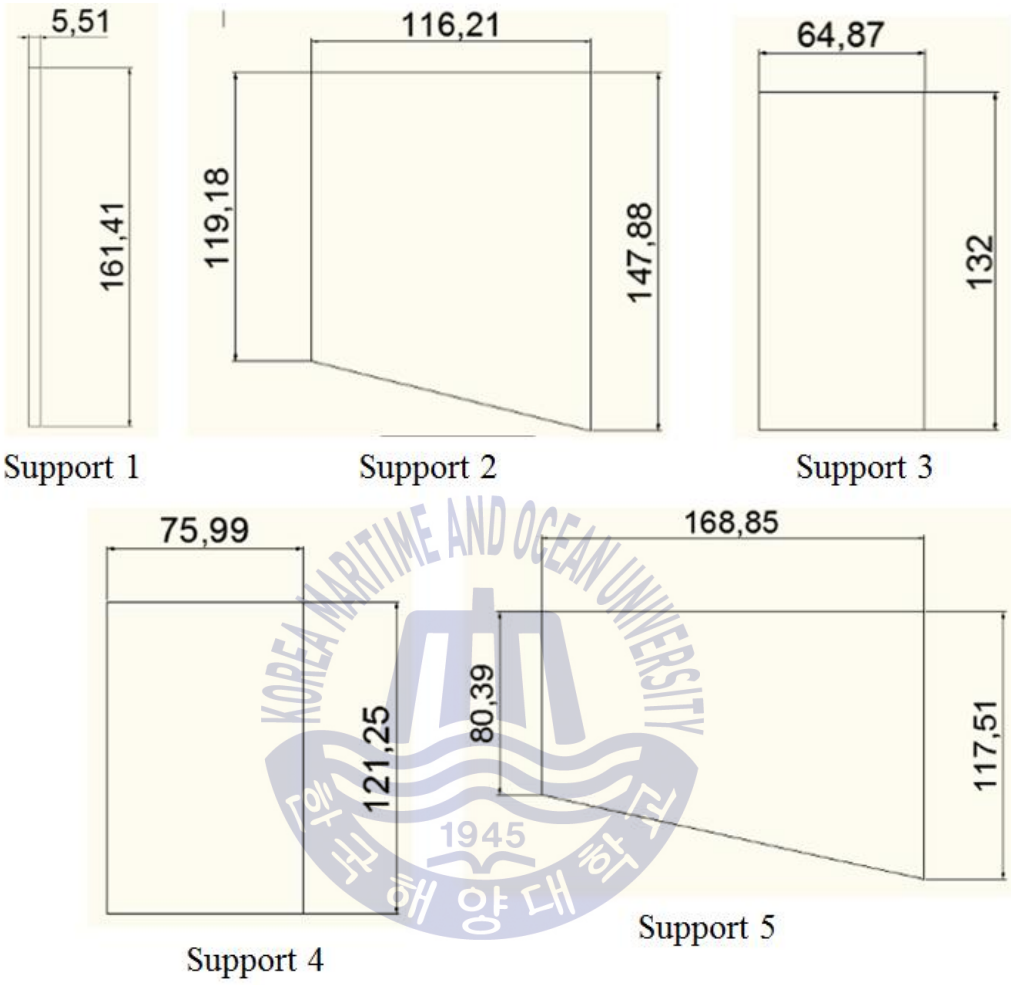
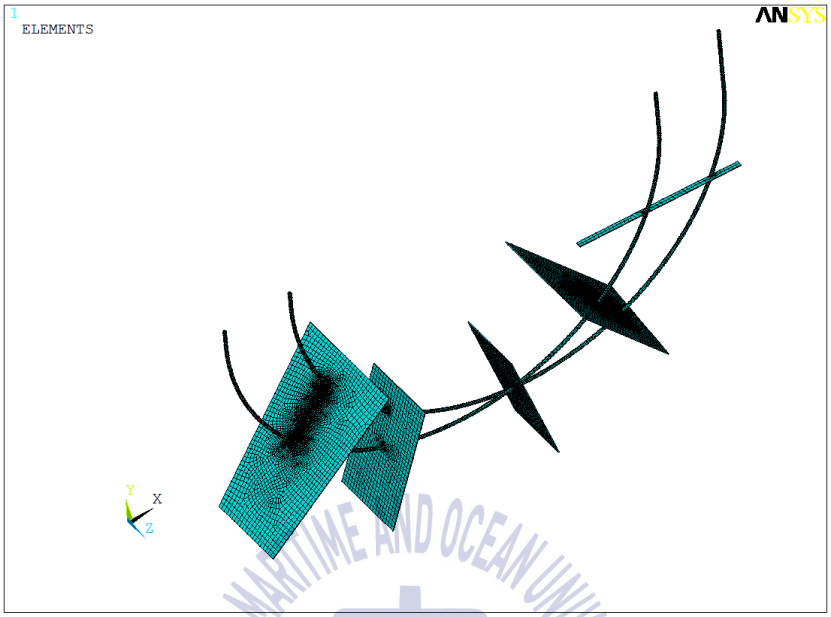
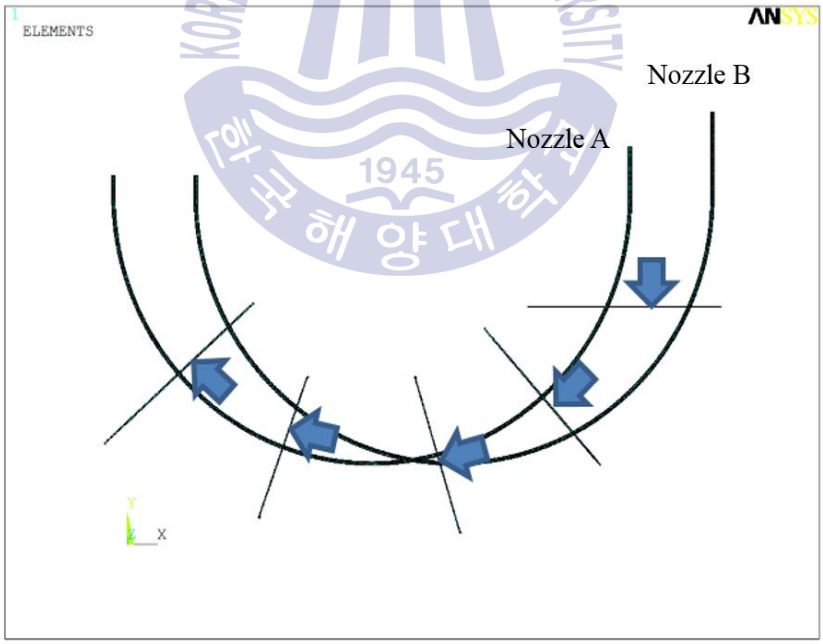


Fig. 4.16 Geometry of support plates(unit: mm)

Collection @ kmou



(a)



(b)

Fig. 4.17 Elements and applicable conditions

Collection @ kmou

4.3.4 하부 구조물 파손 평가

하부 구조물의 응력 평가 결과 Fig. 4.18(a)와 같이 최대 응력이 support 2에서 13.9 MPa로 허용응력인 114 MPa를 만족하므로 중대사고가 발생하더라도 하부구조물의 구조적 건전성을 유지할 수 있다. Fig. 4.18(b)는 support 2의 최대 응력부위를 확대하여 나타내었다. 그리고 허용응력은 미국기계학회의 ASME Code(2010) 기준을 사용하였다. 결과를 Table 4.7에 정리하였다.

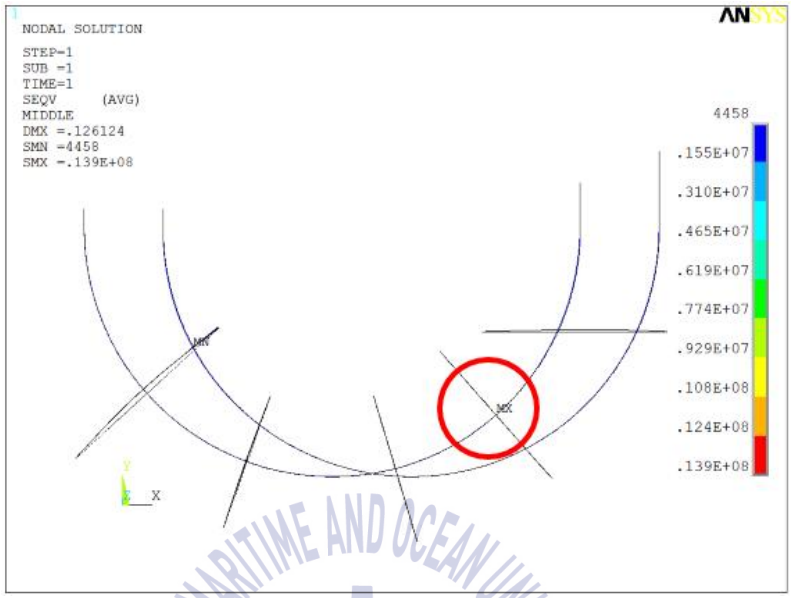
4.3.5 ICI 튜브 파손 평가

중대사고 시에는 ICI 튜브 및 하부헤드의 용융이 발생하게 된다. 이 경우 ICI 튜브 파손이 발생하게 된다. 이를 방지하기 위해서는 하부구조물의 지지 및 고정이 필요하게 된다. 이런 부분을 확인하기 위하여 해석을 진행 및 연구하였다.

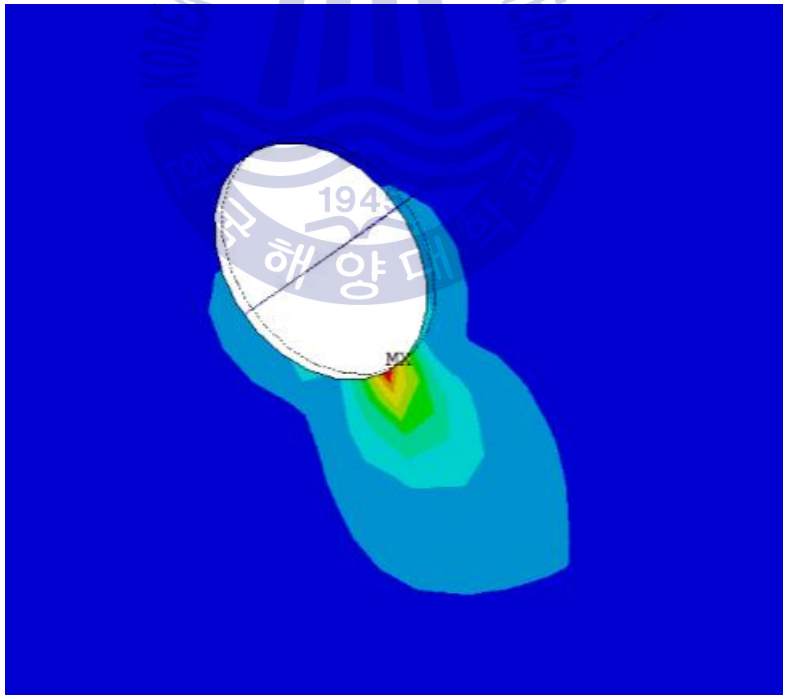
LHF model의 해석결과 용융 후 남은 ICI 튜브 B의 내부길이는 120 mm와 HHF model의 해석결과 용융 후 남은 ICI 튜브 B의 내부길이는 90 mm이다. 하부구조물 해석결과 Fig 4.19와 같이 최대변위는 support 5에서 발생하였으며, ICI 튜브 B의 처짐이 1.6 mm 발생하였다. ICI 튜브의 처짐에 의한 파손이 되는지를 확인하기 위해 조건별 튜브의 내부 길이와 비교해 본 결과 ICI 튜브 B의 처짐이 매우 작아 충분히 예방이 가능한 것을 확인하였다. 결과를 Table 4.8에 정리하였다.

ICI 튜브A는 용접부위 용융 및 파손이 발생하지 않는다.

Collection @ kmou



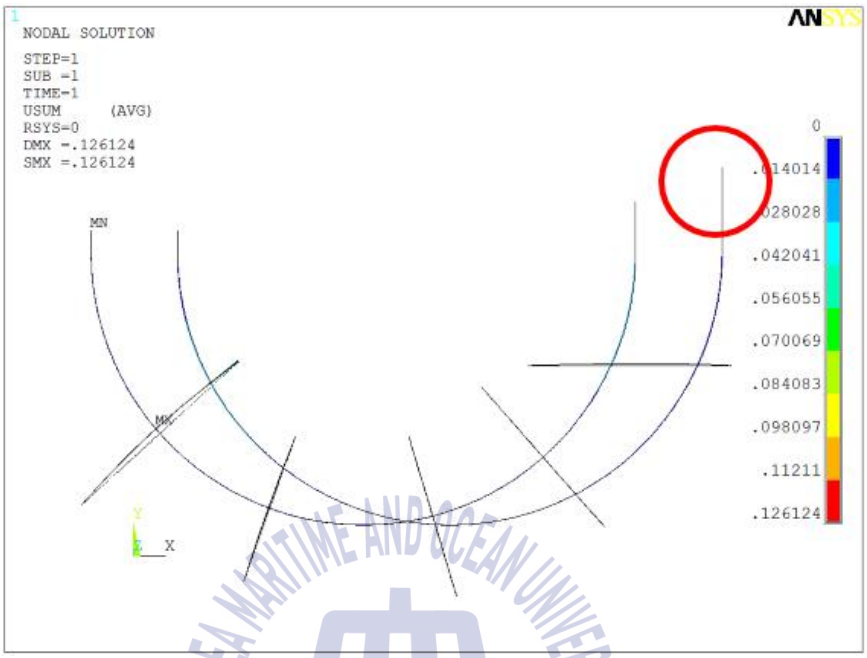
(a) Equivalent stress distribution



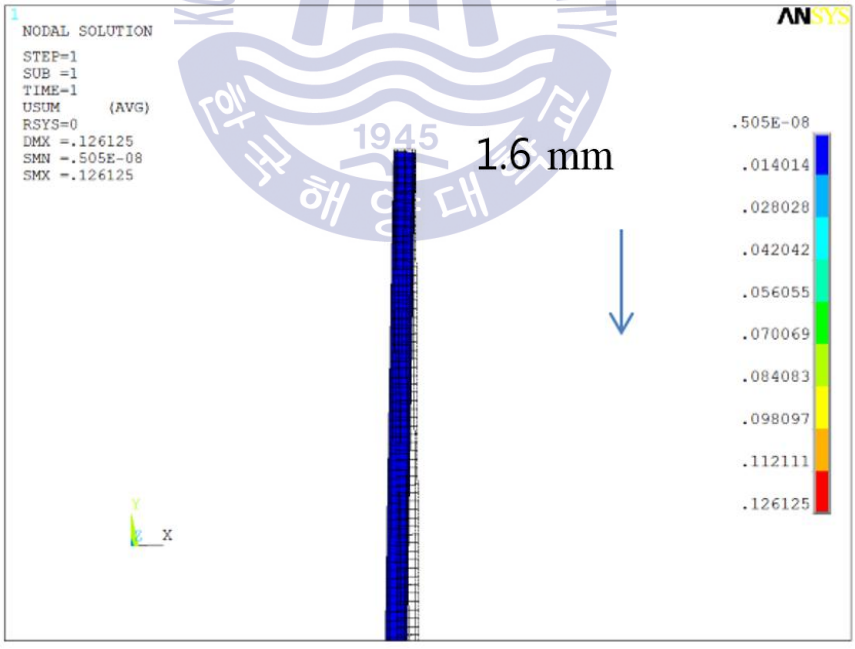
(b) Enlarged region

Fig. 4.18 Equivalent stress distribution in support plate

Collection @ kmou



(a) Displacement distribution



(b) Tube of ICI nozzle B

Fig. 4.19 Displacement distribution in ICI tube

Collection @ kmou

Table 4.7 Integrity evaluation of substructure

Position	Maximum stress (MPa)	Allowable stress (MPa)
Support 2	13.9	114

Table 4.8 Ejection evaluation of substructure

	Remain inner tube length after melt(mm)	Ejection length (mm)
LHF model	120	1.6
HHF model	90	1.6

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY 1945 한국해양대학교

Collection @ kmou

5. 외부 증기폭발에 의한 원자로 건전성 평가

5.1 외부 증기폭발 개념

증기폭발이란 고온의 용융물질과 냉각수와 같은 저온의 액체가 접촉 또는 혼합되었을 때 급속한 열전달 및 이로 인한 고압의 증기생성으로 폭발적인 반응을 보이는 현상으로, 제강산업 등 이러한 조건을 가질 수 있는 분야에서 안전 문제로 오랫동안 관심을 보여 왔다.

핵연료의 용융이 발생되는 원자로 중대사고의 경우 이러한 증기폭발(또는 노심용융물-냉각수 반응)의 발생이 가능하며, 1979년에 있었던 미국 TMI-2 원전 사고 이후 원자력 발전의 안전성 재고는 기존의 설계된 사고기준을 넘어 노심의 손상까지 초래하는 중대사고에 이르기까지 점차적으로 확대되고 있다.

노심용융물 냉각수 반응 현상(Fuel-coolant Interaction: FCI)은 현재 국제적인 중대사고 쟁점현상 중의 하나로 국내는 물론 선진국 각 규제기관 및 연구기관에서 연구를 계속하고 있다. 원자력발전소 중대사고시(냉각재 상실사고와 긴급 냉각수주입 실패) 핵분열 생성물의 붕괴열로 인하여 원자로 노심이 용융되어 노심용융물이 원자로용기 바깥으로 이동될 경우 외부에 있는 냉각수와 상호 접촉하여 증기폭발을 가능케 한다.

이러한 경우 매우 큰 압력의 발생으로 고속의 비사체(용융물 냉각수 기상과 액상의 혼합체)가 생성되어 원자로용기 외벽에 순간적인 초고압이 가해진다. 그럴 경우 충격량이 매우 커서 원자로용기 외벽의 건전성을 위협하게 된다. 용융물과 냉각재가 상호 접촉하는 유형에 따라서 증기폭발이 일어나는 메커니즘은 달라지는데, 이러한 유형은 일반적으로 3가지로 나뉜다.

첫 번째는 냉각재 내부에 투입되는 경우로 비교적 관측하기 쉬운 유형이며,

Collection @ kmou

두 번째는 반대로 냉각재가 용융물 내부로 투입되는 경우, 세 번째는 용융물과 냉각재가 성층을 이루는 경우이다. Fig. 5.1과 같이 원자력발전소 중대사고 시 예상되는 증기폭발의 대부분은 용융물이 냉각재 속으로 떨어지면서 발생하는 첫 번째의 경우가 될 것이다[3~5].

5.2 구조 건전성 및 평가

5.1.1 외부 증기폭발 해석

증기폭발은 짧은 시간 동안 큰 충격을 발생시킨다. 이러한 충격은 원자로 하부 면의 건전성을 해칠 수 있기 때문에 해석을 통하여 검증이 필요하다.

해석 조건은 보수적으로 중대사고에 따른 용융 후의 하부헤드가 가장 취약하기 때문에, 논문 참고 조건인 LHF model의 열 해석 결과, 한국원자력연구원에서 제공한 조건인 HHF model의 열 해석 결과인 Fig. 5.2를 사용하였다. 그리고 외부에서 발생되는 증기폭발하중은 아주 짧은 시간동안 커다란 영향을 미치므로 외부에 증기폭발 압력을 적용하여 과도(transient) 해석하였다.

구조해석에 사용된 요소모델은 Fig. 5.3과 같이 element death 기능을 사용하여 용융부위를 제거한 후의 모델이다. 압력 적용부위는 Fig. 5.4와 같이 원자로의 하부와 몸통 부위의 외부면에 적용하였다. 증기폭발압력은 TRACER-II code를 통하여 계산된 압력이다[3].

Collection @ kmou

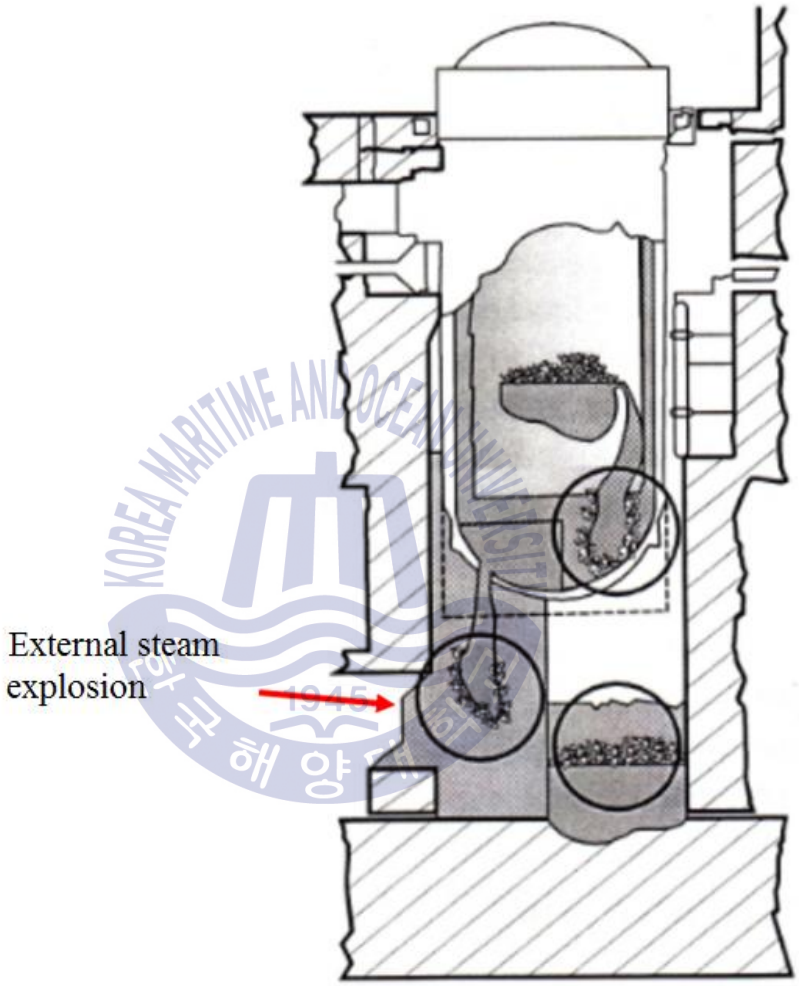
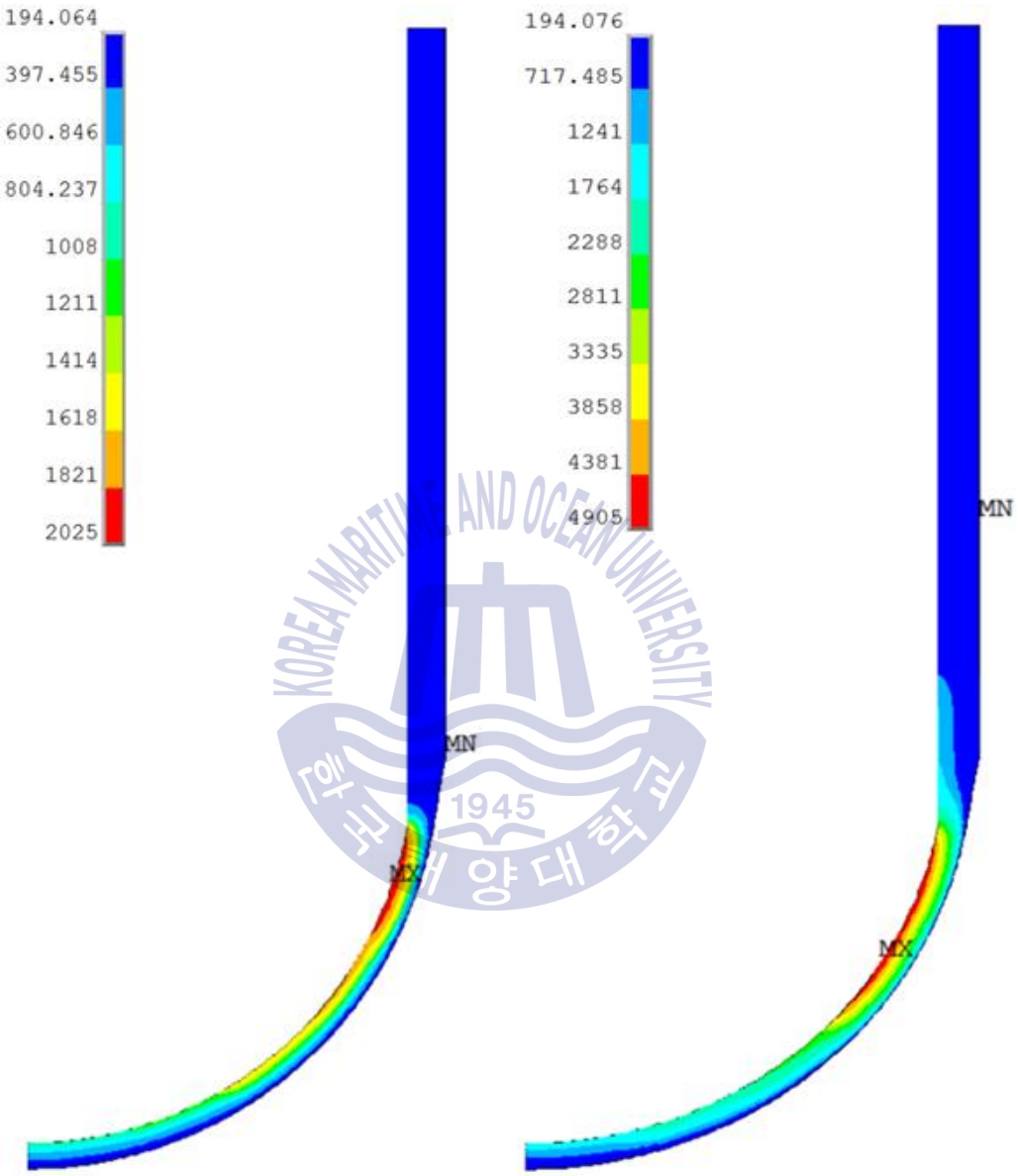


Fig. 5.1 The state in which the melt flows out[4]

Collection @ kmou



(a) Temperature distribution in LHF model

(b) Temperature distribution in HHF model

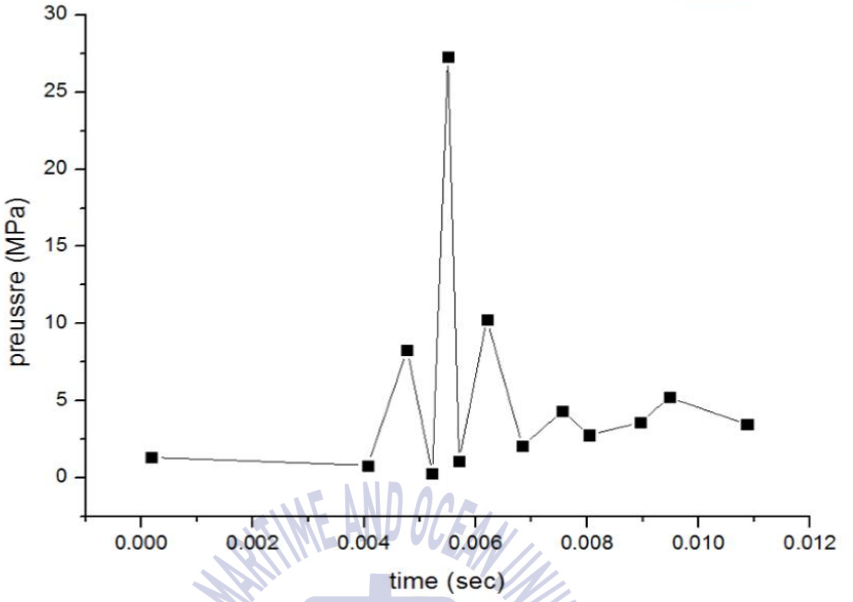
Fig. 5.2 Temperature distribution for analysis

Collection @ kmou

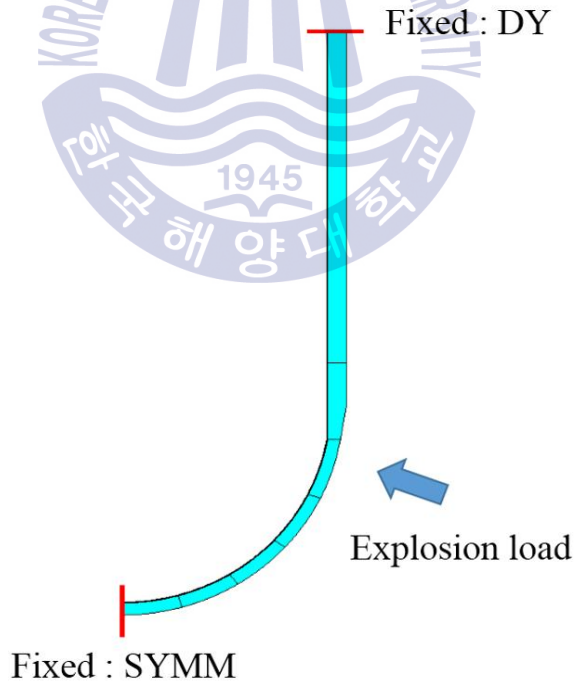
(a) Melting model in LHF model (b) Melting model in HHF model

Fig. 5.3 Reactor vessel geometry after melting

Collection @ kmou



(a)



(b)

Fig. 5.4 External steam explosion pressure[3] and applying region

Collection @ kmou

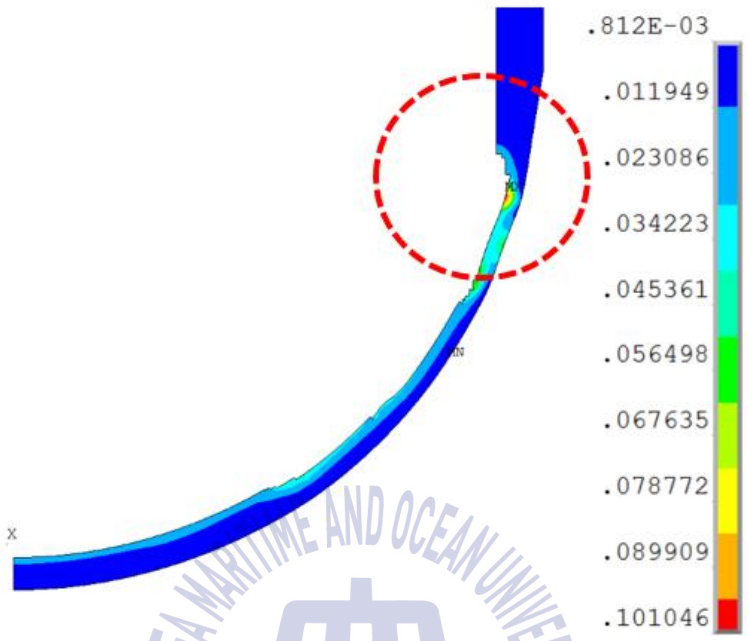
5.1.2 외부 증기폭발 해석 결과

중대사고시에 용융에 의해 원자로의 건전성이 약해진 상태에서 외부 증기폭발이 발생하는 조건에서 내부의 원자로심이 녹아내리는 경우 불안정한 고온의 구조물이 된다. 그럴 경우 고온의 구조물은 일반적인 허용기준을 보는 것이 아니라 소성등가변형률로 판단하게 된다.

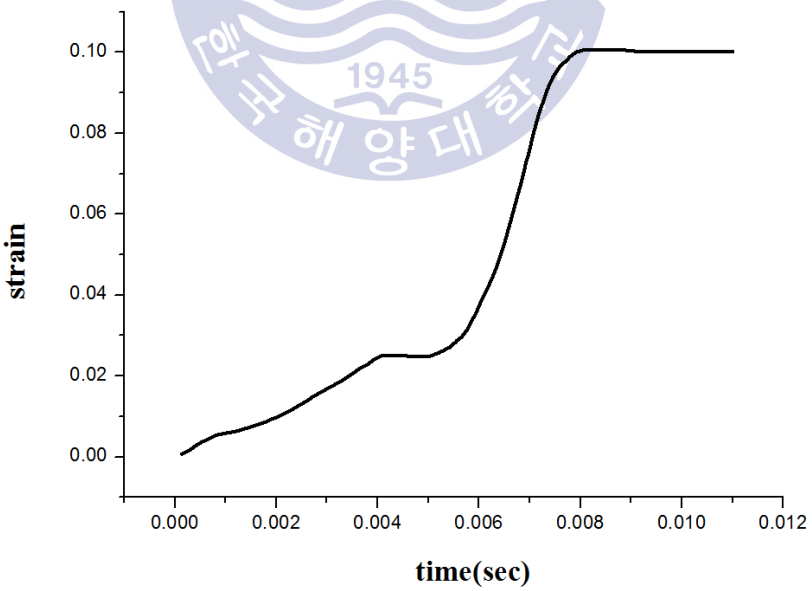
Fig. 5.5와 같이 LHF model 해석결과 0.0095 s일 때 등가소성변형률 10%이다. 이런 경우 보수적 판단의 기준인 변형률 11%에 근접하기 때문에 원자로는 구조적 건전성을 유지하기가 어려워진다. Fig.5.6과 같이 HHF model 해석 결과 0.009 s일 때 등가소성변형률 30%이다. 이 결과는 보수적 판단의 기준인 변형률 11%의 거의 3배 이상으로 원자로의 파손이 발생하게 된다.

LHF model과 HHF model 모두 원자로의 구조적 건전성을 유지하기 어려운 것으로 확인하였다.

Collection @ kmou



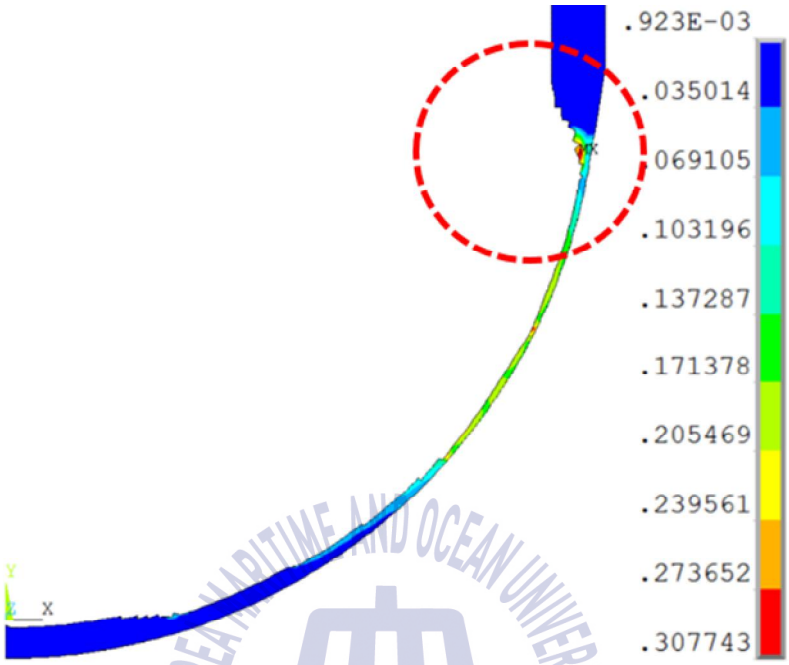
(a) Strain distribution @0.0095 s



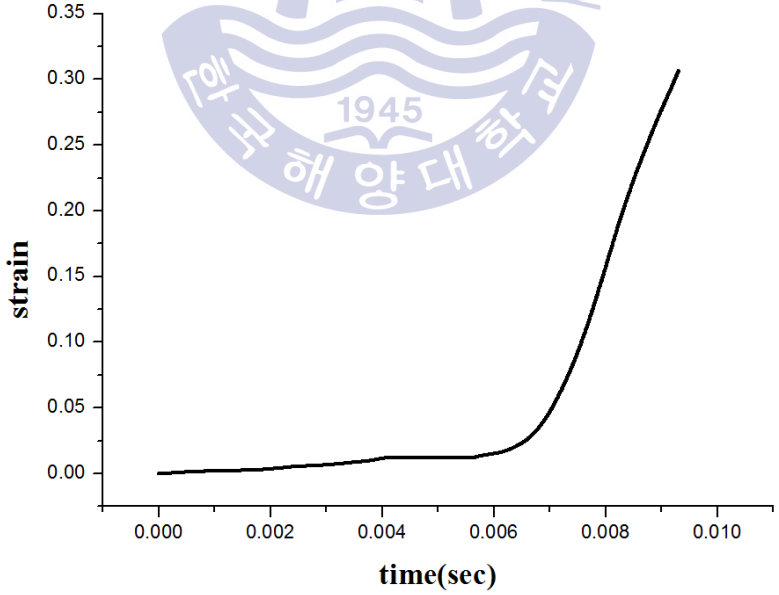
(b) Strain history at time

Fig. 5.5 Results of structure analysis after melting in LHF model

Collection @ kmou



(a) Strain distribution @0.009 s



(d) Strain history at time

Fig. 5.6 Results of structure analysis after melting in HHF model

Collection @ kmou

6. 결론

본 논문에서는 중대사고시 용융된 노심에 의해 손상되는 원자로 용기 하부헤드의 건전성을 평가하기 위하여 유한요소법을 이용하여 열전달해석 및 구조해석을 수행하였다. 이 연구를 통하여 원자로 용기에 대한 구조적 안전성 및 튜브의 파손을 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 원자로 용기의 열-구조해석에 대한 다양한 해석기법을 확인하였으며, 이를 바탕으로 실제 중대사고시와 유사한 조건에서 원자로와 ICI 튜브의 접촉을 반영하여 ICI 튜브의 파손 여부를 확인할 수 있는 수치 해석적 연구를 수행하였다.

(2) 하부헤드의 파손여부를 평가하기 위한 2차원 모델의 해석 결과 열 유속 모델, 일체형 모델, 열 저항 모델 모두에서 내벽이 용해되는 열 변형이 발생하였다. 고온에서 구조물의 건전성을 평가하는 기준으로 등가소성변형률을 사용하였으며, 3가지 모델 모두 허용변형률인 11% 이하의 변형이 발생하였기 때문에 안전하다고 평가할 수 있다. 그리고 3가지 모델 모두 크리프 유효 변형률 15% 이하로 나타나 크리프 효과로 인한 영향은 미미한 것으로 확인되었다.

(3) ICI 튜브의 파손여부를 평가하기 위한 3차원 모델의 해석을 수행하였다. LHF model(열 유속이 작은 모델), HHF model(열 유속이 큰 모델) 모두 튜브 용접부위 파손 및 ICI 튜브와 하부헤드의 불균일 접촉으로 인해 파손이 발생하였다.

(4) ICI 튜브 파손을 막기 위한 하부지지대 해석결과 최대응력이 13.9 MPa로 허용응력인 114 MPa를 만족하기 때문에 구조적 건전성을 가지고 있다. 또한 하부 케이블 처짐이 1.6 mm로서 용융 후 남은 튜브와 비교 시 매우 작아서

Collection @ kmou

튜브 파손의 예방이 가능하다.

(5) 외벽냉각으로 용융물을 가두지 못하고 하부헤드나 ICI 튜브가 파손되는 극한상황의 중대사고 시나리오의 경우를 대비하여 증기폭발을 고려하였다. 증기폭발의 가능성을 감안하여 원자로 구조해석을 수행하였고, 결과적으로 허용기준변형률을 넘는 수치가 나타나 이와 같은 경우 구조적으로 매우 위험한 것을 확인하였다.

(6) 중대사고시 원자로심 용융물을 원자로 하부헤드에 가두어 두기위한 외벽냉각의 열적경계조건을 정확히 예측하고 규명하기 위한 연구가 계속 진행되고 있기 때문에 본 연구 결과의 신뢰성도 향상시킬수 있다.

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

참고문헌

[1] 중대사고 (중급) 단기강좌. 2012, 한국해양대학교 부설 원전기자재연구센터.

[2] Kymalainean, O., et al., 1997, “In-vessel retention of corium at the Loviisa plant”, Nucl. Eng. Des. 169. 109-130.

[3] 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, May. 19-21.

[4] Bang, K. H., Cho, J. R. and Park, S. Y., 2000, “An assessment of reactor vessel integrity under in-vessel vapor explosion loads”, Korean Nuclear Society, Vol.32, No.4. 299-308.

[5] T.G. Theofanous, W.W. Yuen, S. Angelini, J.J. Sienicki, K. Freeman, X. Chen, T. Salmassi, 1999, “Lower head integrity under steam explosion loads”, Nuclear Engineering and Design, 7-12.

[6] 안상모 외, 2013, “원자로 하반구 관통부 파손 평가에 대한기술현황 분석”, KAERI /AR-566.

[7] Kwang, S. H., Cheung, F. B., Park, R. J., Kim, S. B., 2012, “Evaluations of two-phase natural circulation flow induced in the reactor vessel annular gap under ERVC conditions”, Nuc. Eng. Des. 253. 114 - 124.

[8] Park, J. W., Jeong, D. W., 1997, “An investigation of thermal margin for external reactor vessel cooling(ERVC) in large advanced light water reactors(ALWR)”, In: Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Kwangju, Korea, May.

[9] Kim, J. C., Ha, K. S., Park, R. J., Kim, S. B., Hong, S. W., 2008, “One-dimensional experiments of a natural circulation two-phase flow under an external reactor vessel cooling”, Int. Commun. Heat Mass

Collection @ kmou

Transfer 35. 716-722.

[10] Kymalaninen, O., Tuomisto, H. and Theofanous, T. G., 1992, "Critical Heat Flux on Thick Walls of Large, Naturally Convecting Loops," ANS Proc. National Heat Transfer Conference, San Diego, CA, Vol. 6 44-50.

[11] 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. 19-39.

[12] 한국전력공사 전력연구원, 1998, "차세대원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention 워크샵", 한국전력공사 전력연구원 발간.

[13] 최영상, 박상덕 등, 1994, "차세대 원자로 기술개발(I) - 차세대 원자로 설계 개발(I)," 통상산업부, 과학기술처.

[14] 이기영 외, 2001, "차세대 원자로 설계 관련 요소 기술개발," KAERI/RR-2230.

[15] Hammersley, R. J., Henry, R. E., 1994, "AN OVERVIEW OF SELECTED SEVERE ACCIDENT RESEARCH AND APPLICATIONS", Fauske & Associates, Inc. 22-24.

[16] Lee, M. Y., Brian, E., 2001, "Laboratory Evaluation of Damage Criteria and Creep Parameters of Tioga Dolomite and Rock Salt from Cavern Well No. 1", Sandia National Laboratories. 13-30.

[17] Rampe, J. L., Knudson, D. L., 2003, "SCDAP/RELAP5-3D©-CONTAIN Linkage", Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 4-18.

[18] Martin, C. T., 2013, "Coupled 3D Thermo-mechanical Analysis of Nordic BWR Lower Head Failure in case of Core Melt Severe Accident", KTH.

Collection @ kmou

1-3.

[19] Analytis, G. TH., Hennig, D., Karlsson, J. K-H., 1998, “The Physical Mechanism of Core-Wide and Local Instabilities at the Forsmark-1 BWR”, PSI - Bericht Nr. 98-113.

[20] (주) 태성에스엔이, 2010, ANSYS 유한요소해석 입문과 선형해석 6판.

[21] Gallagher, R. H., 1992, “유한요소해석의 기초”,원창출판사.

[22] Zienkiewicz, O. C., Godbole, P. N., 1975, “A penalty function approach to problems of plastic flow of metals with large surface deformation” Strain Analysis, Vol. 10, No. 3. 5-8.

[23] Walter, V., 2011, “Coupled thermo-mechanical creep analysis for boiling water reactor pressure vessel lower head”, Nucl. Eng. Des. 146-153.

[24] Natesan, K., Majumdar, S., Shankar, P. S., and Shah, V. N., 2006, “Preliminary Materials Selection Issues for the Next Generation Nuclear Plant Reactor Pressure Vessel”, ANL/EXT-06/45. 31-35.

[25] 구글, “APR1400의 원자로”, http://tnenergy.livejournal.com/26210.html.

[26] ASME Boiler & Pressure Vessel Design Code Section VIII Div. 2 with 2010 edition.

[27] Special Metals, 2009, “INCONEL® alloy 690”, SMC-079.

[28] Weiss, F. P. and Rindelhardt, U., 2006. “Annual Report 2005 (Institute of Safety Research)”, Wissenschaftlich-Tecnische Berichte, FZR-457. 77-79.

[29] Rouge, S., 1997, “SULTAN test facility for large-scale vessel coolability in natural convection at low pressure”, Nucl. Eng. Des. 69. 185-195.

[30] Theofanous, T. G. and Liu, C., 1997, “In-vessel Coolability and Retention of a Core Melt”, Nuc. Eng. Des. Vol. 169. 35-38.

Collection @ kmou

[31] Yang, S. H., et al., 1994, "An experimental study of pool-boiling CHF on downward facing plates", Korean Nucl. Soc. 26. 493-501.

[32] Kang, K. H., Park, R. J., 2014, "An experimental study on layer inversion in the corium pool during a severe accident" Nucl. Eng. Des. 278. 163-170.

[33] Barrachin, M., Defoort, F., 2004, "Thermophysical properties of in-vessel corium: MASCA Programme related results", In: Proceedings of MASCA Seminar Aix-en-Provence, France.

[34] Dinh, T. N., Tu, J. P., Theofanous, T. G., 2004, "Two-phase natural circulation flow in AP-1000 in-vessel retention-related ULPU-V facility experiments", In: Proceedings of ICAPP' 04, Pittsburgh, PA, USA.

[35] Esmaili, H., Khatib-Rahbar, M., 2004, "Analysis of In-Vessel Retention and Ex-Vessel Fuel Coolant Interaction", NUREG/CR-6849, ERI/NRC 04-201. 66-70.

[36] Kang, K. H., et al., 2010, "Experimental and analytical investigation on the layer inversion of melt pool during the severe accidents in the APR1400", (NUTHOS-8), Shanghai, China. 49-52.

[37] KEPCO, 1998, "In-Vessel Retention Workshop on Severe Accident Management of Korea Next Generation Reactor".

[38] Kymalainean, O., et al., 1997, "In-vessel retention of corium at the Loviisa plant", Nucl. Eng. Des. 169. 109-130.

[39] Park, J. W., et al., 2001, "Assessment of In-vessel Core Debris Coolability for the APR1400 Design", KHNP Report. 38-40.

[40] Rempe, J. L., Suh, K. Y., Cheung, F. B., Kim, S. B., 2008, "In-vessel retention of molten corium-lessons learned and outstanding issues",

Collection @ kmou

Nucl. Eng. Des. 161 (210). 28-35.

[41] Kwang, S. H., Cheung, F. B., Park, R. J., Kim, S. B., 2012, "Evaluations of two-phase natural circulation flow induced in the reactor vessel annular gap under ERVC conditions", Nuc. Eng. Des. 253. 114 - 124.

[42] Ha, K. S., Park, R. J., Kim, H. Y., Kim, S. B., Kim, H. D., 2005, "An Experimental Study on the Two-Phase Natural Circulation Flow Through the Gap Between the Reactor Vessel and Insulation", KAERI Technical Report, KAERI/TR-2958/2005. 38-48.

[43] Berman, M., Swenson, D. V., and Wickett, A. J., 1984, "An Uncertainty Study of PWR Steam Explosions," Sandia National Laboratories Technical Report, Document ID: NUREG/CR-3369; SAND83-1438. 90.

[44] Bohl, W. R. and Butler, T. A., 1995, "Comments on Proposed Research Contributing to the Resolution of Residual Steam Explosion Issues," in: A Review of Current Understanding of the Potential for Containment Failure Arising from In-Vessel Steal Explosion, United States Nuclear Regulatory Commission, NUREG-1116. 72-80.

[45] Ghosh, A. K., 1976, "Metall Trans", 7A, 523. 44-46.

[46] Amarasooriya, W. H., Theofanous, T. G., 1987, "An assessment of steam explosion induced containment failure. Part III: Expansion and energy partition", Nuclear Science & Engineering. 296-315.

[47] Shockey, D. A., Seaman, L., Dao, K. C., and Curran, D. R., 1980, "Kinetics of void development in fracturing A533B tensile bars", Pressure Vessel Technology 102. 14-21.

[48] Park, R. J., Kim, S. B., Suh, K. Y., Rempe, J. L., Cheung, F. B., 2006, "Detailed analysis of the late-phase melt conditions for the evaluation of an in-vessel corium retention", Nucl. Eng. Des. 156 (3). 55-60.

Collection @ kmou

[49] Kang, K. H., Park, R. J., 2014, “An experimental study on layer inversion in the corium pool during a severe accident”, Nucl. Eng. Des. 278. 163-170.

[50] 한국원자력연구원, 2012, “원자로 하반구 관통부 파손 평가에 대한 기술 현황 분석”, KAERI/AR-566.

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

부록 A. 2차원 열-구조 해석 Input file

열 해석:

```
!set_flag_to_prevent_offset_when_importing_FE_model.                          S      39
_CDRDOFF=1                                                                    S      40
/AUX15                                                                        S      41
IOPTN,YES,DEFA                                                                S      42
/GOPR                                                                         S      43
!_END_OF_START                                                                S      44
1H,,1H;,,20H2dmodel_thermal.iges,                                             G       1
5HANSYS,22H    12.1          UP20091102,,,,,,,1.0,,,,,13H000718.112848,       G       2
1.0000E-04,,,,9,,;
                                                    G       3
     322       1       0       0       0       0       0       000000201D       1
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D       2
     322       6       0       0       0       0       0       000000201D       3
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D       4
     322      11       0       0       0       0       0       000000201D       5
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D       6
     322      16       0       0       0       0       0       000000201D       7
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D       8
     322      21       0       0       0       0       0       000000201D       9
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D      10
     322      26       0       0       0       0       0       000000201D      11
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D      12
     322      31       0       0       0       0       0       000000201D      13
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D      14
     322      36       0       0       0       0       0       000000201D      15
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D      16
     322      41       0       0       0       0       0       000000201D      17
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE       0D      18

 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~ 생략 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~

     322    3104       0       0       0       0       0       000000201D    1167
     322       0       0       1       1       0       0ATT_TBLE       0D    1168
     126    3105       0       0       0       0       0       000010001D    1169
     126       0       0       7       1       0       0B-SPLINE      11D    1170
     322    3112       0       0       0       0       0       000000201D    1171
     322       0       0       1       1       0       0ATT_TBLE       0D    1172
     126    3113       0       0       0       0       0       000010001D    1173
     126       0       0       7       1       0       0B-SPLINE      21D    1174
     102    3120       0       0       0       0       0       000010001D    1175
     102       0       0       1       0       0       0 COMPCRV       0D    1176
     142    3121       0       0       0       0       0       000010001D    1177
```


Collection @ kmou

```
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,88
/GO
!*
SFL,P51X,1,HFLUX,0.178e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,63
/GO
!*
SFL,P51X,1,HFLUX,0.22e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,72
/GO
!*
SFL,P51X,1,HFLUX,0.377e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,47
/GO
!*
SFL.P51X,1,HFLUX,0.428e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,45
/GO
!*
SFL,P51X,1,HFLUX,0.639e6
```

구조 해석:

```
/GO
!*
SFL,P51X,1,PRES,
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,88
/GO
!*
SFL,P51X,1,PRES,4.135e6

FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,63
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.129e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,72
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.11e6
```


Collection @ kmou

```
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,47
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.079e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,45
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.037e6
allsel
solv
*enddo
```


Collection @ kmou

부록 B. 3차원 열-구조 해석 Input file

열해석:

```
!set_flag_to_prevent_offset_when_importing_FE_model.                    S      39
_CDRDOFF=1                                                              S      40
/AUX15                                                                  S      41
IOPTN,YES,DEFA                                                          S      42
/GOPR                                                                   S      43
!_END_OF_START                                                          S      44
1H,,1H;,,26Hpaper_reference_rev.1.iges,                                 G       1
5HANSYS,22H   12.1        UP20091102,,,,,,,1.0,,,,,13H000718.114943,     G       2
1.0000E-04,,,,9,,;
                                                                        G       3
     322       1       0       0       0       0       0       000000201D       1
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D       2
     322       5       0       0       0       0       0       000000201D       3
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D       4
     322       9       0       0       0       0       0       000000201D       5
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D       6
     322      13       0       0       0       0       0       000000201D       7
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D       8
     322      17       0       0       0       0       0       000000201D       9
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      10
     322      21       0       0       0       0       0       000000201D      11
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      12
     322      25       0       0       0       0       0       000000201D      13
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      14
     322      29       0       0       0       0       0       000000201D      15
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      16
     322      33       0       0       0       0       0       000000201D      17
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      18
     322      37       0       0       0       0       0       000000201D      19
     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      20

~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~ 생략 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~

     322       0       0       4       1       0       0ATT_TBLE        0D      6634
     514   32472       0       0       0       0       0       000010001D   6635
     514       0       0       2       1       0       0    SHELL       0D   6636
     322   32474       0       0       0       0       0       000000201D   6637
     322       0       0       2       1       0       0ATT_TBLE        0D   6638
     186   32476       0       0       0       0       0       000000001D   6639
     186       0       0       1       0       0       0    B-REP      90D   6640
     322   32477       0       0       0       0       0       000000201D   6641
     322       0       0       5       1       0       0ATT_TBLE        0D   6642
     322   32482       0       0       0       0       0       000000201D   6643
```


Collection @ kmou

```
     322        0        0        6        1        0        0ATT_TBLE        0D    6644
```

```
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,124
FITEM,2,344
FITEM,2,392
FITEM,2,486
/GO
!*
SFA,P51X,1,HFLUX,0.178e6

FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,90
/GO
!*
SFA,P51X,1,HFLUX,0.22e6

FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,106
FITEM,2,368
FITEM,2,434
FITEM,2,481
/GO
!*
SFA,P51X,1,HFLUX,0.377e6

FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,74
/GO
!*
SFA,P51X,1,HFLUX,0.428e6

FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,21
FITEM,2,68
/GO
!*
SFA,P51X,1,HFLUX,0.639e6
```

구조해석:

```
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,124
FITEM,2,344
FITEM,2,392
FITEM,2,486
/GO
```


Collection @ kmou

```
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.135e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,90
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.129e6
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,106
FITEM,2,368
FITEM,2,434
FITEM,2,481
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.11e6
FLST,2,1,5,ORDE,1
FITEM,2,74
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.079e6
FLST,2,2,5,ORDE,2
FITEM,2,21
FITEM,2,68
/GO
!*
SFA,P51X,1,PRES,4.037e6
allsel
solv
*enddo
```

KOREA MARITIME AND OCEAN UNIVERSITY
1945
한국해양대학교

Collection @ kmou

부록 C. 증기폭발 해석 Input file

```
nstep=13

*dim,timeset,,nstep,1,
 timeset(1,1)=
1.000185,1.00406,1.00477,1.00522,1.0055,1.0057,1.0062,1.00684,1.00756,1.00804,1.00896,1.00947,1.010
87
*dim,aa1,table,nstep,1,,
 aa1(1,0)=
1.000185,1.00406,1.00477,1.00522,1.0055,1.0057,1.0062,1.00684,1.00756,1.00804,1.00896,1.00947,1.010
87
aa1(1,1)=1.3407e6,0.80345e6,8.2991e6,0.29154e6,27.304e6,1.077e6,10.278e6,2.0632e6,4.3469e6,2.7693
e6,3.6107e6,5.2191e6,3.4678e6
/solu
antype,4
timint,on
nropt,auto
autots,on
tunif,
solcontrol,on
outres,all,all
LSEL,s,,,94
LSEL,a,,,78
LSEL,a,,,74
LSEL,a,,,49
LSEL,a,,,39
LSEL,a,,,26
LSEL,a,,,24
LSEL,a,,,104
SFL,all,PRES,0.5E6,
SOLV
/solu
antype,4
timint,on
nropt,auto
autots,on
tunif,
solcontrol,on
outres,all,all
nsub,500
*do,qq,1,12
kbc,0
time,timeset(qq+1,1)
LSEL,s,,,94
LSEL,a,,,78
LSEL,a,,,74
```


Collection @ kmou

```
LSEL,a,,,49
LSEL,a,,,39
LSEL,a,,,26
LSEL,a,,,24
LSEL,a,,,104
SFL,all,PRES,%aa1%,
solv
*enddo
finish
```


Collection @ kmou

부록 D. Element death Input file

```
/EFACET,1
PLNSOL,  TEMP,,  0
ETABLE,melt,TEMP,

ESEL,S,ETAB,MELT,1450,,  ,0
FINISH
/SOL
ekill,all
ESEL,ALL
ESEL,S,LIVE
FINISH
/POST1
```


Collection @ kmou