

액체금속로 설계기술개발
Liquid Metal Reactor
Design Technology Development

안전해석 기술개발
Development of
Safety Analysis Technology for LMR

한국원자력연구원

과학기술부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀 하

본 보고서를 “액체금속로 설계기술개발” 과제 (세부과제 “안전해석 기술개발”)의 보고서로 제출합니다.

2007. 6. 29

주관연구기관명 : 한국원자력연구원

주관연구책임자 : 이 용 범

| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 연 | 구 | 원 | : | 권 | 영 | 민 |
| 연 | 구 | 원 | : | 김 | 의 | 광 |
| 연 | 구 | 원 | : | 석 | 수 | 동 |
| 연 | 구 | 원 | : | 장 | 원 | 표 |
| 연 | 구 | 원 | : | 정 | 해 | 용 |
| 연 | 구 | 원 | : | 하 | 귀 | 석 |
| 연 | 구 | 원 | : | 한 | 도 | 희 |
| 연 | 구 | 원 | : | 김 | 영 | 균 |
| 연 | 구 | 원 | : | 김 | 영 | 일 |
| 연 | 구 | 원 | : | 남 | 호 | 윤 |
| 연 | 구 | 원 | : | 박 | 창 | 규 |
| 연 | 구 | 원 | : | 어 | 재 | 혁 |
| 연 | 구 | 원 | : | 이 | 기 | 복 |
| 연 | 구 | 원 | : | 이 | 동 | 욱 |
| 연 | 구 | 원 | : | 이 | 병 | 운 |
| 연 | 구 | 원 | : | 정 | 지 | 영 |
| 연 | 구 | 원 | : | 황 | 인 | 아 |
| 연 | 구 | 원 | : | 지 | 준 | 석 |
| 연 | 구 | 원 | : | 김 | 미 | 희 |

보고서 초록

| | | | | | |
|---|---------------------|---|---|-------------|--|
| 과제관리번호 | | 해당단계 연구기간 | 2005.3 - 2007.2 | 단계 구분 | 4 / 4 |
| 연구사업명 | 중 사업명 | 원자력연구개발사업 | | | |
| | 세부사업명 | 원자력연구개발중장기계획사업 | | | |
| 연구과제명 | 대 과 제 명 | 액체금속로 설계기술개발 | | | |
| | 세부과제명 | 안전해석 기술개발 | | | |
| 연구책임자 | 이용범 | 해당단계 참여연구원 수 | 총 : 17.55명 내부 : 13.55명 외부 : 4.00명 | 해당단계 연구비 | 정부 : 1,620,000 천원 기업 : 천원 계 : 1,620,000 천원 |
| 연구기관명 및 소속부서명 | 한국원자력연구원 유체공학연구부 | | 참여기업명 | | |
| 국제공동연구 | 상대국명 : | | 상대국연구기관명 : | | |
| 위탁연구 | 연구기관명 : | | 연구책임자 : | | |
| 요약(연구결과를 중심으로 개조식 500자 이내) | | | | 보고서 면수 | 253 |
| <p>- 안전해석 전산체제 개발 분야</p> <ul style="list-style-type: none"> • 집합체 유로폐쇄 현상분석 코드개발 완료 <ul style="list-style-type: none"> + 코드 종합 검증 및 사용자 지침서 작성 • 계통과도 안전해석 코드 개발 완료 <ul style="list-style-type: none"> + 코드 고도화 및 사용자 지침서 작성 + SFR 기본특성 분석모듈 개발 • 핵연료 국부 손상 사고해석 기술현황 분석 및 핵연료봉 상세 온도분포 해석 모형 개발을 통한 방법론 개발 • 사고후 열제거 단계 분석모델 개발을 통한 HCDA 분석모델 개발 <p>- 안전성 평가 분야</p> <ul style="list-style-type: none"> • KALIMER-600 안전해석 기준 확립 • 내부 유로폐쇄 및 집합체 국부손상사고 해석을 통한 KALIMER-600 집합체 안전성 평가 수행 • ATWS 사고해석과 UTOP, ULOF 등의 설계기준 사고해석을 통한 계통과도 안전해석 수행 • 초기단계 HCDA 분석, 노심 에너지 방출량 평가 및 Core catcher 설계개념 개발 수행 • KALIMER-600 격납성능 분석 수행 • KALIMER-600 안전성 종합 평가 <p>- 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축</p> | | | | | |
| 색인어 (각 5개 이상) | 한 글 | 칼리머, 액체금속로, 안전해석, 고유안전성, 금속연료, 계통과도, 반응도궤환, 유로폐쇄, 노심용융사고 | | | |
| | 영 어 | KALIMER, Liquid Metal Reactor, Safety Analysis, Inherent Safety, Metal Fuel, System Transient, Reactivity Feedback, Flow Blockage, Core Disruptive Accident | | | |

요 약 문

I. 제 목

안전해석 기술개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

당해단계 연구개발 목표는 집합체 유로폐쇄 현상분석 코드개발, 계통과도 안전해석 코드개발 그리고 HCDA 초기단계 분석모델 및 사고후 열제거단계 분석모델 개발을 통한 안전해석 전산체제 개발과 안전해석 기준 확립, 집합체 유로폐쇄 현상분석, 계통 핵심개념 안전성 분석, HCDA 분석, 격납성능 분석을 통한 KALIMER-600 안전성 평가, 그리고 기술개발종합 및 데이터베이스 구축을 통한 안전성평가 전략 핵심기술 확보이다.

금속핵연료를 장전하는 액체금속로는 경·중수로와 달리 반응도 삽입 및 냉각능력 상실을 포함하는 모든 과도사고 발생시 반응도 제한효과를 고려한 고유안전특성 분석 및 안전허용기준 만족여부 평가가 중요하다. 따라서 계통과도 안전해석용 전산체제의 개발과 이를 이용한 안전성 평가가 필요하다.

소듐 냉각재의 열전도도는 물에 비하여 100배 정도이므로 액체금속로 노심의 출력밀도는 경수로에 비해 상당히 높게 설계되어 조밀한 노심구조를 가진다. 또한 핵연료집합체 덕트가 존재하므로 노심의 조밀구조로 인한 유로폐쇄 발생가능성이 존재한다. 따라서 유로폐쇄 사고 등 국부손상사고를 해석할 수 있는 전산체제 개발과 이의 사고해석이 필요하다.

가상의 노심용융사고 (HCDA) 시에는 경우에 따라 반응도 폭주 가능성이 있으므로, 궁극적인 안전성 입증을 위한 초기사고 및 사고전개 과정의 분석이 중요하다. 또한, 격납 성능분석시에는 핵분열생성물의 소듐내 거동특성을 고려한 방사선원항의 개발이 필요하며, 격납용기내의 소듐화재 영향도 동시에 고려하여야 하는 등 격납성능 분석과 소외 피폭량 계산이 필요하여 액체금속로 고유의 안전해석 기술개발이 필요하다.

원형로 또는 실증로가 건설되었던 기존의 소듐냉각 고속로 개념들은 경제성 및 핵 확산성 등의 측면에서 실용화 제약요인을 포함하고 있고, 소듐누출 사고등에 의해 안전성에 대한 일반대중의 인식이 부정적이다. 따라서 고유 안전성을 지니고 핵확산 저항성을 가지면서도 경제성이 있는 소듐냉각 고속로가 개발될 경우, 우라늄 자원 고갈 문제를 해결하면서 국민들이 수용하는 원자로 형이 될 수 있다.

원자력에 대한 일반대중의 우려는 그 안전성에 대한 신뢰의 결여에서 발생하므로, 소듐냉각 고속로가 기존의 원자로에 비해 획기적으로 향상된 안전성을 보유하고 있음을 입증함으로써

Public Acceptance 문제를 극복할 수 있다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

- 안전해석 전산체제 개발

- 집합체 유로페쇄 현상분석 코드개발
 - + 코드 종합 검증
 - + 사용자 지침서 작성
- 계통과도 안전해석 코드 개발
 - + 코드 고도화
 - + SFR 기본특성 분석모듈 개발
 - + 사용자 지침서 작성
- 핵연료 국부 손상 사고해석 코드개발
 - + 기술현황 분석: 국부손상사고 분류
 - + 방법론 개발: 핵연료봉 상세 온도분포 해석 모형 개발
- HCDA 분석모델 개발
 - + 사고후 열제거 단계 분석모델 개발

- 안전성 평가

- KALIMER-600 안전해석 기준
- KALIMER-600 집합체 안전성 평가
 - + 내부 유로페쇄 안전성 평가
 - + 기타 집합체 국부손상사고 해석
- 계통과도 안전해석
 - + ATWS 사고해석
 - + 설계기준사고 해석
- HCDA 분석
 - + 초기단계 HCDA 분석
 - + 노심 에너지 방출량 평가
 - + Core catcher 설계개념 개발
- 격납성능 분석
 - + KALIMER-600 격납성능 분석
- KALIMER-600 안전성 종합 평가

- 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축

IV. 연구개발결과

○ 안전해석 전산체제 개발분야:

유로폐쇄 사고시 핵연료 손상방지 및 안전성 평가를 위한 MATRA-LMR-FB 전산코드를 SCARLET-2 등 공개된 실험자료를 이용하여 검증을 수행하였고, CAFCA 등 국외 전산코드의 benchmark test 결과와 비교분석을 통하여 코드 검증을 완료하여 유로폐쇄 등 국부손상사고해석이 가능한 기술 선진국 수준의 전산코드를 확보하였다.

다음과 같이 계통과도 안전해석용 SSC-K 전산코드를 개발 완료하여 Gen IV SFR 안전성 관련 기술현안인 사고시 노심 고유안전 특성에 의한 피동 안전성 평가가 가능케 되었다.

- 다차원 고온플 연계를 통한 CRDL/RV 열팽창 반응도 모델 개발완료 및 핵연료와 피복관 반응도가 분리계산 수행.
- 3차원 열유체 해석모델 수치해석적 통합완료로 노심 3차원 열유체 해석 가능.
- Window version 개발로 계산결과 가시화 완료.

핵연료 국부 손상 사고해석에 대한 PRISM, CRBRP, EFR 등에서의 기술현황 분석을 수행하였고, KALIMER-600에서의 국부손상사고 도출, 안전기준 설정, MATRA-LMR-FB 개선을 통하여 설계기준사고 중 하나인 국부손상 사고해석이 가능케 되었으며 이를 KALIMER-600 해석에 활용하였다.

HCDA 초기단계 분석을 위하여 냉각재 비등모델 개발 및 SSC-K 연계, 기포팽창 모델 개발, 팽윤시점 분석모델 및 과도기 시간, 온도 이력 MELT-III 연계, 용융연료 이동모델 기술현황 분석 및 개발방안 설정 연구를 수행하였다. 또한 사고후 열제거단계 분석모델 개발을 위하여 debris bed scoping 냉각 모델개발, molten pool scoping 냉각모델 개발을 완료하여 Core catcher 열수력 성능평가가 가능토록 하였으며 이를 KALIMER-600 안전성 평가에 활용하였다.

○ 안전성 평가 기술개발 분야:

안전 허용기준 및 사고분류체계 개선, 온도 제한치 및 근거 마련으로 KALIMER-600 안전해석 기준을 확립하였으며, 6개 부수로 유로폐쇄 사고해석, 농축도 결함에 의한 손상사고 등 설계기준사고해석과 유로폐쇄 위치 및 크기에 따른 초과설계 기준사고 민감도 분석을 통하여 KALIMER-600 집합체 안전성 평가를 수행하였다.

KALIMER-600 설계자료 수집 및 평가, 정상상태 계산, UTOP/ULOF/ULOHS 등 ATWS 사고해석을 통하여 노심 반응도 궤환 효과에 의한 고유안전성 분석을 수행하였고, 피동 잔열 제거 계통에 의한 장기냉각능력 평가를 수행하였다. 또한 EFR 및 PRISM 설계기준사고해석 방법론 분석, TOP 및 LOF 사고해석을 통한 KALIMER-600 안전여유도 확인, 트립설정치 예비설정, 원자로 비상정지 설정치 및 일차펌프 트립 설정치 해석을 통하여 설계기준사고해석 및 보호계통 설정치 해석을 수행하였다.

KALIMER-600 UTOP 사고 (0.5\$/s)시 용융노심 온도분포 계산 및 분석, 초임계시 노심 출력 및 반응도 변화, 노심내 온도 및 압력 분포 변화, 노심 에너지 방출량 및 일 에너지 계산 및 분석으로 HCDA 분석을 수행하였으며, Core catcher 설계개념에 대한 설계 및 안전 인허가 현안분석, 설계기준사고 및 사고경위 설정, 안전해석기준 개발, 열수력 성능평가를 수행하였다.

격납용기내 열수력거동 계산, 방사능 누출 및 피폭량 계산을 통하여 KALIMER-600 격납성능 분석을 완료하였고, 현재의 국내 안전성 평가기술은 개념설계에 대한 핵심개념 안전성 분석을 독자적으로 수행할 수 있는 수준으로 향상되었다.

○기술개발 종합 및 데이터베이스 구축 분야:

세부과제간 연계를 고려한 공정개발, 기술개발 총괄 조정, 결과물 데이터베이스 구축 등을 통하여 대과제 차원의 효율적·체계적 연구개발을 추구하였다.

V. 연구개발결과의 활용계획

개발된 안전성평가 전략 핵심기술을 통하여 차기단계 수행 예정인 안전성 평가 핵심기반기술 개발 및 확보에 활용하며, 확보된 전산체제 및 방법론은 제4세대 소듐냉각 고속로 고유개념 안전성 평가 도구로 활용할 예정이다.

개발완료된 MATRA-LMR-FB 전산코드는 국부손상 사고해석, CONTAIN-LMR-K 전산코드는 소듐누출 및 화재 사고해석, SSC-K 전산코드는 반응도 삽입 사고해석 등 설계기준 사고해석에 활용할 예정이며, 개발된 SCAMBETA, SWEEP, MELT-III, VENUS-II 전산코드는 HCDA 사고해석, SSC-K 전산코드는 UTOP, ULOF, ULOHS 등 ATWS 사고해석, MATRA-LMR-FB 전산코드는 대형 유로폐쇄 사고해석, CONTAIN-LMR-K 전산코드는 대형 소듐 누설사고 및 격납성능 분석 등 초과설계기준 사고해석에 활용할 예정이다.

향후 소듐냉각 고속로 및 실험시설 건설시 인허가와 관련하여 각종 사고에 대한 분석을 위하여 개발된 기술을 활용하며, 개발된 액체금속로 안전성평가 전략 핵심기술을 바탕으로 Gen IV 등 국제공동연구에 참여하여 연구개발의 효율성과 투명성을 높이고, 막대한 경제적·산업적 파급 효과가 예상되는 상용화 시기에 대비한다.

기술개발 종합 및 데이터베이스 구축으로 연구개발의 효율적·체계적 수행에 활용할 수 있다.

SUMMARY

I . Project Title

Development of Safety Analysis Technology for LMR

II . Objectives and Necessity of the Study

The objective of this research and development project during the present period is to establish key safety assessment technologies for the LMR design. The commitment is grouped into 4 distinct areas. These areas to be investigated are the development of a safety analysis computer code system, the setup of the safety analysis criteria, the safety analysis for the KALIMER-600, and the establishment of a key strategic technology by integrating the development in the technologies and constructing their data base.

For the development of a safety analysis computer code system, a channel blockage analysis code, a transient safety analysis computer code, and models for the HCDA(Hypothetical Core Disruptive Accident) analyses during the initiation phase and post-accident heat removal phase are developed. The the safety analysis of the KALIMER-600 comprises analyses of channel blockage accidents, HCDAs, and containment performances along with the evaluation of the key safety concepts.

A metallic fuel loaded LMR addresses the assessments of both the inherent safety due to a reactivity feedback and the fulfillment of safety limits during all events such as a core reactivity insertion or a loss of cooling capability, in contrast to conventional light or heavy water reactors. In this respect, the development of a transient safety analysis code plays an essential role for the safety evaluation.

A high core power density enables a compact core structure design feasible for a LMR, because high sodium thermal conductivity which is higher than that of water by almost 10 times. The additional core compactness attributed to subassembly ducts, however, may cause a flow channel blockage. Due to this possibility, a code needs to be developed for analyzing local faults such as a channel blockage.

Since a reactivity excursion is anticipated during HCDAs, these accidents also are to be analyzed for eventual safety demonstration. The radioactivity sources must be investigated by taking into account of the fission product behavior in sodium. The containment performance analysis which accounts for such influence as sodium fire effect and an estimation of external

dose rates also are required for technology development peculiar to a LMR.

The concept of sodium cooled fast reactor during the period when prototype and demonstration reactors were built, suffered practical restraints in the economy and non proliferation fields. Negative public perception on the safety, drawn by such an accidents as sodium spilling, is another obstacle for LMR construction. The development of a LMR, which features the inherent safety and proliferation resistance with an emphasis on its uranium saving, can be a favorable offer to public under this circumstance.

The negative public perception usually seems to be built up by a lack of trust on the safety. A good way of success to turn the public acceptance may be accomplished by demonstrating that the safety of a LMR is superior to that of existing reactors with no comparison.

III. Contents and Scope of the Study

- Development of a safety analysis computer code system
 - Development of a code for the channel blockage analysis in an assembly
 - + Integral assessments of the code capability for an internal channel blockage
 - + Description of the user's manual
 - Development of a system safety analysis code
 - + Evolution of the code
 - + Development of an analysis module for SFR basic features
 - + Description of the user's manual
 - Development of a HCDA analysis model
 - + Development of a analysis model for the post-accident heat removal phase
- Safety assessments
 - Setup of the safety criteria for the KALIMER-600
 - Channel blockage analysis in an assembly
 - + Internal blockage analysis
 - + Other assembly local faults analysis
 - Transient system safety analysis
 - + ATWS analysis
 - + DBA analysis
 - HCDA analysis
 - + Analysis for the HCDA initiating events

- + Evaluation for the molten core energy release
- + Development of a conceptual design of the core catcher
- Containment performance analysis
 - + Preliminary containment performance analysis for the KALIMER-600
- Integral safety assessments for the KALIMER-600
- Integration of the developed technologies and the establishment of their data base

IV. Results of the Research and Development

o Safety analysis code system development area:

A benchmark analysis has been performed by comparing calculation results of MATRA-LMR-FB, which was developed internally for a damage prevention as well as a safety assessment during a channel blockage accident, not only with available experimental data like the SCARLET-2 but with benchmark test results used for validation of such a foreign code as the CAFCA as well. A validated internal code, which is eligible for the analysis of local faults including channel blockages, can be owned. The code is rated comparable to those developed for the same purpose in leading countries.

An analysis of a passive safety due to the inherent safety characteristics in the core under accidents, an issue relevant to GEN IV SFR, becomes possible as a result of the development of the system transient safety analysis code, SSC-K. The SSC-K has the following capabilities.

- Modeling of reactivity feedback due to CRDV/RV thermal expansion by its coupling with a multi-dimensional hot pool model, and calculation of the thermal expansion applied separately to the fuel and the cladding each.
- 3-dimensional thermal hydraulic analysis capability by coupling numerically with the 3-dimensional thermal hydraulic analysis model.
- Visualization of calculation results as a result of the window version development.

The state-of-the-art analysis for a local fuel fault has been performed referring to studies for PRISM, CRBRP, EFR, etc. The analysis of a local fault which belong to DBA, becomes practical for the KALIMER-600 as consequences of defining the local fault, setting up safety criteria, and improving the MATRA-LMR-FB.

Sodium boiling model development and its linkage to SSC-K, vapor expansion model development, building an analysis module for the swelling initiating time along with its time and temperature history into MELT-III, state-of-the-art study on molten fuel movement

models, and study for technology development strategy, are main achievements for the HCDA initiating phase analysis. Besides, analysis models for the post-accident heat removal phase also have been developed. They are scoping models for debris bed cooling and molten pool cooling, and have enabled the analysis of the thermal-hydraulic performance for the core catcher. The analysis results have been applied to the KALIMER-600 safety assessments.

o **Safety assessment technology development area:**

The safety criteria for the KALIMER-600 have been set up not only by improving the safety limits and the accident classification, but also by developing the bases for the temperature limits. The assembly safety for the KALIMER-600 has been performed through the analyses of design basis accidents involving a 6 subchannels blockage and an enrichment fault, and through the sensitivity studies to a blockage position and sizes.

The inherent safety due to a core reactivity feedback for the KALIMER-600 has been analyzed going through the design data collection and evaluation, steady state calculation, and the accident analyses for ATWS represented by UTOP/ULOF/ULOHS. The passive decay heat removal capability also has been confirmed by the long term cooling analyses. The analysis methodologies for design basis accidents of EFR and PRISM are analyzed in this area. A safety margin for the KALIMER-600 has been ensured from the analysis results of TOP and LOF. Other achievements have been the analyses of design the basis accidents and set points for the protection systems after determination of the preliminary set point, and analyses of the set points for the reactor emergency and the primary trips.

UTOP(0.5 \$/s) for the KALIMER-600 has been analyzed as an initiating event for HCDA. The primary concerns for the analyses have been a temperature distribution in the molten core, a super-critical core power and a reactivity variation, a temperature and a pressure changes in the core, the core energy release, and the work energy. Efforts also have been made in investigation of the state-of-the-arts of designs and licensing, setup of design basis accidents and their scenarios, and thermal-hydraulic performance analyses for a core catcher concept.

The containment performance analysis for the KALIMER-600 has been done. The main achievements have been calculation results on thermal-hydraulic behaviors, radioactivity release, and dose rates. In these regards, the assessment technology in Korea is levelled up and the key safety analyses can be conducted independently without a technical aide from others.

o **Integration of the technology developments and Establishment of the data base**

An efficient and systematic management of the main project has been pursued. It has gone through the development of the process control with taking account of interfaces among the sub-projects, the overall coordination of the developed technologies, the data base for the design products, and so on.

V. Future Application of the Study

The key safety analysis technology developed in the present project must be provided for the bases for the key technologies to be developed in the next phase. Likewise, the developed computer codes system and methodologies will also serve as useful analysis tools for the assessment of a GEN-IV sodium cooled fast reactor when it is developed.

All developed codes will be applied to following analysis areas:

- MATRA-LMR-FB for local fault accidents and for a large channel blockage
- CONTAIN-LMR-K for the sodium leakage, and for beyond design basis accidents such as a large sodium leakage or the containment performance analysis
- SSC-K for design basis accidents such as the reactivity insertion accident, and for ATWS
- SCAMBETA, SWEEP, MELT-III, VENUS-II for HCDA

The developed technologies concerned with accident analyses will be applied to construction of a commercial LMR or a LMR related test facility for licensing purpose. Another effect is that transparency and efficiency of the research and development will be stepped up by participating the GEN-IV international collaboration program based on the developed safety analysis technologies. The developments also contributes to future commercial operation of a LMR which may bring in huge economic and industrial impacts.

The integration of the developed technologies and the establishment of the data base will be practically used for the efficient and systematic implementation of the research and development project.

여백

CONTENTS

| | |
|--|----------|
| Chapter 1 Introduction | 1 |
| Section 1 Necessity of the Study | 1 |
| Section 2 Objective and Contents | 2 |
| 1. Final Objectives | 2 |
| 2. Objectives for the Third Phase and Contents | 2 |
| Chapter 2 State-of-the-art in the Related Technology Development | 4 |
| Section 1 State-of-the-art for the Safety Study in the Foreign Countries | 4 |
| Section 2 State-of-the-art in Korea | 5 |
| Section 3 Level of Contribution to State-of-the-art for the International Technology Development | 6 |
| Chapter 3 Contents of the Research Development and the Results | 7 |
| Section 1 Development of the Safety Analysis Code System | 7 |
| 1. Code Development for the Analysis of Subchannel Blockage | 7 |
| A. Integrated Validation of the Code | 10 |
| B. Description of the Code Manual | 17 |
| 2. Development of the Safety Analysis Code | 18 |
| A. Advancement of the Code | 20 |
| B. Module Development for Analysis of SFR Basic Characteristics | 49 |
| C. Description of the Code Manual | 77 |
| 3. Development of an Analysis Code for Local Fault Accidents in a Fuel | 79 |
| A. State-of-the-art Analysis: Classification of Local Fault Accidents | 79 |
| B. Methodology Development: Development of a Calculation Model for Detailed Temperature Distribution Analysis in a Fuel Rod | 83 |
| 4. Development of a Model for HCDA Analysis | 87 |
| A. Development of an Analysis Model for the Initiation Phase | 87 |
| B. Model Development for the Post-accident Heat Removal Phase | 147 |

| | |
|---|------------|
| Section 2 Safety Analysis | 153 |
| 1. Safety Criteria for the KALIMER-600 | 153 |
| 2. Evaluation of Assembly Safety for the KALIMER-600 | 157 |
| A. Safety Analysis of the Internal Blockage | 157 |
| B. Safety Analysis for Other Local Assembly Faults | 177 |
| 3. System Transient Safety Analysis | 182 |
| A. Safety Analysis for ATWS | 182 |
| B. Safety Analysis for Design Basis Accidents | 204 |
| 4. HCDA Analysis | 217 |
| A. Analysis of the Initiation Phase during HCDA | 217 |
| B. Evaluation of the Core Energy Release | 225 |
| C. Development of a Conceptual Design for the Core Catcher | 229 |
| 5. Containment Performance Analysis | 231 |
| A. Containment Performance Analysis for the KALIMER-600 | 231 |
| 6. Integrated Safety Assessments | 239 |
| | |
| Section 3 Integration of Technology Development and Database Establishment | 241 |
| | |
| Chapter 4 Achievement to the Research Objectives and Its Contribution to Outsides | 242 |
| | |
| Chapter 5 Application Plan of the Research Development Results | 244 |
| | |
| Chapter 6 Collection of the Foreign Scientific Information during the Research Development | 245 |
| | |
| Chapter 7 References | 246 |

목 차

| | |
|---|----------|
| 제출문 | |
| 보고서 초록 | |
| 요약문 | i |
| Summary | v |
| Contents | xi |
| 목차 | xiii |
| 표목차 | xv |
| 그림목차 | xvii |
| | |
| 제 1 장 연구개발과제의 개요 | 1 |
| 제 1 절 연구개발의 필요성 | 1 |
| 제 2 절 연구개발 목표 및 내용 | 2 |
| 1. 최종목표 | 2 |
| 2. 3단계 목표 및 내용 | 2 |
| | |
| 제 2 장 국내·외 기술개발 현황 | 4 |
| 제 1 절 국외 기술개발 현황 | 4 |
| 제 2 절 국내 기술개발 현황 | 5 |
| 제 3 절 국내·외 기술개발 현황에서 차지하는 위치 | 6 |
| | |
| 제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과 | 7 |
| 제 1 절 안전해석 전산체제 개발 | 7 |
| 1. 집합체 유로폐쇄 현상분석 코드개발 | 7 |
| 가. 코드 종합 검증 | 10 |
| 나. 사용자 지침서 작성 | 17 |
| 2. 계통과도 안전해석 코드 개발 | 18 |
| 가. 코드 고도화 | 20 |
| 나. SFR 기본특성 분석모듈 개발 | 49 |
| 다. 사용자 지침서 작성 | 77 |

| | |
|--|------------|
| 3. 핵연료 국부 손상 사고해석 코드개발 | 79 |
| 가. 기술현황 분석: 국부손상사고 분류 | 79 |
| 나. 방법론 개발: 핵연료봉 상세 온도분포 해석 모형 개발 | 83 |
| 4. HCDA 분석모델 개발 | 87 |
| 가. 초기단계 분석모델 개발 | 87 |
| 나. 사고후 열제거 단계 분석모델 개발 | 147 |
| 제 2 절 안전성 평가 | 153 |
| 1. KALIMER-600 안전해석 기준 | 153 |
| 2. KALIMER-600 집합체 안전성 평가 | 157 |
| 가. 내부 유로폐쇄 안전성 평가 | 157 |
| 나. 기타 집합체 국부손상사고 해석 | 177 |
| 3. 계통과도 안전해석 | 182 |
| 가. ATWS 사고해석 | 182 |
| 나. 설계기준사고 해석 | 204 |
| 4. HCDA 분석 | 217 |
| 가. 초기단계 HCDA 분석 | 217 |
| 나. 노심 에너지 방출량 평가 | 225 |
| 다. Core catcher 설계개념 개발 | 229 |
| 5. 격납성능 분석 | 231 |
| 가. KALIMER-600 격납성능 분석 | 231 |
| 6. KALIMER-600 안전성 종합 평가 | 239 |
| 제 3 절 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축 | 241 |
| 제 4 장 연구개발 목표 달성도 및 관련 분야에의 기여도 | 242 |
| 제 5 장 연구개발결과의 활용계획 | 244 |
| 제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외 과학기술 정보 | 245 |
| 제 7 장 참고문헌 | 246 |

표 목 차

| | |
|---|-----|
| 표 1-1 KALIMER 150 집합체 제원 및 검증 계산을 위한 초기조건 | 71 |
| 표 1-2 모델 시험계산에 사용된 변수 | 104 |
| 표 1-3 핵연봉의 축방향 열발생을 | 104 |
| 표 1-4 금속연료봉 TREAT 실험결과 | 121 |
| 표 1-5 McDevitt 실험을 통해 측정된 미세구조 | 124 |
| 표 1-6 연소도에 따른 입계기포크기 | 130 |
| 표 1-7 기포팽창 모듈 입력 자료 | 134 |
| 표 1-8 연계된 과도 팽윤 모듈을 이용하기 위한 MELT-III 주요 입력 자료 | 135 |
| 표 1-9 MELT-III내 과도시 금속 연료의 파손 거동 해석을 위한 파손 기준 및 필요 모델 | 136 |
| 표 1-10 붕괴열 크기에 따른 Debris bed 온도 차이 (K) | 149 |
| 표 2-1 설계기준사고 온도제한근거 | 156 |
| 표 2-2 표 2-2 설계기준사고 허용안전기준치 | 156 |
| 표 2-3 유로폐쇄 사고 모의를 위한 집합체 설계 자료 및 경계 조건 | 159 |
| 표 2-4 보수적 설계기준 유로폐쇄 해석 매트릭스 | 159 |
| 표 2-5 보수적 6-부수로 설계기준 유로폐쇄 해석 결과 | 169 |
| 표 2-6 대규모 유로폐쇄 해석 결과 | 171 |
| 표 2-7 ATWS 사고시 온도제한치 만족여부 | 187 |
| 표 2-8 KALIMER-600 설계의 출력 분포 및 주요 반응도 변수 | 205 |
| 표 2-9 DBE 해석을 위한 주요 민감도 변수 및 범위 | 206 |
| 표 2-10 TOP DBE 해석을 위한 반응도 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과 | 207 |
| 표 2-11 TOP DBE 해석을 위한 계통 설계 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과 | 208 |
| 표 2-12 LOF DBE 해석을 위한 민감도 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과 | 212 |
| 표 2-13 KALIMER-600의 설계기준사고 | 216 |
| 표 2-14 KALIMER-600의 사고해석을 위한 트립 설정치 | 216 |
| 표 2-15 Core catcher 안전해석 기준 | 230 |
| 표 2-16 격납용기 설계변수 | 231 |
| 표 2-17 해석조건 | 234 |

| | | |
|--------|-----------------------------------|-----|
| 표 2-18 | 소듐 풀 화재에 대한 방사선원향 | 234 |
| 표 2-19 | 방사성 핵종의 그룹별 누설분률 | 238 |
| 표 2-20 | 방사선 피폭선량(단위: rem) | 238 |
| 표 2-21 | 방사능 피폭량 비교 | 238 |
| 표 2-22 | KALIMER-600 안전성 평가 주요 결과 I | 240 |
| 표 2-23 | KALIMER-600 안전성 평가 주요 결과 II | 240 |

그림 목 차

| | | |
|---------|--------------------------------------|----|
| 그림 1-1 | MATRA-LMR-FB 개발 흐름도 | 8 |
| 그림 1-2 | MATRA-LMR-FB 코드 온도예측 | 9 |
| 그림 1-3 | 무차원화된 온도 예측 정확도 평가 | 9 |
| 그림 1-4 | Scarlet-2 실험 유로의 횡단면 | 14 |
| 그림 1-5 | Scarlet-2 다공성 폐쇄물 내의 온도 측정 결과 | 15 |
| 그림 1-6 | Scarlet-2 폐쇄물 내 온도 분포 | 16 |
| 그림 1-7 | 다공도에 따른 온도 예측 결과 | 16 |
| 그림 1-8 | 계통과도 안전해석용 SSC-K 단계별 개발 흐름도 | 19 |
| 그림 1-9 | 비보호과출력사고시 제어봉구동축 반응도 궤환 모형의 영향 | 27 |
| 그림 1-10 | 단일집합체 모형에서 단순범의 기하적 조건 | 28 |
| 그림 1-11 | 19-Pin 육각형 집합체의 부수로 체계 | 33 |
| 그림 1-12 | 단순화한 부수로 체계 | 33 |
| 그림 1-13 | 다차원 모듈의 집합체 모의방법 | 39 |
| 그림 1-14 | 다양한 반응도 궤환 효과 비교 | 41 |
| 그림 1-15 | 노심 출력 거동 비교 | 42 |
| 그림 1-16 | 집합체 출구 온도 분포 | 43 |
| 그림 1-17 | 집합체 내부 온도 분포 (9번) | 43 |
| 그림 1-18 | ULOF시 반응도 궤환 거동 비교 | 44 |
| 그림 1-19 | ULOF시 일차 냉각 계통의 유량 거동 비교 | 44 |
| 그림 1-20 | ULOF 사고시 노심 입구에서 냉각재 온도 거동 비교 | 45 |
| 그림 1-21 | ULOF 사고시 노심 출력 거동 비교 | 45 |
| 그림 1-22 | ULOHS 사고시 일차 냉각 계통 유량 거동 비교 | 46 |
| 그림 1-23 | ULOHS 사고시 노심 입구 온도 거동 비교 | 46 |
| 그림 1-24 | ULOHS 사고시 주요 반응도 궤환 거동 비교 | 47 |
| 그림 1-25 | ULOHS 사고시 노심 출력 거동 비교 | 47 |
| 그림 1-26 | SSC-K Window Version | 48 |

| | | |
|---------|-------------------------------------|-----|
| 그림 1-27 | 차분 방정식을 위한 Nodalization 기법 | 50 |
| 그림 1-28 | 수치해법 순서도 | 51 |
| 그림 1-29 | 열구조물 해석을 위한 Mesh point | 63 |
| 그림 1-30 | KALIMER-150 집합체 해석을 위한 Nodalization | 72 |
| 그림 1-31 | 집합체 출력거동 | 73 |
| 그림 1-32 | 주요 반응도 거동 | 73 |
| 그림 1-33 | 소듐 냉각재 온도 거동 | 74 |
| 그림 1-34 | 소듐 냉각재 입.출구 유동 엔탈피 차이 | 74 |
| 그림 1-35 | 입구 유동 | 75 |
| 그림 1-36 | 입.출구 압력 거동 | 75 |
| 그림 1-37 | 소듐 냉각재 온도 거동 | 76 |
| 그림 1-38 | 노심 3차원 해석 모듈의 사용자 지침서 목차 | 78 |
| 그림 1-39 | 국부손상사고 발생원인과 전파경로 | 80 |
| 그림 1-40 | 핵연료봉 반경방향 온도분포 | 85 |
| 그림 1-41 | 영역별 축방향 온도분포(edge 영역) | 85 |
| 그림 1-42 | 축방향 온도분포(middle 영역) | 86 |
| 그림 1-43 | 축방향 온도분포(center 영역) | 86 |
| 그림 1-44 | 소듐비등 유로계산 모델 | 105 |
| 그림 1-45 | 시험계산 냉각재 유로 제원 | 105 |
| 그림 1-46 | 비등발생시 노심 온도분포 (Over-Power) | 106 |
| 그림 1-47 | 냉각재 온도분포 (Over-power) | 106 |
| 그림 1-48 | 냉각재 유로 유량변화 (Over-power) | 107 |
| 그림 1-49 | 기포율 전파 (Over-power) | 107 |
| 그림 1-50 | 냉각재 유량변화 (Loss of Flow) | 108 |
| 그림 1-51 | 기포율 전파 (Loss of Flow) | 108 |
| 그림 1-52 | 저출력시 기포율 전파 (Loss of Flow) | 109 |
| 그림 1-53 | 기포율 분포 (Loss of Flow) | 109 |
| 그림 1-54 | 유로 유량변화 (Loss of Heat Sink) | 110 |
| 그림 1-55 | 유로 유량변화 (Loss of Heat Sink) | 110 |

| | | |
|---------|---|-----|
| 그림 1-56 | 유로내 기포분포 (Loss of Heat Sink) | 111 |
| 그림 1-57 | SSC-K 프로그램 구조 | 112 |
| 그림 1-58 | 소듐비등 관련 SSC-K 부 프로그램 기능요약 | 113 |
| 그림 1-59 | SSC-K 핵연료봉 온도분포 계산 노드 | 114 |
| 그림 1-60 | 'FUEL7T' 부프로그램 계산 흐름도 | 115 |
| 그림 1-61 | 핵연료봉내 출력분포 (시험계산) | 116 |
| 그림 1-62 | 펌프 반감기별 반응도 반응 (시험계산) | 116 |
| 그림 1-63 | 소듐 비등시 노심 반응도 변화 (시험계산) | 117 |
| 그림 1-64 | 펌프 반감기별 냉각재 온도변화 (시험계산) | 117 |
| 그림 1-65 | 기포율 분포변화 (시험계산) | 118 |
| 그림 1-66 | 소듐비등시 유로별 기포율 분포변화 (시험계산) | 118 |
| 그림 1-67 | 팽윤현상 평가를 위한 구형 단위셀 | 125 |
| 그림 1-68 | FM-5 실험의 온도 변화를 고려한 과도 팽윤 모델 계산값 | 129 |
| 그림 1-69 | WPF FM-5 실험의 온도 변화에 따른 압력변화(과도 팽윤 모델) | 129 |
| 그림 1-70 | 과도시 기포팽윤 모델 개발을 위한 실험값과 선형 fitting | 131 |
| 그림 1-71 | 기포 팽창 모델 계산값과 McDevitt 실험 비교 (metal-derived specimen) | 131 |
| 그림 1-72 | 입계 기포 팽창 및 결정립내 기포 팽창에 의한 과도시 팽윤율 | 132 |
| 그림 1-73 | U-19Pu-10Zr 축방향팽윤 (1080℃) | 132 |
| 그림 1-74 | 과도팽윤 분석 모듈 연계 | 133 |
| 그림 1-75 | 입력 자료를 이용하였을 경우의 용융온도 | 137 |
| 그림 1-76 | 입력 자료를 이용하였을 경우의 초당 용융률 | 137 |
| 그림 1-77 | 용융 후 축방향 팽창 및 반응도 변화 | 138 |
| 그림 1-78 | 핵연료 용융으로 인한 캐비티 생성 | 142 |
| 그림 1-79 | 핵연료핀 내부의 캐비티 이동 | 143 |
| 그림 1-80 | 핵연료핀 내부의 용융핵연료 이동 모델 개념도 | 144 |
| 그림 1-81 | UTOP 시 출력 및 반응도 | 146 |
| 그림 1-82 | 전노심 용융사고 시,붕괴열 크기에 따른 Debris bed 온도 차이 | 149 |
| 그림 1-83 | 용융풀 고화체 두께 변화 | 151 |
| 그림 1-84 | 용융풀-core catcher plate 접촉온도 | 152 |

| | |
|---|-----|
| 그림 2-1 KALIMER-600 사고분류 | 155 |
| 그림 2-2 KALIMER-600 집합체 출력 분포 | 158 |
| 그림 2-3 KALIMER-600 유로폐쇄 해석을 위한 부수로 구성 및 유로폐쇄 위치 | 160 |
| 그림 2-4 폐쇄 위치별 냉각재 온도 분포 | 161 |
| 그림 2-5 6-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 163 |
| 그림 2-6 6-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 164 |
| 그림 2-7 6-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 165 |
| 그림 2-8 6-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포 | 166 |
| 그림 2-9 6-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포 | 167 |
| 그림 2-10 6-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포 | 168 |
| 그림 2-11 24-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 172 |
| 그림 2-12 24-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 173 |
| 그림 2-13 24-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 174 |
| 그림 2-14 54-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포 | 175 |
| 그림 2-15 유로폐쇄 시 핵연료 및 피복재 온도 | 176 |
| 그림 2-16 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉 중심온도(Rod 1) | 178 |
| 그림 2-17 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심온도(Rod 38) | 178 |
| 그림 2-18 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 271) | 179 |
| 그림 2-19 입구 중간 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 1) | 179 |
| 그림 2-20 입구 중간 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 38) | 180 |
| 그림 2-21 입구 가장자리 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 1) | 180 |
| 그림 2-22 입구 가장자리 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 38) | 181 |
| 그림 2-23 농축도에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도 | 181 |
| 그림 2-24 사고해석을 위한 KALIMER-600의 SSC-K의 계산모델 | 188 |
| 그림 2-25 UTOP 사고전개 요약 | 189 |
| 그림 2-26 출력 및 유량변화 (UTOP) | 190 |
| 그림 2-27 반응도 케환 (UTOP) | 190 |
| 그림 2-28 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (UTOP) | 191 |
| 그림 2-29 풀 온도변화 (UTOP) | 191 |

| | | |
|---------|---------------------------------------|-----|
| 그림 2-30 | 풀 수위변화 (UTOP) | 192 |
| 그림 2-31 | ULOF 사고전개 요약 | 193 |
| 그림 2-32 | 출력 및 유량변화 (ULOF) | 194 |
| 그림 2-33 | 반응도 궤환 (ULOF) | 194 |
| 그림 2-34 | 풀 온도변화 (ULOF) | 195 |
| 그림 2-35 | 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (ULOF) | 195 |
| 그림 2-36 | ULOHS 사고전개 요약 | 196 |
| 그림 2-37 | 노심 출력 및 유량변화 (ULOHS) | 197 |
| 그림 2-38 | 반응도 궤환 (ULOHS) | 197 |
| 그림 2-39 | 풀 온도변화 (ULOHS) | 198 |
| 그림 2-40 | 풀 수위변화 (ULOHS) | 198 |
| 그림 2-41 | 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (ULOHS) | 199 |
| 그림 2-42 | PDRC 열제거율 (ULOHS) | 199 |
| 그림 2-43 | 일차계통 유량변화 (ULOHS) | 200 |
| 그림 2-44 | 장기냉각 초기조건 계산 시 출력 및 유량 변화 | 200 |
| 그림 2-45 | 장기냉각 초기조건 계산 시 풀 온도 변화 | 201 |
| 그림 2-46 | 장기냉각 초기조건 계산 시 노심 온도 변화 | 201 |
| 그림 2-47 | 장기냉각 초기조건 계산 시 일차계통 유량 변화 | 202 |
| 그림 2-48 | 노심 열발생과 PDRC 열제거율 변화 (장기냉각) | 202 |
| 그림 2-49 | 풀 소듐 온도변화 (장기냉각) | 203 |
| 그림 2-50 | ATWS 사고 해석결과 요약 | 203 |
| 그림 2-51 | 보수적 TOP 시 출력과 유량 변화 | 209 |
| 그림 2-52 | Base Case와 Case G2의 온도 비교 | 209 |
| 그림 2-53 | TOP G2 경우의 핵연료, 피복재 및 냉각재 온도 분포 | 210 |
| 그림 2-54 | TOP G2 경우의 반응도 변화 | 210 |
| 그림 2-55 | 보수적 LOF 시 출력과 유량 변화 | 213 |
| 그림 2-56 | Base Case와 Case G의 온도 비교 | 213 |
| 그림 2-57 | LOF 시 핵연료, 피복재 및 냉각재 온도 분포 | 214 |
| 그림 2-58 | LOF 시 반응도 변화 | 214 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 그림 2-59 | KALIMER nodalization | 223 |
| 그림 2-60 | 0.5\$/s 반응도 삽입시 노심반응도 변화 | 224 |
| 그림 2-61 | 0.5\$/s 반응도 삽입시 온도 변화 | 224 |
| 그림 2-62 | 핵연료 상태방정식 | 226 |
| 그림 2-63 | 100\$/s 반응도 삽입시 반응도 변화 | 227 |
| 그림 2-64 | 100\$/s 반응도 삽입시 출력 변화 | 227 |
| 그림 2-65 | 100\$/s 반응도 삽입시 온도 변화 | 228 |
| 그림 2-66 | 100\$/s 반응도 삽입시 압력 변화 | 228 |
| 그림 2-67 | KALIMER-600 격납용기 | 232 |
| 그림 2-68 | 소듐 풀 화재분석을 위한 격납용기 모델 | 235 |
| 그림 2-69 | 격납용기 내 압력변화 | 236 |
| 그림 2-70 | 격납용기 내 산소분을 변화 | 236 |
| 그림 2-71 | 격납건물 내측 표면 온도 | 237 |
| 그림 2-72 | 격납용기 내의 온도 변화 | 237 |
| 그림 3-1 | 공정계획 대비 실적 | 241 |
| 그림 3-2 | 결과물 데이터베이스 (http://kalimer.kaeri.re.kr) | 241 |

제 1 장 연구개발과제의 개요

제 1 절 연구개발의 필요성

금속핵연료를 장전하는 액체금속로는 경·중수로와 달리 반응도 삽입 및 냉각능력 상실을 포함하는 모든 과도사고 발생시 반응도 제한효과를 고려한 고유안전특성 분석 및 안전허용기준 만족여부 평가가 중요하다. 따라서 계통과도 안전해석용 전산체제의 개발과 이를 이용한 안전성 평가가 필요하다.

소듐 냉각재의 열전도도는 물에 비하여 100배 정도이므로 액체금속로 노심의 출력밀도는 경수로에 비해 상당히 높게 설계되어 조밀한 노심구조를 가진다. 또한 핵연료집합체 덕트가 존재하므로 노심의 조밀구조로 인한 유로폐쇄 발생가능성이 존재한다. 따라서 유로폐쇄 사고 등 국부손상사고를 해석할 수 있는 전산체제 개발과 이의 사고해석이 필요하다.

가상의 노심용융사고 (HCDA) 시에는 경우에 따라 반응도 폭주 가능성이 있으므로, 궁극적인 안전성 입증을 위한 초기사고 및 사고전개 과정의 분석이 중요하다. 또한, 격납 성능분석시에는 핵분열생성물의 소듐내 거동특성을 고려한 방사선원향의 개발이 필요하며, 격납용기내의 소듐화재 영향도 동시에 고려하여야 하는 등 격납성능 분석과 소외 피폭량 계산이 필요하여 액체금속로 고유의 안전해석 기술개발이 필요하다.

경제적인 측면으로는 화석연료의 점진적 고갈 및 우라늄 자원의 한계를 고려할 때 중장기적으로 핵연료 이용을 극대화할 수 있는 소듐냉각 고속로의 도입이 필연적이다. 특히, 자원빈국인 우리나라의 경우 외국의 핵연료 공급보장이 필요하지 않은 소듐냉각 고속로의 중요성은 더욱 크며, 경수로 및 중수로의 사용후핵연료 저장과 처분량을 획기적으로 저감시킬 수 있다.

소듐냉각 고속로 상용화 시점에서의 기술 예측을 탈피하고, 국내주도 건설 및 수출 산업화를 달성하기 위해서는 안전성 평가를 위한 방법론 및 전산코드, 그리고 관련 기술의 고유화가 필수적이며, 소듐냉각 고속로 상용화시 예상되는 막대한 경제적·산업적 파급 효과를 고려할 때, 안전성 평가 기술개발에 대한 장기적 투자가 요망된다.

사회적인 측면으로 원형로 또는 실증로가 건설되었던 기존의 소듐냉각 고속로 개념들은 경제성 및 핵 확산성 등의 측면에서 실용화 제약요인을 포함하고 있고, 소듐누출 사고등에 의해 안전성에 대한 일반대중의 인식이 부정적이다. 따라서 고유 안전성을 지니고 핵확산 저항성을 가지면서도 경제성이 있는 소듐냉각 고속로가 개발될 경우, 우라늄 자원 고갈 문제를 해결하면서 국민들이 수용하는 원자로형이 될 수 있다.

원자력에 대한 일반대중의 우려는 그 안전성에 대한 신뢰의 결여에서 발생하므로, 소듐냉각 고속로가 기존의 원자로에 비해 획기적으로 향상된 안전성을 보유하고 있음을 입증함으로써 Public Acceptance 문제를 극복할 수 있다.

제 2 절 연구개발 목표 및 내용

1. 최종목표

본 과제는 1단계 2년 8월('97.07.21~'00.03.31), 2단계 2년('00.04.01~ '02.03.31), 3단계 3년('02.04.01~'05.02.28) 4단계 2년('05.03.01~'07.02.28)으로 구분되어 있으며, 연구개발의 최종목표는 다음과 같다.

○ 액체금속로 안전성평가 전략 핵심기술 확보 및 KALIMER-600 개념설계 안전성 평가

2. 4단계 목표 및 내용

4단계 연구개발 목표 및 내용은 다음과 같으며, 세부 연구목표 및 주요 연구개발 내용은 표와 같다.

○ 안전성평가 전략 핵심기술 확보

- 안전해석 전산체제 개발
- 안전성 평가
- 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축

4단계 연구목표 및 주요 연구개발 내용 (1/2)

| 연구목표 | 세부연구목표 | 주요 연구개발 내용 |
|--------------|---------------------|--|
| 안전해석 전산체제 개발 | 집합체 유로폐쇄 현상분석 코드개발 | - 코드 종합검증 <ul style="list-style-type: none"> • 실험자료를 통한 해석결과의 정량적 평가 • 코드간 비교계산 • 유로폐쇄 형상에 따른 사고해석 및 정량적 평가 - 사용자 지침서 작성 |
| | 계통과도 안전해석 코드개발 | - 코드 고도화 <ul style="list-style-type: none"> • 상세 반응도 모델개발 • 노심 3차원 열유체 해석모듈 연계 • Window Version 개발 - SFR 기본특성 분석모듈 개발 <ul style="list-style-type: none"> • 수치해석기법 개발 • 최적 상관식 적용 • 코드구조 모듈화 - 사용자 지침서 작성 |
| | 핵연료 국부 손상 사고해석 코드개발 | - 기술현황분석 - 방법론 개발 |

4단계 연구목표 및 주요 연구개발 내용 (2/2)

| 연구목표 | 세부연구목표 | 주요 연구개발 내용 |
|----------------------------------|--------------------------|--|
| 안전해석 전산체제 개발 | HCDA 분석모델 개발 | <ul style="list-style-type: none"> - 초기단계 분석모델 개발 <ul style="list-style-type: none"> • 냉각재 비등 모델 개발 • 핵연료 과도성능/피복재 파손모델 개발 • 핵연료 봉 내 용융연료 이동 모델 기술현황 분석 - 사고후 열제거단계 분석모델 개발 <ul style="list-style-type: none"> • Debris bed scoping 냉각모델 개발 • Molten pool scoping 냉각모델 개발 |
| 안전성 평가 | KALIMER-600 안전해석 기준확립 | - KALIMER-600 안전해석 기준 확립 |
| | 집합체 유로폐쇄 현상분석 | <ul style="list-style-type: none"> - KALIMER-600 집합체 안전성 평가 <ul style="list-style-type: none"> • 내부 유로폐쇄 안전성 평가 <ul style="list-style-type: none"> + 설계기준 내부 유로폐쇄 해석 + 대규모 유로폐쇄 사고해석 • 기타 집합체 국부손상사고 해석 |
| | 계통과도 안전해석 | <ul style="list-style-type: none"> - KALIMER-600 계통 핵심개념 안전성 분석 <ul style="list-style-type: none"> • ATWS 사고해석 <ul style="list-style-type: none"> + UTOP / ULOF / ULOHS + KALIMER-600 설계 고유안전성 분석 + 장기냉각능력 평가 • 설계기준사고해석 <ul style="list-style-type: none"> + 제어봉 집합체 허용 반응도가 분석 + TOP + LOF • 보호계통 설정치 해석 <ul style="list-style-type: none"> + 원자로 비상정지 설정치 해석 + 일차펌프 트립 설정치 해석 |
| | HCDA 분석 | <ul style="list-style-type: none"> - 초기 단계 HCDA 분석 (MELT-III) <ul style="list-style-type: none"> • KALIMER-600 UTOP 사고해석 - 노심 에너지 방출량 평가 (VENUS-II) <ul style="list-style-type: none"> • KALIMER-600 초임계 사고해석 - Core catcher 설계개념 개발 <ul style="list-style-type: none"> • Core catcher 안전해석 기준설정 • Core catcher 열수력 성능평가 |
| | 격납성능 분석 | <ul style="list-style-type: none"> - KALIMER-600 격납성능 분석 <ul style="list-style-type: none"> • 격납용기내 열수력거동 분석 • 누설 핵종 및 피폭량 계산 |
| 기술개발 종합 및 데이터 베이스 구축 | 데이터 베이스 구축 | <ul style="list-style-type: none"> - 상세공정계획 및 실적서 작성 <ul style="list-style-type: none"> • 공정계획 수립 • 공정계획 대비 실적 점검 및 평가 - 결과물 데이터베이스 구축 |

제 2 장 국내 · 외 기술개발 현황

제 1 절 국외 기술개발 현황

미국은 일찍부터 소듐냉각 고속로 개발을 개시하여 Clementine, EBR-I, EBR-II, SEFOR, FFTF등을 건설·운영하여 풍부한 안전성 관련 연구개발 자료를 확보하고 있다. '95년에 ALMR 프로그램을 종료할 때까지는 금속핵연료 관련 연구개발과 소형 원자로의 안전성관련 실험과 연구를 수행하였으며, 특히 '86년 EBR-II의 고유안전성 실증실험을 통하여 소듐냉각 고속로의 고유 안전성을 실험적으로 입증하였다.

일본은 산화물 연료를 사용하는 소듐냉각 고속로의 상용화 타당성 연구의 일환으로 중대 사고 시 용융 연료의 효과적인 재배치로 재임계 가능성을 배제할 수 있는 노심 설계 개념을 제시하고, 노내 및 노외 실험을 통한 검증에 위해 2000년부터 카자흐스탄과 공동으로 EAGLE 프로젝트를 수행하고 있다. 또한 액체금속로의 노심 붕괴사고 관련 현상 연구와 재임계 평가 계산을 위해 SIMMER-III 코드의 개발을 완료하였으며, 최근에는 3차원 해석이 가능한 SIMMER-IV 코드의 개발을 추진하고 있다.

최근 프랑스는 미국이 개발한 SMFR 설계에 참여하였고 자체적으로 개발한 OASIS를 이용하여 SMFR 안전성 평가를 수행한바 있다. OASIS 코드는 소듐냉각 고속로의 정상상태와 과도 상태를 계산할 수 있는 코드로서 Super-Phenix에서 얻어진 데이터를 이용하여 검증을 마친 코드이다. 또한 Phenix의 수명 종료 시점이 다가옴에 따라 소듐냉각 고속로의 안전과 열수력 현상 검증에 필요한 End-of-life test를 국제 협력 프로그램으로 광범위하게 준비하고 있으며 우리나라도 이에 참여할 계획이다.

인도는 원형로인 500 MWe급 PFBR의 설계를 완성하여 건설 중이며, 2020년까지 4기의 소듐냉각고속로를 건설할 계획을 추진 중이다. PFBR 설계에서는 10⁻⁶/yr 이상의 발생 주기를 가지는 사건을 설계기준사건으로 분류하고 있으며, 자체 개발한 해석 코드를 사용하여 안전성 평가를 수행하였다.

제 2 절 국내 기술개발 현황

한국원자력연구소에서는 '95년부터 소규모의 인력으로 소듐냉각 고속로의 안전해석과 관련한 해외의 기술현황 파악, 국내 안전해석 기술개발 방안 작성, 미국 Sandia National Laboratory로부터 격납용기 성능분석용 CONTAIN-LMR 코드를 도입하여 시험계산을 수행하였고 Brookhaven National Laboratory로부터는 계통과도 안전해석용 SSC-L 코드를 도입한 바 있다.

한국원자력연구소에서 수행한 “안전해석 기술개발” 과제의 1단계('97-'99) 기간 중에는 계통과도 안전해석 코드개발, 출력폭주시 일·에너지 발생량 계산모델 개발, 그리고 소듐 풀화재 분석 모델을 개선한 격납성능 분석용 코드를 개발하였고, 개발된 코드를 사용하여 KALIMER-150 예비 개념설계의 핵심개념에 대한 안전해석 결과를 생산한 바 있다.

2단계('00-'01) 기간에는 안전해석 기준을 설정하였으며, 전산체제 개발 분야에서는 개념설계의 구체화에 따른 분석능력의 향상과 분석가능 사고범위의 확장을 위하여 다차원 고온 풀 열유체 해석모델, 장기냉각 해석모델, 소듐 비등모델 등을 개발하여 계통과도 안전해석용 SSC-K 코드를 개선하였다. 또한 HCDA 분석을 위한 기본 전산체제를 확보하였으며 Scoping 분석모델을 개발하였다. 안전성 평가 분야에서는 KALIMER-150에 대한 평형/초기/천이노심에 대한 계통과도 안전해석, 가상 노심붕괴사고 (HCDA)에 대한 scoping 분석, 격납성능 분석을 수행하였다.

3단계('02-'04) 기간 중 전산체제 개발 분야에서는 유로페쇄 사고시 핵연료 손상방지 및 안전성 평가를 위한 MATRA-LMR-FB 전산코드를 자체개발하여 기술 선진국 수준의 전산코드를 확보하였고, SASSYS-1 코드와의 비교계산을 통한 SSC-K 코드의 반응도 궤환모델 개선을 수행하였으며 계산 정확도의 정성적/정량적 평가를 통한 간접검증을 수행하여 SSC-K 1.3 version을 개발 완료하였다. 산화핵연료 HCDA 분석용 전산코드를 토대로 금속핵연료 관련 모델을 개발하여 기본적인 KALIMER HCDA 분석수행이 가능하게 되었다.

안전성 평가 분야에서는 KALIMER-600에 대한 안전해석기준을 설정하였고, 집합체 내부 및 외부유로페쇄 현상분석을 수행하였다. 코드간 비교계산 및 방법론의 개선을 통하여 KALIMER-600 핵심개념 안전성 분석을 수행하여 계산결과의 정확도가 정량적으로 개선된 해석 결과를 제공하였다.

4단계('05-'06) 기간 중 전산체제 개발 분야에서는 노심 3차원 열유체 해석모델 개발 등의 코드 고도화를 통하여 SSC-K 코드의 개발을 완료하였고, 실험자료 비교분석 및 코드간 벤치마크 테스트 등을 통하여 MATRA-LMR-FB 코드를 개발·검증 완료하였다. Debris bed 및 용융풀 냉각성능을 평가할 수 있는 scoping 모델을 개발 완료하여 core catcher 냉각성능 평가를 수행하였다.

안전성 평가 분야에서는 KALIMER-600에 대한 유로페쇄사고, TOP, LOF, 국부손상사고에 대한 설계기준사고해석과 대형 유로페쇄사고, UTOP, ULOF, ULOHS 등의 ATWS 사고해석, 초기단계 및 노심 에너지 방출량 평가를 통한 HCDA 분석과 격납용기내 열수력 거동을 통한 격납성능 분석과 방사능 누출 및 피폭량 계산을 수행하였다.

제 3 절 국내·외 기술개발 현황에서 차지하는 위치

국내 기술수준 및 선진국과의 기술격차를 요약하면 다음과 같다.

| 기술분야 | 세부기술 분야 | 국제 기술수준 및 격차 | | 기술수준 (%) |
|---------|------------------------|--------------|---|----------|
| 안전해석 기술 | 안전해석 기준 | 국제 수준 | - 미국의 기존 고속로 안전해석기준은 완비된 상태이나 금속연료 신형 고속로 안전해석기준은 개발 중 | 95 |
| | | 국내 수준 | - 국내 소듐냉각로 인허가 요건 미비. 안전해석 기준을 예비 설정하고, 개발된 개념설계에 대한 핵심개념 안전해석을 수행할 수 있는 수준 | 75 |
| | 계통과도 안전해석 | 국제 수준 | - 미국은 기존 고속로 안전성 평가 방법론의 신뢰성 확보 및 FSAR 작성 능력 확보 | 95 |
| | | 국내 수준 | - 계통 과도해석 코드의 주요모델 개발로 과도기 및 사고시 계통의 거동을 모의할 수 있는 전산체제 구축. 설계의 구체화 및 현상 분석 정확성 향상을 위하여 보완 및 검증 필요 | 75 |
| | HCDA 분석 | 국제 수준 | - 미국은 기존 고속로 HCDA 분석기술은 확보된 상태이나 금속연료 고속로 분석기술은 개발 중 | 70 |
| | | 국내 수준 | - 단순모델 개발을 통하여 개념설계 수준의 HCDA 분석을 수행할 수 있는 수준. 용융 금속연료의 물성치, 거동특성과 관련된 기초자료 및 현상 이해 미비 등으로 Mechanistic 분석코드 개발은 초보적 수준 | 20 |
| | 격납 성능분석 | 국제 수준 | - 미국은 격납성능 분석 평가기술 확보 | 100 |
| | | 국내 수준 | - 격납성능 분석을 위한 전산체제를 구축하였으며 소듐화재 모델 등 추가적인 보완이 이루어진 상태. 소듐내에서 핵분열생성물의 거동을 고려한 방사선원향 결정과 설계기준사고의 선정 등과 관련된 방법론 개발은 초보적 수준 | 65 |
| | 확률론적 안전성 평가 (PSA) 및 활용 | 국제 수준 | - 미국의 PSA 기술은 상용화 기술수준 대비 70% | 70 |
| | | 국내 수준 | - PSA 일반 기법은 확보된 상태이나 고속로 특유 사고 경위 분석 미비, 계통 및 기기 운전 자료 미비, 설계 최적화 기술 미비 | 30 |

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 안전해석 전산체제 개발

1. 집합체 유로폐쇄 현상분석 코드개발

액체금속로는 냉각재 열전도도가 높아 가압경수로에 비해 연료봉 배치가 조밀하고, 출력 밀도가 높은 설계를 채택하는 반면 유로면적이 상대적으로 작아 Wire-wrap을 이용하여 연료봉간의 작은 이격거리를 유지한다. 이와 같은 기하학적 특징으로 인하여 손상된 핵연료봉 파편이나 이물질이 집합체 내부로 유입되면 유로의 일부가 막히고, 노심에서 국부적인 온도상승이 유발되어 연료봉을 손상시킬 수 있다.

그러므로 유로폐쇄에 대한 열유체 현상을 예측하고 연료봉의 건전성 여부를 판단할 수 있는 수단이 필요하다. 유로폐쇄 현상 해석방법은 부수로 모델을 근간으로 수립되어 왔으며, 프랑스, 미국, 영국, 일본 등은 CAFCA, THI3D, SABRE, ASFRE 등의 단상유동 해석용 부수로 코드를 개발하였다. 하지만 여러 가지 제약조건으로 인하여 이러한 코드를 국내에 도입하여 사용하기는 어려운 여건이다.

따라서 3단계 연구기간을 통하여 Wire-wrap 지지격자에 의한 유동저항을 효과적으로 고려하는 분산유동저항 모델, 난류혼합 모델, 판형 폐쇄물 모델, 열전도체 모델, 저유속에서의 혼합차분법 등의 정확도가 높은 수치해석기법, 전후처리 모듈 등의 개발을 통하여 집합체 유로폐쇄 해석이 가능한 MATRA-LMR-FB 전산코드를 그림 1-1의 과정을 통하여 독자 개발하였다.

또한 개발된 MATRA-LMR-FB의 검증을 위해, ORNL의 19-pin 실험과 독일의 KNS 169-pin 실험 자료를 이용하여 개발된 전산코드의 계산결과 예측능력을 정량적으로 평가하여 Wire-wrap 또는 Grid가 존재하는 유로 내에서 판형 폐쇄물이 형성되는 경우에 대한 적용성을 검증하였다. Wire-wrap 격자 실험에 대해 평가된 무차원 온도의 평균과 표준편차는 1.013과 0.047, Grid 격자에 대한 경우는 각각 1.007과 0.316으로 평가되었다.

그림 1-2와 1-3은 MATRA-LMR-FB로 계산된 온도 예측 결과와 무차원 온도에 대한 정확도를 보이고 있다. 이러한 검증계산으로 MATRA-LMR-FB 코드는 KALIMER-600과 같이 Wire-wrap 격자를 가지는 노심 집합체의 유로폐쇄 해석에 보다 성공적으로 사용될 수 있도록 개발되었음을 확인하였다.

4단계에서는, 실제 유로 폐쇄물은 판형이 아닌 두꺼운 다공성 형태로 형성될 가능성이 높으므로 보다 현실적인 폐쇄물 모양을 모의할 수 있는 다공성 폐쇄물 모델을 개발하였고, Scarlet-2 등 공개된 실험 자료를 통한 해석결과의 정량적 평가와 CAFCA 등 타 전산코드의 benchmark test 결과와의 비교분석을 수행함으로써 개발된 MATRA-LMR-FB 코드 검증을 완료하였다.

MATRA-LMR-FB 전산코드의 개발 및 검증으로 유로폐쇄사고, 핵연료 농축도 오류, 핵연료

장전 오류 등 국부적 결함으로 인한 설계기준사고와 대규모 유로폐쇄사고 등의 초과설계기준사고 해석을 신뢰성 있게 수행할 수 있는 전산체제를 완비하였다.



그림 1-1 MATRA-LMR-FB 개발 흐름도

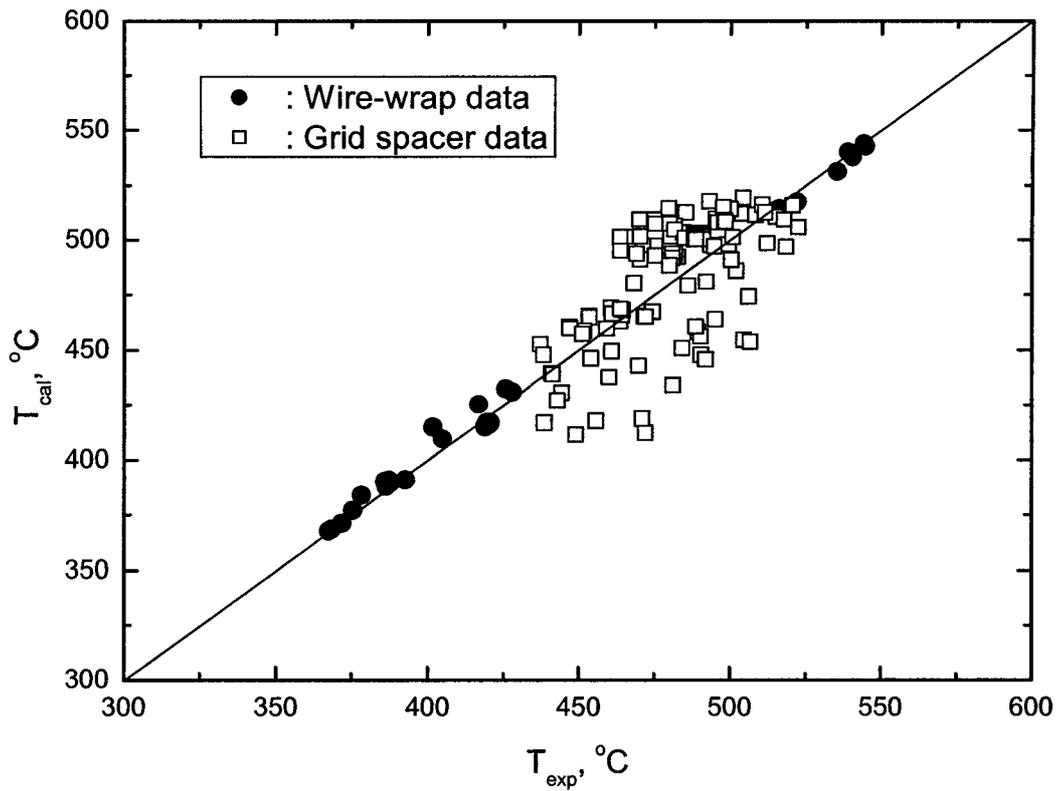


그림 1-2 MATRA-LMR-FB 코드 온도예측

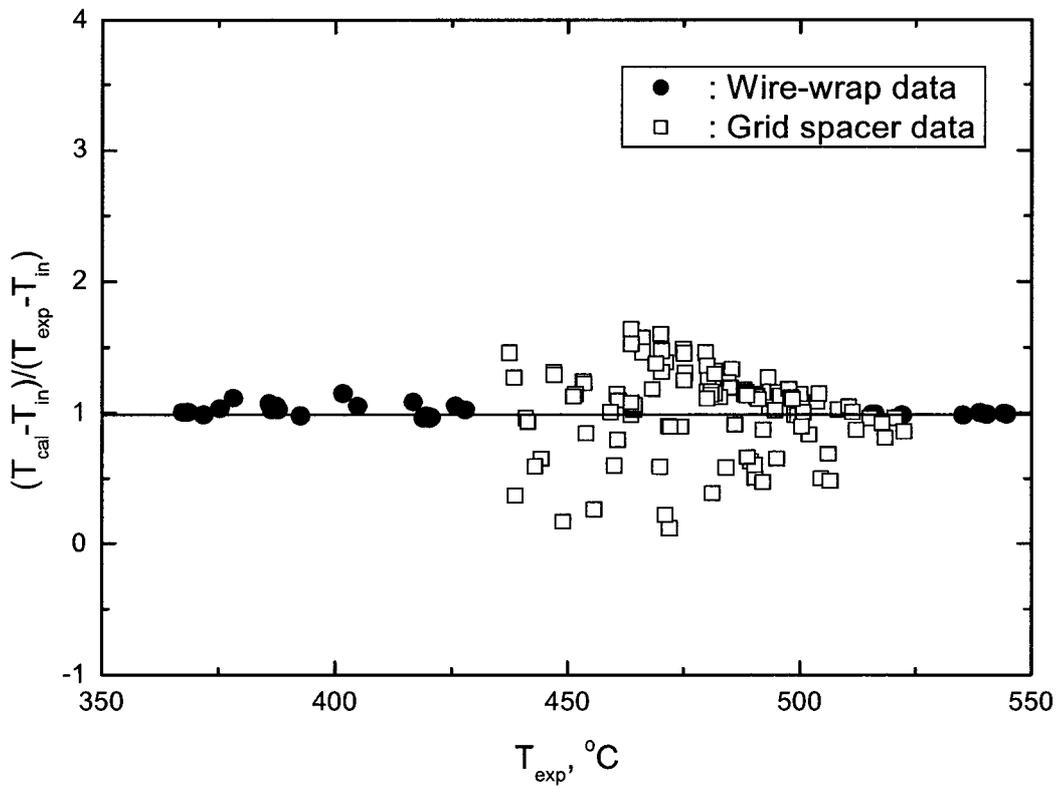


그림 1-3 무차원화된 온도 예측 정확도 평가

가. 코드 종합 검증

1) 다공성 폐쇄물 모델개발 및 검증

다공성 폐쇄물이 유로 내에 형성될 경우 가장 높은 온도를 나타내는 부분은 폐쇄물 내부이므로, 다공성 폐쇄물 내에서의 좁은 공간을 통한 축방향 및 횡방향 유속 그리고 유량을 성공적으로 계산하는 모델이 포함되어야 한다. 지금까지 수행된 다양한 실험적, 해석적 결과들을 종합해 볼 때 폐쇄물 내의 압력분포를 정확하게 계산하는 것이 유량 및 유속의 예측을 위해 가장 중요한 요소이다. 다공성 매질 내에서의 압력강하를 계산하기 위해 입자의 직경, 다공도, 그리고 해당영역의 속도를 기준으로 수립된 다음의 Ergun 상관식 (1952)을 사용하여 MATRA-LMR-FB의 다공성 폐쇄물 모델을 개발하였다.

$$\frac{\Delta P}{\Delta z} = 150 \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{\mu u}{d_p^2} + 1.75 \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{\rho u |u|}{d_p} \quad (1-1)$$

위 식에서 ε 는 다공도 (porosity)이며, d_p 는 다공성 매질을 구성하는 입자의 직경이다. 그리고 u_s 는 겉보기 속도로서 코드 적용 시 세심한 주의가 요구된다. 즉, 다공성 매질 내에서 다음과 같이 정의된다.

$$u_s = \varepsilon u. \quad (1-2)$$

위의 다공성 폐쇄물 모델은 다음과 같이 MATRA-LMR-FB 코드의 축방향 운동량과 횡방향 운동량 방정식에 적용하였다. 먼저 식(1-1)에 의해 유발되는 압력 강하 효과를 어떤 유동저항 요소 K 에 의해 유발되는 압력 강하와 등가적인 관계를 가진다고 할 경우 다음의 관계를 고려하여 MATRA-LMR-FB에 포함시킬 수 있다.

$$\Delta p_{orf} = K \cdot \frac{\rho}{2} u^2 = K \cdot \frac{G^2}{2\rho} \quad (G = \rho u) \quad (1-3)$$

즉, $\frac{\Delta p}{\Delta x} = \frac{K}{\Delta x} \cdot \frac{\rho}{2} u^2$. 그러므로

$$A \cdot \frac{\Delta p}{\Delta x} = \frac{K}{\Delta x} \cdot \frac{\rho u A}{2} \cdot |u| = \frac{1}{2} \frac{K}{\Delta x} \cdot |u| \cdot m_j^{n+1}. \quad (1-4)$$

이제 식(1-1)에 면적을 곱하여 다공성 매질에 의한 압력 강하를 동일한 형태로 표현하면 다음과 같다.

$$A \cdot \frac{\Delta p}{\Delta x} = 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \frac{\rho \mu u_s A}{\rho d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{\rho u_s |u_s|}{d_p} \cdot A$$

이를 유량에 대해서 정리해 보면 다음과 같이 표현된다.

$$A \cdot \frac{\Delta p}{\Delta x} = 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \frac{\mu \cdot (\rho u A)}{\rho d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{|u|}{d_p} \cdot (\rho u A) \quad (1-5)$$

이러한 유동저항 요소가 더해질 때 기존의 축방향 운동량 방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{m_j^{n+1} - m_j^n}{\Delta t} + \hat{A}_j \frac{1}{\Delta x} (p_{j+1} - p_j) + \frac{1}{2} \cdot \frac{K}{\Delta x} \cdot \left| \frac{m}{\rho A} \right| \cdot m_j^{n+1} \\ + \left(150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \frac{\mu}{d_p^2} u A_j + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{|u|}{d_p} \cdot (\rho u A) \right) + \frac{1}{\Delta x} \cdot (\hat{u} m_{j+1}^* - \hat{u} m_j^*) = -\hat{A} \cdot \rho_j \cos \theta \end{aligned} \quad (1-6)$$

식(1-6)에는 횡방향 속도에 의한 대류항과 난류혼합의 효과는 포함되지 않았는데, 이는 일차적인 축방향 속도 평가 후 독립적으로 고려되었다.

수치적인 안정성을 확보하기 위해 다공성 매질 내의 압력 강하를 기술하는 식(1-6)에서 대괄호 속의 첫번째 항은 양적(explicit)으로 처리하고 대류항에 해당하는 두번째 항은 음적(implicit)으로 처리하여, 새로운 시간 구간에서의 유속 m_j^{n+1} 에 대해 식(1-6)을 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \left\{ 1 + \Delta t \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{K}{\Delta x} \cdot |u| + 1.75 \cdot \Delta t \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{|u|}{d_p} \right\} m_j^{n+1} \\ = m_j^n - \Delta t \cdot \left\{ \hat{A}_j \cdot \left(\frac{1}{\Delta x} \cdot (p_{j+1} - p_j) + \rho_j \cos \theta \right) + \frac{1}{\Delta x} \cdot (\hat{u} m_{j+1}^* - \hat{u} m_j^*) \right. \\ \left. + A_j \cdot \left(150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \frac{\mu}{d_p^2} \cdot u \right) \right\} \end{aligned} \quad (1-7)$$

동일하게 횡방향 운동량 방정식은 다음과 같이 얻어질 수 있다. 횡방향운동량의 단위 체적은 $Sl\Delta x$ 로 표현될 수 있으므로 다공성 매질의 횡방향 압력 강하를 고려하면 다음과 같은 운동량 보존식을 구성할 수 있다.

$$Sl\Delta x \frac{\partial}{\partial t} \langle \rho v \rangle_{v'} + Sl \langle \rho v u \rangle_{A'} \Big|_{x+\Delta x/2} - Sl \langle \rho v u \rangle_{A'} \Big|_{x-\Delta x/2} + C_s \{D_C\} [D_C^T] \{ (N) \langle \rho v^2 \rangle_s S \Delta x \cos \Delta \beta \}$$

$$\begin{aligned}
&= -\frac{1}{2} \frac{K_G}{l} \langle \rho v^2 \rangle_s S l \Delta x + S \Delta x \{D_C\} \{ \langle p \rangle_A \} - \langle \rho \rangle_{v'} S l \Delta x \sin \theta \cos \beta \\
&\quad - \left\{ 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\mu v_s}{d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{\rho |v_s| v_s}{d_p} \right\} \cdot S l \Delta x
\end{aligned} \tag{1-8}$$

식 (1-8)의 양변을 $l \Delta x$ 로 나누면 다음의 식으로 간략화 된다.

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial}{\partial t} \langle \rho v \rangle_{v'} S + \frac{\partial}{\partial x} \langle \rho v u \rangle_{A'} S + C_S \{D_C\} [D_C^T] \left\{ (N) \langle \rho v^2 \rangle_s \frac{S}{l} \cos \Delta \beta \right\} \\
&= \frac{S}{l} \{D_C\} \{ \langle p \rangle_A \} - \frac{1}{2} \frac{S}{l} K_G \langle \rho v^2 \rangle_s - \langle \rho \rangle_{v'} S \sin \theta \cos \beta \\
&\quad - \left\{ 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\mu v_s}{d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{\rho |v_s| v_s}{d_p} \right\} \cdot S
\end{aligned} \tag{1-9}$$

식(1-9)를 횡방향 유속 w 를 포함한 식으로 재구성하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial}{\partial t} w_j + \frac{1}{\Delta x} (\bar{u} w_j^* - \bar{u} w_{j-1}^*) + \frac{C_S}{l} \{D_C\} [D_C^T] \left\{ (N)(wv)_j \cos \Delta \beta \right\} \\
&= \frac{S}{l} \{D_C\} \{p_j\} - \frac{1}{2} K_G \frac{1}{l} \cdot |v| \cdot w_j - S \rho_j \sin \theta \cos \beta \\
&\quad - \left\{ 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \cdot \frac{\mu v S}{d_p^2} + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{1}{d_p} |v| \cdot w_j \right\}
\end{aligned} \tag{1-10}$$

축방향 운동량에서와 마찬가지로 대류항에 해당되는 부분을 음적(implicit)으로 처리하면 다음과 같은 차분식을 구성할 수 있다.

$$\begin{aligned}
&\frac{w_j^{n+1} - w_j^n}{\Delta t} + \frac{1}{\Delta x} (\bar{u} w_j^* - \bar{u} w_{j-1}^*)^n + \frac{C_S}{l} \{D_C\} [D_C^T] \left\{ (N)(wv)_j^n \cos \Delta \beta \right\} \\
&= \frac{S}{l} \{D_C\} \{p_j\}^n - \frac{1}{2} K_G \frac{1}{l} \cdot |v|^n \cdot w_j^{n+1} - S \rho_j \sin \theta \cos \beta \\
&\quad - \left\{ 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \cdot \frac{\mu}{d_p^2 \rho} \cdot w_j^n + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{1}{d_p} |v|^n \cdot w_j^{n+1} \right\}
\end{aligned} \tag{1-11}$$

그러므로 다공성 매질 내에서 새로운 시간구간에서의 횡방향 유속은 다음의 관계로부터 얻어질 수 있다.

$$\left\{ 1 + \Delta t \cdot \left(\frac{1}{2} K_G \cdot \frac{1}{l} |v|^n + 1.75 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{1}{d_p} |v|^n \right) \right\} \cdot w_j^{n+1}$$

$$\begin{aligned}
&= w_j^n - \Delta t \left\{ \frac{1}{\Delta x} (\bar{u} w_j^* - \bar{u} w_{j-1}^*)^n + \frac{C_s}{l} \{D_c\} [D_c^T] \{ (N)(wv)_j^n \cos \Delta \beta \} \right. \\
&\quad \left. - \frac{S}{l} \{D_c\} \{p_j\}^n + 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} \cdot \frac{\mu}{d_p^2 \rho} \cdot w_j^n + S \rho_j \sin \theta \cos \beta \right\} \quad (1-12)
\end{aligned}$$

위의 식(1-7)과 (1-12)를 MATRA-LMR-FB 코드의 xschem.f90 routine에 반영하여 다공질 폐쇄물 모델로서 구성하였다. 단, 횡방향 운동량 적용 시 다공성 폐쇄물이 존재할 경우에는 손실 계수 K_G 에 의한 운동량 손실은 없는 것으로 가정하여 적용하였다.

MATRA-LMR-FB의 다공성 폐쇄물 모델 예측능력을 검증하기 위하여 CEA에서 수행한 Scarlet-2 실험 (Olive, 1990)을 분석하였다. 이 실험은 유로 내에 직경 8.5mm 19개의 가열봉이 중심 간격 9.79mm인 삼각형 부수로를 형성하도록 배치되어 있다. 그림 1-4는 Scarlet-2 실험에 사용된 유로의 횡단면을 도시한 것이다.

1번에서 7번 가열봉에 걸치는 유로 중심 부분의 부수로 영역에 다공성 폐쇄물이 위치하고 있다. 가열부가 1m인 각 가열봉의 출력은 45kW이며, 입구온도는 245.8℃이고 속도가 6.415m/s인 소름이 3.3kg/s의 유량으로 주입되고, 출구압력은 0.3MPa로 유지되었다. 다공성 폐쇄물의 두께는 가열부 시작 위치로부터 587mm에서 647mm까지 약 60mm이고, 다공성 폐쇄물을 구성하는 구형 입자의 크기는 직경 0.5mm이다.

코드 검증계산을 위해 1,457mm의 전체유로를 103개의 축방향 노드로 나누었으며, 10개의 축방향 영역에 대해 각각 서로 다른 크기의 노드로 모델링하여 폐쇄물 근처에서 보다 세밀한 계산을 수행하였다. 또한 다공성 폐쇄물 모의를 위한 가장 타당한 방법을 도출하기 위해 다공도와 유로면적 변화 모의 방법에 대한 다양한 입력 민감도 분석을 수행하였다.

민감도 분석 결과, MATRA-LMR-FB 코드로 다공성 폐쇄물의 영향을 모의하기 위해서는 폐쇄되는 부분의 유로 면적을 다공도를 고려하여 전체적으로 감소시켜야 하며, 추가적인 운동량 손실은 Ergun 모델을 통하여 반영하는 것이 타당함을 알 수 있었다. 축방향 유로 면적의 변화를 smoothing하는 영향은 크지 않은 것으로 분석되었다.

그림 1-5는 Scarlet-2 실험에서 측정된 다공성 폐쇄물 내의 온도 분포를 보이고 있다. 숫자로 표시된 온도는 실험에서 정의된 부수로 1, 3, 5번 위치에서의 온도를 나타내며, 점선은 이 결과를 토대로 얻어진 실험의 대표값을 의미한다. 그림 1-6은 Scarlet-2 실험에서 얻어진 다공성 폐쇄물 내의 온도분포 결과와 CAFCA 코드, 그리고 MATRA-LMR-FB 코드로 얻어진 결과를 비교하고 있다. 다공도 0.4일 때 MATRA-LMR-FB 계산결과가 실험과 잘 일치함을 볼 수 있다.

그림 1-7에서 보는 바와 같이 MATRA-LMR-FB는 다공도 0.4 근처에서 실험의 온도분포를 가장 정확하게 예측하는데, Scarlet-2 실험에서 사용한 직경 0.5mm 구형 입자가 가질 수 있는 최소 다공도인 0.38과 거의 일치한다. 이러한 계산결과를 토대로 MATRA-LMR-FB 코드의 다공성 폐쇄물 모델은 실제 현상을 성공적으로 모의한다고 평가된다.

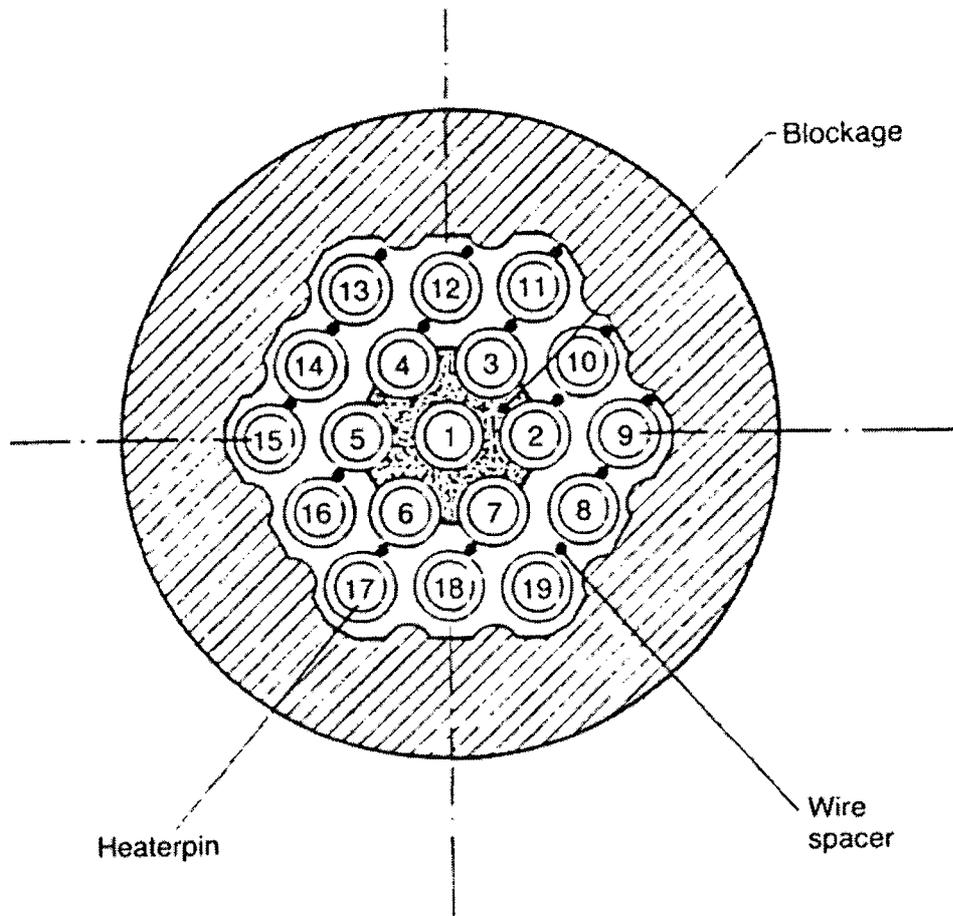


그림 1-4 Scarlet-2 실험 유로의 횡단면

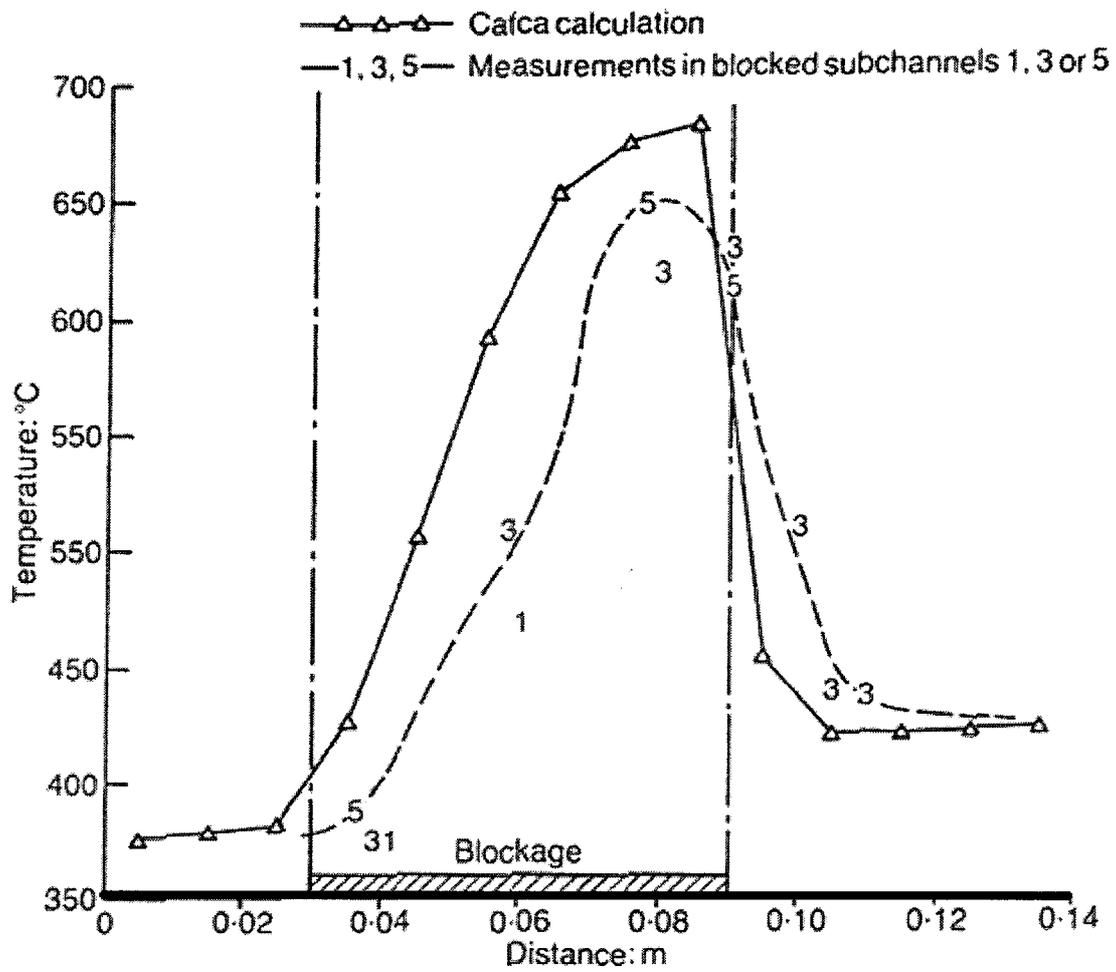


그림 1-5 Scarlet-2 다공성 폐쇄물 내의 온도 측정 결과

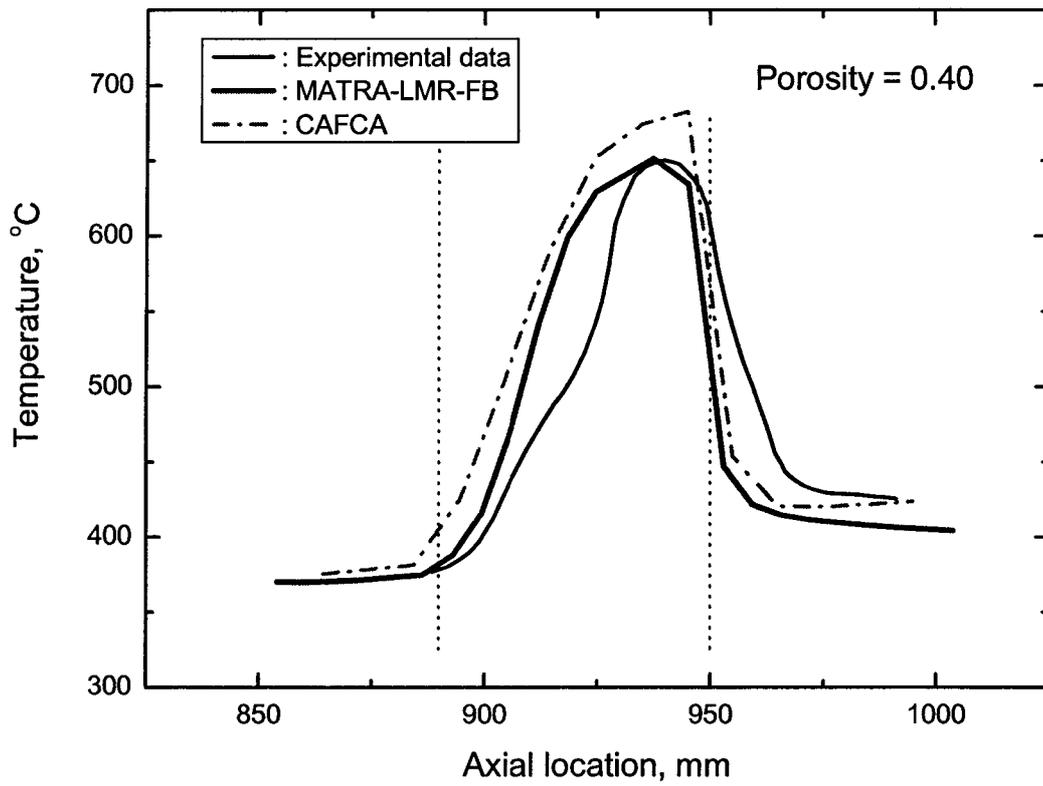


그림 1-6 Scarlet-2 폐쇄물 내 온도 분포

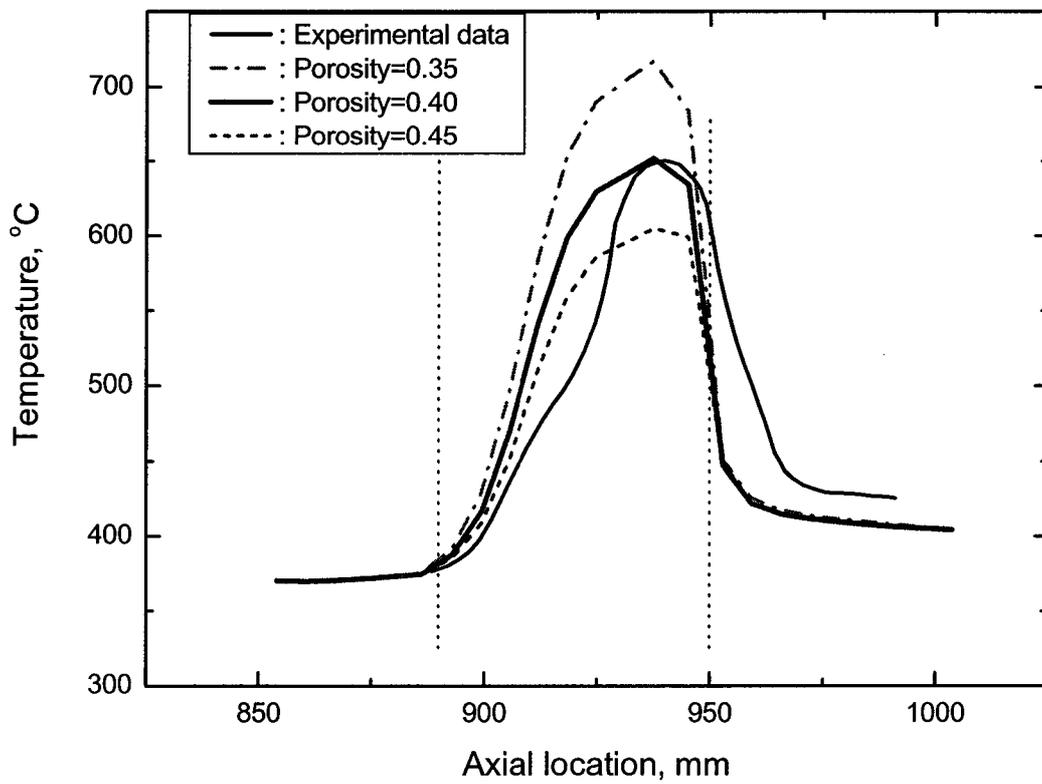


그림 1-7 다공도에 따른 온도 예측 결과

나. 사용자 지침서 작성

MATRA-LMR-FB 코드는 모 코드인 MATRA-LMR에 비해 판형 및 다공성 폐쇄물 모델, 다양한 최신 난류혼합 모델, Wire-wrap에 의한 유동 저항을 결정하는 분산유동저항모델 (Distributed Resistance Model), 핵연료봉 열전달 모델, 그리고 Graphic Interface 모델 등이 추가되었다. 이러한 변경 사항을 포함하여, 향후 다양한 수준의 사용자들이 자유롭게 입력을 작성하고 필요한 해석을 수행할 수 있도록 각 모델에 대한 상세한 설명과 요구되는 입력에 대한 사항을 사용자 지침서에 기술하였다.

기존 MATRA-LMR-FB 코드의 사용자 지침서는 코드의 주요 지배방정식, 수치해법, 각 subroutine에 대한 설명, 주요 입력 사항에 대한 설명이 제공되었다. 새롭게 제공된 여러 모델에 대한 이해를 도울 수 있도록 유로폐쇄 모델, Wire-wrap 유동분포 모델, 난류혼합 모델, 전후처리 모델, 그리고 다공성 폐쇄물 모델 등에 대한 상세한 설명과 각 모델의 검증 계산 등을 포함하여 기존의 사용자 지침서를 보완하였다. MATRA-LMR-FB 코드의 적용성에 대한 검증 계산은 Wire-wrap이 있는 유로 내에서의 폐쇄물 실험, Grid spacer가 있는 유로에 대한 실험, 그리고 다공성 폐쇄물이 있는 경우에 대한 실험 등에 대하여 수행되었다.

MATRA-LMR-FB 코드는 판형 및 다공성 폐쇄물에 의한 유로 폐쇄를 모의할 수 있다. 판형 폐쇄물에 의해 막히는 부수로의 전체 개수는 setri.f의 Group 7의 N7에 의해 주어진다. 그리고 판형 부수로의 횡방향 위치를 결정하는 부수로 번호 N_CHAN(I)와 축방향 노드 번호 N_NODE(I)는 subgroup 7.6에서 제공된다. 동일한 방법에 따라, 다공성 폐쇄물 모델을 위해서는 다공성 폐쇄물이 위치하는 부수로의 개수, 폐쇄되는 부수로의 번호, 축방향 노드 위치, 다공도, 그리고 다공성 입자의 직경 등이 입력으로 제공되어야 한다.

이를 위해 다공성 폐쇄물이 위치하는 부수로의 숫자는 입력을 읽어 들이는 setri.f의 Group 7의 N8에서 제공한다. 그리고 subgroup 7.7에서 폐쇄물이 위치하는 부수로 번호 N_CHPR(I), 축방향 노드번호 N_NPPR(I), 해당 부수로의 다공도 PORINP(I), 그리고 다공성 폐쇄물의 입자 직경 PORDIA 등을 제공한다.

사용자의 편의성 증대를 위해 추가된 Graphic Interface를 사용하기 위한 입력은 기존의 입력에 추가하여 마지막 부분에 제공되어야 한다. 이를 위해서는 요구되는 Plot 창의 개수와 종류, 추적하려는 변수의 종류, 개수, 최대값과 최소값, 관련 부수로의 번호와 축방향 위치 등의 위치 정보가 요구된다.

이와 같이 MATRA-LMR-FB 코드의 사용자 지침서는 기존 모델에 추가하여 구성한 새로운 모델 등에 대한 설명, 검증 과정과 결과, 일반적인 부수로 해석과 유로 폐쇄 해석을 위해 요구되는 입력 등에 대한 상세한 정보를 제공함으로써 향후 새로운 사용자가 필요한 해석을 수행하는데 발생할 수 있는 어려움을 최소화하도록 작성되었다.

2. 계통과도 안전해석 코드 개발

현재 개발되고 있는 KALIMER 계통의 안전해석 및 향후 안전여유도 증진을 위해 국내 액체 금속로 안전해석 전산체제에 대한 기술개발을 수행하고 있다. 자체 개발하고 있는 계통과도 안전해석 전산코드인 SSC-K는 미국의 BNL에서 개발한 SSC-L 코드를 근간으로 하고 있다. SSC-L 코드는 산화핵연료 노심과 루프형 액체금속로를 위해 개발된 코드로서 미국 CRBR의 PSAR 작성에 사용되었으며, 일부 모델의 수정을 통해 ALMR의 예비 안전성 평가에도 사용된 바 있다.

국내에서 개념 개발이 수행되고 있는 KALIMER 설계는 금속핵연료를 사용하는 풀형 원자로이며 피동형 안전계통을 사용하므로, 이러한 설계특성을 모의하기 위하여 SSC-L을 대폭 개선하여 그림 1-8에 정리되어 있는 코드 개발 흐름도에 따라 SSC-K 코드를 단계적으로 개발해 오고 있다.

1단계('97-'99)에서는 풀형 원자로의 계통해석에 필요한 기본적인 모델과 금속핵연료 반응도 계산모델을 개발하여 KALIMER-150 안전성 평가에 활용할 수 있는 기본 틀인 SSC-K 1.1을 개발하였다. 2단계('00-'01)에서는 일차원 계산의 한계를 보완하기 위하여 고온풀의 다차원 현상을 모의할 수 있는 열유체 모델과 피동잔열제거계통 해석모델을 개발하였으며, 장기냉각모델을 포함한 추가적인 개선을 통하여 SSC-K 1.2를 개발하였다.

3단계('02-'04)에서는 개발된 SSC-K 1.2의 계산결과 신뢰도 평가를 위하여 ANL에서 개발한 SASSYS-1/SAS4A 코드와 비교계산을 공동연구를 통하여 수행하였으며, 그 결과 도출된 SSC-K 1.2 코드의 취약 부분을 보완하였고, 개발된 모델과 비교계산을 통해 개선된 반응도 계산 모델을 통합하여 SSC-K 1.3을 완성하였다.

SSC-K는 1980년대에 개발된 SSC-L의 코드구조를 사용하므로 메모리 운용, 수치해석 기법, 프로그램 구조, 계산결과 전후처리 등에서 최근 기술을 반영하지 못할 뿐만 아니라 KALIMER 설계에 의존한 코드개발로 적용 및 기능면에서 제약성을 가지고 있다.

따라서 4단계('05-'06)에서는 SSC-K 코드의 고도화를 통하여 현재 KALIMER-600 설계의 안전해석 정확성과 모델링 능력을 극대화 하는 한편, 독립적인 SFR 기본특성 분석모델을 완성하여 향후 SSC-K 코드가 제공하지 못하는 비대칭 유량이 나타나는 유로에서의 자연 순환 분석과 PDRC 동작 시 유로 특성 분석에 사용할 수 있도록 하였다.

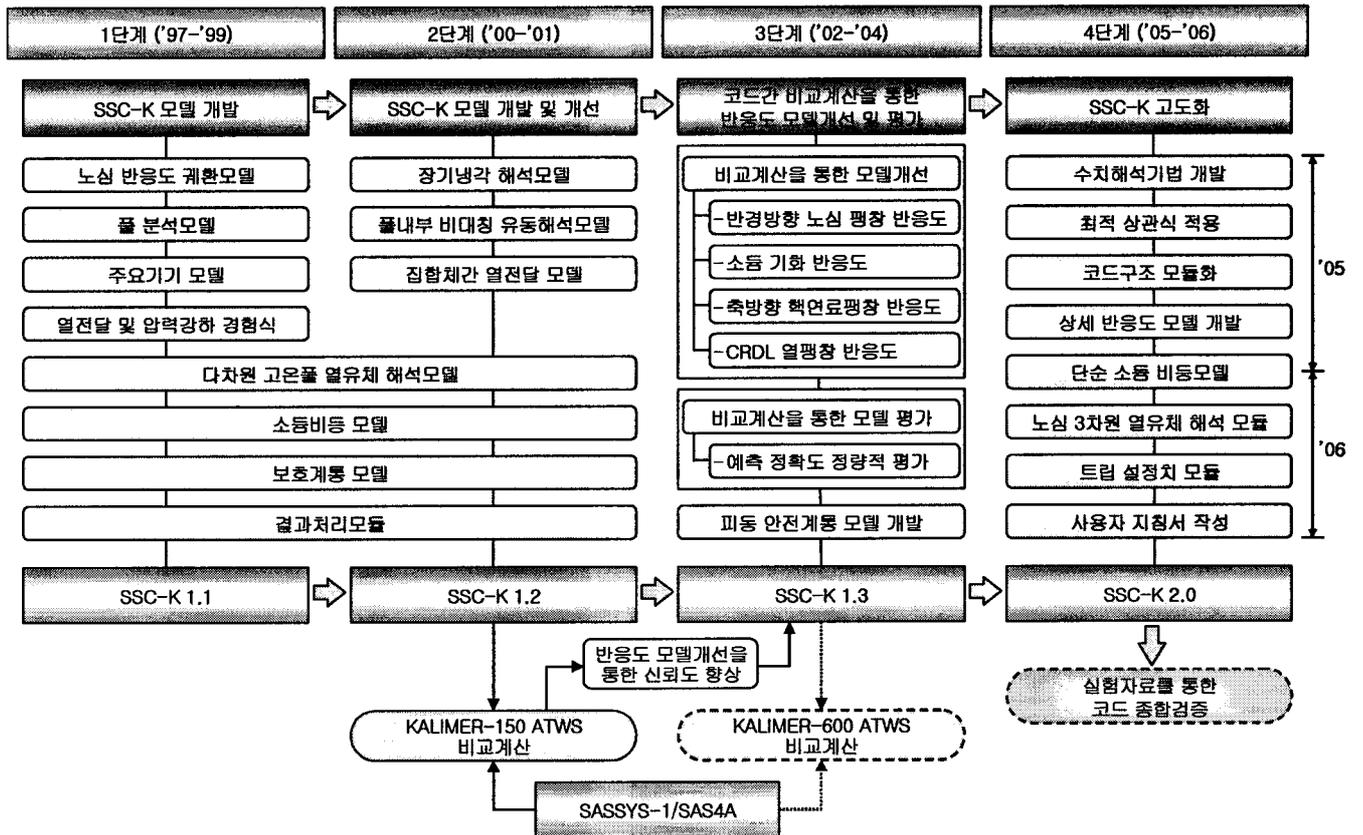


그림 1-8 계통과도 안전해석용 SSC-K 단계별 개발 흐름도

가. 코드 고도화

금속연료를 사용하는 KALIMER 설계의 피동안전성 평가를 위해 가장 중요한 부분은 다양한 요소에 의한 반응도 궤환 모델의 정확성이다. 이를 위해 그 동안의 자체 연구와 국제 공동 연구를 통한 결과를 토대로 상세반응도 모델을 개발하였다. 또한 노심 내의 열수력 거동을 상세하게 해석할 수 있도록 노심 3차원 열유체 해석 모듈을 SSC-K 코드와 통합하고 그 타당성을 평가하였으며, 중대사고 초기단계 기본 정보를 계산하는 데 중요한 단순 소듐 비등 모델을 적용하고, SSC-K 표준입력 및 SSC-K 사용자 매뉴얼지침서를 작성함으로써 계통과도 안전해석용 SSC-K 2.0 전산코드 개발을 완료하였다.

1) 상세 반응도모델 개발

1-3단계 연구기간 동안은 단순 금속핵연료 반응도 궤환모델을 개발하였으며 이를 이용하여 KALIMER-600 계통과도 안전해석을 수행하였다. 하지만 이러한 단순 모델들을 사용한 계산결과는 과도한 보수성이 포함되어 있다. 따라서 당해단계 연구에서는 KALIMER 설계경험과 I-NERI 과제를 통해 축적된 지식을 활용하여 금속핵연료 노심의 반응도 궤환효과를 실제적으로 예측할 수 있는 상세모델을 개발하였다.

일반적으로 금속핵연료가 장전된 액체금속로의 과도사고 시 노심에 작용하는 반응도 궤환 요소는 핵연료 온도와 관련된 도플러 반응도와 핵연료봉 축방향 반응도, 그리고 냉각재 온도와 관련된 소듐밀도 반응도, 제어봉구동축 반응도, 그리고 노심 반경방향 반응도로 분류할 수 있다. 본 연구에서 개발하고자 하는 상세 반응도모델은 열적 부하로 인해 집합체 또는 원자로 내부 구조물이 열 변형하면 그로 인해 반응도 변화가 발생하는 반경방향 반응도모델, 핵연료 축방향 반응도 모델, 제어봉 구동축 반응도모델이다

도플러와 소듐기화 반응도 및 제어봉구동축 열팽창에 의한 상세 반응도 궤환모델은 당 연구기간 동안 개발 완료하였으며 단순모델 및 상세모델에 의한 비교 계산을 수행하였다. 그러나 핵연료봉의 축방향 열팽창과 노심의 반경방향 팽창에 의한 반응도궤환 계산모델은 금속핵연료의 연소특성뿐만 아니라 집합체의 휨현상(bowing)과 노심 내부 구조물의 열변형을 함께 고려해야 하는 어려운 주제이다.

당해단계에는 금속핵연료의 팽윤, 핵연료-피복관의 공정반응, 집합체 및 내부 구조물의 기계적 상호작용에 대한 가용한 시험 데이터를 검토함으로써 핵연료봉 축방향 및 노심 반경방향의 변형량을 결정하는 역학적 기구를 검토하였다. 이를 근거로 새로운 상세 반응도 모델의 기본 이론틀을 구성한 후 중요한 설계 변수와 계산 변수들의 관계식을 유도하였다.

반경방향 노심 팽창에 의한 반응도 궤환영향은 일반적으로 금속핵연료 노심에서 과출력사고나 저냉각사고 시 출력증강을 억제시키는데 가장 큰 역할을 하므로 이에 대한 상세 반응도 궤환 모델 개발 타당성 평가를 차기단계에 수행할 예정이다.

가) 상세 반응도모델 개발의 기술적 한계

금속연료 노심의 상대적인 장점인 큰 반응도 궤환효과를 구체적으로 활용하기 위한 상세 반응도모델 개발에 대한 기술적인 문제점, 즉 기술적인 극복요소를 조사하여 이를 바탕으로 개발방안을 수립하였는데 조사된 기술적인 극복요소는 다음과 같다.

산화물핵연료는 액체금속 고속로의 운전 경험과 실험 연구를 통하여 핵연료 성능과 과도특성이 잘 파악되어 있고 데이터베이스의 활용도 비교적 용이하다. 반면에 금속핵연료는 주로 미국 아르곤국립연구소(ANL)에서만 EBR-II를 통하여 연구개발 되어 왔으므로 과도사고 시 핵연료 성능과 관련된 조사(irradiation) 데이터나 핵연료 용융시 핵연료핀 내부 거동에 대한 데이터는 매우 부족한 실정이다.

더욱이 금속핵연료와 관련된 대부분의 자료는 미국 내에서 민감자료(applied technology)로 분류되어 있으므로 국내에서 이와 관련된 계산모형을 거의 개발할 수 없었다. 더욱이 본 연구의 목표인 금속핵연료의 반응도 궤환에 대한 이론적인 계산모형을 개발할지라도 그 계산 결과를 검증할 수 있는 시험 데이터를 활용할 수 있는 방안이 현실적으로 없으므로 이에 대한 대책이 필요하다.

한국원자력연구소는 미국 ANL과의 I-NERI 프로젝트인 소듐냉각로의 피동 안전성을 최적화하는 과제를 통해서 간접적으로 ANL의 액금로 및 금속핵연료와 관련된 유용한 연구결과를 활용하고 있다. KALIMER-150 설계경험과 I-NERI 과제를 통해 축적된 지식을 활용하여 금속핵연료 노심의 반응도 궤환 효과를 실제적으로 예측할 수 있는 상세모형을 개발하기 위한 방안을 본 연구에서 모색하였다.

나) 핵연료봉 축방향 반응도 궤환모델

핵연료심의 반경방향 팽창은 핵연료봉 내에 구속되어 그 팽창량이 제한되므로 이로 인한 반응도 영향은 무시할 만하다. 그러나 핵연료의 축방향 팽창은 핵연료 영역의 높이를 증가시켜 반응도에 영향을 미친다. 핵연료가 축방향으로 팽창하면 노심 핵연료의 표면적이 증가됨으로써 유효 밀도가 감소하는 효과와 중성자 누설확률이 증가하는 효과에 의해 음의 반응도가 궤환 된다.

반대로 핵연료 온도가 감소하는 경우는 양의 반응도가 궤환 된다. 이 때 핵연료의 축방향 팽창은 중성자의 축방향 누설율보다는 반경방향 누설율을 증가시킨다. 핵연료봉의 축방향 열팽창 기구는 핵연료와 피복관의 기하적인 구속조건에서 온도뿐만 아니라 연소도의 함수이지만 일반적으로 온도만의 함수로 단순화하고 연소도의 영향은 계산모형의 적용영역을 제한하는데 사용한다.

금속핵연료봉의 축방향 팽창은 온도뿐만 아니라 연소도가 매우 중요한 변수이다. U-Pu-Zr 으로 구성된 삼원 금속핵연료는 비교적초기인 2 ~ 3% 연소도에서 팽창하여 HT9 피복관과 접촉하게 되면, 핵연료봉의 팽창은 열팽창계수가 핵연료보다 상대적으로 작은 피복관의 팽창에 의해 제어된다. U-Pu-Zr 핵연료와 HT9 피복관의 선팽창계수는 각각 2.01×10^{-5} 와 $1.4 \times 10^{-5} \text{ C}^{-1}$ 이다. 시

험결과에 의하면 연소도가 1.9 ~ 5.3%에 도달하면 핵연료봉의 축방향 팽창량은 4%에 이르고 핵연료가 용융하는 경우는 20% 이상까지 팽창한다고 알려져 있다.

금속핵연료의 초기 연소기간 동안에는 핵연료가 구조적으로 재배열되면서 이완된 응력이 핵연료심과 피복관 사이의 간극을 줄여주지만 핵연료심과 피복관 사이의 접촉력은 거의 없는 상태이다. 그러나 과도기간 동안 피복관이 핵연료심 보다 빨리 팽창하면 핵연료봉의 간극은 존재하므로 핵연료심은 피복관 내에서 자유롭게 열팽창 한다.

만약 핵연료심이 피복관 보다 빨리 팽창하면 핵연료심의 팽창이 피복관에 의해 구속되므로 이때부터는 핵연료심과 피복관의 힘 균형에 의해 핵연료봉은 축방향으로 팽창한다. 즉, 핵연료심과 피복관이 접촉한 후부터는 핵연료심이 피복관내에서 팽 끼여서 두 재질은 동시에 움직이게 된다. 이 때 핵연료심과 피복관의 미끄러지는 현상은 무시한다.

핵연료봉 축방향 반응도 변화는 열변형에 의한 핵연료봉의 길이 변화량에 의해 결정된다. 핵연료 축방향 반응도 계수 dk/dz 는 다음처럼 정의된다.

$$\frac{dk}{dz} = \frac{R^{AX}}{z} \quad (1-13)$$

여기서 R^{AX} 는 핵연료 축방향 팽창 반응도 계수이며 단위는 Δk 이다. 위 식을 z 에 대해 기준 온도 T_0 에서 임의의 온도 T 까지 적분하면 일반적인 반응도 변화식을 얻는다.

$$\rho^{AX} = R^{AX} \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) \quad (1-14)$$

이 식을 모든 집합체 채널에 대해 핵연료심과 피복관으로 분리하여 표시하면 아래와 같다. 삼첨자 F 와 C 는 각각 핵연료심과 피복관을 나타내며, R_K^F, R_K^C 는 K 채널에서 핵연료심과 피복관의 축방향 팽창 반응도 계수이며 단위는 Δk 이다. Z_K 와 Z_{0K} 는 온도 T_0 와 T 에서 K 채널의 축방향 길이이다.

$$\rho^{AX} = \sum_K \left[R_K^F \ln \left(\frac{Z_K^F}{Z_{0K}^F} \right) + R_K^C \ln \left(\frac{Z_K^C}{Z_{0K}^C} \right) \right] \quad (1-15)$$

채널 K 는 축방향으로 J 개의 계산노드로 나누어지고, 각 노드에서 변형율과 반응도 계수가 정의된다. 변형율은 온도의 함수이므로 집합체의 종류와 축방향 온도 분포에 따라 다른 값을 가질 수 있다. 따라서 K 채널 J 노드에서의 변형율을 ϵ_{JK} , 반응도 계수를 R_{JK} 라고 하면 반응도 변화식은 다음과 같아진다.

$$\rho^{AX} = \sum_{JK} \left[R_{JK}^F \ln(1 + \varepsilon_{JK}^F) + R_{JK}^C \ln(1 + \varepsilon_{JK}^C) \right] \quad (1-16)$$

정의에 의해 JK 노드에서의 변형율은 다음과 같다.

$$\varepsilon_{JK} = \frac{Z_{JK} - Z_{0JK}}{Z_{0JK}} \quad (1-17)$$

핵연료심과 피복관의 변형율은 정의에 의해 다음처럼 구한다. α_{JK}^F 와 α_{JK}^C 는 핵연료심과 피복관의 선팡창계수이며 단위는 K^{-1} 이다. 선팡창계수는 물성치이므로 핵연료의 성분에 따라 다르며, 또한 온도의 함수이므로 축방향의 온도분포에 따라 다른 값을 가질 수 있다. T_{JK}^F 와 T_{JK}^C 는 K 채널, J 노드에서의 핵연료심과 피복관의 평균온도이다. 하첨자 0는 기준온도를 뜻하며 과도상태 계산에서는 정상상태의 온도이다.

$$\varepsilon_{JK}^F = \alpha_{JK}^F (T_{JK}^F - T_{0JK}^F) \quad (1-18)$$

$$\varepsilon_{JK}^C = \alpha_{JK}^C (T_{JK}^C - T_{0JK}^C) \quad (1-19)$$

이 때 피복관의 변형율이 핵연료심의 변형율 보다 크면 핵연료심은 피복관 내에서 독립적으로 자유팽창하므로 그 결과 반응도 변화량은 식 (1-16)에 의해 계산할 수 있다. 만약 피복관의 변형율이 핵연료심의 변형율 보다 작으면 피복관과 핵연료심은 서로 접촉하게 되고 이후부터는 동시에 같은 변형량을 가진다. 즉, 핵연료봉은 핵연료심과 피복관으로 구성된 하나의 복합재질로 취급할 수 있다.

K 채널의 J 노드에서 유효 변형율을 Young's modulus, Y 를 가중치로한 평균 변형율로 나타내면 다음과 같다. A 는 각 영역의 단면적이다.

$$\varepsilon_{JK} = \frac{\varepsilon_{JK}^F Y_{JK}^F A_{JK}^F + \varepsilon_{JK}^C Y_{JK}^C A_{JK}^C}{Y_{JK}^F A_{JK}^F + Y_{JK}^C A_{JK}^C} \quad (1-20)$$

이 때의 핵연료봉 반응도 궤환량은 다음식으로 주어진다.

$$\rho^{AX} = \sum_{JK} R_{JK}^{AX} \ln \left(1 + \frac{\varepsilon_{JK}^F Y_{JK}^F A_{JK}^F + \varepsilon_{JK}^C Y_{JK}^C A_{JK}^C}{Y_{JK}^F A_{JK}^F + Y_{JK}^C A_{JK}^C} \right) \quad (1-21)$$

여기서 R_{JK}^{AX} 는 핵연료심과 피복관의 질량 M 에 비례하여 다음처럼 정의한 복합재질의 반응도 계수이다.

$$R_{JK}^{AX} = \frac{M_{JK}^F R_{JK}^F + M_{JK}^C R_{JK}^C}{M_{JK}^F + M_{JK}^C} \quad (1-22)$$

축방향 팽창 반응도 계수인 R^{AX} 의 형태에 따라 반응도 궤환 계산모형의 최종식은 달라질 수 있다. 지금까지 식들은 각 채널의 각 노드마다 반응도 계수에 대한 정보가 주어진다고 가정하여 유도하였다.

그러나 각 채널이 축방향으로 균일하다고 가정하여 각 채널에서 핵연료봉 팽창 반응도 계수가 단일 값으로 주어지면 최종 반응도 궤환식은 다른 모양을 가지게 된다. 물론 이 경우는 반응도 계수를 생산하기 위한 노물리 계산이 상대적으로 단순해지는 장점이 있다. 기존 SSC-K 계산에서는 이러한 반응도계수를 사용하고 있다. 이 때 식 (1-16)과 식 (1-22)는 다음과 같아진다.

피복관의 변형율이 핵연료심의 변형율보다 클 경우,

$$\rho^{AX} = \sum_K \left[R_K^F \frac{1}{z_{0K}} \sum_J z_{0JK} \ln(1 + \varepsilon_{JK}^F) + R_K^C \frac{1}{z_{0K}} \sum_J z_{0JK} \ln(1 + \varepsilon_{JK}^C) \right] \quad (1-23)$$

피복관의 변형율이 핵연료심의 변형율 보다 작을 경우,

$$\rho^{AX} = \sum_K R_K^{AX} \ln \left(1 + \frac{1}{z_{0K}} \sum_J z_{0JK} \left(\frac{\varepsilon_{JK}^F Y_{JK}^F A_{JK}^F + \varepsilon_{JK}^C Y_{JK}^C A_{JK}^C}{Y_{JK}^F A_{JK}^F + Y_{JK}^C A_{JK}^C} \right) \right) \quad (1-24)$$

핵연료봉 축방향 팽창 반응도 궤환은 반응도 계수의 형태에 따라 계산방법이 달라진다. 노물리 계산에서 반응도 계수를 생산할 때 사용한 가정과 일치하는 방법을 사용하여 반응도 궤환 효과를 계산해야 한다. 예를 들어, 반응도 계수가 축방향 단위 길이당 반응도가로 주어진다면 열팽창으로 인한 노드의 변위 변화량이 필요하고, 반응도 계수가 단위질량당 반응도가로 주어지면 열팽창으로 인한 노드의 질량 변화량이 필요하다.

심지어 질량을 기준변수로 하는 경우에도 기존의 SSC-K 계산모형에서처럼 열팽창으로 인해 노드에서 배제되는 질량을 기준으로 할 수도 있고, SAS4A처럼 노드가 가지는 현재 질량을 기준으로 하여 반응도 계수를 구할 수도 있다. 또한 핵연료심과 피복관을 혼합하여 단일 핵연료봉의 반응도 계수를 사용할 수도 있고 두 영역의 반응도 계수를 나누어 사용할 수도 있다.

다) 제어봉구동축 반응도 궤환모델

액금로의 제어봉 구동축은 원자로용기 상부헤드에 고정되어 있으므로 고온풀 온도가 기준 온도 보다 높아지면 제어봉은 초기 위치에 비해 상대적으로 노심 내부에 깊게 삽입되고 반대로 기준 온도 보다 떨어지면 노심 내부에서 인출되어 반응도를 변화 시킨다. 한편 노심은 원자로용기

에 용접 또는 기계적인 구속방법에 의해 체결된 노심지지배럴(core support barrel)에 의해 일정한 공간에 위치하고 있으므로 원자로용기와 함께 노심하부 구조물의 상대적 열변형에 의해 노심의 위치가 이동할 수 있다. 따라서 제어봉구동축뿐만 아니라 노심을 지지하는 원자로용기와 노심 내부 구조물의 상대적인 변위에 의해 제어봉의 노심 내 위치가 결정된다.

제어봉구동축은 원자로용기 상부 플레넘에 수직으로 위치하고 있으므로 노심에서 방출되는 냉각재가 중간열교환기(IHX) 입구로 유입되는 과정에서 냉각재 중 일부만이 제어봉구동축과 접촉하여 열전달이 일어난다. 따라서 노심 출구에서 방출되는 적은 유량이 대규모의 고온풀로 방출되어 서로 혼합하는 현상을 적절히 모의할 수 있어야 한다.

일차원 열유체 계산코드에서는 저온풀과 고온풀을 하나의 제어체적으로 모의하므로 근본적으로 풀에서의 상세한 온도 분포를 계산할 수 없다. SSC-K에서는 비록 고온풀을 두 영역으로 나누어서 각 영역의 온도를 따로 계산하고 있지만 이 모형은 제어봉구동축의 열변형을 위해 개발된 것이 아니므로 구동축과 열전달 현상을 상세히 모의하기에는 여전히 부족하다.

고온풀의 열유체 특성을 정확하게 모의하기 위해 이미 HP-2D라는 프로그램을 개발하여 SSC-K ver 1.2에서부터 사용하고 있다. HP-2D 프로그램은 상용코드인 CFD와의 비교계산을 통하여 계산 성능을 검증하였으며 일본의 MONJU 원자로의 실험 데이터를 활용하여 실제 원자로에 적용할 수 있음을 입증한 바 있다. 상세 제어봉구동축 반응도 궤환 모형은 기본적으로 HP-2D 프로그램에서 계산되는 출력을 활용하여 제어봉구동축의 열변형 구동력인 온도 분포를 계산하고, 반응도 변화는 기존 SSC-K의 계산모형을 그대로 활용하여 계산한다.

HP-2D 프로그램에서는 고온풀을 가로와 세로축의 노드로 구성하여 계산하므로 제어봉구동축과 접촉하는 계산노드를 일반화된 인덱스로 처리할 필요가 있다. 고온풀의 세로축 노드 좌표에 일대일 대응하도록 제어봉구동축의 계산노드를 구성한다. 구동축의 직경은 크지 않으므로 구동축의 반경 방향의 온도 변화는 무시하고 일차원적인 축 방향으로만 계산노드를 만든다. 제어봉구동축이 N 노드로 구성된다면 각 노드에서 열균형 식은 다음과 같다.

$$MCp_J^{cr} \frac{dT_J^{cr}}{dt} = h_J^{cr} A_J^{cr} [T_{JNa}^{cr} - T_J^{cr}] \quad J=1, N-1 \quad (1-25)$$

식 (1-25)를 제어봉 구동축의 온도인 T_J^{cr} 로 재정리하면 아래와 같다.

$$T_J^{cr}(t) = \frac{T_J^{cr}(t - \Delta t) + DT_{JNa}^{cr}(t)}{1+D} \quad J=1, N-1 \quad (1-26)$$

여기서, $D_J = \frac{\Delta t h_{cr} A_J^{cr}}{MCp_J^{cr}}$

이 때 $T_{JNa}^{cr}(t)$ 는 HP-2D에서 계산되는 소듐 냉각재 온도이다. 제어봉 구동축의 열변형량 계산은 기존 SSC-K 의 방법과 동일하며 그 최종식은 다음과 같다.

$$\Delta Z_J^{cr}(t) = \sum_J Z_{0J}^{cr} \alpha_J^{cr} [T_J^{cr}(t) - T_{0J}^{cr}] \quad (1-27)$$

여기서 Z_{0J}^{cr} 와 T_{0J}^{cr} 는 정상상태 때 제어봉 구동축 J 노드의 초기 길이와 초기 온도이다. 첨자 0은 초기값을 나타낸다. 원자로용기의 열변형량을 계산하는 방법은 SSC-K와 동일하게 저온풀의 온도를 기준으로 하며, 제어봉 구동축과 원자로용기의 상대적인 변위차이에 의해 반응도 궤환량을 결정한다.

$$\rho^{CR}(t) = \sum_J C^{cr} [\Delta Z_J^{cr}(t) - \Delta Z_{vs}^{cr}] \quad (1-28)$$

윗 식에서 C^{cr} 은 노심에 삽입 또는 인출되는 제어봉의 반응도 계수이다. 이 반응도 계수를 단일값으로 가정하면 노심에 삽입되는 제어봉의 길이에 비례하여 반응도량이 결정된다. 즉, 제어봉의 반응도가 제어봉에 균일하게 분포되어 있다는 물리적인 의미이다. 그러나 실제 제어봉의 반응도가는 제어봉 길이에 따라 균일하지 않으며 일반적으로 노심 특성에 따라 특별한 곡선 분포를 가진다.

현재 KALIMER-600 제어봉의 구체적인 설계가 결정되지 않았으므로 이에 대한 계산모델을 개발하지 못하였으나, 노심에 삽입되는 제어봉의 길이에 상응하는 반응도가를 삽입길이 vs 반응도가의 형식으로 테이블화 하여 입력으로 제공하면 제어봉의 삽입거리에 따른 실제 반응도값을 반응도궤환 계산에서 활용할 수 있다.

제안된 상세 반응도 계산모형의 영향을 예비 평가하기 위해 KALIMER 설계에 대해 비보호과 출력 (UTOP) 과도상태 시 제어봉구동축 반응도 궤환모델만을 변경하여 계산해 보았다. 그림 1-9는 비보호과출력사고시 제어봉 반응도궤환 계산모델에 따른 노심 출력의 변화와 제어봉 반응도 변화를 비교한 것이다. 예상한대로 상세 계산모델에서는 고온풀의 실제적인 온도 분포를 사용하여 제어봉 구동축의 열팽창 변위를 계산하였으므로 열변형량이 기존 계산모델에 비해 상대적으로 커져서 그 영향이 반응도와 출력 계산 결과에 잘 반영되고 있다.

반응도 계산모델이 변화하여도 원자로 계통의 열균형은 크게 변화하지 않으므로 200초 후에는 두 반응도 궤환모델에 대한 계산 결과가 큰 차이가 나지 않는다. 200초가 지나면 제어봉구동축과 인접한 노드의 소듐 온도가 고온풀의 평균 소듐 온도와 거의 비슷해지기 때문이다. 예비 평가 결과에 의하면 제안된 상세 반응도궤환 모델은 물리적인 현상을 잘 예측하는 것으로 확인되었다.

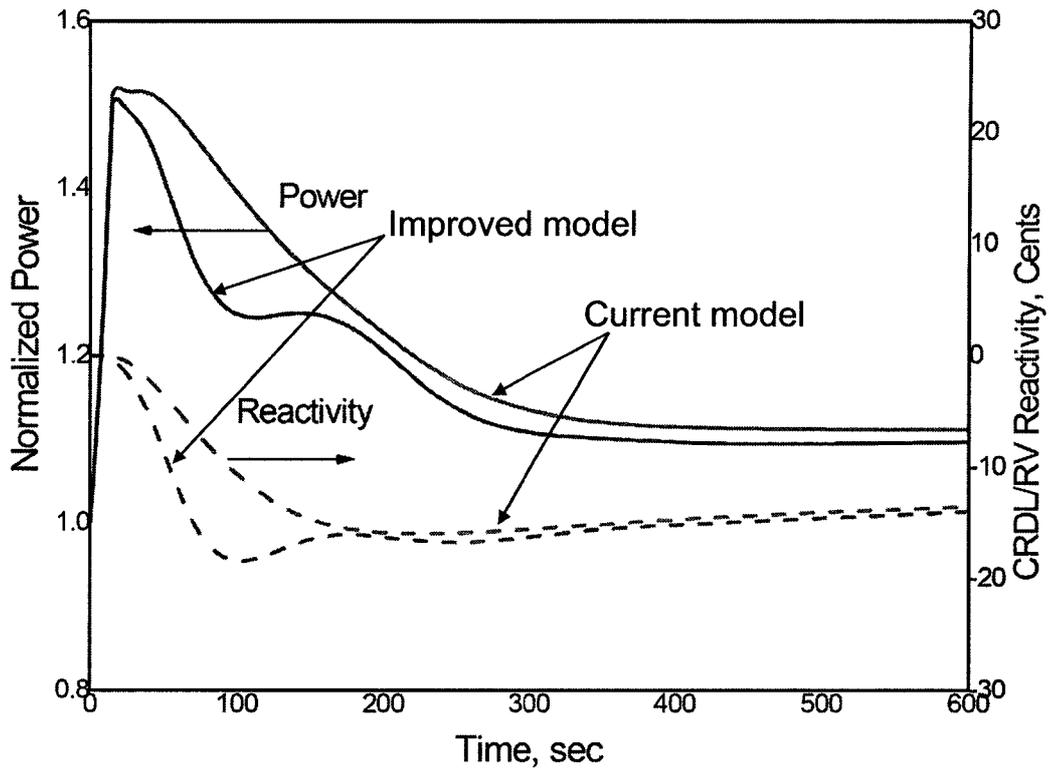


그림 1-9 비보호 과출력사고시 제어봉 구동축 반응도 궤환모형의 영향

라) 노심 반경방향 반응도 궤환모델

노심 반경방향 반응도 궤환모델에서 노심 반경방향 팽창은 원자로 노심의 반경방향 치수의 변화를 의미하며, 노심의 기하적 변형 결과로 인해 반응도궤환이 수반된다. 인접한 주변 집합체와 노심구속 구조물간의 상호 간섭으로 인해 노심의 경계가 바깥으로 휘어지면 노심의 중성자 효율을 저하시킨다.

얇은 두께의 집합체 덕트는 열용량이 작고 집합체 덕트의 기하적인 휨 현상이 핵연료 영역 내 또는 상부에서 발생하므로 집합체 휨 현상에 의한 반응도 궤환 효과는 과도사건 시작 후 수초 내에 발생하는 빠른 응답특성을 가진다. 노심의 부피가 열팽창하여 추가적으로 증가된 소듐 냉각재의 중성자 방사포획 영향과 유효연료 영역의 표면이 증가함으로써 중성자 누설율이 증가하는 영향으로 인해 노심에 음의 반응도가 궤환된다.

노심 반경방향 팽창 반응도궤환 효과를 계산하기 위해 보다 역학적인 기반을 제공할 수 있는 상세 노심 변형모델의 개발방안을 설정하였다. 본 반응도궤환 모델은 공학적인 단순모형과 복잡한 역학적 상세모델의 장점만을 채택한 계산모형으로 과도상태나 사고상태 시 노심 반경방향 형상 변화로 인한 반응도궤환 효과를 모의하기에는 충분하다고 판단된다.

금속핵연료를 사용하는 액금로의 계통 안전해석 코드로서 세계적으로 잘 알려진 미국 아르곤 국립연구소가 개발한 SAS4A 코드의 계산모형을 참조로 하여 개발방안을 설정하였다. SAS4A의

노심 반경방향 반응도 궤환 모형은 FFTF 에서의 시험결과와 EBR-II 운전 데이터를 기반으로 하여 개발되었다. 노심에서 중성자 분포가 급격히 변화하는 최외곽 영역에 존재하는 단일 핵연료 집합체를 선정하여 노심 전체의 휨 변위를 대표한다고 가정한다. 이 때 선정된 집합체는 노심 반경방향 변위에 대한 반응도 변화가 가장 큰 동심원 배열(row)에 속한다.

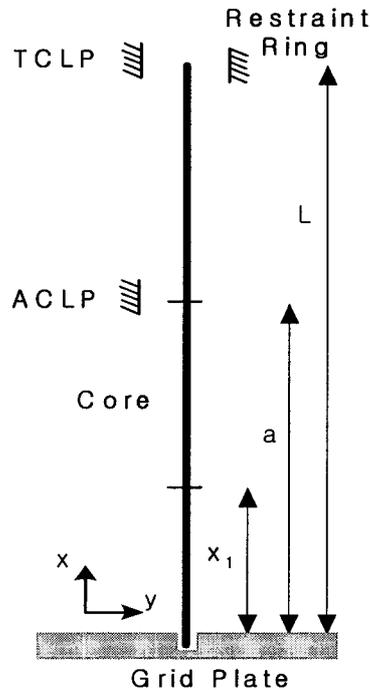


그림 1-10 단일집합체 모형에서 단순빔의 기하적 조건

선정된 집합체는 아래 그림 1-10처럼 반경방향 온도 구배 영향을 받고 있는 단순빔(free-bow beam)으로 취급한다. 노심 지지 구조물인 그리드판의 receptacle과 집합체 하단의 nosepiece사이에는 기본적으로 간극이 유지되어야 핵연료 재장전시 집합체의 탈부착이 가능하다. 정상상태에서는 이 간극이 유지 될 수 있지만, 그러나 원자로가 가열되는 과도상태 시 그리드판의 열팽창이 이 간극보다 커지면 집합체는 그리드판과의 접촉 부분에서 구속되어 수평방향 반작용 힘을 받게 되며 그로 인한 벤딩 모멘트 영향을 받게 된다. 결국, 노심 반경의 축방향 휨 형상은 최외곽 집합체덕트를 모의하는 그림 1-10과 같은 단순빔이 열변형에 의한 벤딩 모멘트를 받을 때 기하적인 여러 가지 구속 조건에 따른 휨 변위(deflection) y 를 구하는 것으로 귀착된다.

집합체 덕트가 부하패드 또는 TLP와 접촉하는 것은 다음 두 경우를 뜻한다. (1) 집합체덕트의 상단이 노심 바깥 방향으로 충분히 휘어져서 CRR에 접촉하는 경우이며, 이때의 부하조건은 집합체덕트가 CRR로부터 반작용 힘을 받는다. (2) 집합체덕트가 노심 안쪽 방향으로 충분히 휘어져서 대표 집합체 내부영역에 존재하는 모든 집합체가 완전히 밀착하여 집합체간의 간극이 존재하지 않는 경우이며, 이때의 부하조건은 집합체덕트가 ACLP로부터 반작용 힘을 받는다.

벤딩 모멘트는 노심 조건에 따라 그리드판의 집합체 접속 부위 또는 부하패드에서 받는 힘에

의하거나 집합체 덕트의 대응면(flat-to-flat)에서의 온도 차이로 인해 발생할 수 있다. 집합체의 반경방향 온도 구배는 덕트 대응면의 온도 차이이며 이는 노심 영역과 노심 상부 영역에서 다음 식과 같은 열적 벤딩 모멘트를 야기한다.

$$\frac{M_T}{EI} = \alpha \Delta T / D \quad (1-29)$$

여기서, M_T = 열적 벤딩 모멘트(N-m), α = 집합체 덕트의 선팽창계수(K-1), ΔT = 집합체 대응면의 온도차이(K), D = 집합체 대응면의 거리(m) 이다.

집합체 온도 차이는 핵연료 구간에서 선형적으로 증가한다고 가정하므로 축방향 하부 블랭킷까지는 부하가 없다가 핵연료 영역 하단에서 0 크기의 모멘트를 가지고 선형적으로 증가하여 핵연료 영역 상단에서는 최대 모멘트 값을 가진다. 그리고 그 이상에서부터 집합체 끝까지는 일정한 온도 차이를 유지한다.

중성자 조사의 영향도 같은 방법으로 고려할 수 있다. 즉, 집합체 상단과 노심 상단에서의 초기 변위가 사용자 입력 형태로 주어지면 프로그램에서 이를 벤딩 모멘트로 환산하여 열적 벤딩 모멘트와 합하여 아래 식과 같이 집합체의 각 위치에 부가시킬 수 있다

$$M_1 = M_{1T} + M_{1I} \quad (1-30)$$

$$M_2 = M_{2T} + M_{2I} \quad (1-31)$$

여기서, M_{1I} = 노심 영역에서 중성자 조사에 의한 벤딩 모멘트(N-m), M_{2I} = 노심 상부 영역에서 중성자 조사에 의한 벤딩 모멘트(N-m), M_{1T} = 노심 영역에서 열적 벤딩 모멘트(N-m), M_{2T} = 노심 상부 영역에서 열적 벤딩 모멘트(N-m) 이다. 노심 상부 영역에서 열적 벤딩 모멘트 M_{2T} 는 노심 상부에서부터 집합체 끝까지 균일하게 작용한다. 벤딩 모멘트는 과도기간 동안에 출력-대-유량 비에 선형적으로 변화한다.

중성자 조사의 영향이 모두 노심 영역에 부가되는 경우 집합체 상단과 노심 상단의 휨 변위 관계는 다음 식과 같다. 부하패드와 노심상단 구속링(CRR)에서 힘이 작용하지 않는 경우라면 노심 상부와 하부는 수직 변위를 유지한다.

$$y_{2I} = y_{1I} \left[1 + 3(L-a)/(a-x_1) \right] \quad (1-32)$$

여기서, y_{1I} = ACLP의 변위(m), y_{2I} = 집합체 상단의 변위(m), L = 집합체 길이(m), a = 집합체 하단에서 ACLP까지의 거리(m), x_1 = 집합체 하단에서 노심하단까지의 거리(m) 이다.

집합체의 형상 데이터, 온도 구배, 중성자 조사 영향 등에 의해 집합체의 휨 형상이 결정된다.

그리드판, ACLP, 노심상단 구속링에서의 간극의 존재 여부에 따라 총 10가지의 휨 형상이 존재할 수 있다. ACLP와 TLP 위치에서 집합체의 휨 변위는 벤딩 모멘트를 고려하여 다음 식으로 나타난다.

$$y_a = M_1(a - x_1)^2 / 6EI \quad (1-33)$$

$$y_L = \frac{M_1}{6EI} \left[3(L-a)(a-x_1) + (a-x_1)^2 \right] + \frac{M_2}{2EI} (L-a)^2 \quad (1-34)$$

여기서, y_a = ACLP의 변위(m), y_L = TLP의 변위(m), M_1 = 노심 영역에서의 벤딩 모멘트(N-m), M_2 = 노심 상부 영역에서의 벤딩 모멘트(N-m) 이다.

반응도 제한 효과 측면에서는 노심 영역의 휨 변위가 중요하므로 집합체에서 고려할 수 있는 모든 부하조건에서 노심 휨 변위 ($x_1 \leq x \leq a$)를 식으로 표시할 수 있다. 집합체덕트의 휨 변위를 나타내는 대수 방정식에 추가로 사용되는 다른 변수들은 아래와 같다.

S_{GR} = 그리드판의 수직선에 대한 집합체의 기울기

S_{GRMAX} = 그리드판의 수직선에 대한 집합체의 최대 기울기

V_{GR} = 그리드판에서 집합체 하단에 작용하는 반경방향 반작용 힘

M_{GR} = 그리드판에서 집합체 하단에 작용하는 모멘트

P = 노심 부하패드에 작용하는 반경방향 힘

집합체의 최대 기울기 S_{GRMAX} 는 집합체 하단의 nosepiece가 바깥 방향으로 최대 수평 이동하는 경우 발생하며 일반적으로 노즐의 하단은 노심 안쪽으로, 노즐의 상단은 노심 바깥쪽으로 이동하는 경우에 해당한다. 이 값은 집합체의 크기가 비슷하다 할지라도 노심 설계에 따라 다를 수 있다.

TLP와 CRR 간의 최대 간극은 대표 집합체를 기준으로 하여 안쪽의 집합체들은 노심 안쪽으로 모든 부하패드가 밀착하고, 바깥쪽의 집합체들의 노심 바깥쪽으로 밀착하여 집합체간의 간극이 존재하지 않는 경우에 해당한다. TLP와 CRR 간의 간극은 보수적인 관점에서 전 과도기간 동안 변하지 않는다고 가정하므로 TLP가 열팽창하여 이동하면 CRR도 같은 거리만큼 이동한다. S_{GRMAX} 는 설계값이므로 사용자 입력으로 제공되며 계산 결과에 미치는 영향이 매우 크다.

집합체 휨 계산은 그리드판과 집합체 하단 노즐 사이의 간극의 존재 여부에 따라 크게 두 가지 경우로 구분되며, 각 경우마다 5가지 하중 조건에 대한 휨 형상을 구하는 관계식을 유도할 수 있다. 먼저 그리드판과 집합체하단 노즐 사이의 간극이 존재할 때, 다음과 같은 5가지 서로 다른 하중 조건에 대한 휨 변위는 다음 식으로 구할 수 있다.

경우 1: ACLP, RR, TLP 무접촉

$$y(x) = \frac{M_1}{6EI(a-x_1)}(x-x_1)^3 \quad (1-35)$$

경우 2: ACLP, TLP 무접촉, CRR 접촉

$$y(x) = \frac{M_1}{6EI(a-x_1)}(x-x_1)^3 + S_{GR}x \quad (1-36)$$

$$S_{GR} = \left[R_3 - \frac{M_1}{EI} \left[\frac{(a-x_1)(L-a)}{2} + \frac{(a-x_1)^2}{6} \right] - \frac{M_2}{EI} \frac{(L-a)^2}{2} \right] / L \quad (1-37)$$

경우 3: ACLP, CRR 무접촉, TLP 접촉

$$y(x) = \frac{M_1}{6EI(a-x_1)}(x-x_1)^3 + S_{GR}x \quad (1-38)$$

$$S_{GR} = \left[R_2 - \frac{M_1}{EI} \left[\frac{(a-x_1)(L-a)}{2} + \frac{(a-x_1)^2}{6} \right] - \frac{M_2}{EI} \frac{(L-a)^2}{2} \right] / L \quad (1-39)$$

경우 4: ACLP 접촉, TLP, CRR 무접촉

$$y(x) = \frac{M_1}{6EI(a-x_1)}(x-x_1)^3 + S_{GR}x \quad (1-40)$$

$$S_{GR} = \left[R_1 - \frac{M_1(a-x_1)^2}{6EI} \right] / a \quad (1-41)$$

경우 5: ACLP, CRR 접촉

$$y(x) = \frac{M_1}{6EI(a-x_1)}(x-x_1)^3 - \frac{V_{GR}}{EI} \frac{x^3}{6} - \frac{C_1x}{EI} \quad (1-42)$$

$$\frac{V_{GR}}{EI} = \frac{P}{EI} \left[1 - \frac{a}{L} \right] \quad (1-43)$$

$$\frac{P}{EI} = \frac{\left[\frac{R_1 L}{a} - R_3 + \frac{M_1}{EI} \left[\frac{a^3}{3} - \frac{x_1 a^2}{2} + \frac{x_1^3}{6} \right] \left[\frac{L}{a} - 1 \right] \right]}{\left[(a^3 - 2a^2 L + aL^2) / 3 \right]} \left/ (a - x_1) + \frac{M_2 (L - a)^2}{EI} \right/ \quad (1-44)$$

$$\frac{C_1}{EI} = \frac{C_3}{EI} + \frac{M_1}{EI} \frac{x_1^2}{2(a - x_1)} \quad (1-45)$$

$$\frac{C_3}{EI} = -\frac{R_1}{a} + \frac{M_1}{EI} \left[\frac{a^2}{6} - \frac{x_1 a}{2} - \frac{x_1^3}{6a} \right] \left/ (a - x_1) - \frac{V_{GR}}{EI} \left[\frac{a^2}{6} \right] \right/ \quad (1-46)$$

식 (1-35) ~ (1-46)은 다양한 집합체 부하조건에서 노심 반경방향의 변위를 대수 방정식으로 나타내고 있기 때문에 전산코드에 적용하기 쉬우며 계산속도도 물론 빨라진다. 그리드판과 집합체하단 노즐 사이의 간극이 존재하지 않는 경우에는 상기 5가지 부하조건에 대해서 휨 변위가 좀 더 복잡한 관계식으로 표현된다. 위의 식들에서 구한반경방향 변위와 정상상태 기준 온도 때의 반경방향 변위와의 차이가 결국 임의의 시점에서의 노심의 반경방향 변형량이 된다.

노심의 임의 축방향 위치에서 구해진 변형량에 반경방향 변위 반응도를 곱하면 각 위치에서의 반응도 변화량이 된다. 노심의 축방향 노드는 축방향 출력 분포를 위해 세분화한 노드와 같게 하는 것이 일반적으로 계산상 편리하다. 이렇게 구해진 모든 축방향노드의 반응도를 더하면 노심의 전체 반응도 변화량이 된다.

노심 반경방향 팽창에 대한 반응도가 곡선은 노심이 균일하게 팽창(dilation)한다는 가정 하에서 얻어진다. 이런 가정은 모든 집합체가 노심 중심선으로부터 각 집합체 위치까지의 거리에 비례하여 움직인다는 뜻이다. 이 가정을 따르지 않는 집합체가 존재할지라도, 즉, 선정된 최외곽 집합체 내부 영역에 존재하는 집합체들이 밀착하지 못하고 간극이 존재하는 경우, 그 영향은 크지 않다. 왜냐하면 최외곽 집합체에서 반응도 구배와 온도 구배가 최대가 되므로 노심 반경변화로 인한 반응도 변화는 대부분 여기에서 발생하기 때문이다.

2) 노심 3차원 열유체 해석모듈 연계

ANL과 I-NERI 국제 공동연구를 통해 개발된 노심 3차원 열유체 해석모듈은 액체금속로의 핵연료 집합체의 다차원적인 열수력 모델들을 포함한다. 이 모듈은 정상상태 및 과도기 중 핵연료 각각의 핀 내부와 피복재, 부수로 내의 냉각재, 육각형 집합체 덕트 6개 벽면 등에 대한 온도와 집합체 내부의 유량 분포를 전 노심에 대해 계산한다.

이 모듈은 COBRA-IV에서 이용하는 부수로 노드 체계와 유사한 방법을 이용한다. 그림 1-11, 1-12와 같이, 입력 모델링은 상세 부수로 모델링과 몇 개의 부수로를 합친 모델링 중에서 선택 가능하다. 그림 1-12와 같은 모델링의 이점은 Channel 수를 줄여 계산 시간 및 Data 저장 메모리를 감소시킨다. 반면, 그림 1-11의 모델링은 보다 정확한 계산을 필요로 할 때 이용할 수 있다. 부

수로에서의 유동은 축 방향, 압력차로 인한 횡 방향, Wire-wrap으로 인한 Sweeping 유동을 모의할 수 있으며, 이웃한 냉각재 부수로 사이의 열전달은 난류 혼합을 포함하여 계산된다.

본 연구에서는 개발된 노심 3차원 열유체 해석모듈을 과도 시 노심 상세거동 분석을 위하여 SSC-K와 수치해석적 통합을 수행하였으며 코드 간 비교계산을 통하여 3차원 모듈 통합 타당성을 검증하였다. 노심 3차원 모듈을 SSC-K 코드에 병합하기 위하여, 노심을 포함한 전체적인 계통의 운동량 방정식은 SSC-K 코드에 의해 풀게 되며, 3차원 모듈의 입출구 경계에서의 열수력적 조건을 3차원 모듈에 제공한다.

이의 경계 조건을 이용해서 3차원 모듈은 같은 시간 구간에서의 노심 열수력을 계산하고, 다음 시간 구간의 운동량 방정식을 풀기 위해 노심에서의 압력 구배 계수들을 SSC-K에 제공한다. 이외에 3차원 모듈의 노심 반응도 모델은 고온 풀과 노심 입구의 Grid 판의 온도를 제공받아야 하며, 이들은 각각 제어봉 위치로 인한 반응도와 노심의 반경방향 팽창으로 인한 반응도를 계산한다.

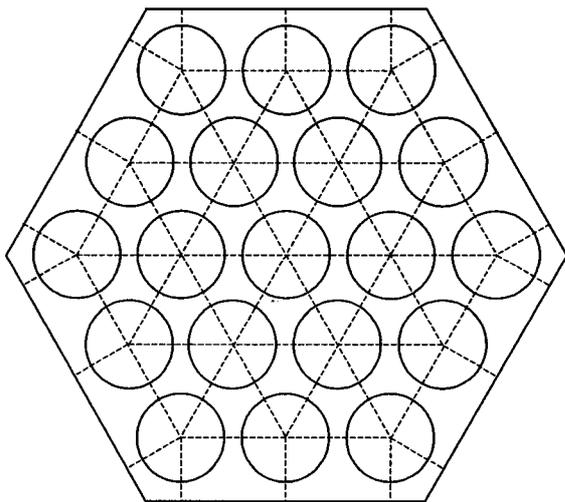


그림 1-11 19-Pin 육각형 집합체의 부수로 체계

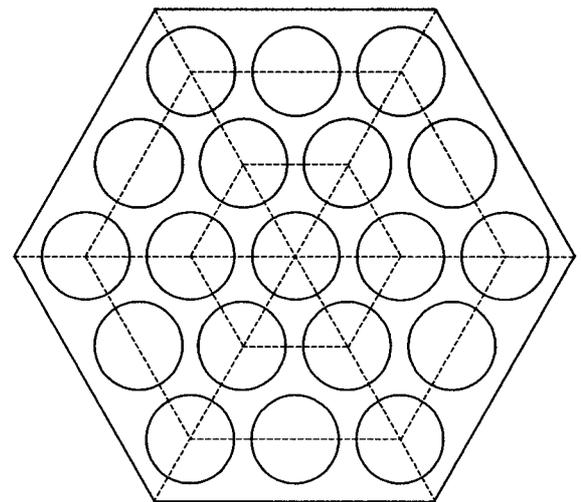


그림 1-12 단순화한 부수로 체계

가) SSC-K의 수력학적 모델

앞에 언급한 바와 같이 노심 3차원 모듈과의 결합을 위해 SSC-K의 노심 열수력 모델이 수정되어야 하며, 이에 대한 모델은 다음과 같다. 유동 방정식 유도는 단상 소용돌이를 대상으로 일차원이고 비 압축성으로 가정하며, 노심에서는 7개의 유로 및 핵연료를 모의한다. 정상 상태시 노심에서의 운동량 방정식은;

$$\frac{dP}{dz} = -\rho g - \frac{f_k}{D_{HK}} \frac{G_k |G_k|}{2\rho} - G_k^2 \frac{d}{dz} \left(\frac{1}{\rho} \right) \quad (1-47)$$

이며, 여기서 첨자 'k'는 노심 유로를 나타낸다. 'G'는 질량 유속(kg/m²-s), 'ρ'는 유체의 밀도(kg/m³), 'P'는 압력(N/m²), 'D_{Hk}'는 수력학적 직경(m), 'z'는 축방향 거리(m) 등을 의미하며, 'f'는 마찰 인자로서 C1(Re)^{C2}이다.

과도기 계산에서는 구조물, 냉각재, 핵연료봉 등의 온도 등을 서로 결합해서 푼다. 유동은 시간상 Fully-implicit 유한 차분 기법을 이용하여 Marching 방법으로 축 방향 노드를 진행하면서 계산한다. 과도기 계산을 시작하기 전에 각각의 노심 유로에 유입되는 유량은 오리피스 설계에 따라 사용자가 입력한다. 과도기 중 노심 각 유로의 유량 분포는 유로 각각에서 발생하는 압력 강하를 따로 계산하며, 다음의 운동량 방정식이 적용된다.

$$\frac{dW}{dt} + \frac{d}{dz}(W \cdot v) + A \frac{dP}{dz} + \frac{f_k}{D_{Hk}} \frac{\rho v^2 A}{2} + \rho g = 0 \quad (1-48)$$

여기서 'W'는 냉각재의 유량(kg/s), 'v'는 속도(m/s), 'A'는 유 면적(m²)을 나타낸다.

위의 식 (1-48)을 적분하면 임의의 병렬 유로(예 노심의 7개 유로)에 대해서도 적용할 수 있다. 식 (1-48)을 적분하면

$$\Delta P_{core,k} = \left(\frac{\Delta z}{A} \right)_k \frac{\delta W_k}{\delta t} + \left(\frac{W}{A} \right)_k^2 \left(\frac{1}{\rho_{top}} - \frac{1}{\rho_{bottom}} \right) + W_k |W_k| \cdot I_{f,k} + W_k |W_k| \cdot I_{K,k} - g \cdot I_{g,k} \quad (1-49)$$

$$I_{f,k} = \frac{f \cdot \Delta z}{2\rho D A^2} \Big|_{inlet} + \frac{f \cdot \Delta z}{2\rho D A^2} \Big|_{outlet} + \frac{1}{2DA^2} \sum_j \frac{f \cdot \Delta z}{\rho} \Big|_{j=1, \dots, \text{Number of core nodes}} \quad (1-50)$$

$$I_{K,k} = \frac{K}{2\rho A^2} \Big|_{inlet} + \frac{K}{2\rho A^2} \Big|_{outlet} \quad (1-51)$$

$$I_{g,k} = \rho \cdot \Delta z \Big|_{inlet} + \rho \cdot \Delta z \Big|_{outlet} + \sum_j \rho \cdot \Delta z \Big|_{j=1, \dots, \text{Number of core nodes}} \quad (1-52)$$

위의 방정식은 다음의 가정을 포함한다. 먼저, 하부 및 상부 공동에서 반경 방향의 압력 변화는 없으며, 항상 원자로 내부의 유량은 노심 전체 유로에서의 유량과 우회 유량의 합과 같다. 즉 과도기 중 어느 순간, 노심을 제외한 원자로 내의 임의의 노드에서 유량은 어디에서나 같다.

식 (1-49)는 루프를 구성하는 방정식들과 함께 Predictor-corrector 적분 알고리즘을 구성해서 과도기 압력과 유량에 대한 시간 변화율을 구한다. 비 압축성 가정에 따라, 위와 같이 수력학적 방정식들을 먼저 푼 후, 에너지 방정식을 노심, 루프 등에서 풀게 된다.

나) 노심 3차원 열유체 해석모듈의 열수력 모델

노심 3차원 해석 모듈은 유체에 대해 질량, 운동량, 에너지 보존 방정식들을 적용하며, 구조물에 대해 열전도 방정식을 이용한다. 그림 1-11과 1-12의 축 방향 부수로에서 유체에 대한 질량 보존 방정식은;

$$\frac{d}{dt}(\bar{\rho}_{ji} A_{ji} \Delta z_j) = w_{ji} - w_{j+1,i} - \sum_k w_{Ljik} \quad (1-53)$$

이며, 첨자 'j'는 축 방향 노드, 'i'는 부수로 번호, 'k'는 이웃한 부수로 번호, 'w_L'은 횡 방향 유동을 의미한다. 첨자 'jik'는 'j' 번째 축 방향 노드의 'i' 부수로에서 'k' 부수로로 향하는 방향을 나타낸다. 운동량 보존 방정식은;

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta z_j}{A_{ji}} + \frac{\Delta z_{j-1}}{A_{j-1,i}} \right) \frac{dw_{ji}}{dt} = & \bar{p}_{j-1,i} - \bar{p}_{ji} - \frac{w_{ji}^2}{\rho_{ji} A_{ji}^2} + \frac{w_{ji}^2}{\rho_{ji} A_{ji}^2} - \frac{w_{ji}^2}{\rho_{ji} A_{j-1,i}^2} + \frac{w_{j-1,i}^2}{\rho_{j-1,i} A_{j-1,i}^2} \\ & - \Delta p_{fj} - \frac{w_{ji} |w_{ji}| K_{orji}}{2 \rho_{ji} A_{ji}^2} - \frac{\rho_{ji} g (\Delta z_j + \Delta z_{j-1})}{2} \\ & - \frac{1}{2} \sum_k \left\{ S_{wjik} \frac{w_{Ljik} w_{ji}}{\rho_{ji} A_{ji}^2} - (1 - S_{wjik}) \frac{w_{Ljik} w_{jk}}{\bar{\rho}_{jk} A_{jk} A_{ji}} \right. \\ & \left. + S_{wj-1,ik} \frac{w_{Lj-1,ik} w_{j-1,i}}{\bar{\rho}_{j-1,i} A_{j-1,i}^2} - (1 - S_{wj-1,ik}) \frac{w_{Lj-1,ik} w_{j-1,k}}{\bar{\rho}_{j-1,k} A_{j-1,k} A_{j-1,i}} \right\} \end{aligned} \quad (1-54)$$

이며, '-'는 노드의 중앙에서의 값들을 의미하며, p_{fji} 는 마찰로 인한 압력 손실, K_{orji} 는 형태 손실 계수, S_{wjik} 는 w_{Ljik} 가 양이면 1이고 음이면 0이다. 위식의 좌변 항은 운동량의 시간 변화량이고, 우변의 1번과 2번 항은 공간에서의 압력 변화, 3번에서 6번 항들은 축 방향 유동의 대류, 9번 항은 중력, 나머지 항들은 횡 방향 유동으로 인한 운동량 변화량을 각각 나타낸다.

냉각재의 에너지 보존 방정식은

$$V_{cji} C_{prefji} \frac{d}{dt} [\bar{\rho}_{ji} (\bar{T}_{ji} - T_r)] = \sum_{in} w_{inji} (T_{inji} - T_r) C_{prefji} - \sum_{out} w_{outji} (T_{out} - T_r) C_{prefji} + \phi_{ji} \quad (1-55)$$

이며, V_{cji} 는 i 부수로의 j 노드에서 냉각재의 체적, C_{prefji} 는 온도 T_r 에서 냉각재 비열, T_{inji} 는 노드 입구에서 냉각재 온도, T_{out} 는 노드 출구에서 냉각재 온도, T_r 은 Time Step 초기 온도, ϕ_{ji} 는 열원, '-'로 표시된 변수들은 평균 값들을 의미한다. 위의 방정식들에서 냉각재는 압축성 유체로 가정해서 푼다.

연료봉에서의 열전도 방정식은;

$$\rho_f C_f \frac{dT_f}{dt} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} (k_f r \frac{dT_f}{dr}) + Q \quad (1-56)$$

이며, 축 방향의 열전도는 무시하고 반경 방향으로의 1차원적 열전도 방정식을 계산한다. 여기서 ρ , C , T 는 핵연료봉의 밀도, 비열, 온도를 각각 나타낸다. 첨자 f 는 fuel, Q 는 열원, k 는 전도도 등을 각각 의미하며, 연료봉과 유사하게 피복재와 Bond Gap 전도에 대해서도 모델한다.

식 (1-55)에서 ϕ_{ji} 는 식 (1-57)과 같으며, 식 (1-57)에서 ϕ_{cji} 는 피복재와 열 구조물로부터 냉각재로 전달되는 열, ϕ_{rji} 는 중성자와 감마선으로 직접 가열되는 열, ϕ_{scji} 는 이웃한 부수로에서 전달되는 열과 난류 혼합으로 발생하는 열, ϕ_{chchji} 는 부수로 간의 열교환 등을 각각 나타낸다. 여기서 ϕ_{scji} 는 식 (1-58)과 같으며, u_{1ik} 는 부수로 i 에서 k 로 전도될 때의 기하학적 인자, u_{2ik} 는 난류 혼합 인자이다.

$$\phi_{ji} = \phi_{cji} + \phi_{rji} + \phi_{scji} + \phi_{chchji} \quad (1-57)$$

$$\phi_{scji} = \sum_k [u_{1ik} k_j + u_{2ik} C_j (\bar{w}_{ji} + \bar{w}_{jk})] (\bar{T}_{jk} - \bar{T}_{ji}) \quad (1-58)$$

식 (1-53)과 (1-54)에서 횡 방향 유동을 나타내는 w_{Ljik} 는 식 (1-59)로 표현되며, K_{sik} 는 Wire-wrap sweeping factor 이다. K_{sik} 는 부수로 i 에서 k 로의 순수 Sweeping이 존재하지 않으면 0이 된다.

$$w_{Ljik} = K_{sik} \frac{(w_{ji} + w_{j+1,i})}{2} + S_{jik} \sqrt{\frac{2\rho A_{Ljk}^2 |\bar{p}_{ji} - \bar{p}_{jk}|}{K_{Ljk}}} \quad (1-59)$$

여기서, S_{jik} 는 부수로 i 의 압력이 k 의 압력보다 크면 1이고, 반대면 -1이다.

정상상태 루틴에서 식 (1-53)에서 (1-56)까지의 시간 변화량을 '0'으로 설정하고 각각의 집합체에서의 냉각재의 온도, 압력, 유량 등에 대한 근사 계산을 수행한다. 냉각재에 대한 계산이 끝나면, 마지막으로 집합체간의 열전달을 모든 집합체에 대해 계산하고, 노심 출력과 집합체에서의 냉각재 유량이 일정하게 유지된다. 핵연료 Pin에서 냉각재로 전달되는 열은 정상상태시의 Pin에서 발생하는 출력으로 결정되며, 냉각재 조건이 계산된 후 핵연료 Pin과 구조물들의 온도를 계산한다.

식 (1-53)에서 (1-55)는 전체적으로 Semi-implicit 방법을 이용한다. 따라서 N개의 제어체적에 대해 N개의 선형 방정식을 구성되며, N개의 미지수가 생성된다. 이들은 반복법을 이용해서 한 Time step에 대한 미지수들을 구한다. 집합체간의 열전달은 Explicit Time differencing을 이용하며 집합체 각각에 대해 한 개의 Time Step 계산이 독립적으로 수행된다.

다) SSC-K 코드와 노심 3차원 열유체 해석모듈의 결합

앞에서 언급한 바와 같이 SSC-K 코드는 Predictor-corrector 수치해법을 이용하여 전체 계통에 대한 적분 운동량 방정식을 풀며, 에너지 방정식과는 별도로 계산한다. 반면에 노심 3차원 모듈은 압축성 유체로 가정했기 때문에 Semi-implicit 방법을 이용해서 방정식들을 선형화한 후, 전체 계통에 대해 에너지 방정식과 운동량 방정식을 결합해서 푼다. 따라서 두 코드의 결합은 다음의 가정을 통해 이루어진다.

- (a) 전체적인 계통의 해석은 SSC-K를 따른다.
- (b) 3차원 모듈의 경계 조건을 SSC-K가 제공한다.
- (c) SSC-K의 계산을 위해 노심 부분의 운동량 방정식 계수들[식 (1-50) ~ (1-52)]은 3차원 모듈에서 제공한다.

가정 (a)에 따라 3차원 모듈은 SSC-K의 노심 부분을 대치한다. 기타 SSC-K 코드에서 노심 부분 계산은 원자로 입구의 압력을 계산하기 위한 적분 방정식을 제외하면 다른 부분은 코드에서 제거된다. 반면 3차원 모듈은 SSC-K로부터 입구 및 출구 압력의 시간 변화량을 제공받는다. 3차원 모듈의 수치 해법에 따라 SSC-K에서 제공된 식 (1-60)과 (1-61)의 시간 변화량의 1/2 만이 Explicit 항으로 더해진다.

SSC-K에서 비 압축성 유체를 가정하므로 임의 Time step에서 전체 계통 유량은 변하지 않는 것으로 가정한다. 따라서 3차원 모듈에서 압축성 유체 가정으로 약간의 유량 변화가 존재하지만, 이는 무시한다.

$$p_{in}(t + \delta t) = p_{in}(t) + \delta t \frac{dp_{in}}{dt} \quad (1-60)$$

$$p_{out}(t + \delta t) = p_{out}(t) + \delta t \frac{dp_{out}}{dt} \quad (1-61)$$

두 코드에서 계산된 정보는 크게 정상상태 계산 루틴과 과도기 계산 루틴 두 곳에서 교환된다. 먼저 SSC-K 코드는 정상상태 계산시 노심 입구 및 출구 압력, 입구 온도 등을 경계 조건으로 3차원 모듈에 제공하는데, 3차원 모듈은 노심 출구에서부터 입구까지 압력 분포를 계산한다. 이때 3차원 모듈에서 계산된 노심 입구 압력과 SSC-K가 제공한 압력과의 차이를 노심 입구에 형태 손실 압력으로 보전한다. 이는 3차원 모듈이 없을 때 SSC-K 코드는 잉여분의 압력을 노심 상부에 형태 손실 값으로 전환하는 것과는 반대이다. 또한 3차원 모듈에서 계산된 압력강하보다 SSC-K에서 계산된 압력강하가 작으면 Error를 발생시킨다.

3차원 모듈은 제공받은 경계조건을 이용해서 노심 부분의 정상 상태 계산을 수행하며, 각 집합체에 따른 유량, 출구 온도, 식 (1-50) ~ (1-52)의 계수들을 SSC-K에 제공한다. 정상상태와 유사하게 과도기 계산에서도 경계조건 값들을 주고 받는데, SSC-K에서는 식 (1-60)과 (1-61)을 이용해서 입구 및 출구에서의 경계 압력들에 대한 도함수들과 입구 온도를 3차원 모듈에 제공한

다. 3차원 모듈은 정상상태에서와 같이 유량 출구 온도, 계수들을 SSC-K에 넘긴다.

과도기에서 노심의 출력을 계산하기 위해 3차원 모듈은 점 동특성 방정식을 풀며, 이때 다양한 반응도 궤환 모델이 이용된다. 크게 핵연료의 온도 및 밀도, 노심 냉각재의 온도 및 밀도, 원자로 상부에서 제어봉의 삽입, 노심 상하부의 반경 방향 팽창 등의 변화로 인한 반응도 궤환 효과를 고려하는데, 핵연료와 노심 냉각재의 변화는 3차원 모듈 내부에서 계산된 값들을 이용하는 반면에, 원자로 상부에서 제어봉 삽입 효과와 노심 상하부의 반경 방향 팽창 변화 등은 1차원에서 계산된 값들을 이용해야 한다.

제어봉 삽입 효과의 경우 노심의 온도 상승으로 인한 노심 길이 팽창과 저온 풀에서의 원자로 용기 길이 팽창의 차이로 인해 제어봉이 삽입되거나 인출되는 효과를 반영한다. 따라서 원자로 용기의 길이 팽창을 계산하기 위해서는 SSC-K의 일차원 원자로 용기 모델을 반영해야 하므로 이를 위한 모델이 노심 3차원 모듈에 포함되었다. 원자로 용기의 길이 변화량을 계산하기 위해 다음의 식 (1-62)가 이용된다.

$$\Delta Z_{vessel} = Z_0 \times \alpha_T \times (T_{vessel} - T_0) \quad (1-62)$$

여기서 Z_{vessel} 은 원자로 용기의 길이 변화량이며, Z_0 , T_0 는 초기 정상상태에서 원자로 용기의 길이와 온도이고, α_T 는 온도 T_{vessel} 에서의 구조물 선형 팽창계수이다.

반경 방향에 대한 반응도 궤환을 고려하는 경우에는 노심 상부와 하부에서 구조물의 반경 방향 변형량을 계산해야 한다. 노심 상부의 구조물에 대해서는 3차원 모듈에서 계산하는 반면에 하부의 Grid Plate의 온도는 SSC-K의 Lower Plenum에서 계산한다. 따라서 SSC-K에서 계산된 Grid Plate 온도를 3차원 모듈의 반경 방향 반응도 궤환 모델에 추가했다.

3) 노심 3차원 열유체 해석모델 통합 타당성 검증

SSC-K 코드와 노심 3차원 열유체 해석모델을 통합한 후 코드 통합의 완성도와 타당성을 검증하기 위해 KALIMER-150을 대상으로 비보호 사고 계산을 수행하였다. 또한 SSC-K 계산결과와 SAS4A/SASSYS-1 계산결과를 비교분석함으로써 SSC-K의 전체적인 타당성을 검증하였다. 그림 1-13은 KALIMER-150 노심의 1/6에 해당하며 전 노심은 이 형태의 대칭적인 모양으로 구성된다.

노심 3차원 모듈은 노심 전체를 실제 집합체와 동일한 기하학적 형상으로 모의한다. 그림 1-13의 집합체들에서 2번째 그룹인 핵연료 집합체에 해당하는 것이 오른쪽 그림이다. 핵연료 집합체는 271핀으로 구성되어 있어 실제 부수로로 모의할 경우 한 개의 집합체를 모의하려면 540여 개의 부수로가 필요하며, 이는 매우 많은 계산 시간을 요구한다. 따라서 좀 더 간결한 모델을 위해 그림과 같이 핵연료 핀의 반경 방향 위치에 따라 여러 개의 부수로를 묶어 60개의 부수로로 모델하였다. 이와 같은 방법으로 대칭되는 집합체를 제외한 KALIMER-150 전체 노심을 14개의

집합체와 696 개의 부수로로 모의하였고, 축 방향으로는 42개의 노드로 세분화하였다. 유효 핵연료 영역은 20개의 축방향 노드로 나누었으므로 한 노드당 축방향 길이는 약 5 cm에 해당한다.

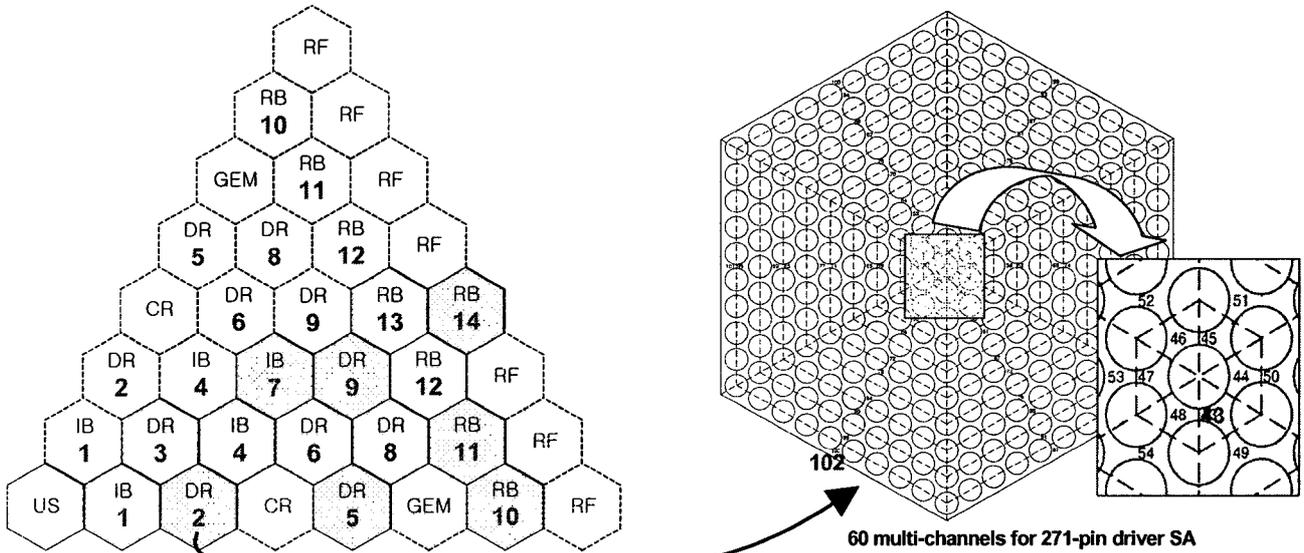


그림 1-13 다차원 모듈의 집합체 모의방법

그림 1-14와 1-15는 노심 3차원 열유체 모듈이 포함된 SSC-K 코드를 이용하여 수행한 비보호 반응도 삽입사고(UTOP)시 반응도 거동과 출력 거동을 SAS4A/SASSYS-1 결과와 비교한 것이다. UTOP 사고는 제어봉 계통의 고장으로 제어봉이 부적절하게 인출되며 원자로의 정지 계통이 작동하지 않는 것을 가정한다. 이 외에 다른 계통은 정상 운영을 계속하며, 제어봉의 인출로 30 Cents의 반응도가가 15초 동안 선형적으로 삽입되는 것으로 가정했으며, 이로 인해 노심 출력 증가와 함께 핵연료, 냉각재, 구조물 등의 온도가 증가하게 된다. 다시 이 온도 증가는 핵연료의 도플러 반응도, 핵연료 및 피복재의 팽창으로 인한 반응도, 냉각재의 밀도 변화로 인한 반응도, 노심 상부의 반경방향 팽창으로 인한 반응도, 제어봉 구동 라인의 팽창으로 인한 반응도 등에 영향을 미친다.

그림에 보인 바와 같이, 다양한 반응도의 전체 총 합은 처음 인위적인 반응도 삽입으로 증가하지만, 반응도 삽입이 끝나면 바로 감소하기 시작하여 사고 발생 후 약 50 초경에 음의 반응도로 된다. 이후 출력은 계속 감소하여 사고 발생 후 600초에서 정상 출력의 1.05배 정도에서 정상 상태를 유지한다.

SSC-K 계산 결과와 SASSYS의 계산 결과와 비교할 때 반응도와 출력은 두 코드가 거의 동일하게 계산한다. 그러나 제어봉 팽창과 노심의 반경 방향 팽창으로 인한 반응도 케환은 사고 발생 후 약 50초부터 조금씩 차이를 보인다. 이 차이는 초기 정상상태 값에서 SSC-K에서 모의된 일차냉각계통의 냉각재 유량이 SASSYS에서 모의된 양에 비해 약간 작기 때문이다. 이는 과도기

시 계통의 전체 압력 강하를 두 코드가 서로 다르게 계산하기 때문이지만, 전체적으로 계산 결과는 매우 타당하게 계산하고 있는 것을 알 수 있다.

그림 1-16은 UTOP 발생 후 최고 온도가 나타나는 18.25초 시점의 노심 상부 집합체 출구에서 온도 분포를 도시하고 있는데, 9번 집합체에서 최고 출구 온도 598°C에 도달한다. 이때 9번 집합체 내부 핵연료 영역에서의 상세한 온도 분포는 그림 1-17에 나타냈으며 집합체 내부의 최고 온도는 676°C이다.

비보호 유량 상실사고(ULOF)는 일차 및 중간 계통의 펌프와 증기 발생기의 급수 펌프 등의 전원이 상실되고 원자로 정지 계통의 고장이 발생한 것으로 가정한다. 일차계통 펌프의 전원 상실로 일차계통 유량이 상실되어 노심 냉각재의 온도가 증가하게 된다. 그러나 KALIMER-150의 설계에서 Gas Expansion Module(GEM)은 유량 상실 사고시 큰 음의 반응도를 유도하도록 되어 있다. 이러한 GEM은 약 -2 \$의 반응도가 형성되며 이로 인해 노심의 출력은 붕괴열 수준으로 감소한다.

그림 1-18에서 보는 바와 같이 UTOP 계산과는 달리 두 코드에서 계산된 반응도 궤환 값이 큰 과도기를 겪으면서 두 코드의 조그만 모델 차이가 점점 커지는 경향을 보이면서 약 30초에서 약 200초 사이에서 상당한 차이를 나타낸다. 특히 큰 차이를 보이는 제어봉 반응도 궤환과 반경 방향 팽창으로 인한 반응도 궤환은 일차 냉각 계통의 냉각 능력에 따라 많은 차이를 보인다. 일차 냉각 계통 유량을 나타내는 그림 1-19에 나타낸 바와 같이, 두 코드에서 계산된 펌프 Coastdown과 최종적으로 형성된 자연 순환 유량에서 차이를 보인다.

이는 전체적으로 두 코드에서 계산된 계통의 압력 강하기 서로 다르다는 것을 의미하며, 이로 인해 그림 1-20에서 보는 바와 같이 노심으로 유입되는 냉각재 온도가 서로 다르다. 결과적으로 반응도 궤환 값은 약간씩 차이가 발생하지만, GEM으로 인한 음의 반응도 삽입이 매우 크기 때문에 그림 1-21에 나타낸 노심 출력은 두 코드가 거의 같은 거동을 보인다. 그럼에도 불구하고, 최종적으로 반응도 궤환 모델에 따른 출력은 거의 유사한 경향을 보인다.

비보호 열제거원 상실사고는 모든 증기 발생기의 원자로 열 제거 능력이 상실됨에도 불구하고, 일차 및 이차계통의 냉각재 펌프는 작동하는 것으로 가정한다. 유일한 열 제거원은 피동 잔열 제거 계통 뿐이며, 원자로 정지와 같은 보호 조치는 취해지지 않는 것으로 가정한다. 따라서 원자로의 출력은 반응도 궤환 거동에 따라 변한다.

그림 1-22는 일차냉각재 계통의 유량에 대한 두 코드의 계산 결과를 비교한 것이다. SASSYS 코드의 계산 결과는 계산이 끝나는 시점까지도 정상 유량의 99 %를 유지하고 있는 반면에 SSC-K 코드의 계산 결과는 계산 초기 약 100초까지 정상 유량의 95 % 정도로 감소한 후에 그 상태를 계속 유지한다. 이 또한 ULOF 사고 계산에서 언급한 바와 같이 계통의 압력 강하가 서로 다르기 때문이다. 또한 SASSYS에서 계산되는 냉각재의 열 용량(냉각재 재고량)이 SSC-K 보다 상당히 크게 모델되어, 그림 1-23에 나타낸 바와 같이, 전체 냉각재의 온도 상승은 SSC-K의 모델이 보다 빨리 상승하고, 그에 따른 반응도 궤환과 노심 출력 감소도 SASSYS 모델보다 훨씬 빨리 발생한다.

결과적으로 SASSYS 모델에서 계산된 노심 입구의 온도는 SSC-K 모델보다 보다 늦게 상승하므로써 반응도 궤환 효과에 따른 노심 출력 감소도 SASSYS 모델이 늦어진다. 이들 차이로 인해서 계산 결과는 서로 다른 거동을 보이지만, 전체적인 거동은 두 코드가 유사하며, SSC-K 코드의 노심 3차원 모듈이 계통의 거동을 올바르게 반영하고 있음을 보인다.

이상에서 살펴본 바와 같이 통합된 코드로 KALIMER-150에 대해 SSC-K 코드와 SASSYS-1 코드의 비교 계산한 결과, 두 코드의 압력 강하에 관련된 상관식과 입력에서의 압력 분포에 관해 약간의 차이로 인해 조금 다른 결과를 보여주었으나 그 경향은 매우 유사하며, 계통 거동에 맞는 노심 거동을 계산함으로써 3차원 모듈 통합의 타당성을 확인하였다.

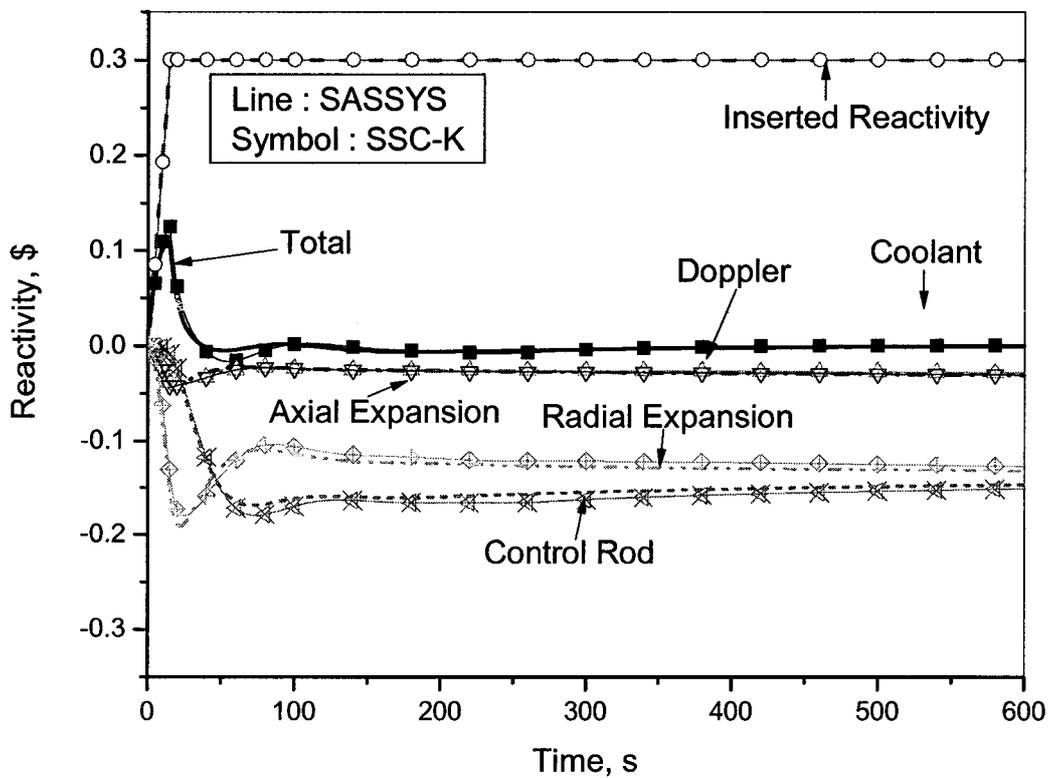


그림 1-14 다양한 반응도 궤환 효과 비교

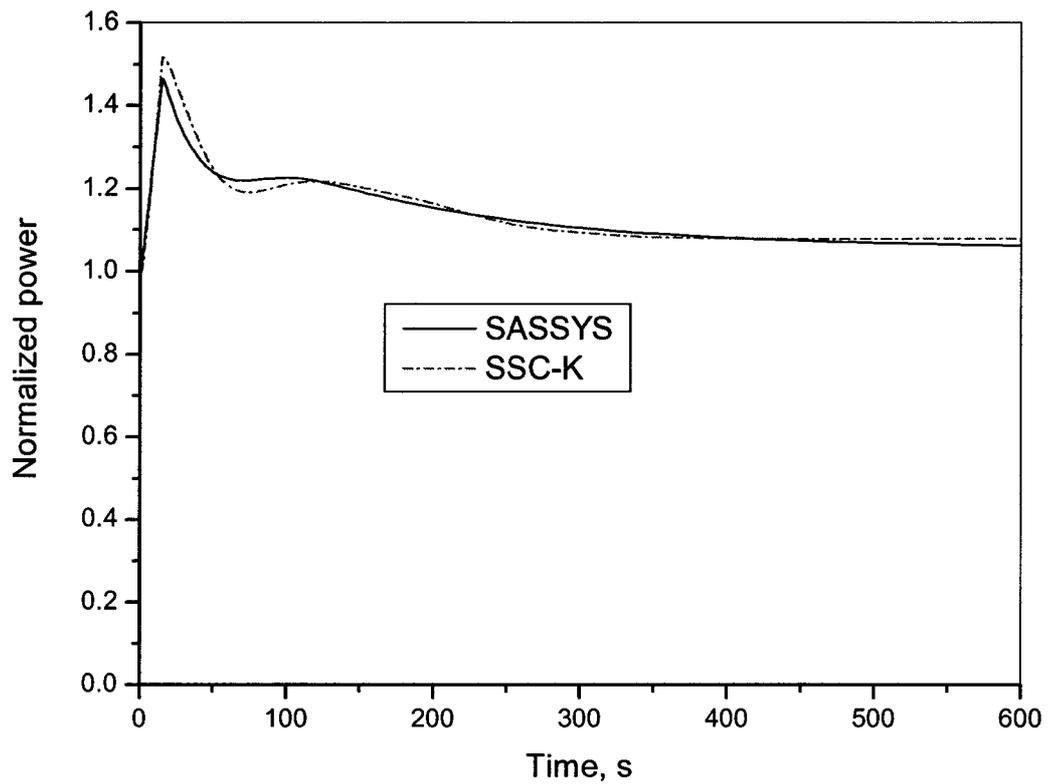


그림 1-15 노심 출력 거동 비교

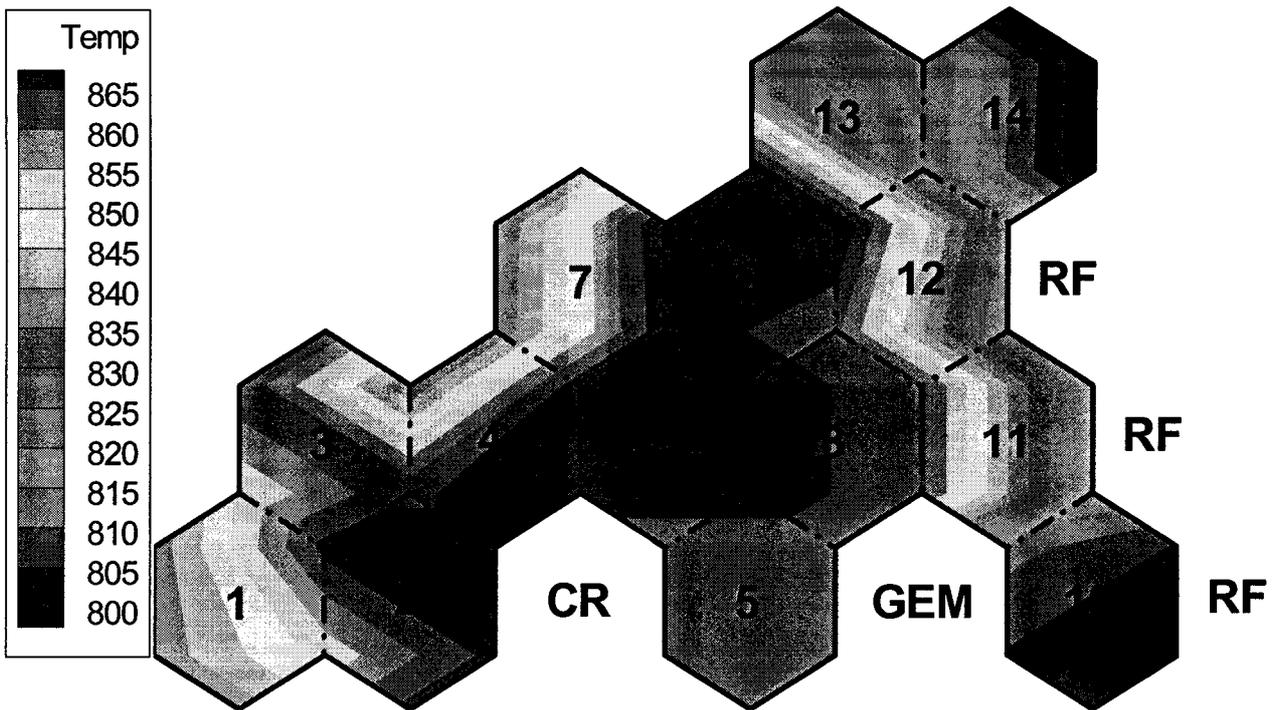


그림 1-16 집합체 출구 온도 분포

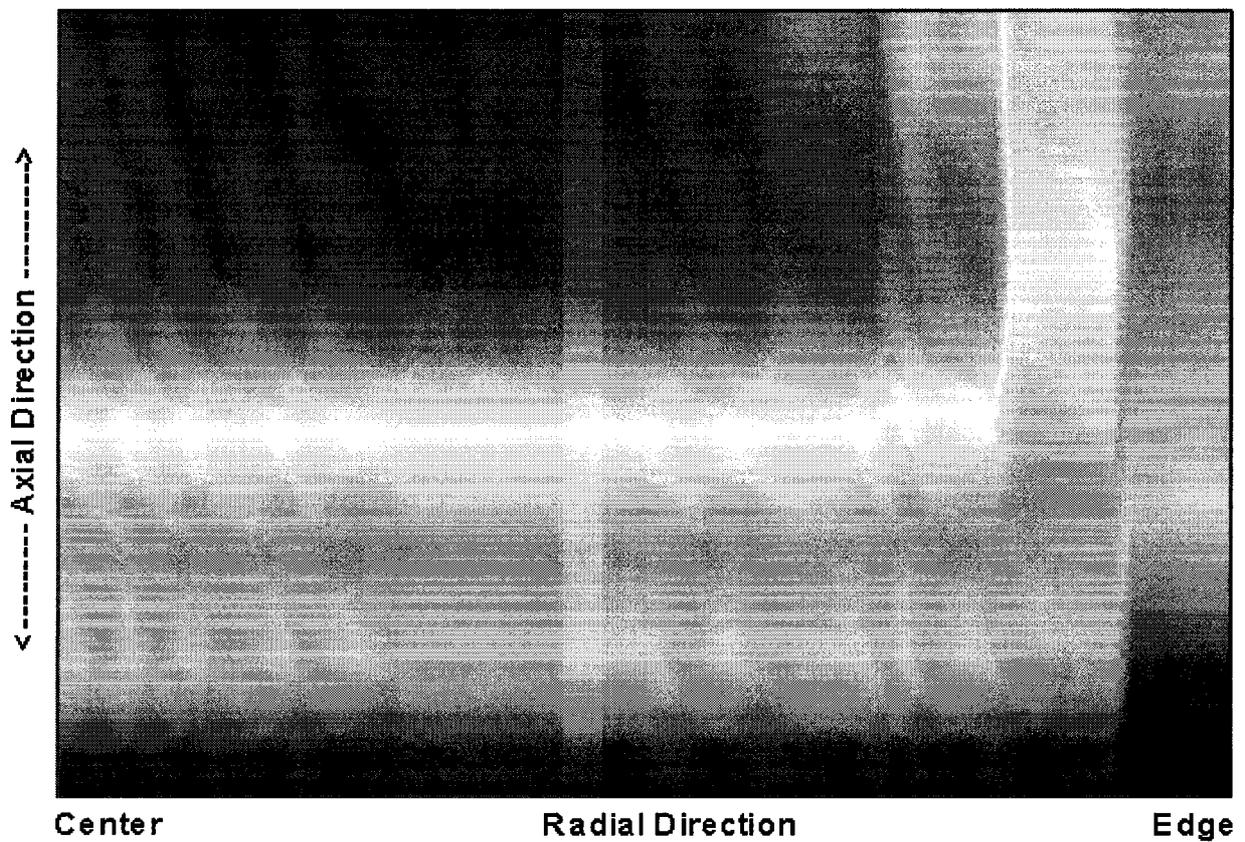


그림 1-17 집합체 내부 온도 분포 (9번)

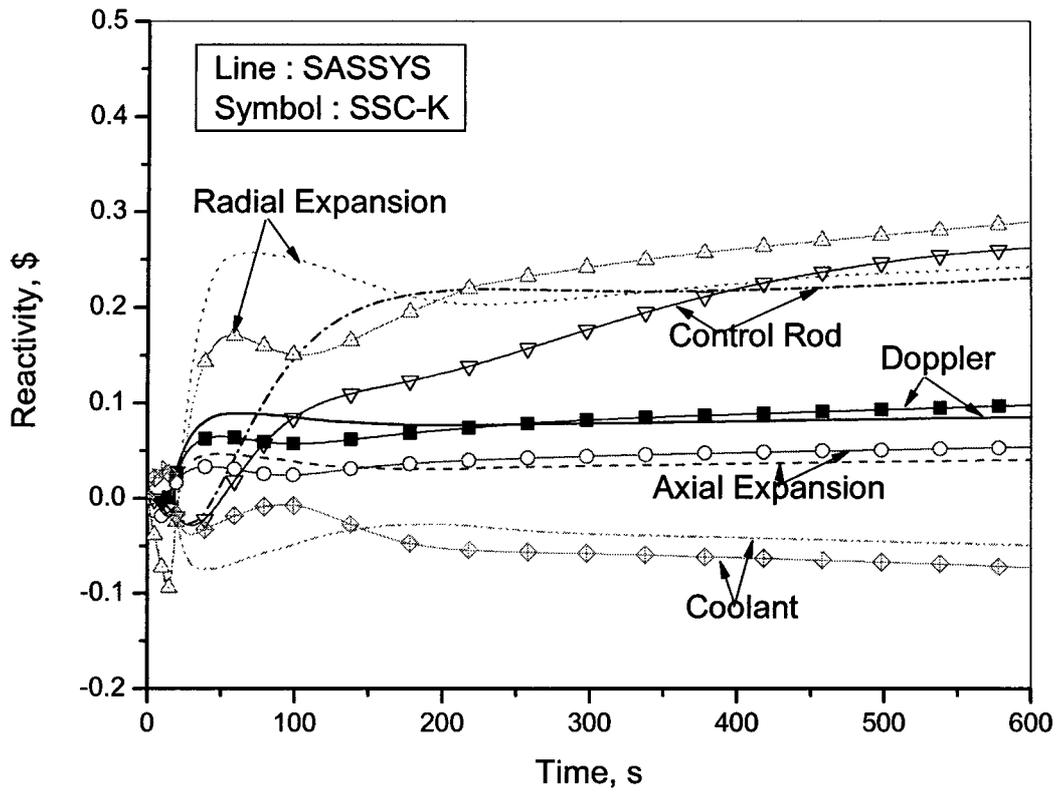


그림 1-18 ULOF시 반응도 궤환 거동 비교

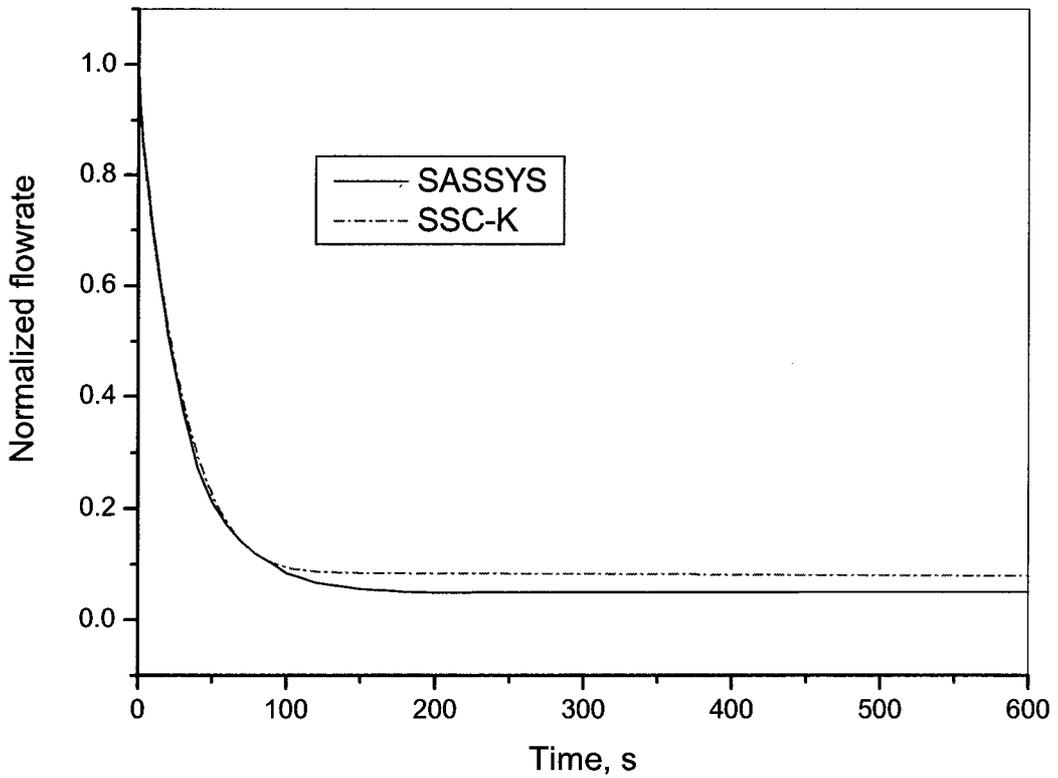


그림 1-19 ULOF시 일차 냉각 계통의 유량 거동 비교

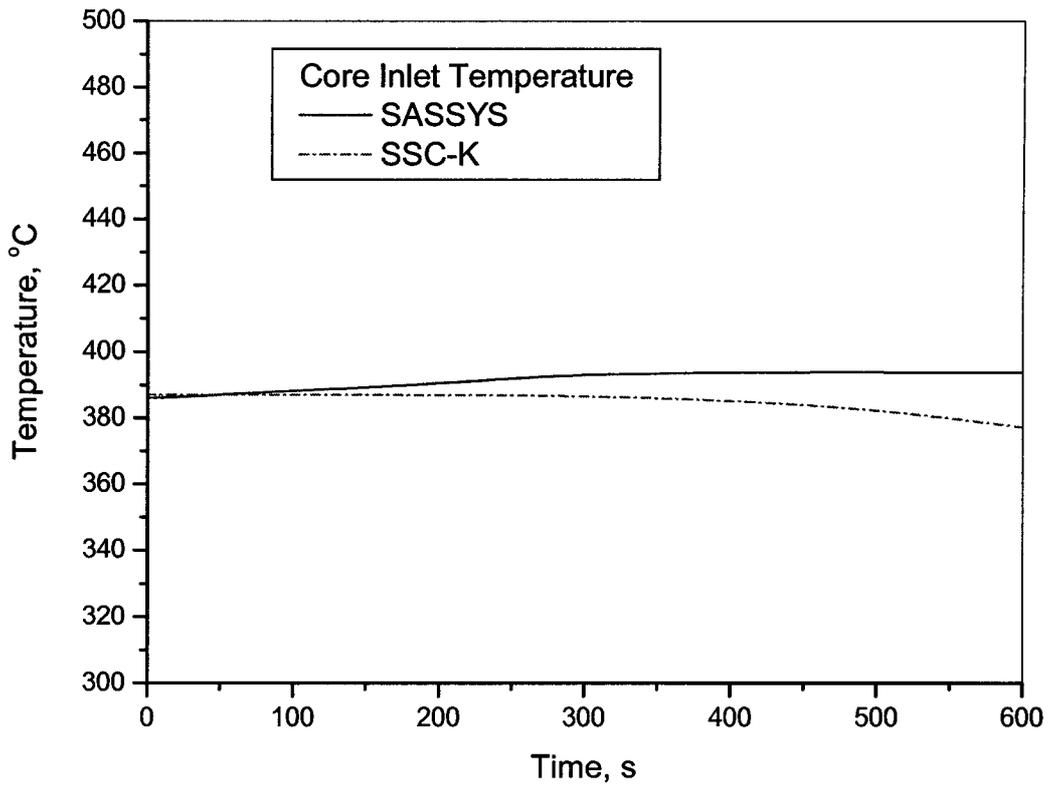


그림 1-20 ULOF 사고시 노심 입구에서 냉각재 온도 거동 비교

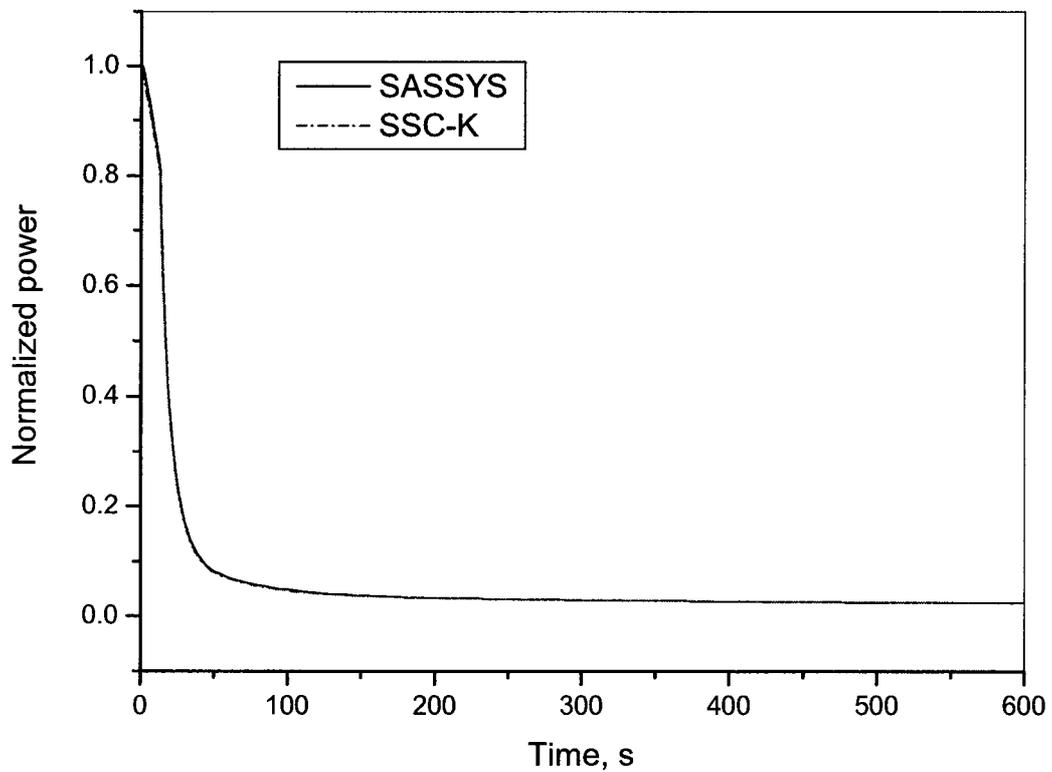


그림 1-21 ULOF 사고시 노심 출력 거동 비교

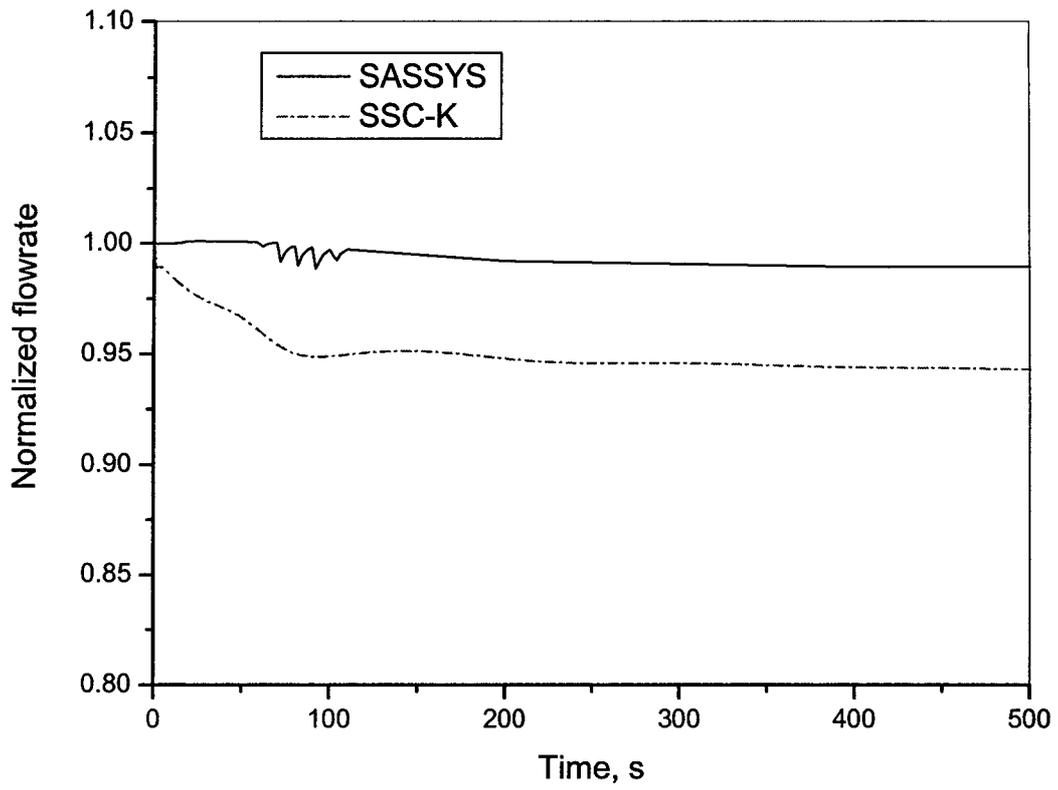


그림 1-22 ULOHS 사고시 일차 냉각 계통 유량 거동 비교

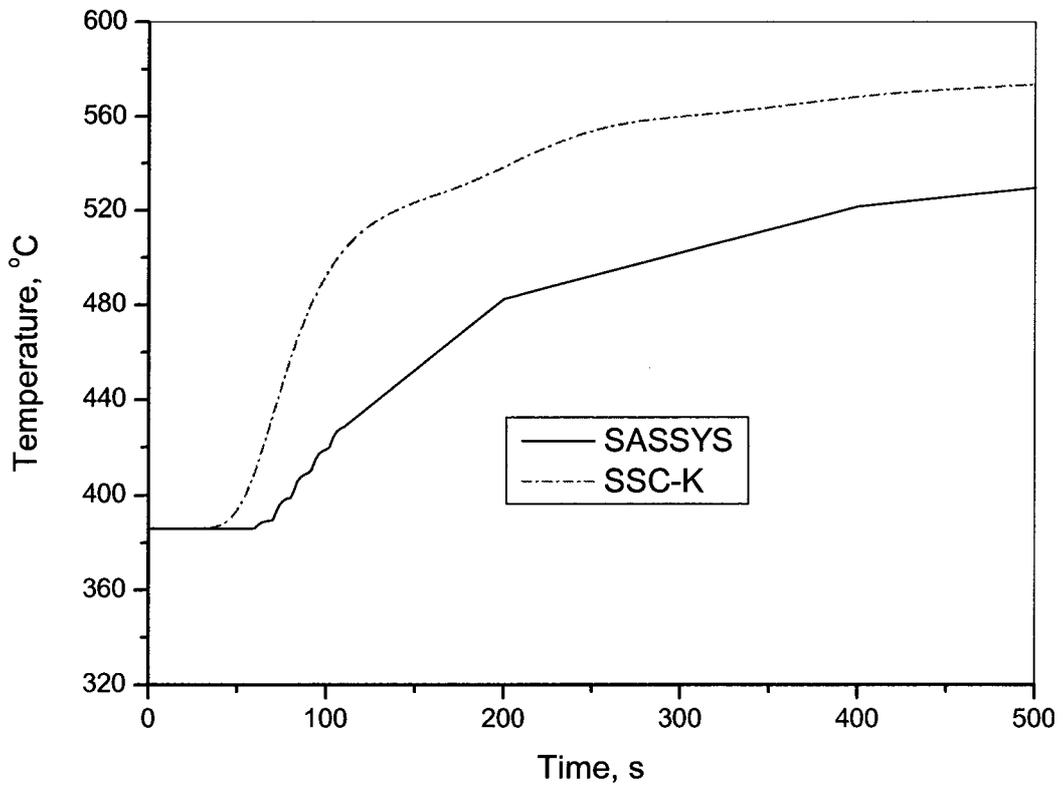


그림 1-23 ULOHS 사고시 노심 입구 온도 거동 비교

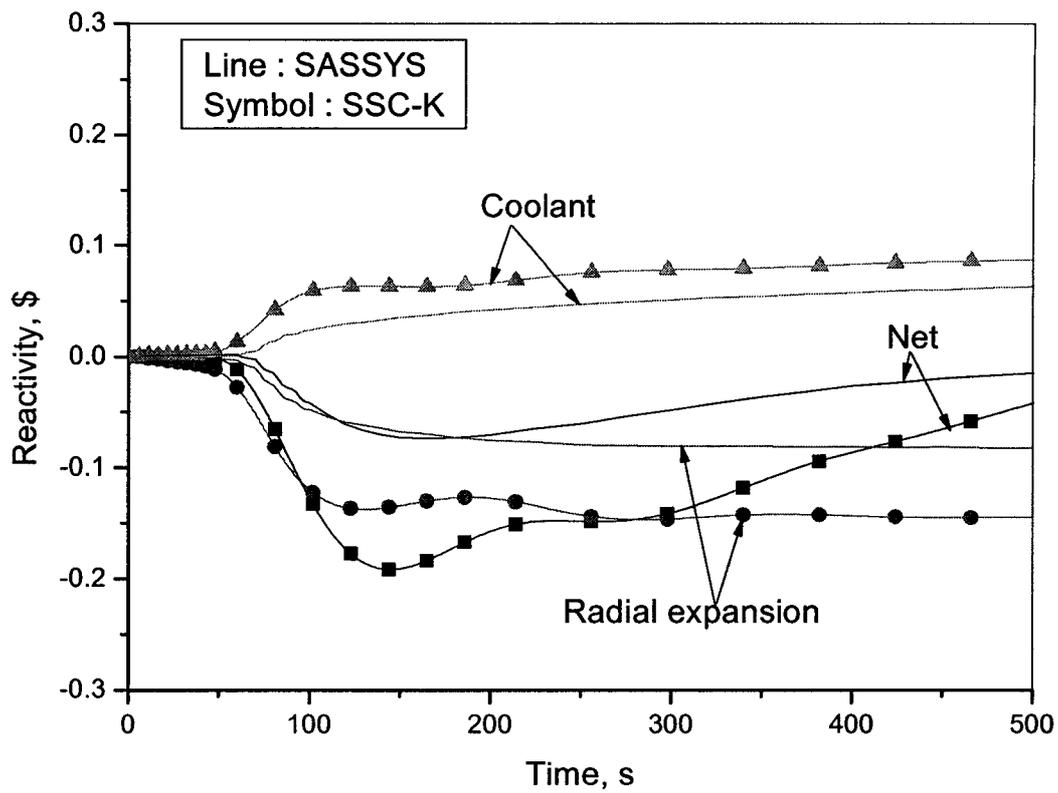


그림 1-24 ULOHS 사고시 주요 반응도 궤환 거동 비교

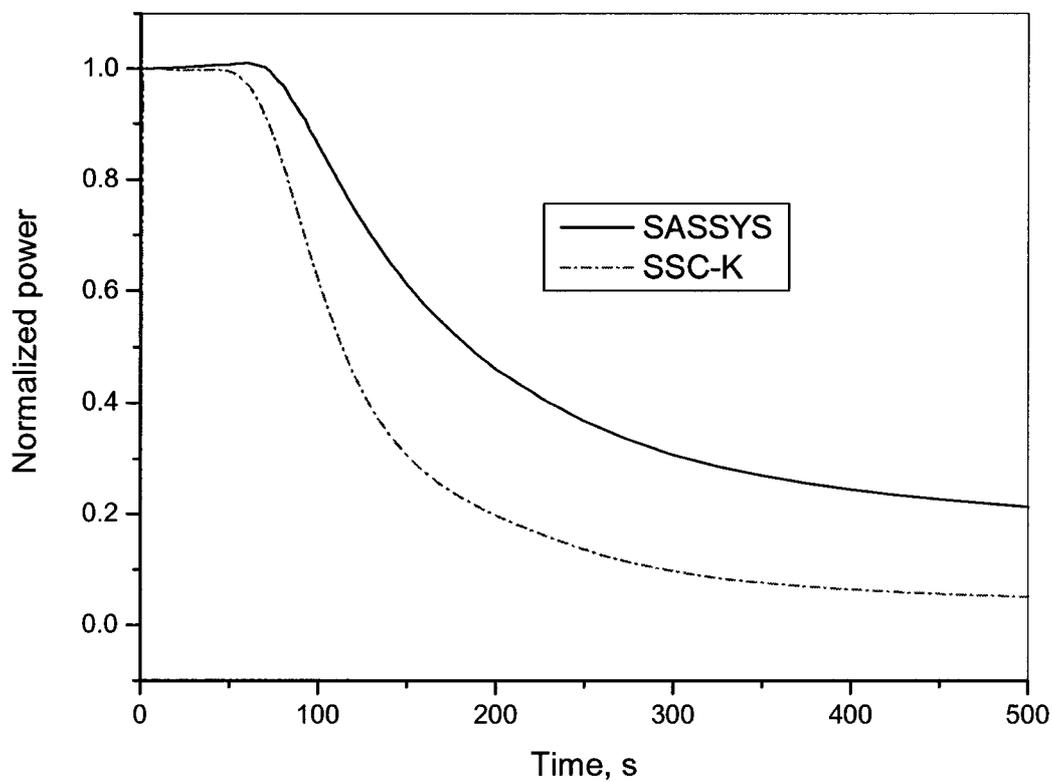


그림 1-25 ULOHS 사고시 노심 출력 거동 비교

4) Window Version 개발

SSC-K 1.0~1.3 버전은 사용자가 입력을 구성하고 계산을 수행하는 과정에서 타당성 여부를 확인할 수 없고 최종적인 결과를 면밀히 분석하여야 하는 불편함이 있다. 이러한 제한점을 개선하기 위해 SSC-K 2.0 버전은 Windows 버전으로 개발하여 그림 1-26에서 보는 바와 같이 코드 계산결과의 가시화를 실시간 가능하도록 하여 사용자 편의성을 도모하였다.

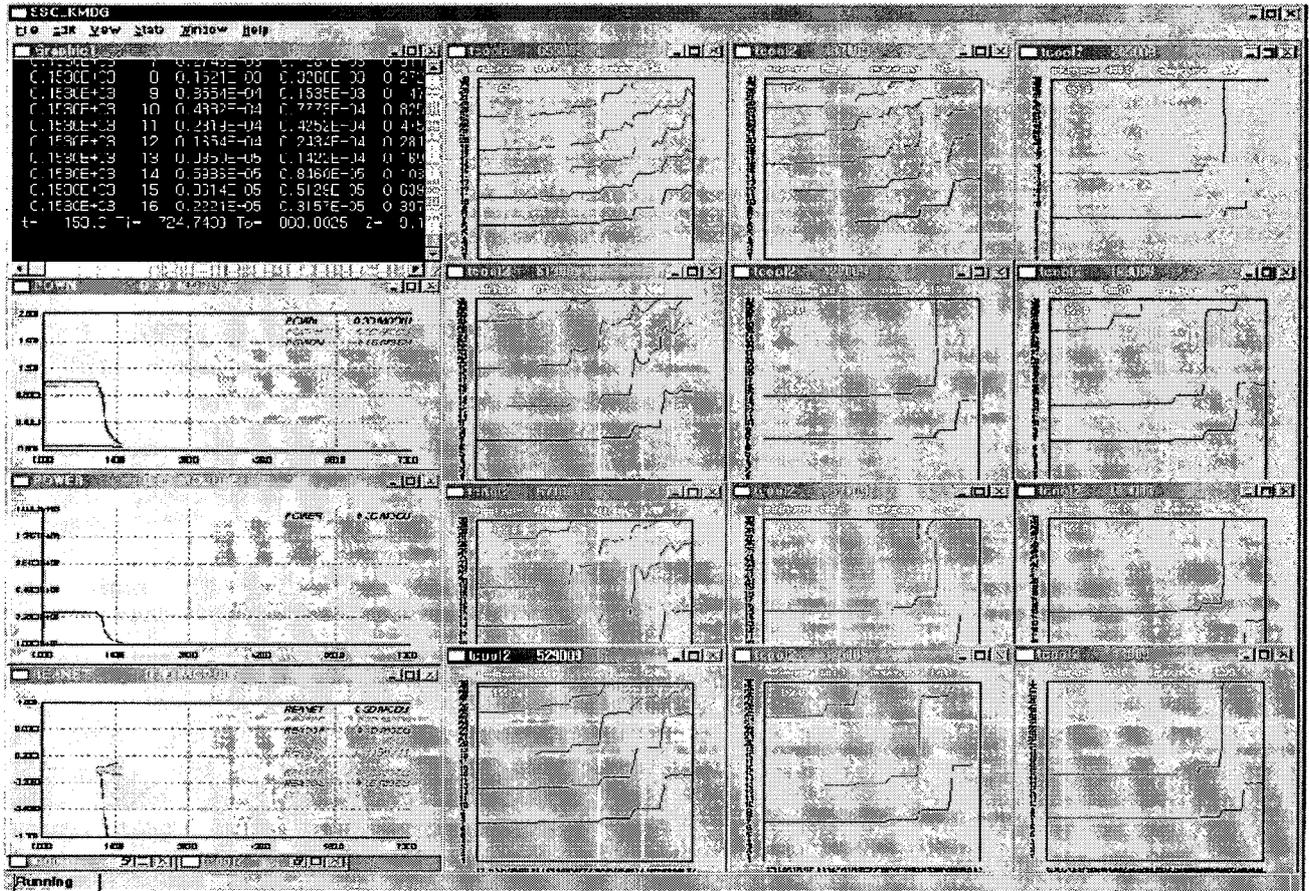


그림 1-26 SSC-K Window Version
(집합체 3차원 온도 분포도)

나. SFR 기본특성 분석모델 개발

SSC-K 코드가 제공하지 못하는 비대칭 유량이 나타나는 유로에서의 자연 순환 분석과 PDRC 동작 시 유로 특성 분석에 사용할 수 있도록 SFR 기본특성 분석모델을 개발하였다. 이를 위해 지배방정식을 구성하고 수치해석 기법을 개발하였으며, 최적 열수력 상관식과 구조물 열전달 모델, 원자로 동특성 모델을 개발하였다.

1) 수치해석 기법 개발

개발한 수력학적 모델은 단일 성분 유체에 대한 3차원 과도기 보존 방정식으로서, 질량 보존 방정식, 에너지 보존 방정식, 3차원 운동량 보존 방정식들로 구성되며, 시간과 체적 평균화된 종속 변수들로 3차원 공간에서 유체를 기술한다. 기본 방정식으로부터 해를 구하는 5개의 주요 종속 변수는 압력, 엔탈피, 3차원 속도벡터 등이다. 이외에 상태방정식을 이용하여 유체의 밀도, 온도, 포화온도 등을 구한다. 이들 방정식들은 Staggered Grid 상에서 Semi-implicit 방법을 사용하여 해를 구한다.

질량 보존 방정식

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A_x} \frac{\partial}{\partial x} (\rho V_x A_x) + \frac{1}{A_y} \frac{\partial}{\partial y} (\rho V_y A_y) + \frac{1}{A_z} \frac{\partial}{\partial z} (\rho V_z A_z) = 0 \quad (1-63)$$

운동량 보존 방정식 (X-방향)

$$\rho \left(\frac{\partial V_x}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_x}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_x}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} (\tau_w + \bar{T}) + \rho g_x \quad (1-64)$$

τ_w : 벽 마찰, \bar{T} : 난류 혼합

운동량 보존 방정식 (Y-방향)

$$\rho \left(\frac{\partial V_y}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_y}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_y}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_y}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial y} (\tau_w + \bar{T}) \quad (1-65)$$

운동량 보존 방정식 (Z-방향)

$$\rho \left(\frac{\partial V_z}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_z}{\partial x} + V_y \frac{\partial V_z}{\partial y} + V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} (\tau_w + \bar{T}) \quad (1-66)$$

에너지 보존 방정식

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \frac{1}{A_x} \frac{\partial}{\partial x}(\rho V_x h_x A_x) + \frac{1}{A_y} \frac{\partial}{\partial y}(\rho V_y h_y A_y) + \frac{1}{A_z} \frac{\partial}{\partial z}(\rho V_z h_z A_z) = -\nabla \cdot \bar{q}'' + \frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\Phi_i}{Vol} \quad (1-67)$$

$$\Phi_i = \Phi_{TM} + \Phi_{CHT} \text{ (난류 혼합 + Channel 사이의 열전달)}$$

차분 방정식의 토대는 제어체적에서 질량과 에너지의 유입 및 출입하는 양과 Source Term 들의 합을 등식으로 하는 개념이다. 이에 덧붙여, 수치적 안정성을 도모하기 위하여 질량과 에너지의 Flux 항들에 대하여 Donor 형식을 취하였다. 이러한 모델은 결과적으로 질량과 에너지에 대하여 체적평균을 취하도록 정의되며 체적 경계면에서 속도를 알아야 한다.

경계면에서의 속도는 운동량 방정식에서 정의되므로, 이는 자연적으로 질량 및 에너지 제어체적의 경계면을 운동량 제어체적의 중심이 되도록 하는 Staggered Grid 형태를 만들어야 한다. 따라서 유체의 압력과 에너지 등의 Scalar 변수들은 질량 및 에너지 제어체적의 중심에서 정의되며, 속도는 경계면에서 정의된다. 이러한 개념의 3차원 노딩이 그림 1-27에 설명되어 있다.

코드에 적용한 Semi-implicit 수치해법은 임의의 미분방정식 체계를 일부 항들에 대해 Implicit하게 처리한 일련의 유한차분 미분 방정식들의 체계로 대체하는 것이다. 일반적으로 음속과 관련된 항들은 Implicit로 처리한다. 모든 경우에서 Implicit 항들은 New time까지 선형적으로 변화하는 것으로 가정한다. 이와 같은 가정은 시간이 진행되면서 선형 Matrix를 낳게 되어 이를 풀어 변수들의 값을 구한다. 즉 벡터 제어체적에서의 운동량 방정식은 인접한 질량 및 에너지에 대한 제어체적들 간의 압력 차의 단일 선형 방정식들로 감소하게 되며, 수력학적인 모든 제어체적에 대해 결국 N×N Matrix를 구성할 수 있다.

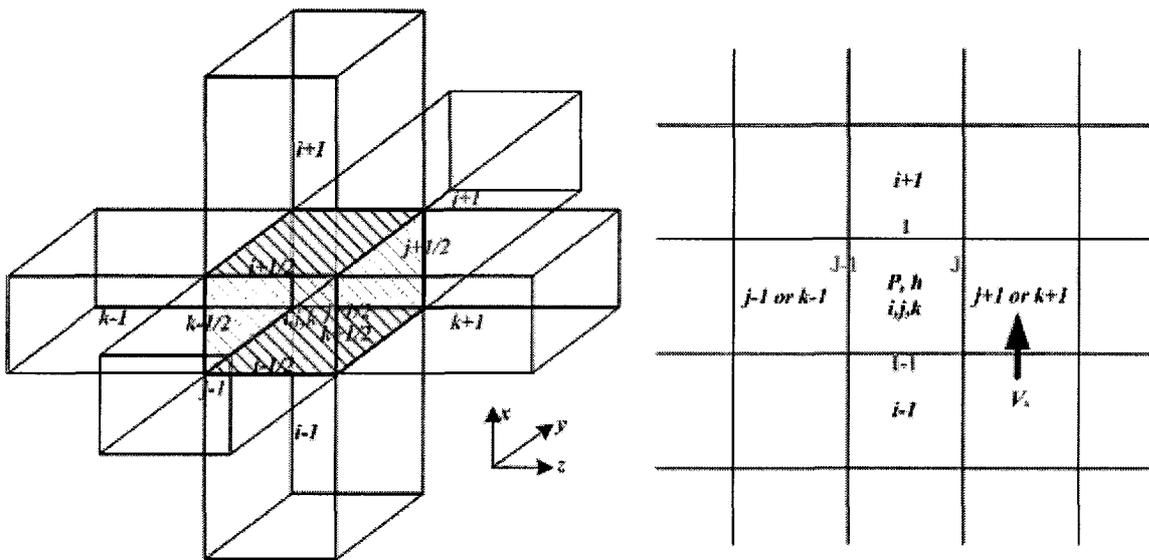


그림 1-27 차분 방정식을 위한 Nodalization 기법

그림 1-28과 같이, System Matrix를 Direct Gaussian Matrix Solver를 이용하여 수식을 풀면, 각 제어체적 별로 시간에 대한 압력 변화량을 구할 수 있다. 이 압력 변화량을 다시 운동량 방정식에 대입해 New time에서의 속도를 구한 후, 각 Scalar 제어 체적 Matrix에 New time 속도를 대입하여 엔탈피 변화량을 구한다. 이들의 New time 값들을 이용하여 최종적으로 Taylor series로 확장하지 않은 질량 및 에너지 보존식에서 최종적으로 유체의 밀도와 엔탈피를 구하며, 일정한 수렴기준을 만족하면 다음 Step으로 진행하는 알고리즘을 가지고 있다.

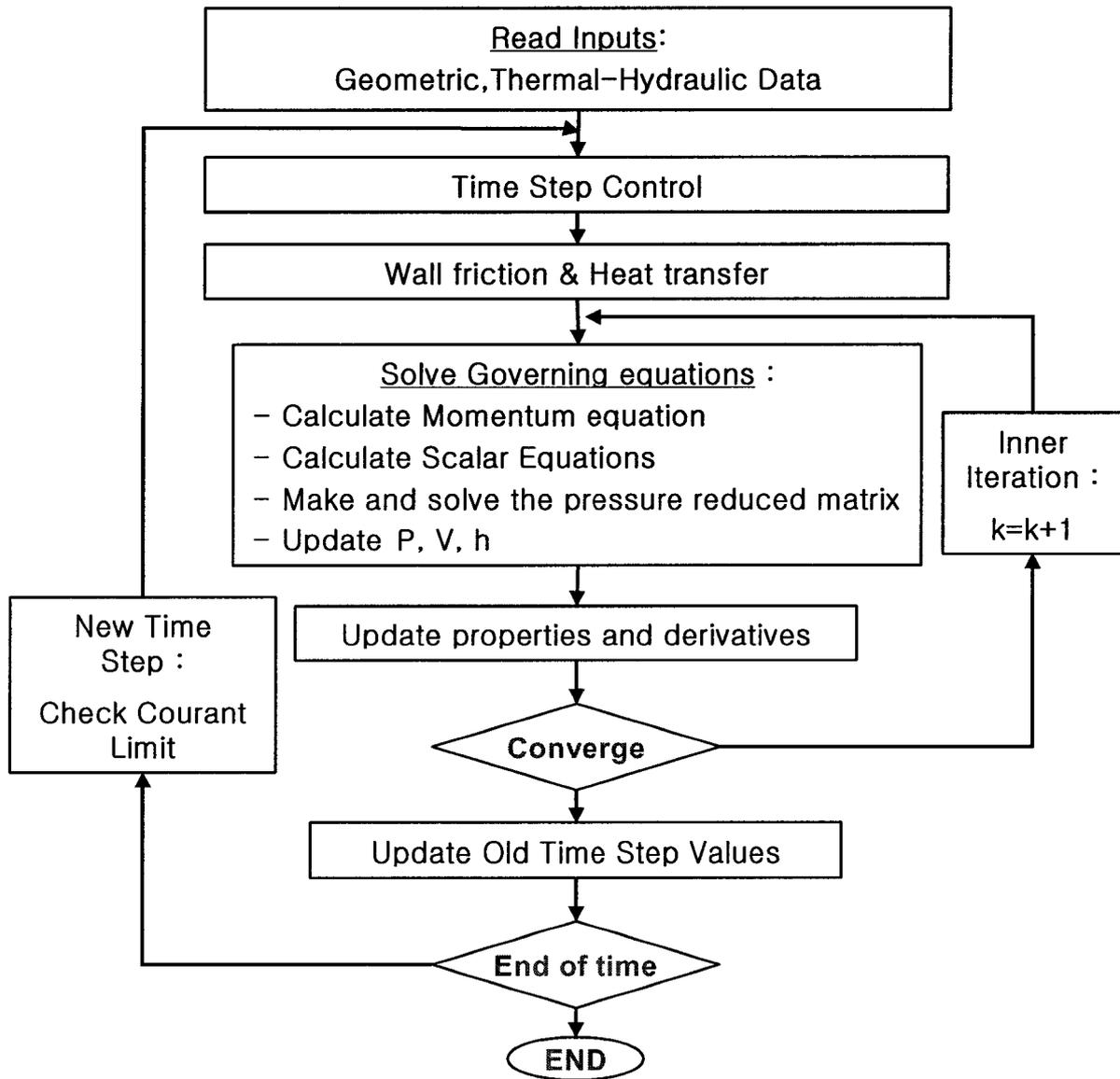


그림 1-28 수치해법 순서도

각 제어체적에 대한 차분 방정식은 앞의 식 1-63에서 1-67까지를 경계면('i'에서 'i+1', 'j'에서 'j+1', 'k'에서 'k+1')들에 관해 적분하여 얻을 수 있다. 운동량 방정식들은 제어체적 중심에서 다음 제어체적 중심까지 적분한다. 식들에서 위 첨자 'n'과 'n+1'은 각각 Old time과 New Time을 의미하며, 아래 첨자들은 제어체적 경계면의 위치를 나타낸다. 이들 적분에서 다음의 몇 가지 중요 사항들을 고려하였다.

(1) 질량 및 에너지는 원자로의 안전해석에서 매우 중요한 양들이며, 이들은 일관성과 보존성을 유지해야 한다. 반면에 유체는 매우 큰 운동량 Source(Pump)와 Sink(Abrupt area change)를 포함하기 때문에 이는 적절한 수준에서 고려되어야 한다. 이는 질량 및 에너지는 언제나 항상 같은 Time Level에서 평가되어야 한다.

(2) 계산 속도의 향상을 위해 Implicit 처리는 음파(Sonic wave) 전달에 관여하는 항들에 대해서만 평가된다. 따라서 Implicit 평가는 질량 및 에너지 전달 항들과 운동량 보존식에서 압력 기울기 항 및 벽면 및 제어체적 경계면에서의 질량 및 운동량 교환 항들에 대해서만 이용된다.

(3) 비선형 항들은 Taylor series로 확장한 뒤, 선형 항만을 고려한다.

위의 고려 사항들을 적용하여 위의 보존 방정식들을 차분화하면 다음과 같다.

차분화된 질량 보존 방정식

$$\begin{aligned} \rho_{k,j,i}^{n+1} - \rho_{k,j,i}^n = & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n V_x^{n+1} A_x)_{k,j,i-1} - (\dot{\rho}^n V_x^{n+1} A_x)_{k,j,i} \right] + \\ & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n V_y^{n+1} A_y)_{k,j-1,i} - (\dot{\rho}^n V_y^{n+1} A_y)_{k,j,i} \right] + \\ & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n V_z^{n+1} A_z)_{K-1,j,i} - (\dot{\rho}^n V_z^{n+1} A_z)_{K,j,i} \right] \end{aligned} \quad (1-68)$$

차분화된 에너지 보존 방정식

$$\begin{aligned} (\rho h - P)_{k,j,i}^{n+1} - (\rho h - P)_{k,j,i}^n = & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_x^{n+1} A_x)_{k,j,i-1} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_x^{n+1} A_x)_{k,j,i} \right] + \\ & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_y^{n+1} A_y)_{k,j-1,i} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_y^{n+1} A_y)_{k,j,i} \right] + \\ & \frac{\Delta t}{V} \left[(\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_z^{n+1} A_z)_{K-1,j,i} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_z^{n+1} A_z)_{K,j,i} \right] + \\ & \frac{\Delta t}{A_{HT} \cdot \Delta x} \left[H \cdot A_{HT} \cdot (T_w^n - T_f^n) \right] + \frac{\Delta t}{V} \Phi_i^n \end{aligned} \quad (1-69)$$

차분화된 운동량 보존 방정식(x-direction)

$$\begin{aligned}
 \frac{(V_x^{n+1} - V_x^n)_{k,j,i+\frac{1}{2}}}{\Delta t} &= \frac{V_x^n}{\Delta x} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \left(\dot{V}_x^n \Big|_{k,j,i} - \dot{V}_x^n \Big|_{k,j,i+1} \right) + \frac{\bar{V}_y^n}{\Delta y} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \left(\bar{V}_x^n \Big|_{k,j-\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} - \bar{V}_x^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} \right) + \\
 &\frac{\bar{V}_z^n}{\Delta z} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \left(\bar{V}_x^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} - \bar{V}_x^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} \right) - \frac{1}{\dot{\rho}_{k,j,i+\frac{1}{2}}^n} \frac{P_{k,j,i+1}^{n+1} - P_{k,j,i}^{n+1}}{\Delta x} \\
 &\left(\frac{K_{orif}}{\Delta x} + \frac{f_x}{D_{H_x}} \right) \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} V_x^{n+1} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} - g_x
 \end{aligned} \tag{1-70}$$

차분화된 운동량 보존 방정식(y-direction)

$$\begin{aligned}
 \frac{(V_y^{n+1} - V_y^n)_{k,j+\frac{1}{2},i}}{\Delta t} &= \frac{\bar{V}_x^n}{\Delta x} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \left(\bar{V}_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i-\frac{1}{2}} - \bar{V}_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} \right) + \frac{V_y^n}{\Delta y} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \left(\dot{V}_y^n \Big|_{k,j,i} - \dot{V}_y^n \Big|_{k,j+1,i} \right) + \\
 &\frac{\bar{V}_z^n}{\Delta z} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \left(\bar{V}_y^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} - \bar{V}_y^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} \right) - \frac{1}{\dot{\rho}_{k,j+\frac{1}{2},i}^n} \frac{P_{k,j+1,i}^{n+1} - P_{k,j,i}^{n+1}}{\Delta y} \\
 &\left(\frac{K_{orif}}{\Delta y} + \frac{f_y}{D_{H_y}} \right) \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} V_y^{n+1} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i}
 \end{aligned} \tag{1-71}$$

차분화된 운동량 보존 방정식(z-direction)

$$\begin{aligned}
 \frac{(V_z^{n+1} - V_z^n)_{k+\frac{1}{2},j,i}}{\Delta t} &= \frac{\bar{V}_x^n}{\Delta x} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \left(\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i-\frac{1}{2}} - \bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} \right) + \frac{\bar{V}_y^n}{\Delta y} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \left(\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j-\frac{1}{2},i} - \bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} \right) + \\
 &\frac{V_z^n}{\Delta z} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \left(\dot{V}_z^n \Big|_{k,j,i} - \dot{V}_z^n \Big|_{k+1,j,i} \right) - \frac{1}{\dot{\rho}_{k+\frac{1}{2},j,i}^n} \frac{P_{k+1,j,i}^{n+1} - P_{k,j,i}^{n+1}}{\Delta z} \\
 &\left(\frac{K_{orif}}{\Delta z} + \frac{f_z}{D_{H_z}} \right) \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} V_z^{n+1} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i}
 \end{aligned} \tag{1-72}$$

위의 식들에서 dot(·)는 Donor 값을 의미하며, bar(-)는 평균값을 의미한다. 운동량 보존식에서 평균값은 다음과 같다.

$$\bar{V}_y^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{4} \left(V_y^n \Big|_{k,j-\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k,j-\frac{1}{2},i+1} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+1} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k,j-\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_x^n \Big|_{k,j-1,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j+1,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{4} \left(V_z^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j,i+1} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+1} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_x^n \Big|_{k-1,j,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k+1,j,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} = \frac{1}{4} \left(V_x^n \Big|_{k,j,i-\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j+1,i-\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j+1,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i-\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i-1} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \right)$$

$$\bar{V}_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+1} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} = \frac{1}{4} \left(V_z^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j+1,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+1,i} \right)$$

$$\bar{V}_y^n \Big|_{k-\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} = \frac{1}{2} \left(V_y^n \Big|_{k-1,j+\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} = \frac{1}{2} \left(V_x^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + V_x^n \Big|_{k+1,j+\frac{1}{2},i} \right)$$

$$\bar{V}_x^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} = \frac{1}{4} \left(V_x^n \Big|_{k,j,i-\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k+1,j,i-\frac{1}{2}} + V_x^n \Big|_{k+1,j,i+\frac{1}{2}} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i-\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i-1} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \left(V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+1} \right)$$

$$\bar{V}_y^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} = \frac{1}{4} \left(V_y^n \Big|_{k,j,\frac{1}{2}-i} + V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k+1,j-\frac{1}{2},i} + V_y^n \Big|_{k+1,j+\frac{1}{2},i} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j-\frac{1}{2},i} = \frac{1}{2} \left(V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j-1,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \right)$$

$$\bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} = \frac{1}{2} \left(V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+1,i} \right)$$

Old time 값들은 상수로 두면 식 (1-70) ~ (1-72)는 다음과 같이 압력 기울기의 항으로 표현 된다.

$$V_x^{n+1} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} = V_x' \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + J_{k,j,i+\frac{1}{2}} \left(\delta P_{k,j,i} - \delta P_{k,j,i+1} \right) \quad (1-73)$$

$$J_{k,j,i+\frac{1}{2}} = \frac{\Delta t}{\dot{\rho}_{k,j,i+\frac{1}{2}}^n \Delta x \left[1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta x} + \frac{f_x}{D_{H_x}} \right) \left| V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right| \right]} \quad (1-74)$$

$$V_x' \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} = \frac{V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} + \Delta t \left[\frac{V_x^n}{\Delta x} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \dot{V}_x^{n,k,j,i} + \frac{\bar{V}_y^n}{\Delta y} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \bar{V}_x^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} + \frac{\bar{V}_z^n}{\Delta z} \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \bar{V}_x^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta x} + \frac{f_x}{D_{H_x}} \right) \left| V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right|} \quad (1-75)$$

$$+ \frac{\Delta t \left[\frac{(\dot{P}'_{k,j,i} - \dot{P}'_{k,j,i+1})}{\dot{\rho}_{k,j,i+\frac{1}{2}}^n \Delta x} + \left(\frac{K_{orif}}{\Delta x} + \frac{f_x}{D_{H_x}} \right) \left| V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right| V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} - g_x \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta x} + \frac{f_x}{D_{H_x}} \right) \left| V_x^n \Big|_{k,j,i+\frac{1}{2}} \right|}$$

$$V_y^{n+1} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} = V_y' \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + J_{k,j+\frac{1}{2},i} \left(\delta P_{k,j,i} - \delta P_{k,j+1,i} \right) \quad (1-76)$$

$$J_{k,j+\frac{1}{2},i} = \frac{\Delta t}{\dot{\rho}_{k,j+\frac{1}{2},i}^n \Delta y \left[1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta y} + \frac{f_y}{D_{H_y}} \right) \left| V_y^n \right|_{k,j+\frac{1}{2},i} \right]} \quad (1-77)$$

$$V_y' \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} = \frac{V_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} + \Delta t \left[\frac{\bar{V}_x^n}{\Delta x} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \bar{V}_y^n \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i+\frac{1}{2}} + \frac{V_y^n}{\Delta y} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \dot{V}_y^n \Big|_{k,j+1,i} + \frac{\bar{V}_z^n}{\Delta z} \Big|_{k,j+\frac{1}{2},i} \bar{V}_y^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta y} + \frac{f_y}{D_{H_y}} \right) \left| V_y^n \right|_{k,j+\frac{1}{2},i}} \quad (1-78)$$

$$+ \frac{\Delta t \left[\frac{(P'_{k,j,i} - P'_{k,j+1,i})}{\dot{\rho}_{k,j+\frac{1}{2},i}^n \Delta x} + \left(\frac{K_{orif}}{\Delta y} + \frac{f_y}{D_{H_y}} \right) \left| V_y^n \right|_{k,j+\frac{1}{2},i} \left| V_x^n \right|_{k,j+\frac{1}{2},i} \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta y} + \frac{f_y}{D_{H_y}} \right) \left| V_y^n \right|_{k,j+\frac{1}{2},i}}$$

$$V_z^{k+1} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} = V_y^k \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + J_{k+\frac{1}{2},j,i} (\delta P_{k,j,i} - \delta P_{k+1,j,i}) \quad (1-79)$$

$$J_{k+\frac{1}{2},j,i} = \frac{\Delta t}{\dot{\rho}_{k+\frac{1}{2},j,i}^n \Delta z \left[1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta z} + \frac{f_z}{D_{H_z}} \right) \left| V_z^n \right|_{k+\frac{1}{2},j,i} \right]} \quad (1-80)$$

$$V_z' \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} = \frac{V_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} + \Delta t \left[\frac{\bar{V}_x^n}{\Delta x} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i+\frac{1}{2}} + \frac{\bar{V}_y^n}{\Delta y} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \bar{V}_z^n \Big|_{k+\frac{1}{2},j+\frac{1}{2},i} + \frac{\bar{V}_z^n}{\Delta z} \Big|_{k+\frac{1}{2},j,i} \dot{V}_z^n \Big|_{k+1,j,i} \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta z} + \frac{f_z}{D_{H_z}} \right) \left| V_z^n \right|_{k+\frac{1}{2},j,i}} \quad (1-81)$$

$$+ \frac{\Delta t \left[\frac{(P'_{k,j,i} - P'_{k+1,j,i})}{\dot{\rho}_{k+\frac{1}{2},j,i}^n \Delta z} + \left(\frac{K_{orif}}{\Delta z} + \frac{f_z}{D_{H_z}} \right) \left| V_z^n \right|_{k+\frac{1}{2},j,i} \left| V_z^n \right|_{k+\frac{1}{2},j,i} \right]}{1 + 2\Delta t \left(\frac{K_{orif}}{\Delta z} + \frac{f_z}{D_{H_z}} \right) \left| V_z^n \right|_{k+\frac{1}{2},j,i}}$$

New Time에서의 밀도 및 밀도와 엔탈피의 곱은 다음의 관계식들을 적용한다.

$$\begin{aligned}
 \rho^{m+1} &= \rho^m + \delta\rho, \quad h^{m+1} = h^m + \delta h \\
 \rho^{m+1} &= \rho^m + \left(\frac{\partial\rho}{\partial P}\right)_m \delta P + \left(\frac{\partial\rho}{\partial h}\right)_m \delta h \\
 (\rho h)^{m+1} &= (\rho^m + \delta\rho)(h^m + \delta h) \\
 &= \rho^m \cdot h^m + \rho^m \cdot \delta h + h^m \cdot \delta\rho + \cancel{\delta\rho \cdot \delta h} \\
 &\cong \rho^m \cdot h^m + \rho^m \cdot \delta h + h^m \left[\left(\frac{\partial\rho}{\partial P}\right)_m \delta P + \left(\frac{\partial\rho}{\partial h}\right)_m \delta h \right]
 \end{aligned} \tag{1-82}$$

위의 식들을 푼 후에 질량 및 에너지 방정식들을 Taylor series로 전개하지 않고 직접 풀어 새로운 step에서의 압력과 엔탈피를 구한다.

임의의 시간 구간(Time Step)에서 해를 구하는 기법은 다음과 같다. 먼저 식 (1-73), (1-76), (1-79), (1-82)를 식 (1-68)과 (1-69)에 대입한다. 에너지 보존 방정식 다음 질량 보존 방정식을 배열한 후, 다음의 'Cell' Matrix를 구성한다.

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta h \\ \delta P \end{bmatrix}_{k,j,i} = \begin{bmatrix} b_1 \\ c_2 \end{bmatrix} \delta P_{k,j,i-1} + \begin{bmatrix} c_1 \\ c_2 \end{bmatrix} \delta P_{k,j,i+1} + \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \end{bmatrix} \delta P_{k,j-1,i} + \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \end{bmatrix} \delta P_{k,j+1,i} + \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \end{bmatrix} \delta P_{k-1,j,i} + \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \end{bmatrix} \delta P_{k+1,j,i} + \begin{bmatrix} s_1 \\ s_2 \end{bmatrix} \tag{1-83}$$

식 (1-83)에서 각 Matrix element들은 다음과 같이 표현된다.

$$a_{11} \cdot \delta h_{k,j,i} + a_{12} \cdot \delta P_{k,j,i} = b_1 \cdot \delta P_{k,j,i-1} + c_1 \cdot \delta P_{k,j,i+1} + d_1 \cdot \delta P_{k,j-1,i} + e_1 \cdot \delta P_{k,j+1,i} + f_1 \cdot \delta P_{k-1,j,i} + g_1 \cdot \delta P_{k+1,j,i} + s_1$$

$$a_{11} = \rho_{k,j,i}^m + \left(h \cdot \frac{\partial\rho}{\partial h} \right)_{k,j,i}^m$$

$$a_{12} = \left(h \cdot \frac{\partial\rho}{\partial P} \right)_{k,j,i}^m - 1 +$$

$$\frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} \left[(\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i} \right]$$

$$b_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}}$$

$$c_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}}$$

$$d_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i}$$

$$\underline{e}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i}$$

$$\underline{f}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i}$$

$$\underline{g}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n \dot{h}^n J_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i}$$

$$\begin{aligned} \underline{s}_2 = & (\rho h)_{k,j,i}^n - (\rho h)_{k,j,i}^m + P^n - P^m + \frac{\Delta t}{(A_{HT} \cdot \Delta x)_{k,j,i}} [H \cdot A_{HT} \cdot (T_w^n - T_f^n)]_{k,j,i} + \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} \Phi_t^n \Big|_{k,j,i} \\ & \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} \left[(\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i} - (\dot{\rho}^n \dot{h}^n V_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i} \right] \end{aligned}$$

$$\underline{a}_{21} = \left(\frac{\partial \rho}{\partial h} \right)_{k,j,i}^m$$

$$\begin{aligned} \underline{a}_{22} = & \left(\frac{\partial \rho}{\partial P} \right)_{k,j,i}^m + \\ & \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} \left[(\dot{\rho}^n J_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n J_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n J_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n J_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n J_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i} + (\dot{\rho}^n J_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i} \right] \end{aligned}$$

$$\underline{b}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}}$$

$$\underline{c}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}}$$

$$\underline{d}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i}$$

$$\underline{e}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i}$$

$$\underline{f}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i}$$

$$\underline{g}_2 = \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} (\dot{\rho}^n J_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i}$$

$$\underline{s}_2 = \rho_{k,j,i}^n - \rho_{k,j,i}^m + \frac{\Delta t}{V_{k,j,i}} \left[(\dot{\rho}^n V_x^m A_x)_{k,j,i-\frac{1}{2}} - (\dot{\rho}^n V_x^m A_x)_{k,j,i+\frac{1}{2}} + (\dot{\rho}^n V_y^m A_y)_{k,j-\frac{1}{2},i} - (\dot{\rho}^n V_y^m A_y)_{k,j+\frac{1}{2},i} + (\dot{\rho}^n V_z^m A_z)_{k-\frac{1}{2},j,i} - (\dot{\rho}^n V_z^m A_z)_{k+\frac{1}{2},j,i} \right]$$

식 (1-83)에서 $\alpha_2 t$ 을 소거하면 식 (1-83)의 아래 행은 압력 기울기만의 함수로 표현된다. 이식은 N개의 제어체적으로 구성된 수력학적 계통에서 N개의 식이 구성된다. Direct Gaussian Matrix Solver를 이용하여 수식을 풀게 되면, 각 제어체적 별로 시간에 대한 압력 변화량을 구할 수 있다. 이 압력 변화량을 다시 식(1-73), (1-76), (1-79)에 대입해서 New time에서의 속도를 구한 후, 다시 역으로 식 (1-83)에서 엔탈피 변화량을 구할 수 있다. 이들의 New time 값들을 이용하여 최종적으로 Taylor series로 확장하지 않은 질량 및 에너지 보존식에서 최종적으로 유체의 밀도와 엔탈피를 구하며, 일정한 수렴기준을 만족하면 다음 Step으로 진행한다.

위의 방정식들을 풀기 위해서는 유체의 온도(T), 압력에 관한 밀도 도함수($d\rho/dP$), 엔탈피에 관한 밀도 도함수($d\rho/dh$) 등에 관한 상태 방정식들을 필요로 한다. 이외에 물리적 물성치들도 필요로 한다. 먼저, 유체의 온도는 다음의 엔탈피 등식을 이용하여 쉽게 구할 수 있다.

엔탈피 관계식

$$h = -6.7511 \times 10^4 + 1630.22 \cdot T_f - 0.41677 \cdot T_f^2 + 1.54279 \times 10^{-4} \cdot T_f^3$$

밀도 관계식

$$\rho_f = 1011.597 - 0.22051 \cdot T_f - 1.92243 \times 10^{-5} \cdot T_f^2 + 5.63769 \times 10^{-9} \cdot T_f^3$$

전도도(Conductivity)

$$k_f = 109.7 - 6.4499 \times 10^{-2} \cdot T_f + 1.1728 \cdot T_f^2$$

비열(Specific heat)

$$Cp_f = 1630.22 - 6.4499 \cdot T_f + 4.62838 \times 10^{-4} \cdot T_f^2$$

점성도(Viscosity)

$$\log_{10}(\mu_f) = -2.4892 + \frac{220.65}{T_f} - 0.4925 \cdot \log_{10}(T_f)$$

포화 온도

$$T_s = \frac{12130.0}{\ln(9.869 \times 10^{-6} \cdot P) - 10.51}$$

압력에 관한 밀도의 도함수와 엔탈피에 관한 밀도의 도함수는 다음과 같이 계산된다.

$$\frac{\partial \rho_f}{\partial P} = \frac{1}{v_f^2 \cdot Cp_f} \cdot \left(v_f \cdot Cp_f \cdot \kappa_f - T_f \cdot \left\{ v_f^2 \cdot \frac{\partial \rho_f}{\partial T_f} \right\}^2 - v_f^3 \cdot \frac{\partial \rho_f}{\partial T_f} \right)$$

$$\frac{\partial \rho_f}{\partial h} = Cp_f \cdot \frac{\partial \rho_f}{\partial T_f}$$

여기서 v_f 는 비체적을 의미하며, 압력에 관한 밀도 도함수 관계식에서 등은 압축율(Isothermal compressibility)과 체적팽창계수(Volume expansion coefficient)의 관계식들 및 기타 식들은 다음과 같다.

$$\kappa_f = \frac{(\beta_a \cdot C_s + T_f \cdot v_f \cdot \beta \cdot \{\beta + \beta_a \cdot \gamma\})}{(C_s + T_f \cdot v_f \cdot \gamma \cdot \{\beta + \beta_a \cdot \gamma\})}$$

$$\beta = -v_f \cdot \frac{\partial \rho_f}{\partial T_f}$$

단열팽창계수(Adiabatic expansion coefficient)

$$\beta_a = \frac{v_f}{a^2}$$

음속(Sound speed)

$$a = 2660.7 - 0.37667 \cdot T_f - 0.90356 \times 10^{-4} \cdot T_f^2$$

$$\gamma = P_s \cdot \left(\frac{1.3113 \times 10^4}{T_f^2} - \frac{1.0948}{T_f} + 1.9774 \right)$$

포화 압력

$$P_s = \exp \left(18.832 - \frac{1.3113 \times 10^4}{T_f} - 1.0948 \cdot \ln T_f + 1.9774 \cdot T_f \right)$$

2) 최적 상관식 적용

수력학적 모델에서 운동량 보존방정식과 에너지 보존방정식의 해를 구하기 위해서는 벽면에서의 마찰과 열전달을 서로 다른 구성 상관식들로부터 구하여야 한다. 이를 위하여 벽면마찰은 Colebrook-White의 공학적 근사방법을 사용하였으며, 이 모델은 벽면 거칠기, 수력학적 직경, 레이놀드 수 등을 고려하여 층류(Re<2200), 난류(Re>3000), 층류-난류(2200<Re<3000) 등의 유동영역에 따라 마찰력을 계산할 수 있다.

층류유동 영역

$$f_L = \frac{64}{\text{Re}} \quad \text{for } 0 \leq \text{Re} \leq 2200 \quad (1-84)$$

난류유동 영역

$$f_T = \left(\frac{1}{-2 \log_{10} \left[\frac{\varepsilon}{3.7 D_H} + \frac{2.51}{\text{Re}} \left[1.14 - 2 \log_{10} \left(\frac{\varepsilon}{D_H} + \frac{21.25}{\text{Re}^{0.9}} \right) \right] \right]} \right) \quad \text{for } \text{Re} \geq 3000 \quad (1-85)$$

층류-난류 유동 영역

$$f_{L-T} = \left(3.75 - \frac{8250}{\text{Re}} \right) \cdot (f_{T=3000} - f_{L=2200}) + f_{L=2200} \quad \text{for } 2200 < \text{Re} < 3000 \quad (1-86)$$

여기서 $f_{L=2200}$ 은 레이놀드 수 2200에서 층류유동 마찰 인자 값이고, $f_{T=3000}$ 은 레이놀드 수 3000에서 난류유동 마찰 인자 값이다. 난류유동 마찰 인자 모델에서 ε 은 표면 거칠기이고, D_H 는 수력학적 직경을 의미한다.

벽면 열전달 모델은 난류와 층류에서의 열전달 상관식과 거의 정체 상태에서의 열전달 모델 등 크게 세 가지로 나뉜다. 벽면에서 계산된 열전달은 유체의 에너지 보존방정식의 열유속 항과 연계된다. 기존 SSC-K에 모델링된 난류 및 층류 열전달 상관식 외에 Pool과 같은 제어체적에서의 정체 상태(Pe<10) 열전달을 고려하기 위해 Subbotin 상관식을 추가하였다.

난류 영역 (Peclet Number > 10) ; Modified Schad correlation

$$\text{Nu} = \left[-16.15 + 24.96 \left(\frac{P}{D} \right) - 8.55 \left(\frac{P}{D} \right)^2 \right] \cdot \text{Pe}^{0.3} \quad (1-87)$$

층류 영역 (Peclet Number < 10)

$$\text{Nu} = 4.36 \quad (1-88)$$

정체된 유동 영역(Peclet Number < 10) ; Subbotin correlaiton

$$Nu = 5.0 + 0.025 \cdot Pe^{0.8} \quad (1-89)$$

3) 열 구조물 모델

냉각재와 구조물 간의 열전달 및 구조물 내부 온도분포 등에 관한 계산을 수행할 수 있도록 열 구조물 모델을 개발하였다. 이 모델은 일반적인 구조물에 대하여 사용가능하며, 핵연료 핀, 원자로 가열, 증기 발생기 튜브 등 각종 기하학적 형태(사각형, 원통형, 구형)의 구조물에서 열전달을 모사할 수 있다. 이들 기하학적 형태에서 일차원적인 열전달만을 가정하며, 온도에 따른 구조물의 전도도와 체적 열용량 등은 표나 함수 형태로 사용자가 입력하도록 하였다.

열전도 방정식(1-90)의 해를 구하기 위해 유한 차분법을 이용하였으며, Crank-Nickelson 방법을 이용하여 시간을 진행하도록 하였다. 차분에서 각각의 Mesh 구간은 다른 크기, 다른 금속 등을 사용할 수 있으며, 내부의 열원은 각각의 Mesh 간격에 따라 변화를 줄 수 있게 하였다. 경계 조건은 표면 온도, 대류조건, 단열 조건 등을 입력할 수 있도록 하였다.

$$\int_V \rho(T, x) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} dV + \int_A k(T, x) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} dA = \int_V S(x, t) dV \quad (1-90)$$

여기서 k 는 열전도도, A 는 표면적, S 는 내부 열원, t 는 시간, T 는 온도, V 는 제어 체적, x 는 공간 좌표, ρ 는 체적 열 용량 (밀도 × 비열) 등을 각각 의미한다. 외부 표면에 적용될 경계 조건은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$H(T) \cdot T(t) + B(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial n} = D(T, t) \quad (1-91)$$

여기서 n 은 경계면에서 외부 방향으로의 단위 법선 벡터를 표시한다. 따라서 일반적으로 요구되는 대류조건에서 $H(T)$ 는 열전달 계수를 의미한다. $B(T)$ 는 구조물의 열전도도이고, $D(T, t)$ 는 유체의 온도 × 열전달 계수이다. 정상상태 계산에서 식 (1-91)에 물리적 의미를 부여하기 위해서는, 두 경계면 중 어느 한쪽의 경계 조건에 대한 $H(T)$ 는 '0'이 아니어야 한다.

그림 1-29는 온도가 정의되는 Mesh point를 설명한다. 사각형 구조물에서 Mesh point의 간격은 양의 x-방향으로 진행하며, 원통형이나 구형의 경우는 양의 반경 방향이다. 또한 Mesh point는 외부 경계면, 서로 다른 물성치를 갖는 물질 사이의 경계면, 사용자가 입력한 내부 등에 위치한다.

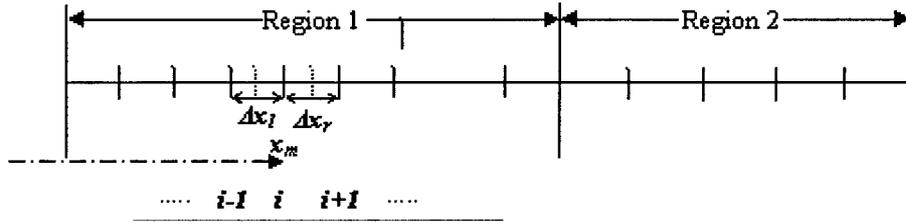


그림 1-29 열구조물 해석을 위한 Mesh point

'm' 번째 내부 Mesh point에서 식 (1-90)을 유한 차분하기 위해 다음 양들을 기하학적 형태에 따라 정의한다.

사각형

$$\delta_{lm}^v = \frac{\Delta x_l}{2}, \quad \delta_{rm}^v = \frac{\Delta x_r}{2}, \quad \delta_{lm}^s = \frac{1}{\Delta x_l}, \quad \delta_{rm}^s = \frac{1}{\Delta x_r}, \quad \delta_{lm}^b = 1$$

원통형

$$\delta_{lm}^v = \pi \cdot \Delta x_l \left(x_m - \frac{\Delta x_l}{4} \right), \quad \delta_{rm}^v = \pi \cdot \Delta x_r \left(x_m + \frac{\Delta x_r}{4} \right),$$

$$\delta_{lm}^s = \frac{2\pi}{\Delta x_l} \left(x_m - \frac{\Delta x_l}{2} \right), \quad \delta_{rm}^s = \frac{2\pi}{\Delta x_r} \left(x_m + \frac{\Delta x_r}{2} \right), \quad \delta_{lm}^b = 2\pi x_m$$

구형

$$\delta_{lm}^v = \frac{4\pi}{3} \cdot \left(x_m^3 - \left\{ x_m - \frac{\Delta x_l}{2} \right\}^3 \right), \quad \delta_{rm}^v = \frac{4\pi}{3} \cdot \left(\left\{ x_m + \frac{\Delta x_r}{2} \right\}^3 - x_m^3 \right),$$

$$\delta_{lm}^s = \frac{4\pi}{\Delta x_l} \left(x_m - \frac{\Delta x_l}{2} \right)^2, \quad \delta_{rm}^s = \frac{4\pi}{\Delta x_r} \left(x_m + \frac{\Delta x_r}{2} \right)^2, \quad \delta_{lm}^b = 4\pi x_m^2$$

위 식들에서 첨자 v, s, b는 각각 체적, 표면, 외부 경계면의 계수들을 의미하며, 다음 식은 모든 형태에 적용한다.

$$G_m = \rho_{lm} \delta_{lm}^v + \rho_{rm} \delta_{rm}^v$$

시간에 관한 미분 값들에 대해 Forward 차분법을 적용하면 식(1-90)의 첫 번째 항은 다음과 같이 근사하게 된다.

$$\int_V \rho(T, x) \cdot \frac{\partial T}{\partial t} dV = (T_m^{n+1} - T_m^n) \frac{G_m}{\Delta t} \tag{1-92}$$

여기서 첨자 n 은 Old time step을 의미하며, $t^{n+1} = t^n + \Delta t$ 이다. m 은 ' m ' 번째 노드를 나타내며 식 (1-90)의 두 번째 항과 세 번째 항은 각각 식 (1-93) 및 식 (1-94)와 같다.

$$\int_A k(T, x) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} dA = (T_{m-1} - T_m) k_{lm} \delta_{lm}^s + (T_{m+1} - T_m) k_{rm} \delta_{rm}^s \quad (1-93)$$

$$\int_V S(x, t) dV = P_f P(t) (Q_{lm} \delta_{lm}^v + Q_{rm} \delta_{rm}^v) \quad (1-94)$$

여기서 P_f 는 원자로 출력(혹은 Table 출력)을 특정 열구조물의 열 생성율에 관계시키는 인자이고, $P(t)$ 는 시간에 따라 변화하는 함수이다. Q 는 공간 종속 함수로서, 하나의 Mesh 간격에 대해서는 일정하지만 Mesh 간격마다 다른 값을 가질 수 있는 것으로 가정한다. 따라서 식 (1-90)은 다음과 같은 차분 방정식이 된다.

$$\frac{(T_m^{n+1} - T_m^n) G_m}{\Delta t} = -(T_m - T_{m-1}) k_{lm} \delta_{lm}^s + (T_{m+1} - T_m) k_{rm} \delta_{rm}^s + P_f P(t) (Q_{lm} \delta_{lm}^v + Q_{rm} \delta_{rm}^v) \quad (1-95)$$

Crank-Nickelson 방법을 이용하여 식 (1-95)의 우편 항들을 절반씩 나누어 절반은 Old time (' n ' step) 값들로 처리하고, 절반은 New time (' $n+1$ ' step) 값들로 처리하면 다음과 같은 Tri-diagonal 형태를 갖는 식을 구성할 수 있다.

$$a_m T_{m-1}^{n+1} + b_m T_m^{n+1} + c_m T_{m+1}^{n+1} = d_m \quad (1-96)$$

$$a_m = \frac{k_{lm}^n \delta_{lm}^v \Delta t}{2}$$

$$b_m = G_m^n - a_m - c_m$$

$$c_m = \frac{k_{rm}^n \delta_{rm}^v \Delta t}{2}$$

$$d_m = -a_m T_{m-1}^n + (G_m + a_m + c_m) T_m^n - c_m T_{m+1}^n + \Delta t P_f \frac{P^{n+1} + P^n}{2} (Q_{lm} \delta_{lm}^n + Q_{rm} \delta_{rm}^n)$$

정상 상태 계산에서는 식 (1-95)의 우변항을 '0'으로 하고, Fully Implicit 방법을 적용하여 계산한다.

경계면에서 차분법을 얻기 위해서는 식 (1-90)의 두 번째 항에 식 (1-91)을 적용하여 표면에서의 온도 기울기를 정의해야 한다. $x=x_1$ 에서는 다음과 같이 정의한다.

$$\frac{(T_1^{n+1} - T_1^n) \rho_{r1} \delta_{r1}^v}{\Delta t} = -(H_1 T_1 - D_1) \frac{k_{r1}}{B} \delta_1^b + (T_2 - T_1) k_{r1} \delta_{r1}^s + P_f P(t) Q_{r1} \delta_{r1}^v \quad (1-97)$$

식 (1-97)으로부터 좌측 경계면에 대해 차분하면 식 (1-98)을 얻을 수 있으며, 우측 경계면 ('M' 번째 Point)에 대해서도 같은 방식을 적용하면 식 (1-99)의 차분 방정식을 얻을 수 있다.

$$b_1 T_1^{n+1} + c_1 T_2^n = d_1 \quad (1-98)$$

$$b_1 = \rho_{r1}^n \delta_{r1}^v + \frac{k_{r1}^n H_1 \delta_1^b \Delta t}{B_1} - c_1$$

$$c_1 = \frac{k_{r1}^n \delta_{r1}^v \Delta t}{2}$$

$$d_1 = (\rho_{r1}^n \delta_{r1}^v + c_1) T_1^n - c_1 T_2^n + \frac{k_{r1}^n \delta_M^b D_1 \Delta t}{B_1} + \Delta t P_f \frac{P^{n+1} + P^n}{2} Q_{r1} \delta_{r1}^n$$

$$a_M T_{M-1}^{n+1} + b_M T_M^n = d_M \quad (1-99)$$

$$a_M = -\frac{k_{IM}^n \delta_{IM}^v \Delta t}{2}$$

$$b_M = \rho_{IM}^n \delta_{IM}^v + \frac{k_{IM}^n H_M \delta_M^b \Delta t}{B_M} - a_M$$

$$d_M = -a_M T_{M-1}^n + (\rho_{IM}^n \delta_{IM}^v + a_M) T_M^n + \frac{k_{IM}^n \delta_M^b D_M \Delta t}{B_M} + \Delta t P_f \frac{P^{n+1} + P^n}{2} Q_{IM} \delta_{IM}^n$$

이들 식들에서 열 전도도와 체적 열용량 등은 온도와 공간 좌표의 함수로서 Mesh point 온도들의 평균 값을 이용하여 각간격에서의 값들을 구한다.

4) 동 특성 모델 (Point-kinetics Model)

원자로의 출력 거동을 모의하기 위해서는 동특성 모델이 개발되어야 한다. 액체금속로의 특성상 점특성 모델[식 (1-100), 식 (1-101)]만으로도 원자로의 출력거동을 모의하기에 충분하다. 동특성 모델은 핵분열 출력과 Fission product의 붕괴열 식 (1-102)를 동시에 계산한다. 핵분열 출력은 핵분열이 발생하면서 Fission product의 운동에너지와 중성자 감속시 발생하는 출력이 분열과 동시에 발생한다. 반면, 붕괴열은 Fission product가 방사선 붕괴를 경험하면서 발생한다.

이들 각각에 대한 모델을 개발하였으며 Runge-Kutta 방법을 이용하여 시간을 진행시켜 원자로 출력을 계산하도록 하였다. 여기서 계산된 출력은 열 구조물 모델의 열원으로 Explicit하게 연

계되도록 하였다.

$$\frac{d\phi(t)}{dt} = \frac{[\rho(t) - \beta]\phi(t)}{\Lambda} + \sum_{i=1}^{N_d} \lambda_i C_i(t) + S \quad (1-100)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{\beta f_i \phi(t)}{\Lambda} + \lambda_i C_i(t), \quad i=1, 2, \dots, N_d \quad (1-101)$$

위의 식들에서 t 는 시간, ϕ 는 중성자 Flux, C_i 는 Group i 의 지발(Delayed) 중성자 Precursor의 수, β 는 유효 지발 중성자 분율, Λ 는 즉발(Prompt) 중성자 생성 시간, ρ 는 반응도, f_i 는 Group i 의 지발 중성자 분율, λ_i 는 Group i 의 붕괴 상수, S 는 Source이다. 위의 두 식에서 중성자 속(Flux)가 결정되면 핵분열율(Fission rate)과 출력은 다음의 두 식으로 계산될 수 있다. 아래 식들에서 Σ_f 는 거시적 핵분열 단면적, Q_f 는 핵분열당 핵분열 에너지(MeV)를 의미한다.

핵분열율(ψ): $\psi(t) = \Sigma_f \phi(t)$

출력(P_f): $P_f(t) = Q_f \psi(t)$

붕괴열에 대한 1979년 ANS 표준 미분 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{d\gamma_{\alpha j}(t)}{dt} = \frac{F_\gamma a_{\alpha j} F_\alpha \psi(t)}{\lambda_{\alpha j}} - \lambda_{\alpha j} \gamma_{\alpha j}(t), \quad j=1, 2, \dots, N_\alpha, \quad \alpha=1, 2, 3 \quad (1-102)$$

여기서 ^{235}U , ^{238}U , ^{239}Pu 등의 세 가지 동위원소를 의미하며, ψ 는 모든 동위원소들의 초당 핵분열율, F_α 는 동위원소 α 의 핵분열분율로서 F_α 의 총 합은 1.0이 된다. F_γ 는 보수적 계산을 위한 입력 인자로서 일반적으로 붕괴열 곡선에 따라 다르다.

Actinide 모델은 ^{238}U 이 중성자를 포획하여 ^{239}U , ^{239}Np , ^{239}Pu 등이 생성되는 것을 설명한다.

$$\frac{d\gamma_U(t)}{dt} = F_U \psi(t) - \lambda_U \gamma_U(t) \quad (1-103)$$

$$\frac{d\gamma_N(t)}{dt} = \lambda_U \gamma_U(t) - \lambda_N \gamma_N(t) \quad (1-104)$$

여기서 F_U 는 사용자가 직접 입력하는 값으로서 모든 동위원소들의 핵분열당 ^{238}U 이 중성자를 포획하여 생성되는 ^{239}U 의 원자수이다. 식 (1-103)은 ^{239}U 의 원자 변화율을 나타내며, 우측편의 첫 번째 항은 ^{239}U 의 생성항을, 두 번째 항은 β -붕괴로 인한 소멸항을 각각 의미한다. 식 (1-104)는 ^{239}Np 의 변화율을 의미한다.

식 (1-100)에서 (1-104)까지 다섯 가지 식의 해를 구하기 위해 위 식들에 거시적 단면적과

MeV/s를 Watt로 변환하는 인자(X)를 곱하면;

$$\frac{d[X\psi(t)]}{dt} = \frac{[\rho(t) - \beta]X\psi(t)}{\Lambda} + \sum_{i=1}^{N_d} X\Sigma_f \lambda_i C_i(t) + X\Sigma_f S \quad (1-105)$$

$$\frac{d[X\Sigma_f C_i(t)]}{dt} = \frac{\beta f_i X\psi(t)}{\Lambda} + \lambda_i X\Sigma_f C_i(t) \quad (1-106)$$

$$\frac{d[X\gamma_{aj}(t)]}{dt} = \frac{F_\gamma a_{aj} F_\alpha X\psi(t)}{\lambda_{aj}} - \lambda_{aj} X\gamma_{aj}(t) \quad (1-107)$$

$$\frac{d[X\gamma_U(t)]}{dt} = F_U X\psi(t) - \lambda_U X\gamma_U(t) \quad (1-108)$$

$$\frac{d[X\gamma_N(t)]}{dt} = \lambda_U X\gamma_U(t) - \lambda_N X\gamma_N(t) \quad (1-109)$$

식 (1-105), (1-106)으로부터 핵분열 에너지를, 식 (1-107)으로부터 Fission product 붕괴열을, 식 (1-108), (1-109)로부터 Actinide 붕괴열을 각각 구한다. 위의 식들을 단순화하기 위해, $\rho(t) = \beta r(t)$, $X\psi(t) = \Psi(t)$, $X\Sigma_f AS/\beta = S'$, $X\Sigma_f C_i(t) = \beta f_i W_i(t)/(\Lambda \lambda_i)$, $X\gamma_{aj}(t) = F_\gamma a_{aj} F_\alpha Z_{aj}(t)/\lambda_{aj}^2$, $X\gamma_U(t) = F_U Z_U(t)/\lambda_U$, $X\gamma_N(t) = Z_N(t)$ 로 대치하면, 최종적으로 다음 식들을 유도할 수 있다.

$$\frac{d\Psi'(t)}{dt} = \frac{\beta}{\Lambda} \left[\{r(t) - 1\} \Psi'(t) + \sum_{i=1}^{N_d} f_i W_i(t) + S' \right] \quad (1-110)$$

$$\frac{dW_i(t)}{dt} = \frac{\lambda_i \Psi'(t)}{\Lambda} + \lambda_i W_i(t) \quad (1-111)$$

$$\frac{dZ_{aj}(t)}{dt} = \lambda_{aj} \Psi'(t) - \lambda_{aj} Z_{aj}(t) \quad (1-112)$$

$$\frac{dZ_U(t)}{dt} = \lambda_U \Psi'(t) - \lambda_U Z_U(t) \quad (1-113)$$

$$\frac{dZ_N(t)}{dt} = \lambda_U Z_U(t) - \lambda_N Z_N(t) \quad (1-114)$$

위의 식들과 Runge-Kutta 방법을 이용하여 시간을 진행시켜 원자로 출력을 계산할 수 있다.

식 (1-115)는 반응도 계환을 정의한다.

$$r(t) = r_0 + \sum_{i=1}^{ns} r_{si}(t) + \sum_{i=1}^{nr} [W_{ri} \cdot R_{ri} \{\rho_i(t)\} + a_{wi} \cdot T_{wi}(t)] + \sum_{i=1}^{nf} [W_{fi} \cdot R_{fi} \{T_{fi}(t)\} + a_{fi} \cdot T_{fi}(t)] \quad (1-115)$$

여기서 r_0 는 정상상태 출력에 대응하는 반응도를 나타내는 입력 값이다. r_{si} 는 시간에 따른 반응도를 정의하는 입력 Table에서 구하고, R_{ri} 는 수력학적 제어체적 'i'의 유체 밀도와 관련하여 Table에서 정의하는 반응도이다. W_{ri} 는 수력학적 제어체적 'i'의 밀도 가중 인자이며, T_{wi} 는 유체의 온도이다. a_{wi} 는 밀도 변화를 포함하지 않는 온도 계수이다. R_{fi} 는 핵연료의 제어체적 'i'에서 핵연료의 평균온도 T_{fi} 에 따라 Table에서 정의하는 반응도이며, a_{fi} , W_{fi} 는 각각 핵연료 온도 계수 및 핵연료 온도에 대한 가중 인자이다. nr 과 nf 는 각각 노심에서 모의된 수력학적 제어체적 수와 핵연료 구조물의 수이다.

노심 동특성 방정식들의 시간 진행을 위해, 1차 미분 방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$n(t) = \alpha n(t) + R(n, t)$$

여기서 a 는 임의 Time step에서 상수이며, $R(n, t)$ 는 미분 방정식의 나머지 항이다. $n(t)$ 의 계수가 $\beta(n, t)$ 라면, a 는 $\beta[n(0), 0]$ 가 되고, $R(n, t)$ 는 $\beta[n(0), 0] - \alpha n(t)$ 형태의 항들을 포함할 것이다. 위 식에 적분인자를 곱하고 적분하면,

$$n(t) = n(0)e^{\alpha t} + \int_0^t e^{\alpha(t-\lambda)} R(n, \lambda) d\lambda$$

$$n(0)e^{\alpha t} = n(0) + \int_0^t \alpha n(0)e^{\alpha(t-\lambda)} d\lambda$$

이므로 결국 $n(t)$ 는 다음과 같이 된다.

$$n(t) = n(0) + \int_0^t e^{\alpha(t-\lambda)} [\alpha n(0) + R(n, \lambda)] d\lambda$$

$y=ut$, $dy=tdu$ 라 놓으면,

$$n(t) = n(0) + t \int_0^1 e^{\alpha t(1-u)} [\alpha n(0) + R(n, u)] du$$

임의 Time step에서 해를 구하는 수치 해법은 결국 $R(n, u)$ 의 거동에 대한 근사를 수행하는 것이다. 편리하게 다음 함수를 정의한다.

$$C_m(x) = \int_0^1 u^{m-1} e^{x(1-u)} du \quad (1-116)$$

Stage 1

$R(n, \lambda) = R[n(0), 0] = R_0$ 라고 가정하고, $n(0)$ 를 n_0 로 쓰면, 그리고 $n(h/2)$ 는 다음과 같다.

$$n_1 = n\left(\frac{h}{2}\right) = n_0 + \frac{h}{2} (\alpha n_0 + R_0) C_1\left(\alpha \frac{h}{2}\right)$$

Stage 2

$R(n, \lambda)$ 가 R_0 와 $R_1=R(n_1, h/2)$ 사이에서 선형적으로 변화한다고 가정하고 $n(h/2)$ 를 다음식으로 계산한다.

$$R(n, \lambda) = R_0 + \frac{2(R_1 - R_0)\lambda}{h} \Rightarrow R_0 + (R_1 - R_0)u$$

$$n_2 = n\left(\frac{h}{2}\right) = n_2 + \frac{h}{2}(R_1 - R_0)C_2\left(\alpha \frac{h}{2}\right)$$

Stage 3

$R(n, \lambda)$ 가 R_0 와 $R_2=R(n_2, h/2)$ 사이에서 선형적으로 변화한다고 가정하고 $n(h)$ 를 다음식으로 계산한다.

$$R(n, \lambda) = R_0 + \frac{2(R_2 - R_0)\lambda}{h} \Rightarrow R_0 + 2(R_2 - R_0)u$$

$$n_3 = n(h) = n_0 + h(\alpha n_0 + R_0)C_1(\alpha h) + 2h(R_2 - R_0)C_2(\alpha h)$$

Stage 4

$R(n, \lambda)$ 가 $R_0, R_2, R_3=R(n_3, h)$ 사이에서 2차 방정식 형태로 변화한다고 가정하고 $n(h)$ 를 다음식으로 계산한다.

$$R(n, u) = (2R_0 + 4R_2 + 2R_3)u_2 + (-3R_0 + 4R_2 - R_3)u + R_0$$

$$n_4 = n(h) = n_3 + h(R_4 - R_3)[2C_3(\alpha h) - C_2(\alpha h)]$$

Stage 5

$R(n, \lambda)$ 가 $R_0, R_2, R_4=R(n_4, h)$ 사이에서 2차 방정식 형태로 변화한다고 가정하고 $n(h)$ 를 다음식으로 계산하며, 이와 같이 5단계를 수행하여 5차 근사 값을 얻을 수 있다.

$$n_5 = n(h) = n_4 + h(R_4 - R_3)[2C_3(\alpha h) - C_2(\alpha h)]$$

위의 식들에서 C의 값들은 다음과 같다. 식 (1-116)을 적분하면,

$$C_1(x) = \frac{e^x - 1}{x}, \quad C_{m+1}(x) = \frac{mC_m(x) - 1}{x}$$

여기에서 계산된 총 원자로 출력은 직접 열구조물 계산의 Heat Source로 입력된다. 따라서 가장 먼저 원자로 동 특성 모델이 계산되고 난 후에, 원자로 출력을 입력 받아서 열구조물 계산에

이용하고, 그리고 난 연후에 수력학적 모델을 계산한다.

5) 코드구조 모듈화

코드 구조는 추후 코드의 수정이나 추가 개발 시 개발자의 편의를 위하여 입력을 읽는 루틴과 입력을 처리하는 루틴, 과도기 계산을 준비하는 루틴, 과도기 계산을 수행하는 루틴 등으로 구분하였다. 수력학적 모듈 변수의 구조는 질량 및 에너지 보존 방정식에 이용되는 변수들과 운동량 보존 방정식에 이용되는 변수들을 각 제어체적에 따라 따로 구분되도록 구성하였으며, 열전도 방정식에 이용되는 변수들과 동특성 모듈에 사용되는 변수들도 각각 다른 Block에 저장되도록 하였다. 이들 변수들은 FORTRAN-90의 Drived Type을 사용하였으며, 문제의 크기에 따라 변수 Block도 크기를 다르게 할 수 있도록 하였다.

6) SFR 기본특성 분석모듈 타당성 평가

비대칭 유량이 나타나는 유로에서의 자연 순환 분석과 PDRC 동작 시 유로 특성 분석을 위하여 개발한 기본특성 분석모듈의 타당성을 평가하였다. 수립된 수치해법과, 원자로 동특성, 열구조물, 수력학적 모델의 연계계산 및 검증을 수행하였다. 대상은 KALIMER-150 271 Pin Driver 집합체이고 노심 입구온도 및 유량은 각각 386.2°C, 35kg/s, 그리고 출력은 6.55MW로서 50초 후 노심 출력정지를 가정하였다. 그림 1-30은 KALIMER 150 집합체의 Nodalization을 나타내며, 표 1-1은 집합체의 제원 및 정상상태 값을 보인다.

계산은 50초간 정상상태 계산 후, 제어봉을 삽입하여 원자로를 정지시키고, 제어봉의 반응도는 임의로 20 달러를 가정했다. 그림 1-31 ~ 1-37은 계산결과를 보인다. 그림 1-31은 집합체의 출력 거동을 보인다. 붕괴열은 정상상태시 0.46 MW에서 원자로 정지 후 약 0.28 MW로 조금 감소 하지만, 핵분열 출력은 약 6.1 MW에서 0.02 MW로 급격한 감소를 보인다.

따라서 원자로 정지 후에 집합체 출력은 거의 붕괴열의 지배를 받는 것으로 나타났으며, 이는 노심 동 특성 모델이 정확하게 프로그램되었다는 것을 의미한다. 그림 1-32는 집합체의 반응도 거동으로서, 도플러 반응도 계수는 핵연료가 냉각되면서 양의 반응도가 삽입되는 반면에 소듐 냉각재의 반응도 계수는 반대의 경향을 나타낸다.

그림 1-33은 소듐 냉각재의 입구와 출구 온도 거동을 보이며, 그림 1-34는 출구 유동 엔탈피에서 입구 유동 엔탈피를 뺀 값이다. 정상상태에서 출구 온도는 정상상태에서 약 534 °C이고, 입/출구 유동 엔탈피 차이는 6.55 MW로서 노심 출력과 동일한 값을 나타낸다. 이는 프로그램 전체에서 에너지 보존이 되고 있음을 보이는 것이다. 그림 1-35와 1-36은 각각 입구 유동과 입/출구에서의 압력 거동을 나타낸다. 유동 변화는 경계 조건으로서 일정한 값을 가정하였기 때문에 일정한 거동을 보이며, 입구압력은 초기값에서 마찰, 대류, 중력 등으로 인한 압력강하는 약 3.4 bar로 계산되었다.

그림 1-37은 핵연료 내부의 온도 분포를 나타낸다. 정상상태에서 핵연료 중심 온도는 약 826 °C이고, 피복재 표면 온도는 546 °C로서 Bulk 냉각재와 온도차는 약 12 °C이다. 소듐의 열전달 특성을 감안하면 합리적인 값으로 보이며, 피복재 표면에서 붕괴열만 출력으로 나올때와 약 150 °C 정도의 온도차를 보인다. 이상과 같이 원자로 동 특성 모델과 열 구조물 모델, 수력학적 모델 등의 통합 계산에서 에너지, 질량, 운동량 등이 잘 보존되기 때문에 기초적인 프로그램이 잘 되어 있는 것으로 판단된다.

표 1-1 KALIMER 150 집합체 제원 및 검증 계산을 위한 초기조건

| Parameters | Values |
|--------------------------------------|-------------------------------|
| Active Core Height (m) | 1.0 |
| Pins per Fuel assembly | 271 |
| Pin Outer Diameter (mm) | 7.4 |
| Pin P/D Ratio | 1.203 |
| Upper Fission-Gas Plenum Length (cm) | 132.5 |
| Core Structure Material | HT-9 |
| Peak Linear Power (W/cm) | 319.4 |
| Hydraulic Diameter (mm) | 2.5514 |
| Inlet Temperature (K) | 659.35 |
| Assembly Power (MW) | 6.55 |
| Outlet Pressure (MPa) | 0.15 |
| Flow rate (kg/s) | 35.0 |
| Flow area (m ²) | 0.00435 |
| Beta-effective | 0.0039732 |
| Prompt Neutron Generation Time (s) | 0.2746 |
| Doppler Coefficient | -0.08692 x T ^{-1.44} |

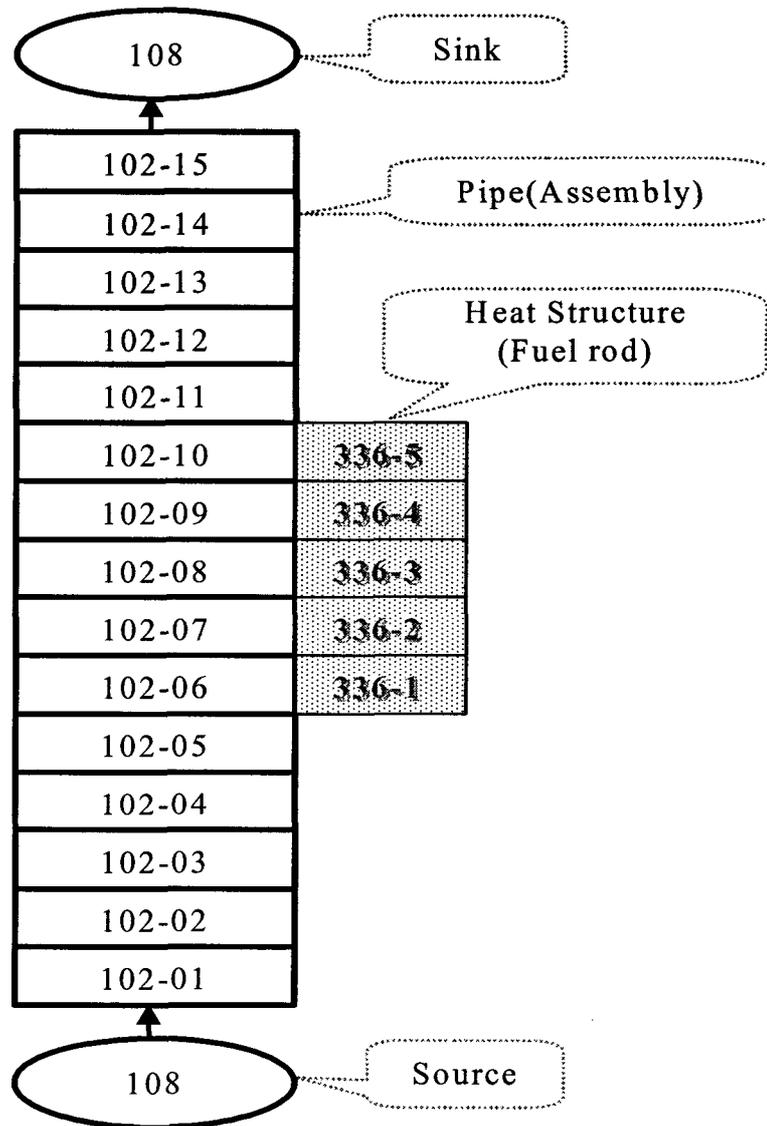


그림 1-30 KALIMER-150 집합체 해석을 위한 Nodalization

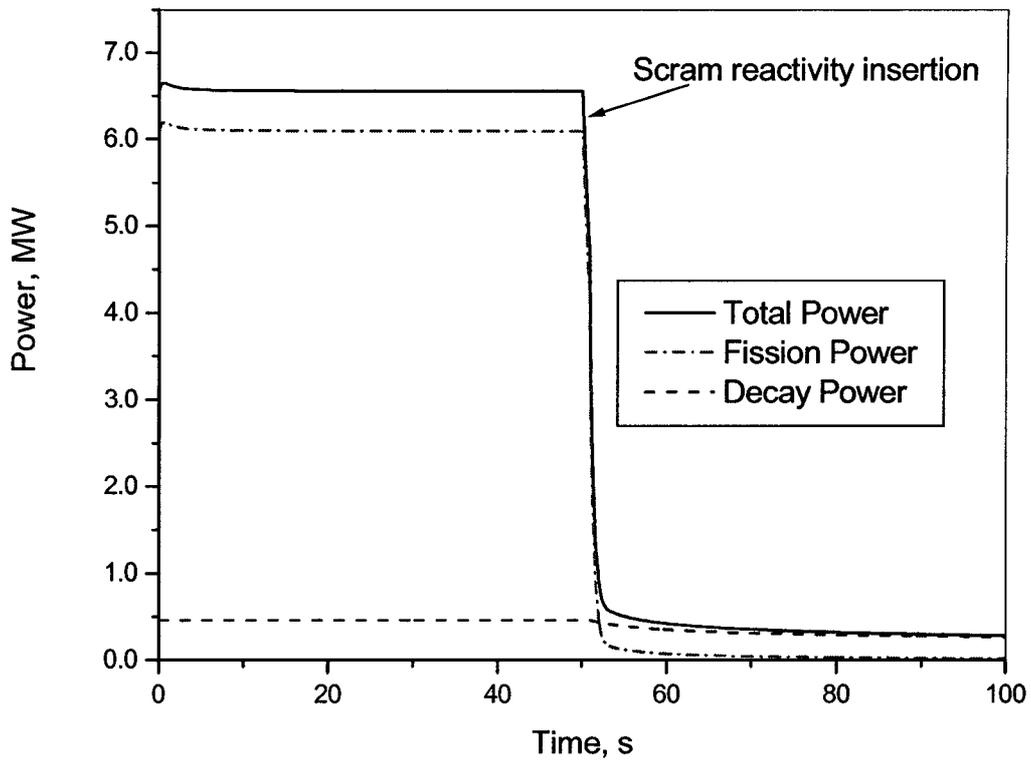


그림 1-31 집합체 출력거동

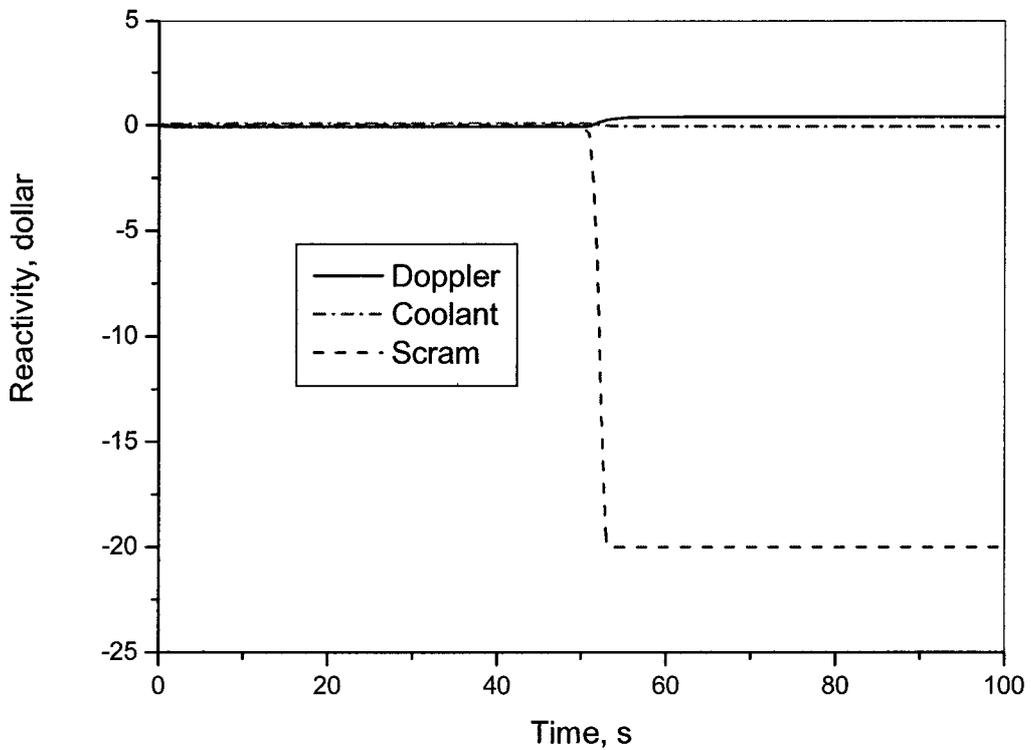


그림 1-32 주요 반응도 거동

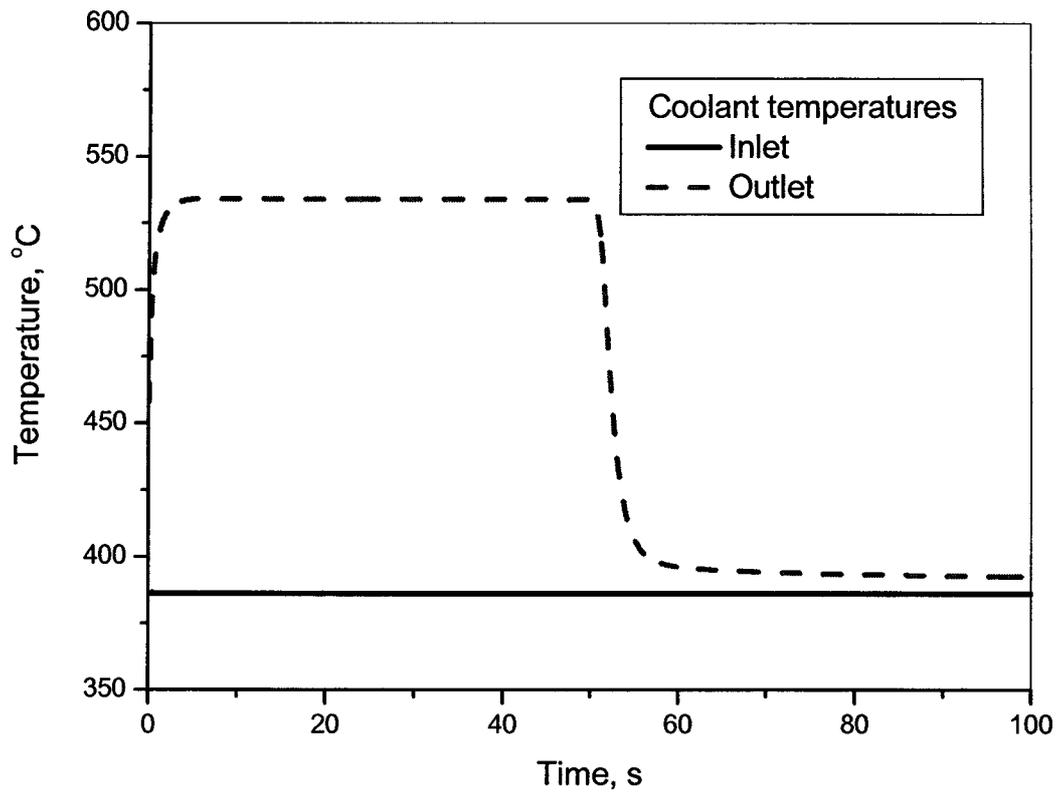


그림 1-33 소듐 냉각재 온도 거동

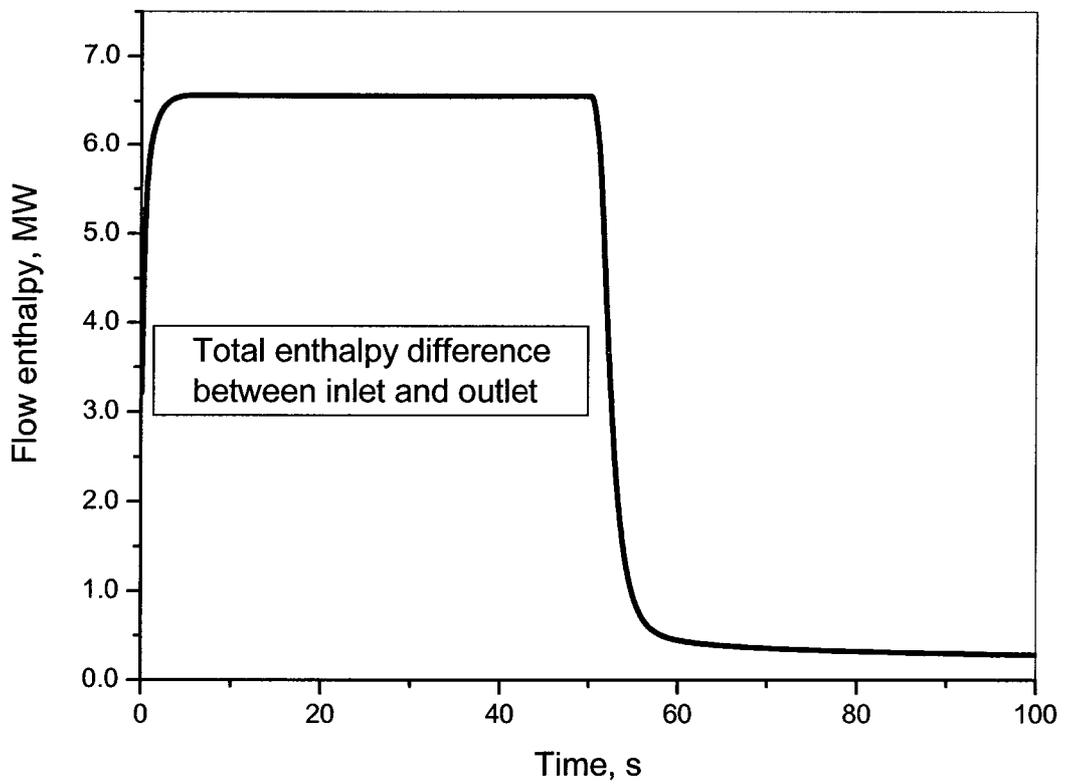


그림 1-34 소듐 냉각재 입.출구 유동 엔탈피 차이

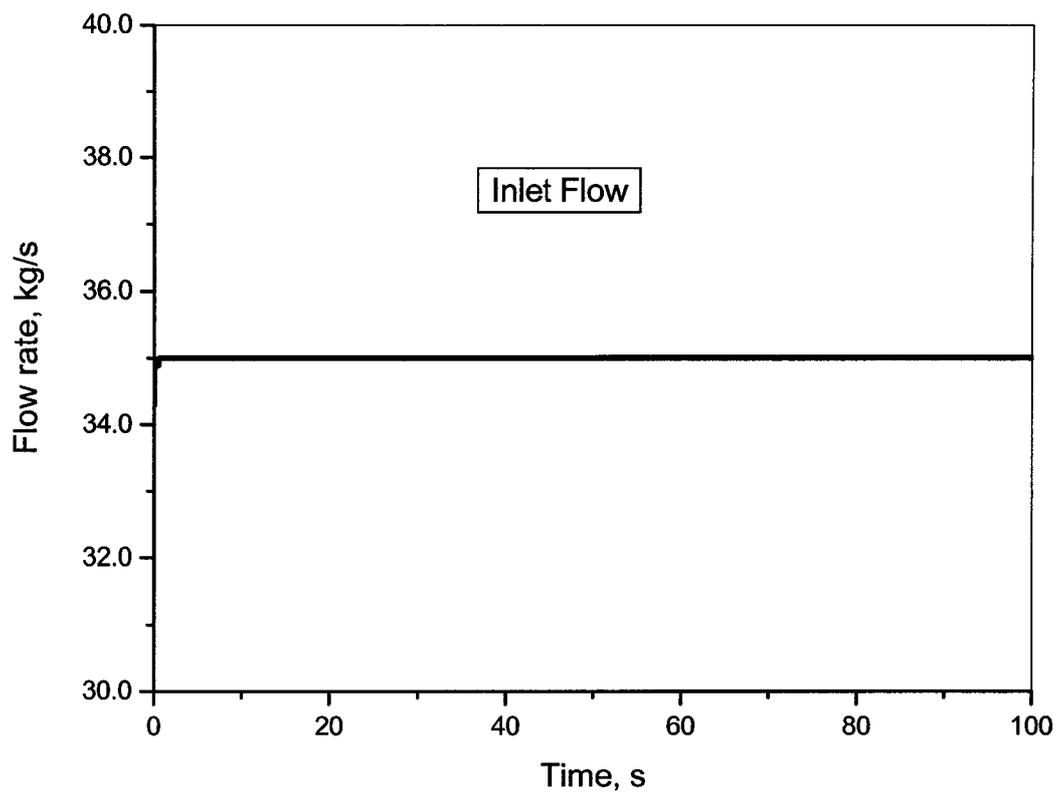


그림 1-35 입구 유동

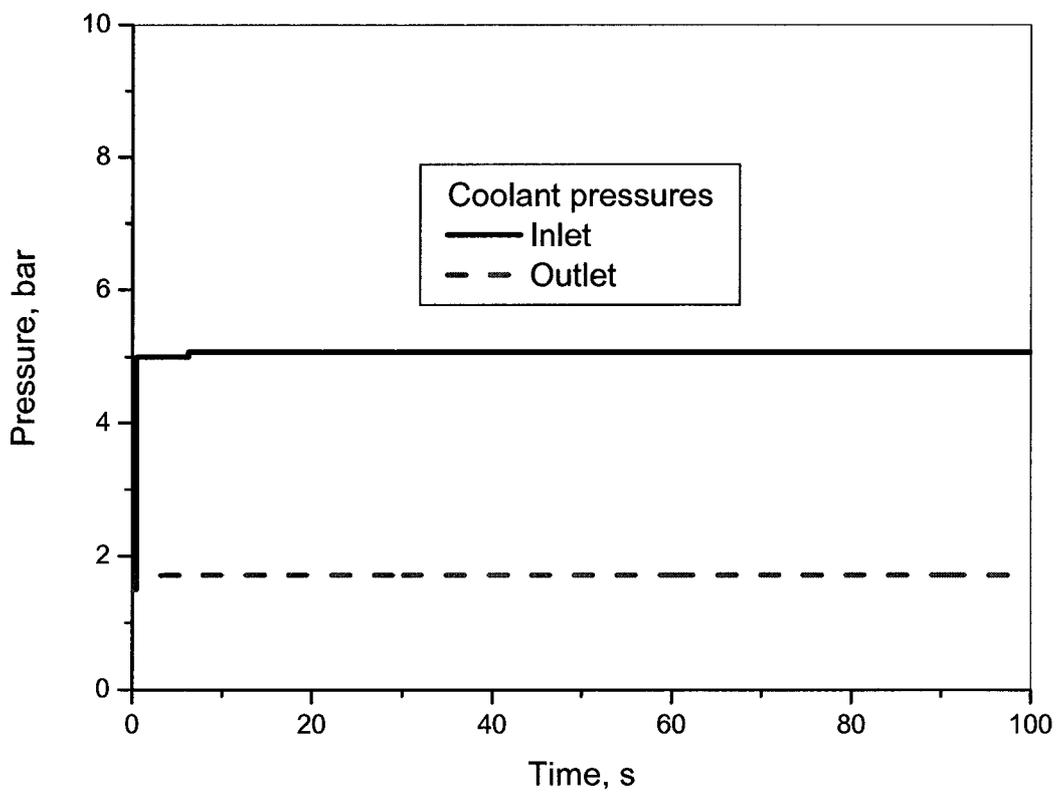


그림 1-36 입.출구 압력 거동

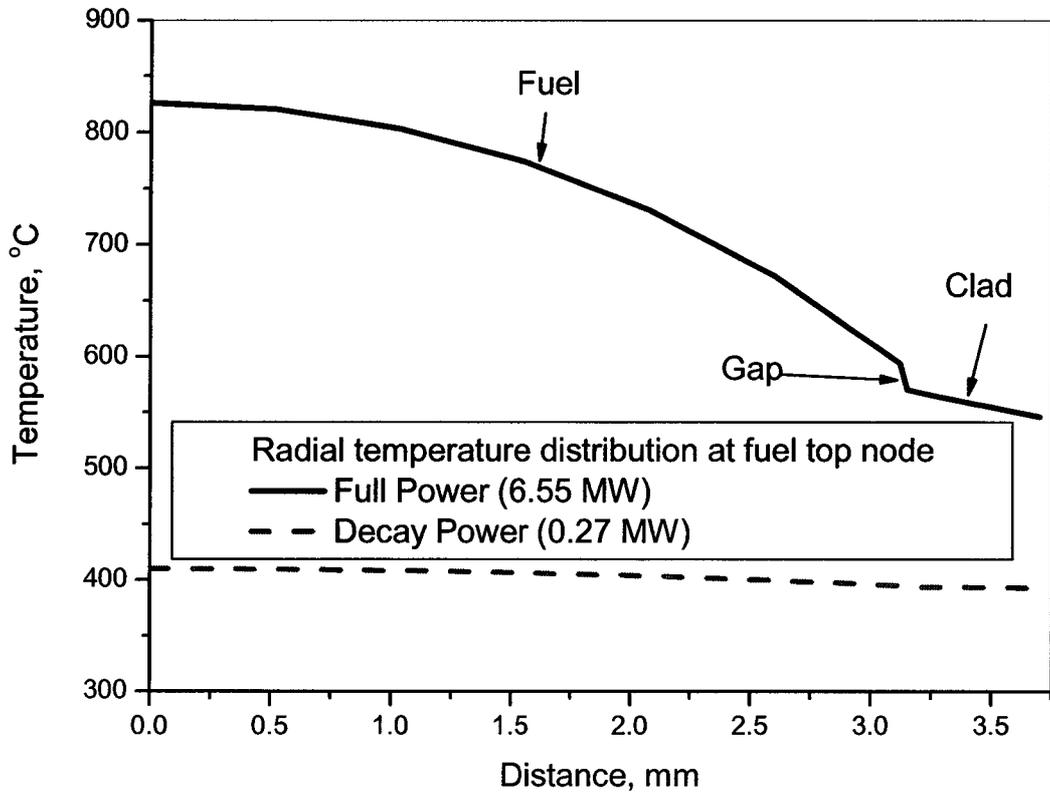


그림 1-37 소듐 냉각재 온도 거동

다. 사용자 지침서 작성

SSC-K 코드와 연계된 노심 3차원 열유체 해석 모듈은 핵연료, 피복재, 구조물의 온도와 냉각재의 유량 및 압력 등에 관한 상세한 계산을 수행할 수 있다. 이 모듈은 Single pin 핵연료 모델 뿐만 아니라 부수로 단위의 제어 체적과 핵연료봉을 모의할 수 있으며, 기존의 SSC-K 코드보다 상세한 반응도 궤환 모델과 결합할 수 있다.

이러한 상세한 계산을 위해서는 다양한 입력이 제공되어야 한다. 노심 3차원 열유체 해석 모듈은 원활하게 사용하기 위해 필요한 기술적 사항과 입력 작성 방법을 포함하는 사용자 지침서를 작성하였다. 또한 SSC-K 코드를 이용하여 계통 해석을 수행하기 위한 첫 단계가 되는 표준입력 작성의 상세 과정을 KALIMER-600 설계 자료를 기준으로 수행하여 표준입력 작성지침서를 개발하였다.

노심 3차원 해석 모듈의 사용자 지침서는 크게 세부분으로 나뉜다. 1권은 노심 3차원 해석 모듈의 이론적 배경을 기술한 Theory Manual로서, 유체와 핵연료 부분의 이론적 내용, 정상 상태와 과도기시 적용된 수치해석, 기존 SSC-K 코드와 연결 내용 등을 포함하고 있으며, 2권은 코드를 이용한 계산 결과와 코드의 Memory 구조, 입력과 출력에 관한 설명 등을 포함한다. 3권은 입력 매뉴얼로서 코드 입력 작성을 위한 각 변수를 설명하고 있다.

그림 1-38은 노심 3차원 해석 모듈의 목차를 나타내고 있다. SSC-K 코드는 코드 내에 다양한 반응도 모델을 가지고 있으며, 반응도 모델에 관한 민감도 계산을 수행하기 위해서는 직접 코드 내에서 모델을 선택해서 코드를 다시 링크하는 작업을 해야 한다. 이러한 번거로움을 피하고, 또한 노심 3차원 모듈과 기존의 SSC-K를 연결하는 옵션도 입력에서 가능하도록 코드를 수정하고 매뉴얼도 작성했다. [Ha, 2007].

SSC-K 표준 입력 작성 지침서는 노심과 원자로 용기, 1차 및 2차 계통 루프, 증기발생기, 발전소 운전 조건, 구조물 물성치, 과도기 등과 관련된 입력 자료를 쉽게 계산할 수 있도록 Mathcad 소프트웨어를 이용하여 지침서를 작성하였다.

1.0 Steady-State and Transient Thermal Hydraulics in core assemblies

1.1 Introduction

1.2 Multi-D Channel Approach

1.2.1 Axial Mesh Structure

1.2.2 Radial Mesh Structure

1.2.2.1 Core and Blanket Region

1.2.2.2 Gas Plenum Region

1.2.2.3 Reflector Regions

1.3 Pre-boiling Transient Heat Transfer, Single Pin Model

1.3.1 Core and Axial Blankets

1.3.1.1 Basic Equations

1.3.1.2 Finite Difference Equations

1.3.1.2.1 Fuel Inner Surface, Node 1

1.3.1.2.2 Inner Fuel Nodes, Nodes 2-NN

1.3.1.2.3 Fuel Outer Surface Node, Node NT

1.3.1.2.4 Cladding Inner Node, Node NE''

1.3.1.2.5 Cladding Mid-point, Node NE

1.3.1.2.6 Cladding Outer Node, Node NE'

1.3.1.2.7 Coolant, Node NC

1.3.1.2.8 Structure Inner Node, Node NSI

1.3.1.2.9 Structure Outer Node, Node NSO

1.3.1.3 Solution of Finite Difference Equations

1.3.2 Reflector Zones

1.3.2.1 Basic Equations

1.3.2.2 Finite Difference Equations.

1.3.2.2.1 Reflector Inner Node

1.3.2.2.2 Reflector Outer Node

1.3.2.2.3 Coolant Node

1.3.2.2.4 Structure Nodes

1.3.2.3 Solution of Finite Difference Equations

.
. .
. .
. .

그림 1-38 노심 3차원 해석 모듈의 사용자 지침서 목차

3. 핵연료 국부 손상 사고해석 코드개발

가. 기술현황 분석: 국부손상사고 분류

액체금속로는 높은 노심출력밀도를 가지므로 노심 내 국부적 손상이 발생하는 경우 핵연료, 피복재, 그리고 냉각재의 급격한 온도 증가가 나타날 수 있다. 특히, 국부 손상사고가 주변으로 전파되어 확대되면 집합체 및 노심이 손상되는 대형사고로 전개될 가능성이 있어 노심에 상당한 피해를 줄 뿐 아니라 상당한 방사선 누출로 이어질 수 있는 잠재성을 가진다.

설계기준사고 범주에 속하는 국부손상 사고는 안전 설계 요건에 의하여 사고 영향이 단일 집합체 내에 국한되어야 한다. 핵연료 국부 손상 사고로부터 원자로를 보호하기 위한 원자로 보호 계통과 대처설비 및 관련 계측장치 등에 대한 설계를 위해서는 국부손상 사고 시 그 영향을 정확히 파악하는 것이 중요하다. 즉, 국부 손상 사고의 전개과정을 현상적으로 적절하게 모의할 수 있는 사고해석 수단을 강구하여 사고의 영향 범위, 손상 전파 가능성, 안전 제한치 초과 여부를 평가하여야 한다.

한국원자력연구소는 집합체 내부 유로폐쇄사고를 해석할 수 있는 MATRA-LMR-FB 전산코드를 지난 수년간 개발하여 왔다. 본 연구에서는 동 전산코드를 다양한 핵연료 국부손상사고 해석에 적용하기 위해서 각 사고기간 동안 발생하는 물리현상을 파악하고, 필요하다고 판단되는 경우 그에 대한 해석모델을 개발하고자 한다. 따라서 추가적으로 요구되는 해석모델을 도출하기 위해서 KALIMER 핵연료집합체 및 노심 설계특성을 면밀히 분석하여 발생 가능한 핵연료 국부 손상 사고를 분류하였다.

핵연료 손상을 야기할 수 있는 원인은 일반적으로 다음 세 가지 범주로 나눌 수 있다. 첫 번째 경우는 핵연료봉 제조상의 무작위적인(random) 결함으로 연료봉 내의 가스가 방출되어 확률론적으로 발생할 수 있는 핵연료봉 및 집합체덕트 손상사고이다. 두 번째 경우는 제조결함 및 조작실수로 인해 핵연료봉 및 핵연료집합체가 손상되는 사고로서 핵연료핀 또는 핵연료핀 번들의 농축도 결함, 핵연료핀의 소듐본드 결함, 집합체 유량 오리피스 결함, 핵연료 재장전 실수 등이 사고의 원인이다.

핵연료 내부가 국부적으로 용융되면 손상된 피복관을 통해 방출된 핵연료 파편이 집합체 내부의 유로를 국부적으로 폐쇄시킬 수 있다. 마지막 경우는 냉각재계통 내의 이물질에 의해 집합체 내부에서 핵연료봉간의 부수로가 폐쇄되거나 제조결함으로 핵연료집합체 출입구 유로가 폐쇄되는 사고로서 온도가 국부적으로 증가하여 제한된 범위이지만 비등이 발생하는 경우이다.

KALIMER에서 발생 가능한 다양한 국부손상사고의 발생 원인과 사고 전파 과정을 그림 1-39에 도식화하였다. 일반적으로 국부손상사고는 그 발생원인은 달라도 비슷한 경로로 전개되며 결국 국부적인 부수로의 유로폐쇄로 인하여 냉각재 유량이 감소하며 출력-유량의 불균형이 초래된다. KALIMER 핵연료봉간 손상전파의 원인이 되는 대표적인 역학 기구(mechanism)는 다음과 같다.

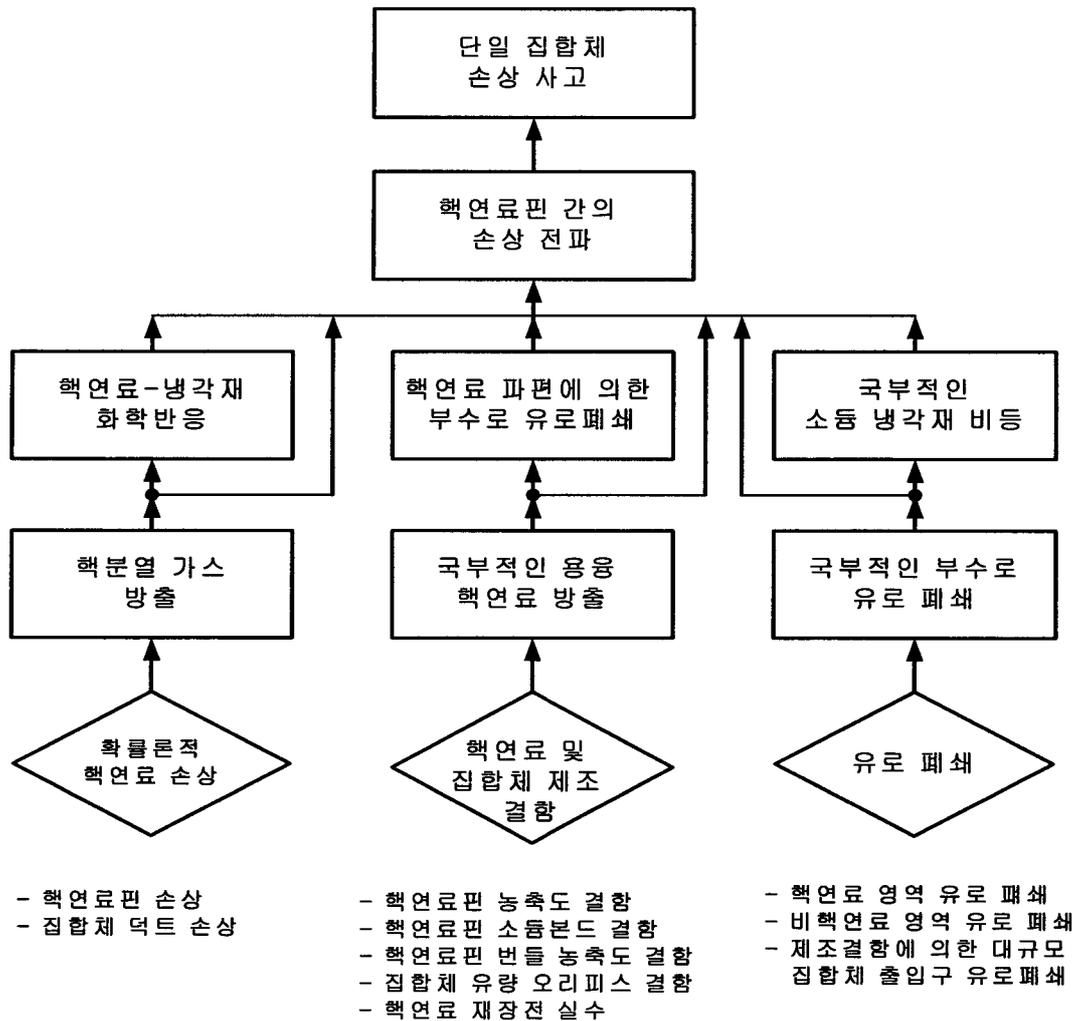


그림 1-39 국부손상사고 발생원인과 전파경로

1) 핵분열가스 방출 (Fission Gas Release)

핵분열가스 방출은 국부적인 냉각재 고갈과 관련이 있다. 핵연료 핀 주변의 냉각재가 고갈된 조건에서 침투온도 피복재가 손상온도에 도달하는데 걸리는 시간은 만약 대형의 피복재 파단이 발생하여 신속하게 핵분열가스가 모두 인접 소동 유로로 방출된다면 매우 짧지만, 그러나 핵연료봉에 작은 균열이 발생하여 시간 또는 날의 단위로 가스가 방출되는 경우에는 방출가스 블랭킷으로 인한 핵연료봉 손상의 가능성은 희박하다. 방출가스 제트가 인접한 연료봉에 충돌하여 손상을 가하는 경우, 손상된 핵연료봉 바로 맞은편 핵연료봉의 냉각재가 고갈되어 손상이 전파된다.

이런 경우 전파되어 손상된 핵연료봉의 방출가스 제트는 원래 손상된 핵연료봉으로 되돌아오게 되므로 자체적으로 제한된 전파과정이 된다. 마지막으로 방출가스 제트에 의하여 과도한 기계적 하중에 의하여 인접 핵연료봉에 손상이 전파될 수 있으나, 이러한 경우의 방출가스 분사과정은 높은 하중을 일으킬 만큼 충분히 빠르지 않다고 알려져 있다.

2) 용융핵연료 방출

핵연료 및 집합체의 제조결함이 원인이 되어 과도사고 중 국부적 열제거 불균형으로 핵연료봉의 내부가 국부적으로 용융할 수 있다. 핵연료핀의 국부 열제거 불균형은 과대한 열생성 또는 열제거 감소로 인해 야기된다. 과대한 열생성은 핵연료핀의 농축도 결함이나 핵연료의 크기가 과도하게 제조되는 경우 발생하며, 열제거 감소는 소듐본드 결함이나 핵연료봉 손상 시 방출된 핵연료물질에 의해 국부적으로 부수로가 폐쇄되는 경우이다.

핵연료 고농축도 결함(enrichment error)은 예상보다 높은 핵연료봉 중심온도와 핵연료/피복관 경계온도를 야기한다. 고농축도 결함은 핵연료 재처리과정 중에 연료슬러그(slug)의 합금화 작업 시 농축조정에 실수하거나, 고출력 핵연료집합체 영역에 고농축된 핵연료봉이 장착되는 경우에 발생한다. 핵연료 농축 실수에 대한 우선적인 보호조치는 핵연료집합체가 노심에 장전되기 전에 연료샘플의 채취, 사용후핵연료의 감마조사(gamma scan)를 통한 NDE, 그리고 neutron integrator technique 등과 같은 엄격한 품질검사를 통하여 예방할 수 있다.

핵연료 제조작업 동안 품질제어 방법은 EBR-II와 FFTF 연료 제조공정에서 개발 및 증명되었으며, 국부적인 고농축 결함이 있는 핵연료집합체는 초기 in-pile test에 의하여 위험 가능성을 사전에 탐지할 수 있다고 알려져 있다.

금속핵연료를 사용하는 KALIMER 원자로는 설계특성상 고농축도 결함에 크게 민감하지 않다. 금속핵연료가 산화물핵연료에 비하여 열전도도가 크기 때문에 핵연료 중심온도가 용융온도(solidus temperature)에 도달하기 위해서는 핵연료는 2배 이상의 고농축도를 가져야 한다.

핵연료/피복재간의 경계온도가 공정온도(eutatic temperature)에 도달하기 위해서는 더 높은 고농축도 결함이 요구된다. 따라서 금속핵연료의 재처리, 제조, 핵연료봉 및 핵연료집합체의 장착 시 발생할 수 있는 고농축도 결함으로 인해 국부적 고온에 의한 초기에 피복관 손상이 기대되지만 사고결과는 정상 핵연료봉의 피복관이 손상되는 경우와 비슷하므로 원자로 안전에 중요한 영향을 미치지 못하는 것으로 판단된다.

과대크기 핵연료(Oversized Fuel) 결함은 정상보다 큰 직경의 핵연료가 제조되는 경우이다. 정상 금속핵연료는 주물을 glass mold에 주입하여 정격 75%의 smear density를 갖도록 제조되므로 정상보다 큰 핵연료봉에서 핵연료와 피복관의 온도증가는 조금 높을 뿐 허용치 안에 포함된다. 또한 품질보장계획이 이러한 실수를 제한할 수 있기 때문에 발생확률은 매우 낮다. EBR-II Mark IA 핵연료의 실험결과에 의하면 핵분열가스가 피복관 부하를 증가시켜 피복관이 손상되는 최악의 경우에도 추가적인 핵연료 손상전파 없이 cover gas 계통과 지연중성자감시 계통에 의하여 쉽게 탐지되었다.

사고로 고려될 수 있는 소듐본드 결함의 가능성은 핵연료의 소듐본드가 전혀 포함되지 않는 경우, 소듐 bonding cycle에서 작업 실수, 초기 피복관 손상 시 소듐본드가 상실되는 경우에 발생할 수 있다. 그러나 피복관 손상 시에도 핵분열가스는 핵연료 공극이 없어져서 플레넘의 압력이 낮아지기 전까지는 핵연료 매트릭스 내에 포함되어 있으며, 또한 냉각재계통의 소듐압력은 핵연

료 내부 가스압력보다 높게 유지되므로 손상된 피복재를 통해 소듐본드가 상실될 가능성은 낮다.

Mark 1A 실험결과 해석에 의하면 핵연료봉 전체 길이에 걸쳐 소듐본드 결함이 있는 경우에 정격출력의 1.6배에서도 핵연료는 용융되지 않았다. 이는 TREAT와 EBR-II 실험에서 확인되었으며 핵연료는 용융되거나 slump되지도 않았다. 따라서 소듐본드 결함을 갖는 핵연료봉이 원자로에 삽입될 가능성은 매우 낮으며 그로 인한 사고결과 역시 미미하다고 판단된다.

3) 국부적인 부수로 유로폐쇄

KALIMER는 신형원자로 개념을 채택하고 있으므로 입구 및 출구에서의 유로폐쇄가 방지되도록 설계되어 있다. KALIMER와 같은 풀(pool)형 원자로는 냉각재펌프 흡입구가 매우 낮은 유속을 갖는 원자로 하부풀에 연결되어 있으므로 냉각계통 내의 작은 파편들은 노심으로 유입되기 전에 중력으로 인하여 원자로 하부바닥으로 침전되므로 효과적인 걸름장치가 된다.

또한 KALIMER 핵연료집합체는 입구에 적층으로 구성된 오리피스(orifice stack plate)가 장착되어 있으므로 일정 크기 이상의 입자들이 노심 외부로부터 안으로 유입될 수 없다. 만약 노심 내부에서 손상된 핵연료로부터 방출되는 핵연료 파편이 있을지라도 이들이 핵분열가스방출감시계통에 탐지되지 않는다면 그 양은 매우 작다. 손상된 핵연료봉의 반경방향 팽창에 의하여 부수로의 기하적 단면적이 감소할 수 있으나 그 과정은 매우 느리다.

부수로 유로폐쇄는 파편 입자가 누적되어 유로를 막는 것이므로 사고특성상 폐쇄영역은 완전한 불침투성을 유지할 수 없고 부분적으로 다공성(porous) 유로를 형성하므로 자체적으로 사고결과를 완화시키는 역할을 한다.

4) KALIMER 국부손상사고 방지 설계 및 핵연료손상감시계통

KALIMER 노심은 비정상적인 출력발생을 야기하는 핵연료 집합체 장전 실수를 방지하기 위한 대책으로 Mechanical Discriminators, Identification Notches, Inventory System, Low-Level Range Flux Monitors와 같은 설계를 갖추고 있다.

또한 앞서 언급한 부분 외에도 이동성 부품이 없는 전자식 일차펌프의 사용, 다중의 유로 입구를 가진 핵연료집합체 설계, wire wrapped rod bundle 과 같은 설계특성에 의하여 핵연료 집합체 내의 유로폐쇄 발생 가능성을 감소시킨다. 이러한 설계특성은 현재까지의 많은 액체금속로 운전 경험을 반영한 것으로써 유로폐쇄나 집합체 장전실수로 인한 국부 열제거 불균형과 같은 사고를 대비한 신뢰성 높은 대책이다.

KALIMER 핵연료손상감시계통은 소듐 냉각재 내의 지연중성자감시계통(Delayed Neutron Monitoring System: DNMS)과 카바가스(cover gas) 내의 핵분열 방출가스감시계통(Cover Gas Monitoring System; CGMS)으로 구성되어 있다. CGMS는 카바가스 내에 손상된 핵연료로부터 방출된 핵분열가스의 존재를 감시하는 계통이다.

일반적으로 CGMS는 빠른 감지 특성을 갖고 있지는 않으나 예상되는 핵연료손상 진행률에 비해서는 상대적으로 감지속도가 충분히 빠르다고 알려져 있다. 한 개의 핵연료봉 손상이 다른 핵연료봉 손상이 발생하기 전에 완료된다면 CGMS를 이용하여 손상된 핵연료의 개수를 측정 가능하다.

DNMS는 소듐 냉각재 내에서 중성자를 방출하는 선행핵 (precursors)을 감지함으로써 핵연료봉의 손상정도를 예측할 수 있다. DNMS가 설치된 각 장소에서 여러 개의 핵분열 계수기 (fission counter)를 사용하면 보다 많은 정보를 얻어 낼 수 있다. KALIMER는 IHX 내부에 drywell 튜브를 삽입하고 튜브 내부에는 3개의 DND(Delay Neutron Detector)를 높이가 다른 위치에 설치하고 있다. 전체 노심을 감시하기 위해서는 한군데 이상의 위치에 DNMS를 설치할 필요가 있다.

CGMS와 DNMS를 이용하여 핵연료를 감시하면 매년 3 ~ 5개의 핵연료봉이 손상되기 전까지 계속운전이 가능하다. 그러나 일 년에 핵연료봉이 손상되는 예상치는 한 개보다 작게 설정되어 있다.

나. 방법론 개발: 핵연료봉 상세 온도분포 해석 모형 개발

국부손상사고에서 가장 중요한 집합체 내부 유로 폐쇄사고 해석을 위해 본 연구에서는 MATRA-LMR-FB 코드를 개발하여 사용하고 있다. 이 코드는 집합체 내의 다양한 형상과 유량, 출력 분포 등을 고려할 수 있으므로 집합체의 외곽 형상이 유지되는 다양한 설계 기준 사고 범주의 국부손상사고 해석에 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

하지만 유로폐쇄 해석은 냉각재인 소듐의 비등 여부에 초점을 맞추어서 수행되어 왔으므로, 피복재와 핵연료의 건전성 여부를 판단하는 데 중요한 핵연료봉 내의 상세 온도 분포를 계산하는 모형이 제한적이다.

특히 KALIMER-600과 같이 금속핵연료를 사용하는 액체금속로는 금속핵연료와 피복관사이의 온도가 지나치게 상승할 경우 핵연료와 피복재의 공용이 발생하여 건전성을 위협할 수 있다. 그러므로 국부 손상 사고 해석을 위한 상세한 핵연료봉 열전달 모형이 수립되어 핵연료봉 내 상세 온도 분포를 계산할 수 있어야 한다. 이를 위해 본 연구에서는 MATRA-LMR-FB 코드의 핵연료봉 온도 분포 계산 기능을 확인하고, MATRA-LMR-FB 코드의 관련 프로그램을 수정 보완하였다.

기존의 MATRA-LMR-FB코드에서 핵연료봉 경계면은 lumped resistance technique 방법이 적용되고 관련 지배식은 다음과 같다.

$$\frac{-k_0}{R} \frac{\partial \theta}{\partial r} = H_g [T_N - T_{N+1}]$$

$$\frac{1}{H_g} = \frac{1}{H_c} + \frac{Y_c}{k_c}$$

여기서

N = 핵연료 외표면

$N+1$ = 피복관 외표면

H_C = 핵연료-피복관 gap conductance

Y_C = 피복관 두께

k_C = 피복관 열전도도

위의 식을 아래 식과 같이 수정하면 피복관 내면의 온도는 마지막 식으로 구할 수 있다.

$$\frac{1}{H_g} = \frac{Y_{Na}}{k_{Na}} + \frac{Y_c}{k_c}$$

$$T_C = \frac{k_0}{R} \frac{\partial \theta}{\partial r} \frac{Y_{Na}}{k_{Na}} + T_N$$

여기서

Y_{Na} = 소듐공간 두께

k_{Na} = 소듐 열전도도

그러나 원자로의 고온조건에서 연료는 팽창하여 핵연료와 피복관은 밀착하므로 gap conductance는 10000 Btu/hr-ft²-F로 가정하였다. 그림 1-40은 수정된 핵연료봉 온도 계산 모형의 타당성을 확인하기 위해 KALIMER-600의 정상상태 노심 설계 자료를 사용하여 수행한 계산 결과를 보이고 있다. 반경방향 핵연료봉의 온도 분포 계산 결과 핵연료봉 중심의 최대온도는 약 653℃이고, 핵연료 표면, 피복관 표면의 온도는 각각 608℃, 595℃의 분포를 가진다. 이 위치에서 피복재에서 약 13℃의 온도 감소가 발생하는 것을 볼 수 있다.

그림 1-41, 1-42, 1-43은 edge영역, middle영역, center영역, 각 영역에서의 노심 입구에서 출구까지 축방향으로 계산된 핵연료, 피복재, 냉각재의 축방향 온도분포이다. 이러한 계산 결과는 연료봉 내의 온도 분포를 타당하게 계산하는 것으로 분석되며, MATRA-LMR-FB의 핵연료봉 온도 계산 모형 개발이 성공적으로 수행되어 다양한 국부손상사고 해석에 사용될 수 있음을 의미한다.

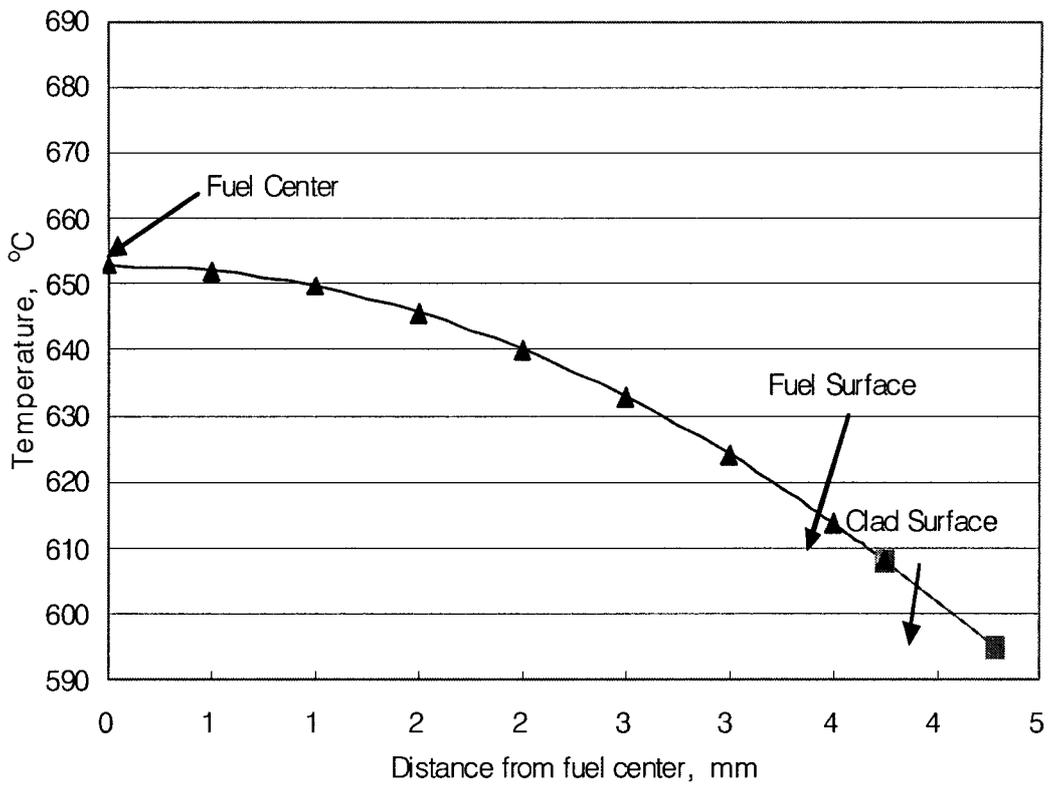


그림 1-40 핵연료봉 반경방향 온도분포

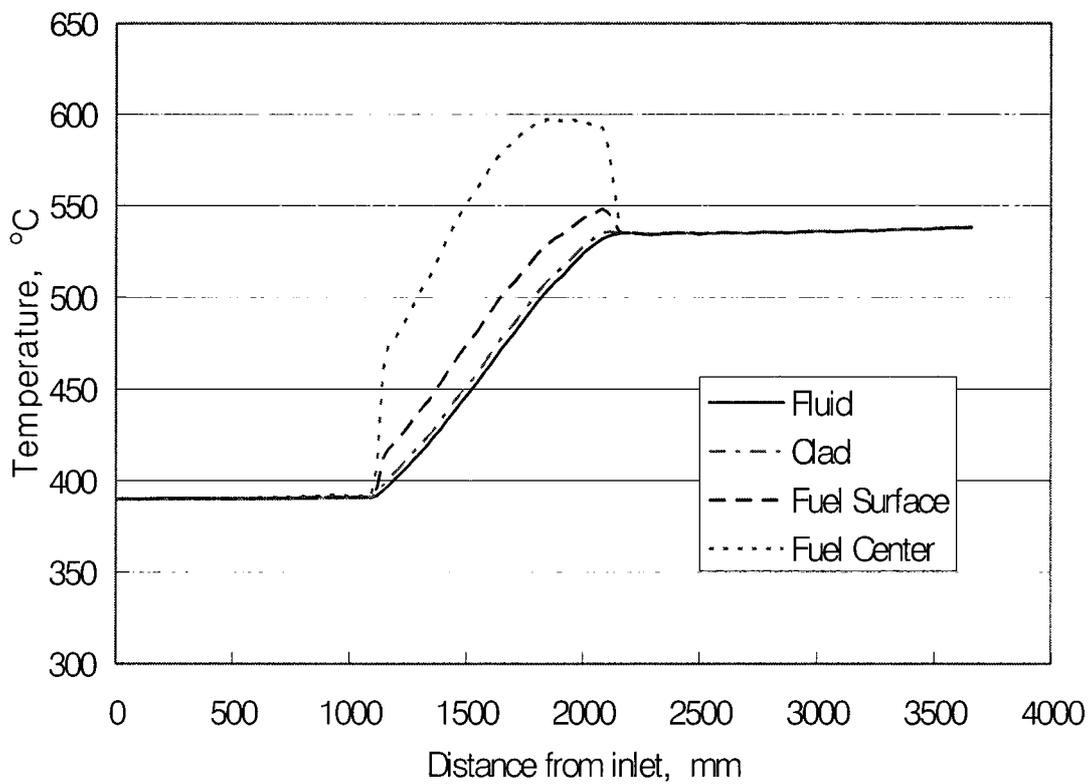


그림 1-41 영역별 축방향 온도분포(edge 영역)

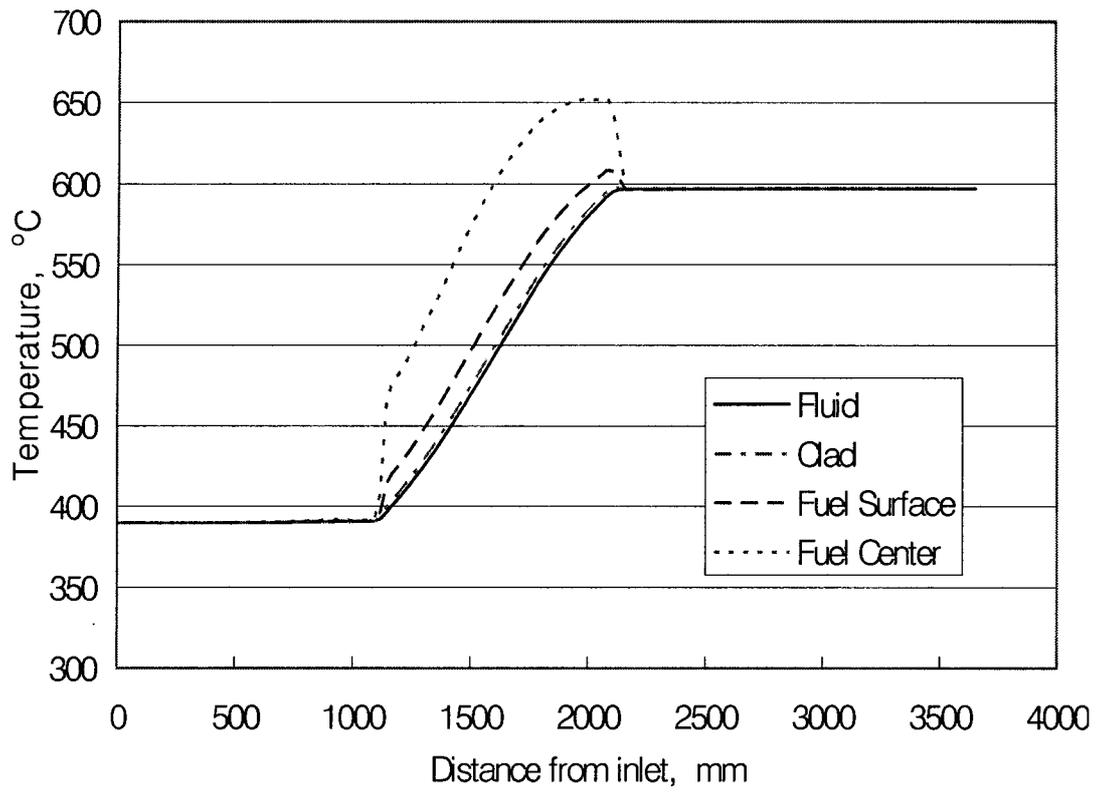


그림 1-42 축방향 온도분포(middle 영역)

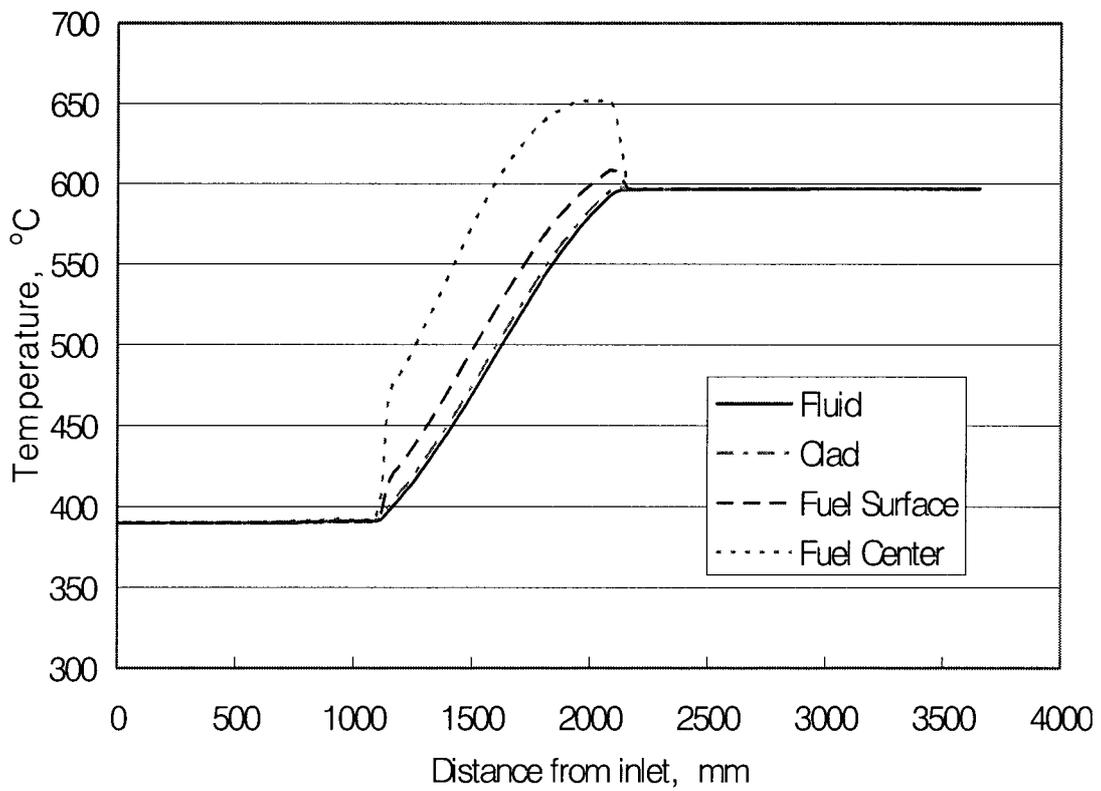


그림 1-43 축방향 온도분포(center 영역)

4. HCDA 분석모델 개발

가. 초기단계 분석모델 개발

HCDA 분석을 위한 전산코드 체계는 초기단계(initiation phase), 전이단계(transition phase), 손상 평가단계(damage evaluation), 그리고 사고후 열제거단계(post-accident heat removal phase)의 4단계로 분류될 수 있다. 초기단계 분석은 반응도 주입 혹은 냉각유량 감소에 따른 핵연료 과열, 피복재 dryout, 핵연료 용융·재배치 등, 핵연료 집합체의 기본형태가 유지되는 시점까지의 HCDA 초기현상을 분석한다. 대표적인 초기단계 분석코드로서는 ANL이 개발한 SAS4A와 HEDL이 개발한 MELT-III 코드 등이 있다.

HCDA 초기단계 분석의 목적은 반응도 삽입율이 설계 기준치를 초과하는 UTOP 사고나 급격한(no flow coastdown) ULOF 사고 시, 소듐 비등이나 핵연료 용융이 발생하더라도 연료봉내에서의 용융연료의 이동에 따른 부반응도 효과로 노심반응도는 재임계 상태에 도달하기 전에 감소하여 사고가 조기에 종결됨을 보여 주는 것이다. 이를 위하여 소듐 비등 모델, 핵연료봉내 용융연료 이동 모델 및 핵연료 과도 성능 모델의 개발이 선결되어야 한다.

당해단계 연구내용은 HCDA 초기단계 분석용 mechanistic 코드인 MELT-III 코드 해석모델을 개선하는 것이다. 이를 위해 ULOF로 인한 중대사고 해석에 필요한 소듐 비등모델을 개발하였고, MELT-III 핵연료 과도성능 모델을 개선하였으며, 핵연료봉 내 용융연료 이동모델 개발을 위하여 실험 및 전산모델의 분석을 수행하였다.

1) 냉각재 비등모델 개발

가) 개요

소듐냉각 고속로의 노심으로 공급되는 냉각재의 급격한 유량 상실이 발생할 경우 노심 내의 소듐이 비등하게 되어 소듐밀도반응도 케환효과에 의해 양(+)의 반응도 삽입을 가져온다. 이 값이 다른 반응도 케환효과에 의한 음(-)의 반응도 합보다 커서 양(+)의 순 반응도가 노심에 삽입되는 동안 노심 출력은 증가하게 된다. 노심 출력의 증가에 따라 핵연료 및 피복재의 온도가 상승하여 이들의 건전성이 위협받을 수 있으며, 심지어 핵연료가 용융된 후 핵연료 용융물의 이동에도 영향을 미칠 수 있다.

따라서 HCDA 초기단계에 대한 안전성 평가를 위해서는 소듐비등에 따른 노심 반응도와 이에 관련된 핵연료 거동 분석이 필수적으로 요구된다. 이런 목적으로 개발된 소듐 비등모델은 미국 ANL에서 개발한 SAS 계열의 비등모델과 영국 AEAT에서 개발한 FRAX 코드의 HOMSEP-2 모델이 대표적이다. 그러나 이 모델들은 상세한 현상 분석이 가능한 대신 복잡하고, 일부 주요 변수의 경우 사용자가 직접 그 값들을 제공해야 하는 단점도 가진다. 이를 보완하기 위해 BNL에서는 단순화된 모델을 개발하였는데, 본 연구에서는 BNL의 단순 모델 이론을 기초로 독자적인 소듐 비등모델을 개발하였다.

나) 지배방정식

일정 유로면적에 대한 질량, 운동량, 에너지에 대한 보존식은 다음과 같이 표현된다.

질량

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{A} \frac{\partial W}{\partial X} = 0 \quad (1-117)$$

운동량

$$\frac{1}{A} \frac{\partial W}{\partial t} + \frac{1}{A^2} \frac{\partial}{\partial X} \left(\frac{W^2}{\rho^*} \right) + \frac{f}{2\rho D_e A^2} W|W| + \rho g + \frac{\partial P}{\partial X} = 0 \quad (1-118)$$

에너지

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial X}(Wh) = Q \quad (1-119)$$

소용 밀도는 엔탈피만의 함수이며, A , W , h 는 유로면적, 유량, 엔탈피를 각각 나타내며, 식 (1-119)를 질량보존식과 결합하여 비보존형 형태 (Non-conservative form)로 나타내면

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \frac{W}{A} \frac{\partial h}{\partial X} = Q \quad (1-120)$$

로 표현될 수 있다.

다) 수치해석식

먼저 유로 평균유량을 구하기 위해 보존식 (1-62)와 (1-63)을 유로 전체길이에 대해 수치적으로 적분하고, 평균 유로밀도, $\hat{\rho}$ 와 유로 평균유량, \hat{W} 을 이용하면 하나의 노드 크기, ΔX_j 에 대해 질량 및 운동량 보존식을 다음과 같이 근사할 수 있다.

$$AL \frac{d\hat{\rho}}{dt} = W_{in} - W_{out} \quad (1-121)$$

$$\begin{aligned} \frac{L}{A} \frac{d\hat{W}}{dt} = & (P_{in} - P_{out}) - \left(\frac{1}{\rho_o^*} - \frac{1}{\rho_i} \right) \frac{\hat{W}^2}{A^2} - g \sum_{j=1}^{N-1} \langle \rho_j \rangle \Delta X_j \\ & - \left| \frac{\hat{W}}{A} \right| \frac{\hat{W}}{A} \sum_{j=1}^{N-1} \frac{\phi_j f_j \Delta X_j}{2 \rho_f De} - \frac{1}{2} \left[\frac{K_{in}}{\rho_i A_i^2} + \frac{K_o \phi_o}{\rho_f A_o^2} \right] \left| \hat{W} \right| \hat{W} \end{aligned} \quad (1-122)$$

여기서,

P_{in}, P_{out} = 유로 입.출구 압력

ϕ_j, f_j = Two-phase multiplier와 벽면마찰계수

$$\phi_j = \left(1 + x_j \frac{\nu_{fg}}{\nu_f} \right) \cdot \left(1 + x_j \frac{\mu_{fg}}{\mu_g} \right)^{0.25}$$

De = Hydraulic diameter.

L = Channel length.

ν, x_i, μ = Specific volume, quality, viscosity.

K_{in}, K_o = 유로 입.출구 형상손실계수(Form loss coefficients)

A_i, A_o = 유로 입.출구 유로면적

ϕ_o = 유로 출구 Two-phase multiplier

$$\equiv \left(1 + \frac{\nu_{fg}}{\nu_f} x_o^{1.5} \right)$$

x_o = 유로출구 quality

$\langle \rho_j \rangle$ = 노드 j 의 평균 소듐밀도

$\rho_j = (1 - \alpha_j) \rho_f + \alpha_j \rho_g$: Junction 이상유동 밀도

$x_j = (h_j - h_f) / h_{fg}$: junction 이상유동 quality

그리고 유로 평균 유량과 밀도는 각각

$$\hat{W} = \frac{1}{L} \int_0^L W(X) dX \quad (1-123)$$

$$\hat{\rho} = \int_0^L \rho dX \quad (1-124)$$

로 정의한다. 그림 1-44에 보이듯이 유로는 다시 단상영역 (Pre-boiling region)과 이상영역 (post-boiling region)으로 나누어 유로 평균유량과 노드 평균밀도는 단상영역 길이 (L_b)에 의해 다음과 같이 근사된다고 가정한다.

$$\hat{W} \simeq \frac{1}{L}(L_b W_{in} + (1-L_b)W_{out}) \quad (1-125)$$

$$\hat{\rho} \simeq \frac{1}{L} \sum_{j=1}^{N-1} \langle \rho_j \rangle \Delta X_j \quad (1-126)$$

에너지 보존식 (1-120)도 역시 수치해석식으로

$$\langle \rho_j \rangle V \frac{dh_{j+1}}{dt} = W(h_j - h_{j+1}) + Q \quad (1-127)$$

로 쓸 수 있는 데, 여기서

$$W = \begin{cases} W_{in} & X < L_b \\ W_{out} & X \geq L_b \end{cases} \quad (1-128)$$

$Q = h_c A(T_c - \langle T_j \rangle)$ 를 나타낸다. 그리고 $\langle T_j \rangle$ 는 노드 평균온도이며, 노드의 양쪽 Junctions의 산술적 평균이 사용된다. 즉, $\langle T_j \rangle = (T_{j+1} + T_j)/2$ 을 사용하며, 소듐온도는 엔탈피만의 함수, $T_j = T(h_j)$ 로 정의한다. 열전달계수는 SSC-K의 Aok's Correlation [Guppy, 1983]를 그대로 사용한다. 즉,

$$Nu = 6.0 + 0.025(\bar{\phi} Pe)^{0.8} \quad (1-129)$$

여기서

$$\bar{\phi} = \frac{0.014(1 - e^{-71.8X})}{X}$$

$$X = \frac{1}{Re^{0.45} Pr^{0.2}}$$

이고, Re , Pr , Pe 는 Reynold number, Prandtl number, Pecet number이다. Laminar region인 $Re \leq 3000$ 일 경우에는 $Nu = 4.36$ 이 사용된다. 그러나 비등이 발생할 경우의 적합한 열전달계수는 아직 찾지 못했으므로 현재로서는 식 (1-129)와 같은 관계식에서 단상(Single Phase) 대신 이상 밀도(two-phase density)를 사용한다.

라) 수치해석법

식 (1-122)로부터 \hat{W}^{k+1} 를 구하기 위해 다음의 수치식으로 전환했다. 즉,

$$\begin{aligned} \frac{L}{A} \frac{d\hat{W}}{dt} = & (P_{in} - P_{out})^{k+1} - \left(\frac{1}{(\rho^*)^k} - \frac{1}{(\rho_i)^k} \right) \frac{\hat{W}^{k+1}}{A} - g \sum_{j=1}^{N-1} \langle \rho_j \rangle^k \Delta X_j \\ & - \left| \frac{\hat{W}^{k+1}}{A} \right| \frac{\hat{W}^{k+1}}{A} \sum_{j=1}^{N-1} \frac{\phi_j f_j \Delta X_j}{2(\rho_f)^k D_e} - \frac{1}{2} \left[\frac{K_{in}}{(\rho_i)^k A_i} + \frac{K_o \phi_o}{(\rho_f)^k A_o} \right] \left| \hat{W}^{k+1} \right| \hat{W}^{k+1} \end{aligned} \quad (1-130)$$

이 식에서 일단 \hat{W}^{k+1} 가 결정되면 W_{in}^{k+1} and W_{out}^{k+1} 은 식 (1-121)과 (1-125)로부터

$$W_{in}^{k+1} = \hat{W}^{k+1} + \left(1 - \frac{L_b}{L} \right)^{k+1} \cdot AL \frac{\hat{\rho}^{k+1} - \hat{\rho}^k}{\Delta t} \quad (1-131)$$

$$W_{out}^{k+1} = \hat{W}^{k+1} - L_b^{k+1} \cdot A \frac{\hat{\rho}^{k+1} - \hat{\rho}^k}{\Delta t} \quad (1-132)$$

으로 표시될 수 있다.

엔탈피는 유로의 유량을 이용해 다음 식 (1-133)으로 표현된다.

$$\frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{\Delta t} (h_{j+1}^{k+1} - h_{j+1}^k) = W^{k+1} (h_j^{k+1} - h_{j+1}^{k+1}) + Q_i^k \quad (1-133)$$

이 식은 다시

$$\left(1 + \frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{W^{k+1} \Delta t} \right) h_{j+1}^{k+1} = h_j^{k+1} + Q_i^k / W^{k+1} + \frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{W^{k+1} \Delta t} h_{j+1}^k \quad (1-134)$$

로 정리된다. 여기서

$$Q_i^k = h_o A_o (T_{w,i}^k - T_{\ell,i}^k)$$

$i = j$ 와 $j+1$ 의 2개 Junction을 경계로 하는 가진 노드 번호

$h_o =$ 열전달계수

$A_o =$ 피복재 외부 열전달면적

$T_{w,i}^k = i$ 번째 노드의 피복재 외부온도

$T_{c,i}^k = i$ 번째 노드의 냉각재 온도

역방향 유동에 대해서는 정방향 유동과 수치적 일관성 유지를 위해 식 (1-133)과 (1-134)를 다음과 같이 변경한다.

$$\frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{\Delta t} (h_j^{k+1} - h_j^k) = W^{k+1} (h_j^{k+1} - h_{j+1}^{k+1}) + Q_i^k \quad (1-135)$$

$$\left(\frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{W^{k+1} \Delta t} - 1 \right) h_j^{k+1} = -h_{j+1}^{k+1} + Q_i^k / W^{k+1} + \frac{\langle \rho_j^k \rangle V}{W^{k+1} \Delta t} h_j^k \quad (1-136)$$

역방향 유동 (i.e. $W = W_{in} < 0$)은 비등이 Upper Gas Plenum이 아닌 핵연료 영역 ($L_b \ll L$)에 발생할 때 주로 예상된다. 한 유로에서 비등이 발생하기 전의 각 time step의 시작점에서 각 Junction의 냉각재온도를 포화온도와 비교하여 비등조건 만족여부를 판단한다. 이 조건은 모델 사용자가 최소 과포화 (Superheat)를 정해야 하는 데, 본 모델에서는 다른 모델에서 주로 사용하는 10 °C를 정하였다. [Dunn, 1974]

유로내부의 냉각재 압력분포는 식 (1-130)에서 얻어진 \hat{W}^{k+1} 를 사용하여 식 (1-137)을 통해 계산하고, 계산된 유로출구 압력이 주어진 경계조건의 출구압력과 일치하지 않으면 다시 식 (1-130)에서 새로운 \hat{W}^{k+1} 을 계산하며 두개의 압력이 일치할 때까지 반복 계산하여 구한다.

$$P_x = P_{in} - \frac{L}{A} \frac{d\hat{W}}{dt} - \left(\frac{1}{\rho_x} - \frac{1}{\rho_i} \right) \frac{\hat{W}}{A^2} - g \sum_{j=1}^{N_x} \langle \rho_j \rangle \Delta X_j - \left[\frac{|\hat{W}|}{A} \frac{\hat{W}}{A} \sum_{j=1}^{N_x} \frac{\phi_j f_j \Delta X_j}{2 \rho_f De} - \frac{1}{2} \left[\frac{K_{in}}{\rho_i A_i} + \frac{K_{N_x} \phi_{N_x}}{\rho_f A_x^2} \right] |\hat{W}| \hat{W} \right] \quad (1-137)$$

이 식에서 X 와 N_x 는 압력을 계산하는 지점과 그 지점이 속한 노드 수를 뜻한다. 그리고 P_{in} 은 입구압력이다.

Upper Gas Plenum 내부 He 기체의 온도 변화는 단순한 에너지 보존식으로 계산한다. Plenum 전체를 한 개의 균일온도로 가정하고 압력은 이상기체 방정식을 이용하여 그 온도에 대한 포화압력을 가정한다.

$$\rho C_p V \frac{dT_g}{dt} = h_g A_i (T_c - T_g) \quad (1-138)$$

여기서 ρ, C_p, V, T_g 는 기체압력, 비열, Upper Gas Plenum의 체적, 기체온도와 피복재온도를

각각 나타낸다. 그리고 h_g, A, T_c 는 기체와 피복재 내부표면 사이의 열전달계수, 열전달면적, 피복재온도를 표시한다. 기체모델과의 일관성을 위해 Upper Gas Plenum 영역의 축 방향 각 노드별 피복재 온도를 Upper Gas Plenum 전체 길이에 대해 평균하여 한 개의 온도로 표시한다.

$$T_c = \sum_i^N T_c^i \Delta z_i / L \quad (1-139)$$

T_c^i 는 각 노드의 피복재 온도이며, Δz_i 는 i 번째 노드의 길이이다.

마) 모델 시험 계산

개발된 독립 모델을 이용해 KALIMER 설계에서 해석되는 3가지의 전형적 과도기를 설정하여 모델의 물리적 타당성을 시험하였다. 시험한 3가지 경우는 UTOP(Unprotected Transient Over-Power), ULOF(Unprotected Loss Of Flow), ULOHS(Unprotected Loss Of Heat Sink) 시 각각 예상되는 핵연료의 축방향 국부 출력증가, 유로입구 압력감소로 인한 유량감소, 유로입구 냉각재온도 증가에 대한 과도기들이다.

그림 1-45는 본 시험계산에 사용되는 유로와 핵연료 각 영역에 대한 길이와 핵연료봉 자료를 나타낸다. 표 1-2는 KALIMER 노심을 모의하기 위한 기본 입력자료이며, 표 1-3은 계산에 사용된 핵연료 Slug 내 출력분포를 보인다. 그림 1-45에서 보이듯이 핵연료봉을 구성하는 4개 영역인 Lower End Plug Shielding, Fuel Slug, Sodium Bonding, Upper Gas Plenum의 길이는 각각 실제 설계치인 1.1170, 1.20, 0.250, 1.1379 m를 사용했다. 유로길이는 수치해석을 위해 총 30 개의 노드로 나누었기 때 때문에 31 개의 junction을 가진다. 노드는 4개의 영역에 각각 6, 12, 1, 12로 배당했다.

핵연료 출력과 유량은 집합체중 최고 출력인 5.43 MW/Assembly와 이 집합체의 평균 부수로 유량인 0.0359 kg/s를 사용했다[IOC-CD-013-2004]. 유로의 제어체적을 삼각유로로 모델했기 때문에 연료봉의 반만이 냉각재 변화에 기여하게 된다. 그래서 핵연료봉의 단위 부피당 열발생은 $1.0 \times 10^4 \text{ W/m}^3$ 가 된다. 표 1-3의 축방향 열발생 분포는 역시 SSC-K 입력 [LMR/SA 241-AR-01-03]에서 가져왔다.

SSC-K 계산결과 [이용범, 2005]에 의하면 UTOP 사고 시 노심출력은 대략 초당 0.036 (즉, 40 초간 1.45로 증가)의 비율로 증가하고, 노심 입구와 출구압력은 각각 $2.30 \times 10^5 \text{ Pa}$ 과 $1.3139 \times 10^5 \text{ Pa}$ 으로 계산되었다. 그리고 노심 입구 소듐온도는 $650.85 \text{ }^\circ\text{C}$ 로 가정했다. 그림 1-46은 비등 발생시점에서의 냉각재 온도분포를 보여준다. 포화압력은 압력강하 때문에 유량방향으로 감소하는 추세를 보여준다.

냉각재 축방향 온도는 Fuel Slug 영역에서 열발생을 증가와 함께 급격히 높아져서 비등조건 ($10 \text{ }^\circ\text{C}$ 과포화)을 만족하면 이후 열발생이 감소하더라도 거의 안정된 분포를 보인다. 초기의 비등

은 압력이 가장 낮은 유로 끝에서 발생하지만, 시간이 지나면서 냉각재로부터 Upper Gas Plenum 내의 가스로 열전달이 계속되어 냉각재 온도가 낮아져서 Fuel Slug의 중앙에서 다시 비등이 발생한다(그림 1-47).

포화온도의 변화로부터 압력은 기포율이 가장 높은 영역에서 이상마찰에 의해 급격히 떨어짐을 알 수 있다. L_b 가 감소하면서 \dot{W}_{out} 은 급증하지만 평균유량 (\dot{W})은 감소한다. 반면에 \dot{W}_{in} 은 요동과 함께 역방향으로 나타난다(그림 1-48). 그림 1-49의 결과는 비등영역이 상부로 확대되면서 약 0.6 초 동안에 전영역이 기포로 채워지는 것을 보여준다.

유량상실을 모의를 위해서는 유로 입구압력을 100 초 동안 처음 값에서 출구 압력까지 낮추었다. Over-power 과도기 계산결과와 유사한 거동을 보여준다. 기본적으로 모든 거동은 과도기 진행만 다를 뿐 과출력 과도기의 거동과 큰 차이는 발견되지 않는다. 짧은 시간 내에 기포가 전체 유로를 차지하는 것은 과출력 경우와 같다. 그림 1-50에서 1-53은 유량상실시 계산결과를 보여주는데, 여기서도 역시 비등은 유로 끝에서 처음 발생하지만 결국 열발생율이 높은 중간에서 발생하여 위로 퍼져나간다.

열제거원상실사과의 모의를 위해 입구 냉각재온도는 초당 10 °C로 증가시켰다. 다른 과도기와 거의 유사한 거동을 보이며, 결과는 그림 1-54에서 1-56까지 나타냈다.

바) 소듐비등모델과의 연결을 위한 관련 SSC-K 프로그램 구조

SSC-K코드는 기본적으로 계통 열수력 모의를 위해 시간에 따른 질량, 운동량, 에너지 보존방정식을 비선형 대수 방정식(Nonlinear Algebraic Equation)으로 전환하여 해를 구한다. 과도기 보존방정식의 수치적 적분은 전 계통을 여러 개의 부 계통으로 나누어 각 부 계통에 따라 Time-step 크기를 달리하고, 핵연료봉의 열전도 방정식 해를 구하기 위해서는 음의 유한차분법(First-order fully implicit finite differencing scheme)을 이용한다. 핵분열 에너지 계산에는 다항식 방법 혹은 Prompt Jump Approximation이 사용된다. 모든 Time-step은 방정식이 수치적으로 안정되며 사용자가 명시한 정확도를 만족하기 위해 자동적으로 증.감 조절될 수 있도록 내장하고 있다.

프로그램은 모듈형태로 만들어져 각 모듈 간 변수이동은 COMMON block에 의해 이루어지고, 전산기 메모리를 가장 효과적으로 사용할 수 있도록 Variably Format으로 구성되어 있다. 그래서 다차원으로 표시되면 편리한 변수들이 전부 1차원 Array로 표시되어 있어 이해에 까다로움이 존재한다. 모든 변수, 시험입력 자료, 및 코드 계산결과는 일관되게 SI 단위를 사용한다.

프로그램 구조

SSC-K Main 프로그램은 가장 먼저 Subroutine 'MAIN9T'에서 초기조건을 계산하는 'INIT9T'와 과도기 계산을 수행하는 'DRIV9T'를 차례로 부른다. 'DRIV9T'는 크게 계통 내 유량

을 계산하는 'DRIV1T'와 냉각재 엔탈피와 핵연료 온도분포를 계산하는 'FUEL5T'를 포함하여 기타 Subroutine들로 구성되어 있다. 그림 1-57은 이에 대한 체계도를 보인다. 이 그림에서 색깔로 표시된 부프로그램(Subroutine)들은 소듐비등과 관련해 일부 수정을 가한 것들이다. 특히 비등계산을 위해 사용되는 부프로그램들의 기능은 그림 1-58에 따로 도식적으로 나타냈다. 이들 부프로그램에 대한 개략적 설명은 다음과 같다.

(a) COEF6T

이 부프로그램에서는 유로의 입구 및 출구의 마찰, 형상, 중력에 의한 압력 강하 계산에 필요한 항들을 먼저 계산한다. 그 다음으로 각 유로 내부 Node 체적의 유동마찰, 형상(Form), 중력에 의한 압력강하를 계산한다. 여기서 지수변수(Index), 'L6BOIL (1,IL6BO+K)'는 K-유로에 비등이 발생했으면 1, 그 외에는 0으로 표시된다. 만약 'L6BOIL(1,IL6BO+K)'이 1값이 아니면 비등관련 변수들의 계산을 생략하고 액체소듐 관련 값들을 계산한다. 이 값은 'FUEL7T'에서 비등유무 판단에 따라 정해진다. 이 부 프로그램에서 사용되는 주요 변수들은 다음과 같다.

- FKIN : 유로입구 형상압력강하
- FKOUT : 유로출구 형상압력강하
- FGVIN : 유로입구 중력압력강하
- FGVOUT : 유로출구 중력압력강하
- D6COOL : Junction에서의 소듐 밀도
- F6FRIC : 노드체적 마찰계수
- TAVG : 노드체적 평균온도
- RHOAVG : 노드체적 평균밀도
- FFRTOT : 내부유로 총 마찰압력강하
- FMFTOT : 내부유로 총 형상압력강하
- FGV : 내부유로 총 중력압력강하
- L6BOIL(1,IL6BO+K) = 1일 경우
- V : 냉각재 유로 부피
- Z6CHAN : 냉각재 유로 길이
- C6XI : Junction Quality
- C6TPF : Two-phase Multiplier
- PHIOUT : 유로출구의 이상유동 형상 Multiplier
- Z6L : 식 (1-125) 의 L_b
- DRHO : $\hat{\rho}^{n+1} - \hat{\rho}^n$
- EXPAN : $V(\hat{\rho}^{n+1} - \hat{\rho}^n) / \Delta t$
- W6U(IW6U+K) : 비등유로(Post-boiling) 유량. 즉, 식 (1-132)의 W_{out}
- W6L(IW6L+K) : 단상유로(Pre-boiling) 유량. 즉, 식 (1-131)의 W_{in}

(b) 'INTG1T'

유량 미분방정식을 적분하여 각 유로의 유량(Y1(K), K-유로)을 구한다.

(c) 'EQIVIT(1)'

'INTG1T'에서 구한 Y1(K) 값을 W6CHAN으로 놓는다.

(d) 'FLOW1T'

'VESL1T' 부프로그램을 불러 총 노심유량의 결정, 각 유로별 압력강하와 Inlet Plenum 압력 (Pinv)을 계산한다. 이 부프로그램은 다시 'VESL1T'와 'FLOW6T'를 부른다.

(e) 'POW6T'

이 부프로그램에서는 각 유로별 노심 열발생 (핵분열 에너지 + 붕괴열)을 계산한다. 핵연료 내 온도분포 계산 시 Time-step(S1DELТ)과 반응도를 고려한 노심 핵분열 에너지 계산 시 사용하는 Time-step(S5FUEL)은 서로 다르며 S5FUEL ≤ S1DELТ 관계에 있다. 그러므로 노심 핵분열 에너지 계산 시 S1DELТ을 내삽해서 사용한다. 이 부프로그램에서는 F5PMPL과 F5PMPT를 내삽하여 F5PMPR을 얻는데 사용되는 주요 변수는 다음과 같다.

F5PMPL = Fission power fraction at $t = t_n$

F5PMPT = Fission power fraction at $t = t_n + S1DELТ$

F5PMPR = Fission power fraction at $t = S5FUEL$

F6PTOT (JPT) = FFRAC*F5PFIS(IF5PFI+K)

+ F5PD(JFPD)*F5PDCY(IF5PDC+K)

F6PTOT (JPT) = 노심 전체에서 K-유로 총 열발생 비율

FFRAC = F5PMPR = Fission power fraction at $t = S5FUEL$

F5PFIS(IF5PFI+K) = 노심 전체에서 K-유로 핵분열에 의한 열발생 비율

F5PD(JFPD) = Decay heat fraction at $t = S5FUEL$

F5PDCY(IF5PDC+K) = 노심 전체에서 K-유로 붕괴열 발생 비율

(f) 'PRE5T'

여기서는 핵연료, 피복재, 구조물의 노드수를 결정하는데, 현재의 계산모델에서는 핵연료 8개 (NF=8), 피복재 1개 (NC=1), 핵연료-피복재 캡 1개 (ICAP=1)의 노드, 그리고 피복재 내.외부 각 1개씩 모두 NF+3의 노드에 대해 열전도 방정식을 적용한다.

(g) 'PROP5T'

핵연료 및 피복재 물성치 계산이 이루어진다. 프로그램을 수정하여 피복재 열용량 계산에서 HT-9의 값이 대체되었다.

(h) 'XPAN5T'

이 부프로그램에서는 온도변화에 따른 열팽창을 고려한 길이변화를 계산하여 노드의 크기를 계산한다. 만약 팽창한 핵연료 반경이 피복재 내부 반경보다 크면 핵연료-피복재 갭은 없어진 것으로 한다.

(i) 'GAMA5T'

피복재와 소듐냉각재 사이의 열전달계수를 결정한다.

(j) 'FRAD5T'

핵연료 노드별 열발생 비율을 계산한다.

(k) 'SGMA5T'

핵연료봉, 피복재, 냉각재, 구조물에서 발생하는 열원 즉, 단위 부피당의 열발생율을 결정한다.

(l) 'COEF5T'

핵연료봉 온도분포, 피복재 온도, 냉각재 온도, 구조물 온도에 대해 열전도식 및 에너지 보존식들의 해를 구하기 위한 행렬식의 계수항을 계산한다.

구조물의 에너지 보존식은

$$\rho CV_{STRUC} \left(\frac{\bar{T}_{STRUC}^{n+1} - \bar{T}_{STRUC}^n}{\Delta t} \right) = UA_{STRUC} (T_{cool}^{n+1} - \bar{T}_{STRUC}^{n+1}) + Q_{STRUC}$$

로 주어지며, 한개의 노드로 모의하고 유한차분하면 다음과 같다.

$$\left(\frac{\rho CV_{STRUC}}{\Delta t} + UA_{STRUC} \right) \bar{T}_{STRUC}^{n+1} - \frac{UA_{STRUC}}{2} T_{co}^{n+1} = \frac{\rho CV_{STRUC}}{\Delta t} \bar{T}_{STRUC}^n + \frac{UA_{STRUC}}{2} T_{ci}^{n+1} + Q_{STRUC}$$

여기서,

ρ = 구조물 밀도

C = 구조물 비열

Δt = Time-step
 U = 냉각재-구조물의 열전달계수
 A_{STRUC} = 구조물 열전달면적
 T_{ci} = 유로 노드 입구온도
 T_{co} = 유로 노드 출구온도
 $T_{cool} = (T_{ci} + T_{co})/2$
 \bar{T}_{STRUC} = 노드내 구조물 평균온도
 Q_{STRUC} = 구조물내 열발생율

냉각재의 에너지 보존식을 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
 (\rho c_p) V_c \left(\frac{T_{co}^{n+1} - T_{co}^n}{\Delta t} \right) &= \dot{m} c_p (T_{ci}^{n+1} - T_{co}^{n+1}) + UA_{STRUC} (\bar{T}_{STRUC}^{n+1} - T_{cool}^{n+1}) \\
 &\quad + (NRODS) q_{NF+3}^S \Delta Z \\
 &\quad + Q_{cool} V_{cool} \\
 - UA_{STRUC} \bar{T}_{STRUC}^{n+1} + \left\{ \frac{(\rho c_p) V_c}{\Delta t} + \dot{m} c_p + \frac{UA_{STRUC}}{2} \right\} T_{co}^{n+1} - (NRODS) \Delta Z q_{NF+3}^S \\
 &= \frac{(\rho c_p) V_c}{\Delta t} T_{co}^n + \left\{ \dot{m} c_p - \frac{UA_{STRUC}}{2} \right\} T_{ci}^{n+1} + Q_{cool} V_{cool}
 \end{aligned}$$

핵연료봉 열전도 계산을 위한 모델은 핵연료 Slug를 NF개의 Node로 나누고, 갭, 피복재, 냉각재, 및 구조물은 각각 한 개의 Node로 나타낸다(그림 1-59). 핵연료와 피복재의 열팽창도 고려되며, 반경방향의 Node는 반경방향 동등증분(Equal Radial Increment), 혹은 동단면적 (Equal Area Spacing) 방법 모두가 가능하다.

핵연료 및 피복재에 대한 열전도식은 다음 식을 유한 차분화하여 사용한다. 즉,

$$(\rho c_p) \left(\frac{\bar{T}_i^{n+1} - \bar{T}_i^n}{\Delta t} \right) = - \frac{[q_{i+1}^s - q_i^s]}{A_i} + Q_i \quad i=1, \dots, NF, NF+2$$

이며, 열속 q_i^s 는 핵연료의 반경방향에 대해 평균화 과정을 거쳐 근사된 과도기 온도를 사용하여 표현한다. 온도의 근사식은 다음과 같이 가정한다.

$$\begin{aligned}
 T_i(r, t) \simeq \tilde{T}_i(r, t) &= \bar{T}_i(t) F_{i,1}(r) + q_{i+1}^s(t) F_{i,2}(r) \\
 &\quad + T_{i+1}^s(t) F_{i,3}(r) \quad i=1, 2, \dots, NF, \dots, i=NF+2
 \end{aligned}$$

여기서 $r_i \neq 0$ 인 경우는

$$F_{i,1}(r) = \frac{(r^2 - r_{i+1}^2) - 2r_{i+1}^2 \ln(r/r_{i+1})}{I_{i,1} - 2r_{i+1}^2 I_{i,2}}$$

$$F_{i,2}(r) = \frac{1}{2\pi k_i} \left\{ \frac{(r^2 - r_{i+1}^2) - 2r_{i+1}^2 \ln(r/r_{i+1})}{I_{i,1} - 2r_{i+1}^2 I_{i,2}} \right\} - \ln(r/r_{i+1})$$

$$F_{i,1}(r) = - \left\{ \frac{(r^2 - r_{i+1}^2) - 2r_{i+1}^2 \ln(r/r_{i+1})}{I_{i,1} - 2r_{i+1}^2 I_{i,2}} \right\} + 1$$

로 주어지는데, $r_i = 0$ 의 경우는

$$F_{i,1}(r) = 0.$$

$$F_{i,2}(r) = \frac{(r^2 - r_{i+1}^2)}{4\pi k_1 (r_1^2 - r_2^2)}$$

$$F_{i,3}(r) = 1$$

와 같이 정의된다. 다시 I 값들은

$$I_{i,1} = \frac{(r_{i+1}^4 - r_i^4) - 2r_{i+1}^2 (r_{i+1}^2 - r_i^2)}{2(r_{i+1}^2 - r_i^2)}$$

$$I_{i,2} = \frac{(r_i^2 - r_{i+1}^2) - 2r_i^2 \ln(r_i/r_{i+1})}{2(r_{i+1}^2 - r_i^2)}$$

로 주어진다. 이들 식들은 실제 'COEF5T' 부프로그램에서는 더욱 정리하여

$$A = \pi (r_{i+1}^2 - r_i^2)$$

$$I_1 = (r_i^2 - r_{i+1}^2)/2$$

$$I_2 = - \left[\frac{r_i^2 \ln(r_i/r_{i+1})}{(r_{i+1}^2 - r_i^2)} + 0.5 \right]$$

$$F = \frac{(r^2 - r_{i+1}^2) - 2r_{i+1}^2 \ln(r/r_{i+1})}{I_1 - 2r_{i+1}^2 I_2}$$

$$\frac{\partial F}{\partial r} = \frac{2(r - r_{i+1}^2/r_i)}{I_1 - 2r_{i+1}^2 I_2}$$

$$F_{i,2} = \frac{1}{2\pi k_i} F_{i,1} - \ln(r/r_{i+1})$$

$$F_{i,3} = -F_{i,1} + 1$$

으로 사용한다. 구조물 에너지 보존식을 각 노드의 열전도식에 대입하여 그림 1-59를 참고로 할 때 다음에 기술하는 노드별 수치해석식을 얻는다.

피복재-냉각재 경계

$$-\frac{1}{2}T_{co}^{n+1} + \frac{1}{2\pi r_{NF+3} \cdot h_{cool}} q_{NF+3}^s + T_{NF+3}^s = \frac{1}{2}T_{ci}^{n+1}$$

q_{NF+3}^s = 피복재와 냉각재 사이의 열속

T_{NF+3}^s = 피복재 표면온도

피복재

$$\begin{aligned} -\frac{2\pi r_{NF+1} h_{gap} \Delta t}{A_{NF+2}} T_{NF+1}^s + \left\{ (\rho c_p) + \frac{2\pi r_{NF+1} h_{gap} \Delta t}{A_{NF+2}} F_{NF+2,1} \right\} \bar{T}_{NF+2}^{n+1} \\ + \frac{\Delta t}{A_{NF+2}} \left\{ 1 + 2\pi r_{NF+1} h_{gap} F_{NF+2,2} \right\} q_{NF+3}^s + \frac{2\pi r_{NF+1} h_{gap} \Delta t}{A_{NF+2}} T_{NF+3}^s = Q_{NF+2} \end{aligned}$$

핵연료 내부 노드

$$\left\{ (\rho c_p) + \frac{2\pi r_i k_i \Delta t}{A_i} \frac{\partial F_{i,1}}{\partial r} \Big|_{r_i} \right\} \bar{T}_i^{n+1} + \frac{\Delta t}{A_i} \left\{ 1 + 2\pi r_i k_i \frac{\partial F_{i,2}}{\partial r} \Big|_{r_i} \right\} q_{i+1}^s + \frac{2\pi r_i k_i \Delta t}{A_i} \frac{\partial F_{i,3}}{\partial r} \Big|_{r_i} T_{i+1}^s = Q_i$$

핵연료 중심노드

$$(\rho c_p) \bar{T}_1^{n+1} + \frac{\Delta t}{A_1} q_2^s = (\rho c_p) \bar{T}_1^n + Q_1 \Delta t$$

핵연료-피복재 Gap 온도강하

$$\begin{aligned} q_{NF+1}^s - 2\pi r_{NF+1} h_{gap} T_{NF+1}^s + 2\pi r_{NF+1} h_{gap} F_{NF+2,1} \bar{T}_{NF+2}^{n+1} \\ + 2\pi r_{NF+1} h_{gap} F_{NF+2,2} q_{NF+3}^s + 2\pi r_{NF+1} h_{gap} F_{NF+2,3} T_{NF+3}^s = 0 \end{aligned}$$

실제 이 식은 SSC-K에서

$$UAF = -2\pi h_{gap}$$

$$XNIF1 = r_{NF+1}$$

$$UAF * XNIF1 = -2\pi r_{NF+1} h_{gap}$$

$$\begin{aligned} q_{NF+1}^s + UAF * XNIF1 T_{NF+1}^s - UAF * XNIF1 * F_{NF+2,1} \bar{T}_{NF+2}^{n+1} \\ + \frac{r_{NF+1} h_{gap}}{k_{NF+2}} \left[F_{NF+2,1} * I_2 - \ln(r_{NF+2} / r_{NF+3}) \right] q_{NF+3}^s \\ + UAF * XNIF1 \left[F_{NF+2,1} - 1 \right] T_{NF+3}^s = 0 \end{aligned}$$

로 표시된다.

핵연료-피복재 Gap 열속 연속

$$q_{NF+2}^s = -2\pi r_{NF+2} k_{NF+2} \left(\frac{\partial F_{NF+2,1}}{\partial r} \bar{T}_{NF+2}^{n+1} + \frac{\partial F_{NF+2,2}}{\partial r} q_{NF+3}^s + \frac{\partial F_{NF+2,3}}{\partial r} T_{NF+3}^s \right)$$

SSC-K에서

$$UAF = 2\pi k_{NF+2}$$

$$XICI = r_{NF+2}$$

$$UAF * XICI = 2\pi r_{NF+2} k_{NF+2}$$

$$F = \frac{(r_{NF+2}^2 - r_{NF+3}^2) - 2r_{NF+3}^2 \ln(r_{NF+2} / r_{NF+3})}{I_1 - 2r_{NF+3}^2 I_2}$$

$$\frac{\partial F}{\partial r} = \frac{2(r_{NF+2}^2 - r_{NF+3}^2 / r_{NF+2})}{I_1 - 2r_{NF+3}^2 I_2}$$

$$F_{NF+2,2} = \frac{1}{2\pi k_{NF+2}} F_{NF+2,1} - \ln(r_{NF+2} / r_{NF+3})$$

$$F_{NF+2,3} = -F_{NF+2,1} + 1$$

$$\begin{aligned} q_{NF+2}^s + UAF * XICI * \frac{\partial F_{NF+2,1}}{\partial r} \bar{T}_{NF+2}^{n+1} + \left[\frac{\partial F_{NF+2,1}}{\partial r} * I_2 - \frac{1}{XICI} \right] q_{NF+3}^s \\ - UAF * XICI * \frac{\partial F_{NF+2,1}}{\partial r} T_{NF+3}^s = 0 \end{aligned}$$

로 실현되어 있다.

유한 차분 식들은 NF 개의 핵연료 Node에 대해 $\bar{T}_i, q_{i+1}^s, T_{i+1}^s$ 3개의 변수로 구성되고, 피복재에 대해 $\bar{T}_{NF+2}, q_{NF+3}^s, T_{NF+3}^s$ 를 더하여 총 $3(NF+1)$ 개와 \bar{T}_{STRUC}, T_{co} 의 2개를 더하여 총 $3(NF+1)+2$ 개의 변수로 구성된 음(Implicit)의 수치식을 얻는다. 이 식에서 $NF+1$ 노드는 핵연료와 피복재 사이의 Gap이므로 $\bar{T}_{NF+1}, q_{NF+2}^s, T_{NF+2}^s$ 는 나타나지 않는다.

(m) 'SOLV5T'

유한 차분식들로 구성된 행렬식을 푼다.

(n) 'PUT5T'

구해진 행렬식 변수들을 물리적 변수로 바꾼다. 여기까지는 본래 SSC-K 계산논리를 따르므로 소듐비등과는 관계가 없다.

(o) 'FUEL7T'의 소듐비등 계산 논리

소듐비등의 판단은 일단 주어진 노드에 비등의 존재유무를 확인한다. 이미 비등이 존재한 노드이면 다음 노드로 이동한다. 만약 비등이 존재하지 않는다면 냉각재 출구온도의 과포화(ΔT)의 절대값을 계산하고 이 과포화가 사용자가 설정한 비등조건에 해당하는 지 판단한다. 만약 비등조건을 만족하고 이 온도가 포화온도 보다 높으면 비등이 발생한다고 보고 국부비등 Index인 $LBOILK = 1$ 로 정의한다. 이 과정을 모든 노드에 대해 계속한다. 이 과정이 끝나면 다음으로 노심유로(K)가 비등발생 노드를 포함하고 있는지 판단한다.

이 유로에서 어떤 노드 Quality가 0 보다 크면 기존에 비등이 존재했던 노드이므로 이 유로를 비등유로로 정의하기 위해 비등유로 Index인 $L6BOIL(1,IL6BOI+K) = 1$ 로 정하고 바로 노드시험 루프를 빠져나간다. Quality는 나중에 'PROP7T'에서 계산되므로 비록 한 노드에서 비등조건을 만족하더라도 이전에 비등노드가 아니었다면 $L6BOIL(1,IL6BOI+K) = 0$ 으로 하고 다음 노드에 대해 시험한다.

다시 기존 비등유로가 새로운 비등노드를 포함하면 그 노드는 비등이 사라지지 않았으므로 $L6BOIL(1,IL6BOI+K) = 1$ 로 놓는다. 따라서 $L6BOIL(1,IL6BOI+K) = 1$ 이면 유로 내 비등노드의 엔탈피 분포 뿐 아니라 기포율과 Quality를 구하고 각 종 비등소듐 포함 냉각재 관련 물성치를 'PROP7T'에서 계산한다. 그럼 1-60은 이에 대한 계산 흐름도를 도식적으로 보여준다.

사) 비등모델의 SSC-K 연결에 대한 시험계산

소듐 비등 모델을 장착한 새 SSC-K Version의 시험계산을 수행했다. 그러나 기존 ATWS 사고에서는 노심의 강한 음(-)의 반응도 효과로 냉각재 비등이 발생하지 않기 때문에 또 다른 사고인 3중 고장사고를 가정해 해석을 수행하였다. 비보호 유량상실사고에 다시 외부조건 즉, 지진 영향으로 일차펌프 관성운전(Coast-down)이 손상당한 가상의 사고해석을 수행했는데, 일차펌프반감기(Pump Halving Time) 설계값의 여유도 확인이 목적이다. 비등이 발생하는 펌프반감기를 찾기 위해 이 값을 줄이며 계산을 수행한 결과, 현재 설계값인 10초에서 1.8 초로 줄었을 경우 노심 내 소듐비등이 발생했다.

그림 1-61은 본 시험계산에 사용된 핵연료봉내 출력분포를 도식적으로 보여준다. 그림 1-62는 몇 개의 펌프 반감기에 따른 노심 반응도 계산 결과를 보여주는데, 비등이 발생한 경우의 반응도가 급속히 발산함을 알 수 있다. 그림 1-63은 반감기 1.8 초의 경우 반응도 변화를 보여주는데, 초기 소듐비등은 핵연료의 Upper Gas Plenum 근처에서 발생하기 때문에 중성자 누설이 영향을 미쳐 소듐 반응도가 다소 완만한 상승을 보이다가 비등영역이 핵연료 중심으로 확대되면서 반응도가 급상승하여 핵연료 용융온도에 이른다(그림 1-64).

이 때의 핵연료온도는 용융점에 도달하고, 일단 비등이 발생하면 핵연료 손상은 피할 수 없음을 보여준다. 그림 1-65는 열 발생율이 가장 높은 유로의 축방향 위치에 따른 기포율 변화를 보여주는 데, 처음 중간에서 발생한 비등이 상부로 퍼져 나가고 상부의 기포율은 역방향 유동 영향으로 사라지는 등 불안한 거동을 보여준다.

그림 1-66은 유로별 축방향 기포분포를 보여주는데, 핵연료 Slug의 상단에서 시작된 비등은 점차 그 영역이 중앙으로 확대되어서, 결국 핵연료 용융은 열발생율이 높고 기포율도 높은 지점에서 발생하는 것을 알 수 있다.

결과적으로 비등에 따른 노심 반응도와 기포율의 거동예측이 상호 일관성이 유지되고, SSC-K 계산에서도 문제점이 발견되지 않는 점으로 판단할 때 이 비등모델의 SSC-K 코드 연결은 성공적이라 결론지을 수 있다.

표 1-2 모델 시험계산에 사용된 변수

| Parameters | Values used | Parameters | Values used |
|---|-----------------------|--|--------------------|
| 1. Active core height (m) | 1.2 | 7. Inlet Pressure (Pa) | 2.30×10^5 |
| 2. Total channel length (m) | 3.7049 | 8. No. of total axial nodes | 30 |
| 3. Flow area (m ²) | 2.87×10^{-5} | 9. No. of radial nodes for the fuel Pallet | 6 |
| 4. Hydraulic diameter (m) | 2.87×10^{-5} | 10. No. of radial nodes for the cladding | 3 |
| 5. Perimeter (m) | 0.0074 | 11. Time-Step (ms) | 5.0 |
| 6. Initial liquid flow (kg/s) | 0.0359 | | |
| 7. Nominal core power density (W/m ³) | 1.0×10^4 | | |

표 1-3 핵연봉의 축방향 열발생을

| Segment No. | Fuel Slug Node Center Position, m | Normalized Power Fraction |
|-------------|-----------------------------------|---------------------------|
| 6 | 0.05 | 1.944×10^{-4} |
| 7 | 0.15 | 8.771×10^{-4} |
| 8 | 0.25 | 0.0024 |
| 9 | 0.35 | 0.06527 |
| 10 | 0.45 | 0.32916 |
| 11 | 0.55 | 0.35938 |
| 12 | 0.65 | 0.23966 |
| 13 | 0.75 | 9.305×10^{-4} |
| 14 | 0.85 | 9.305×10^{-4} |
| 15 | 0.95 | 6.316×10^{-4} |
| 16 | 1.05 | 4.157×10^{-4} |
| 17 | 1.15 | 1.432×10^{-4} |

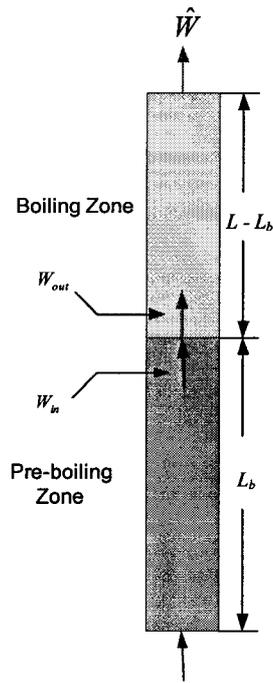


그림 1-44 소듐비등 유로계산 모델

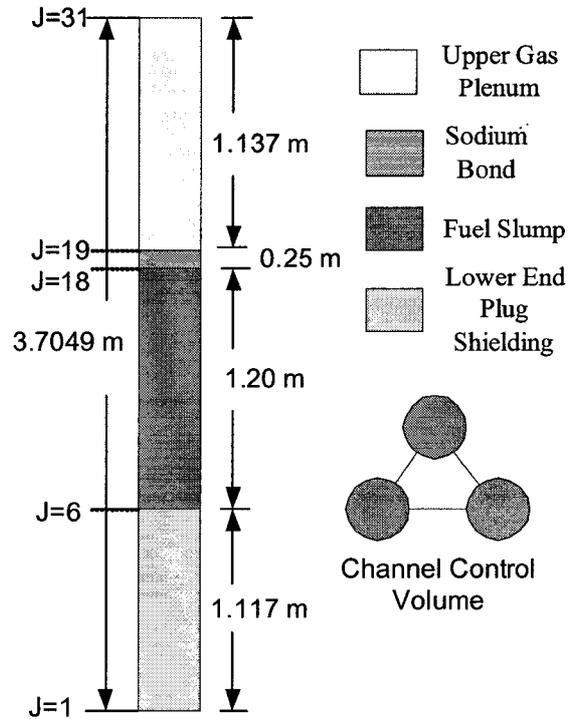


그림 1-45 시험계산 냉각재 유로 제원

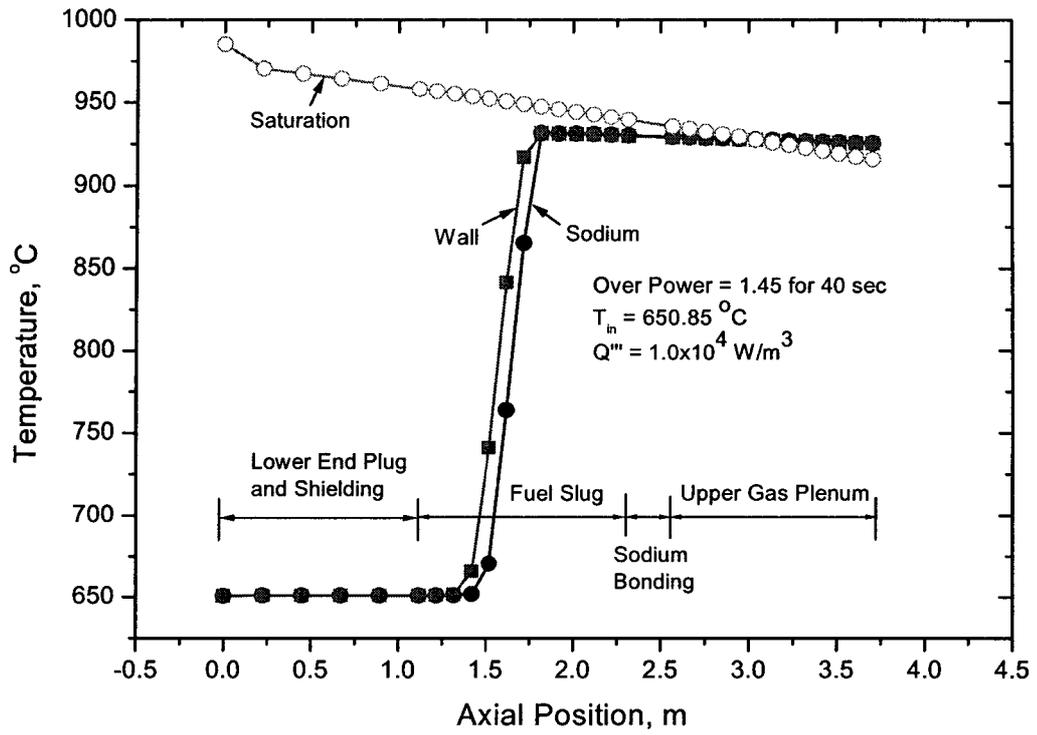


그림 1-46 비등발생시 노심 온도분포 (Over-Power)

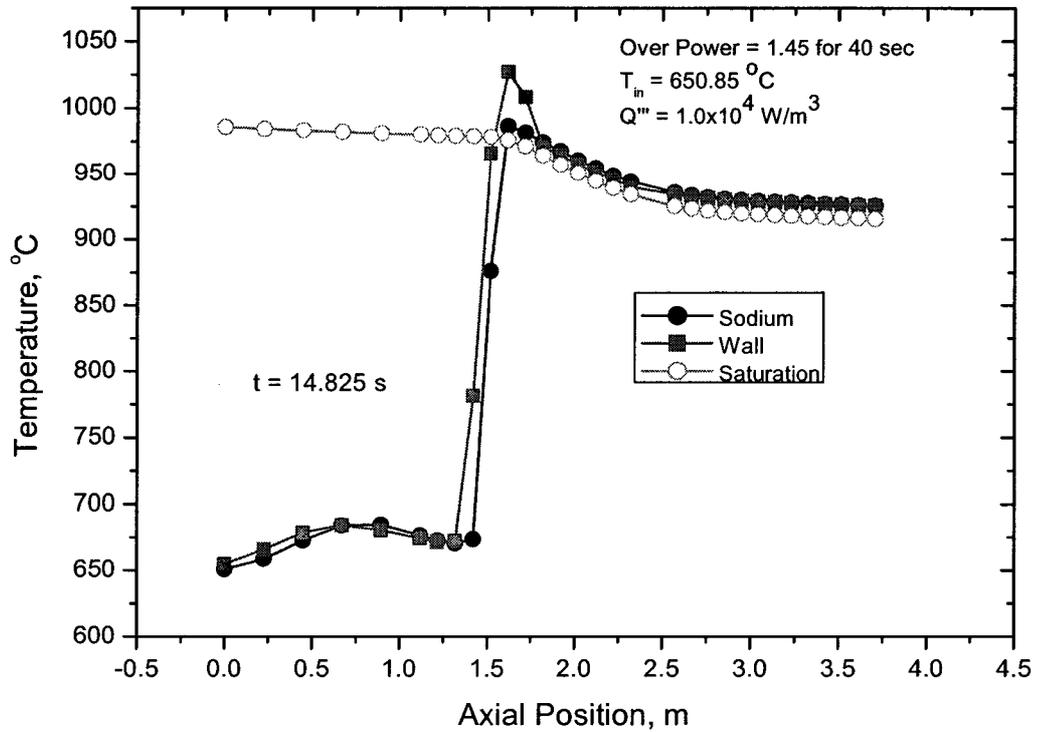


그림 1-47 냉각재 온도분포 (Over-power)

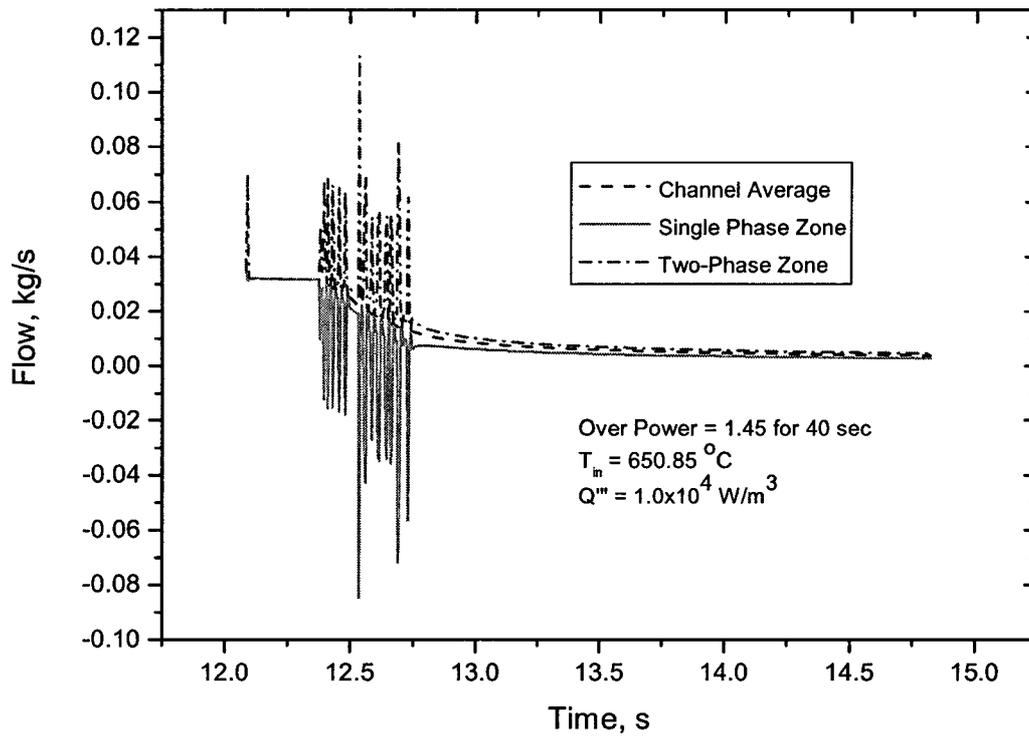


그림 1-48 냉각재 유로 유량변화 (Over-power)

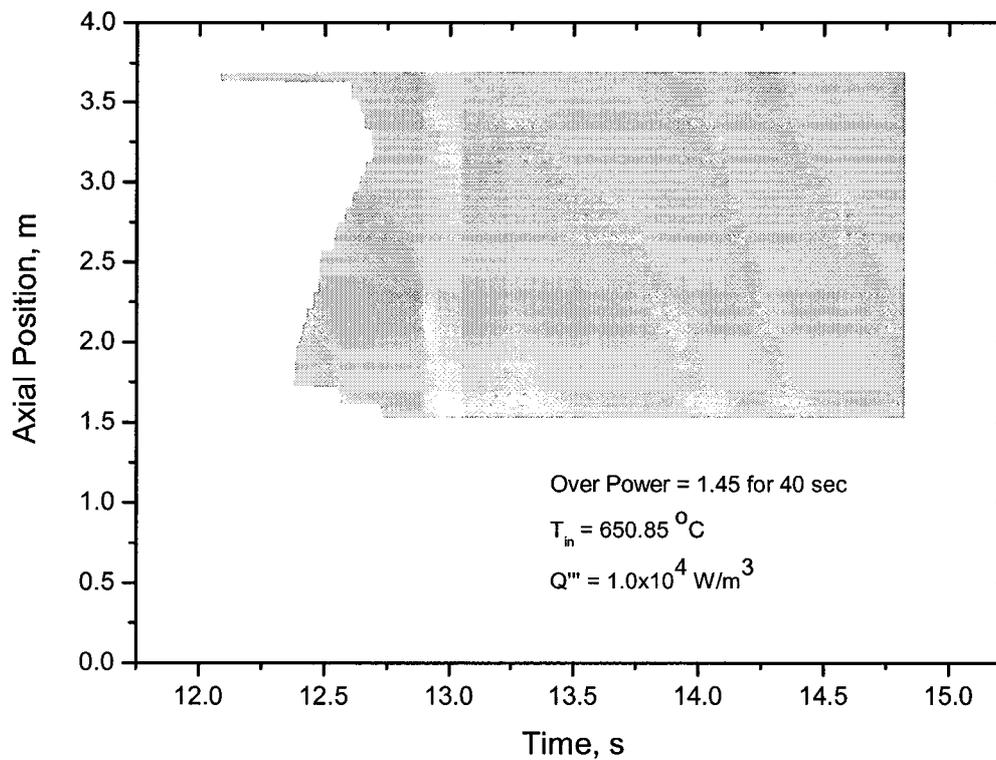


그림 1-49 기포율 전파 (Over-power)

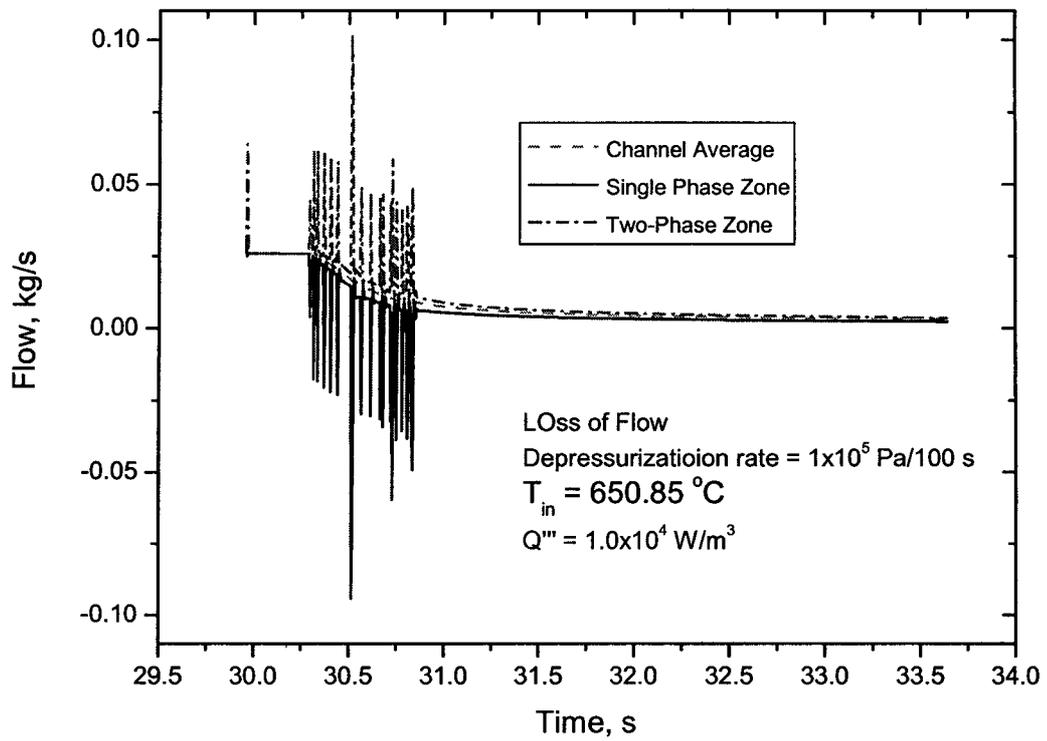


그림 1-50 냉각재 유량변화 (Loss of Flow)

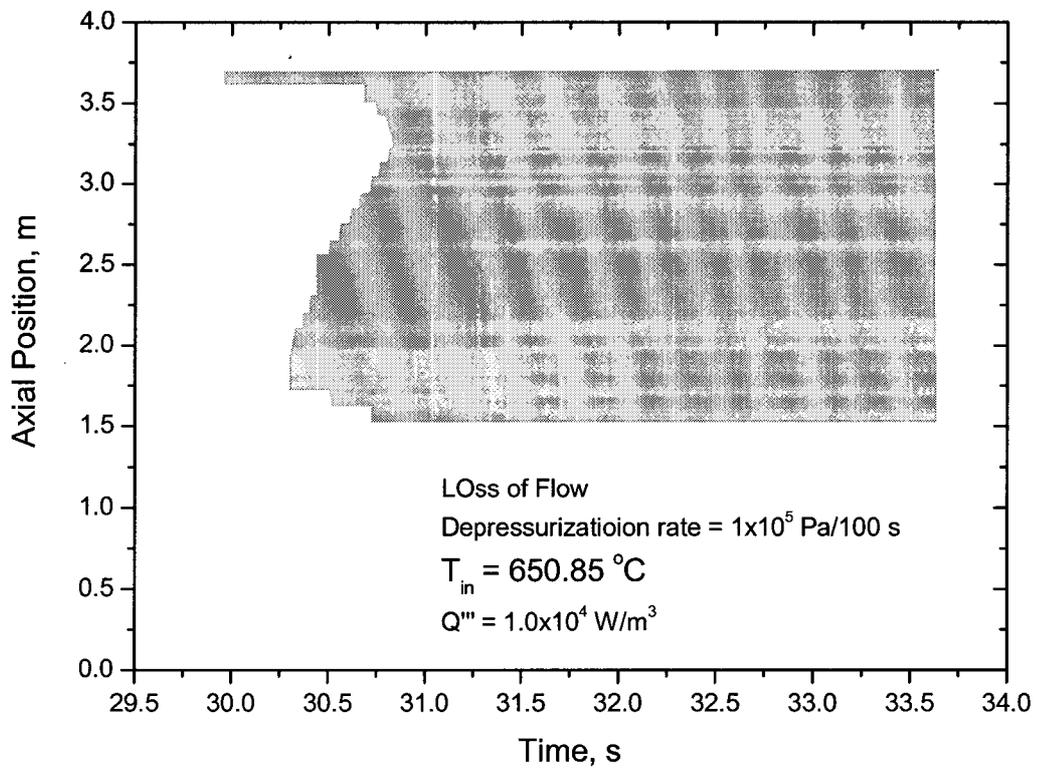


그림 1-51 기포율 전파 (Loss of Flow)

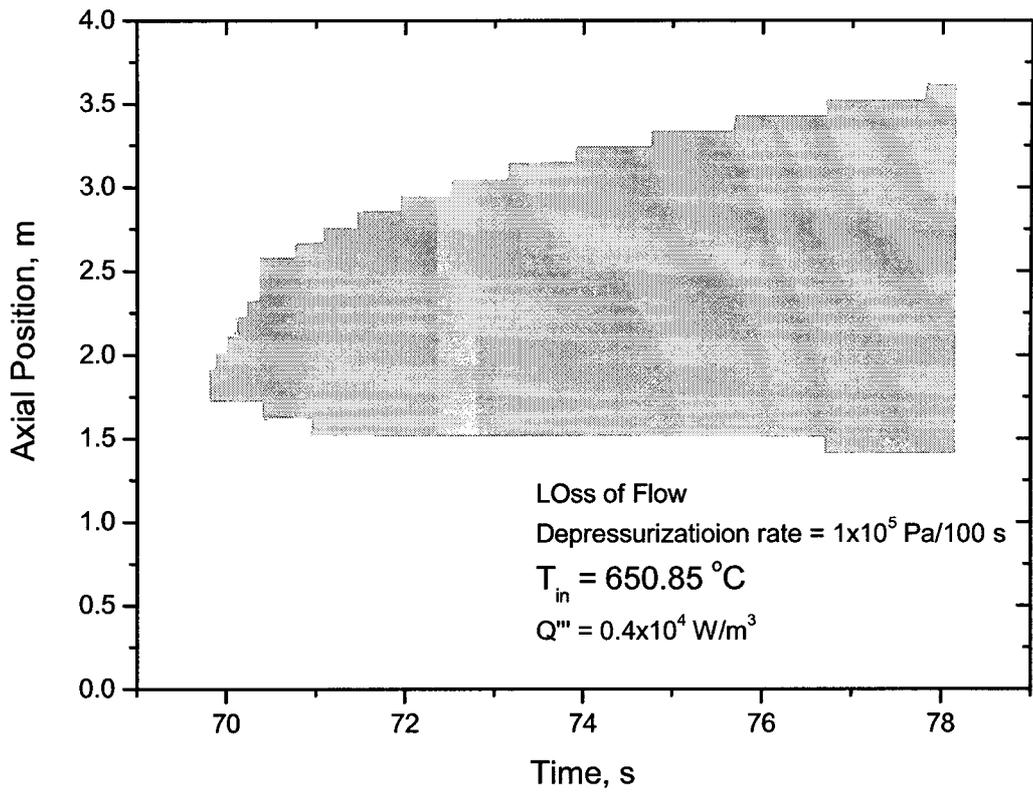


그림 1-52 저출력시 기포울 전파 (Loss of Flow)

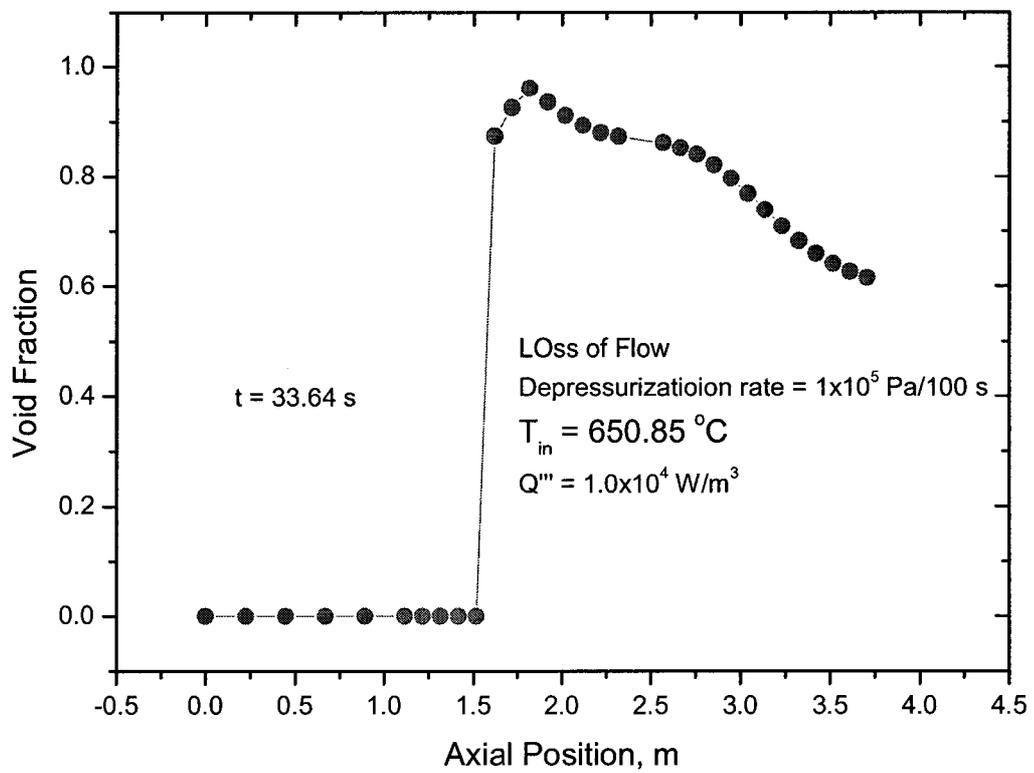


그림 1-53 기포울 분포 (Loss of Flow)

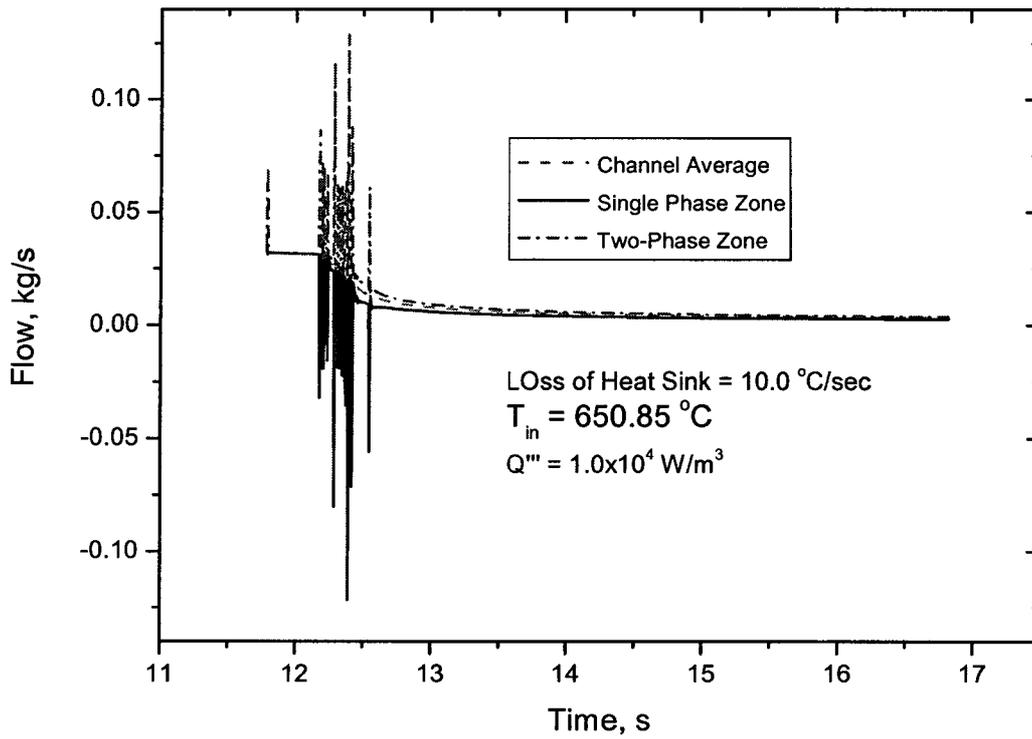


그림 1-54 유로 유량변화 (Loss of Heat Sink)

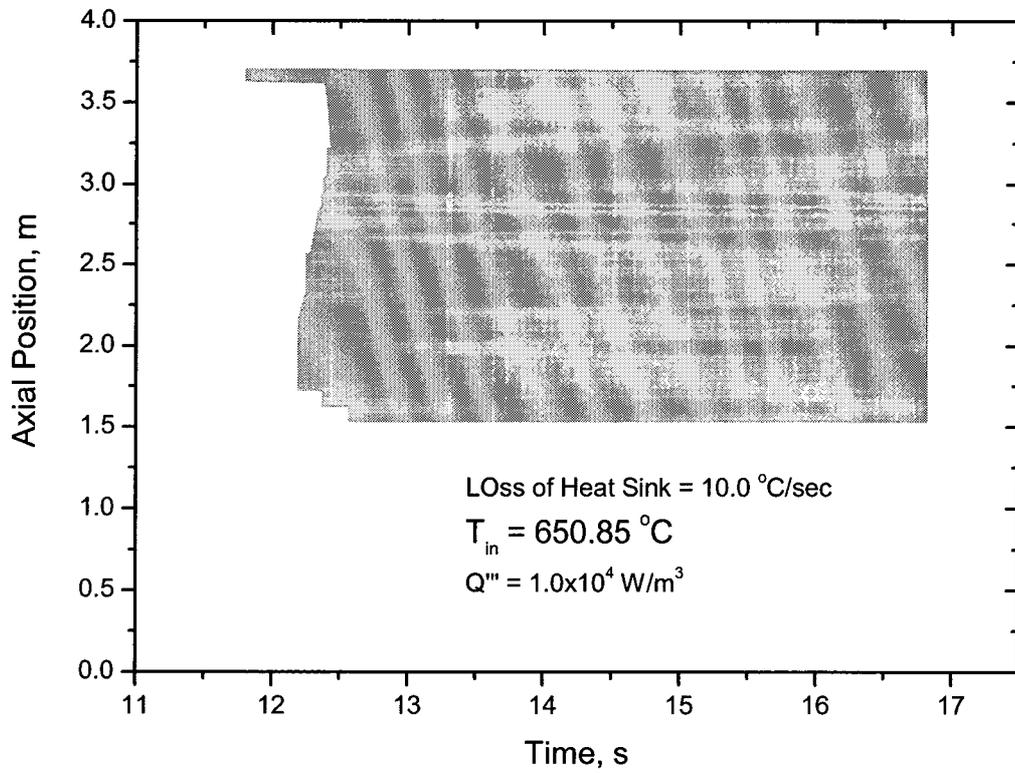


그림 1-55 유로 유량변화 (Loss of Heat Sink)

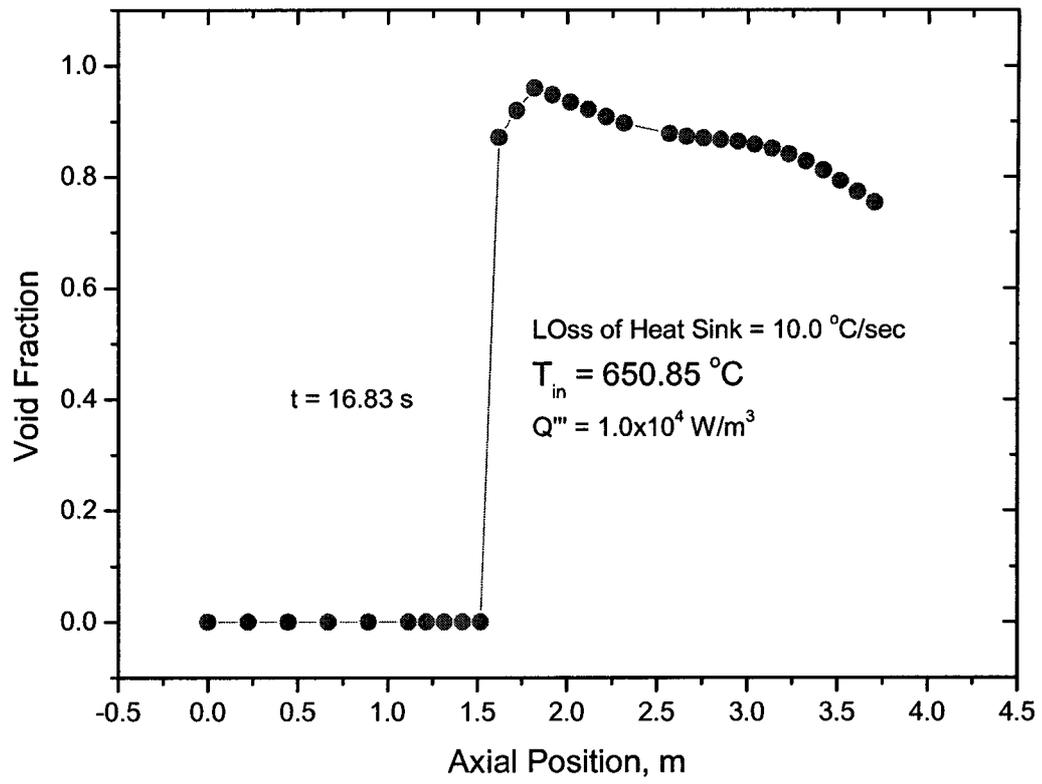


그림 1-56 유로내 기포분포 (Loss of Heat Sink)

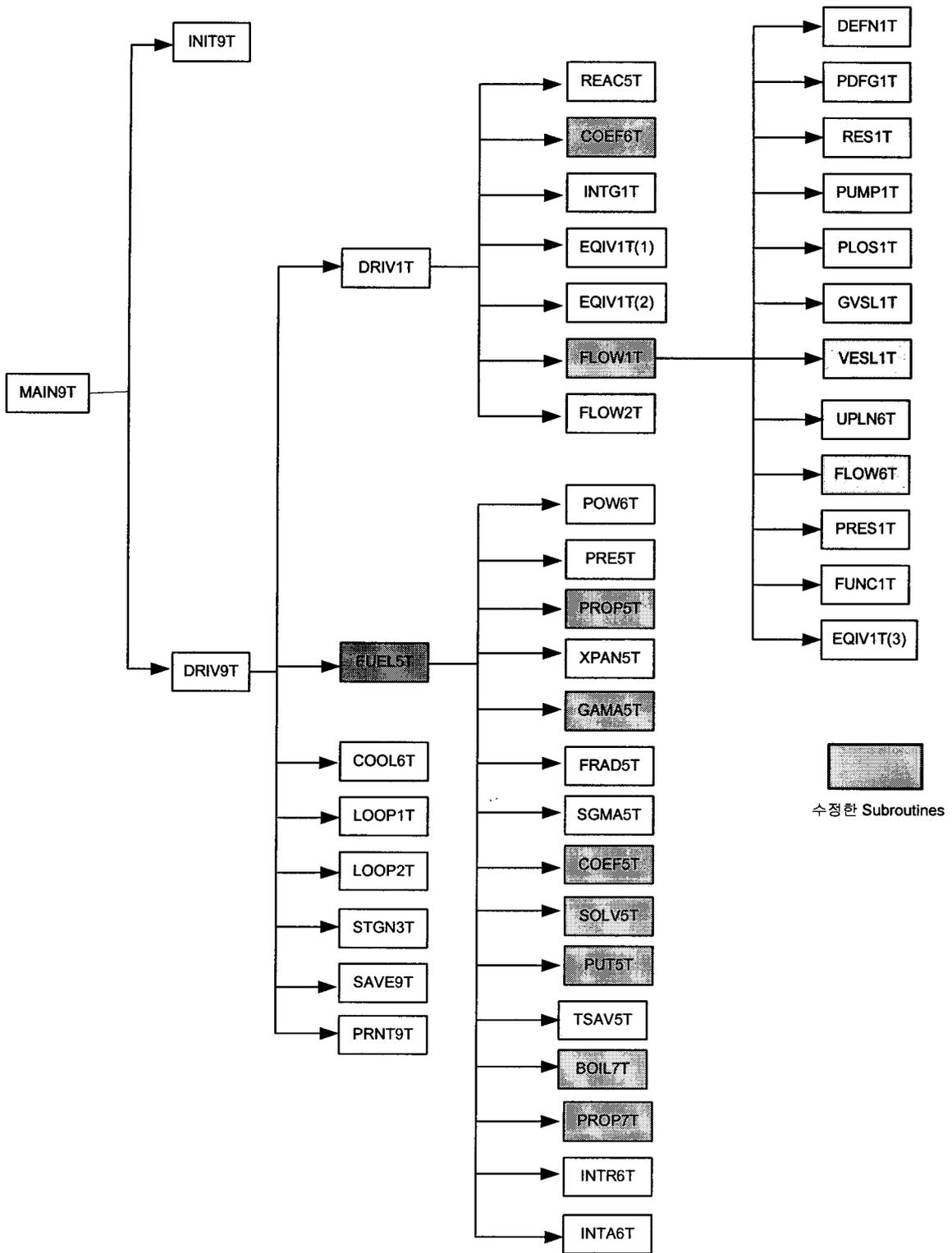


그림 1-57 SSC-K 프로그램 구조

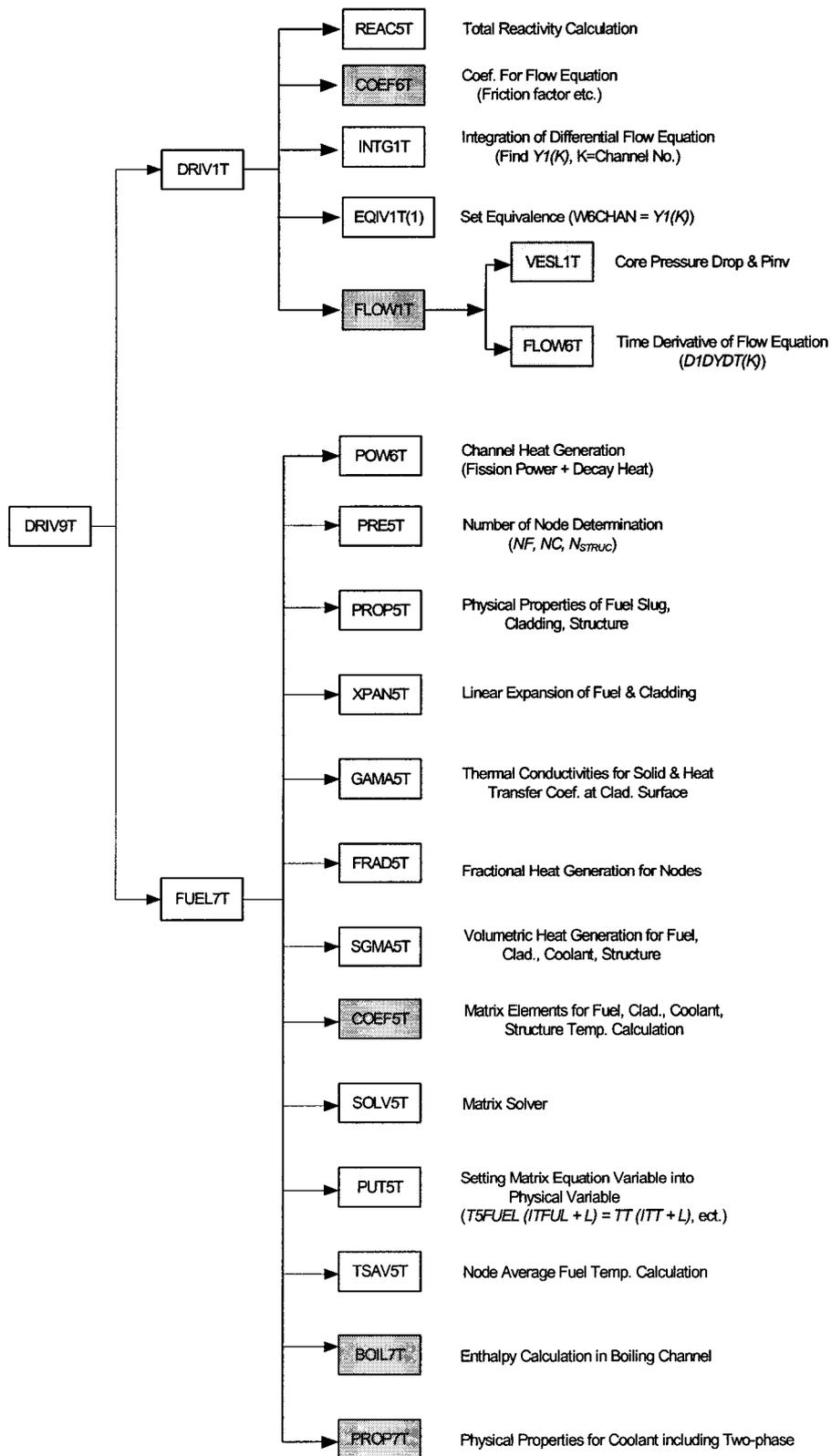


그림 1-58 소듐비등 관련 SSC-K 부 프로그램 기능요약

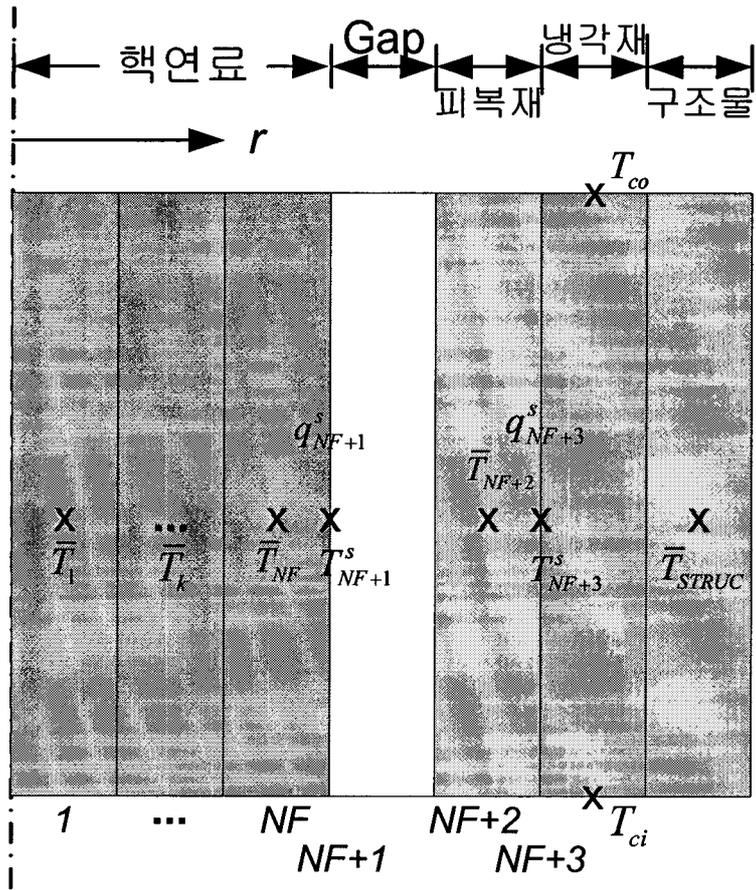


그림 1-59 SSC-K 핵연료봉 온도분포 계산 노드

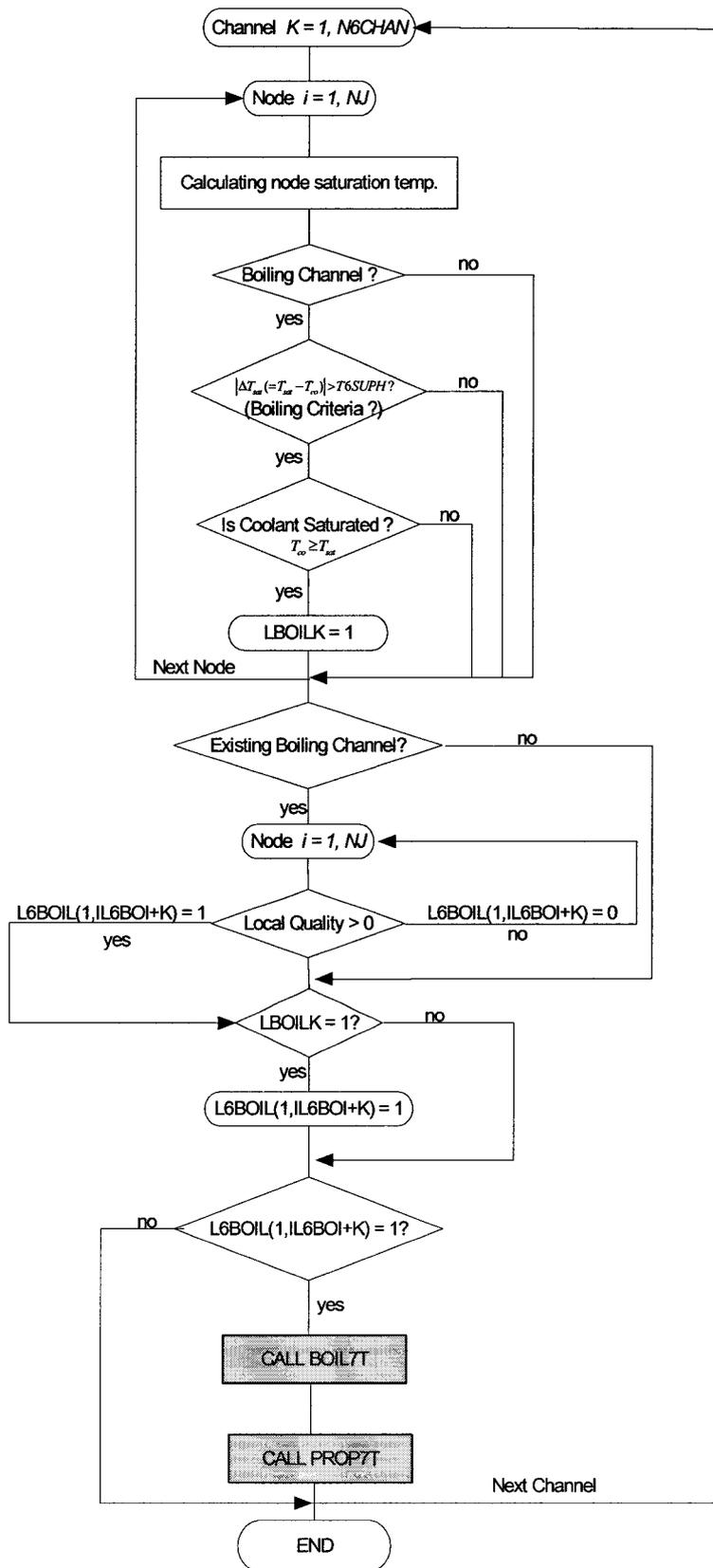


그림 1-60 'FUEL7T' 부프로그램 계산 흐름도

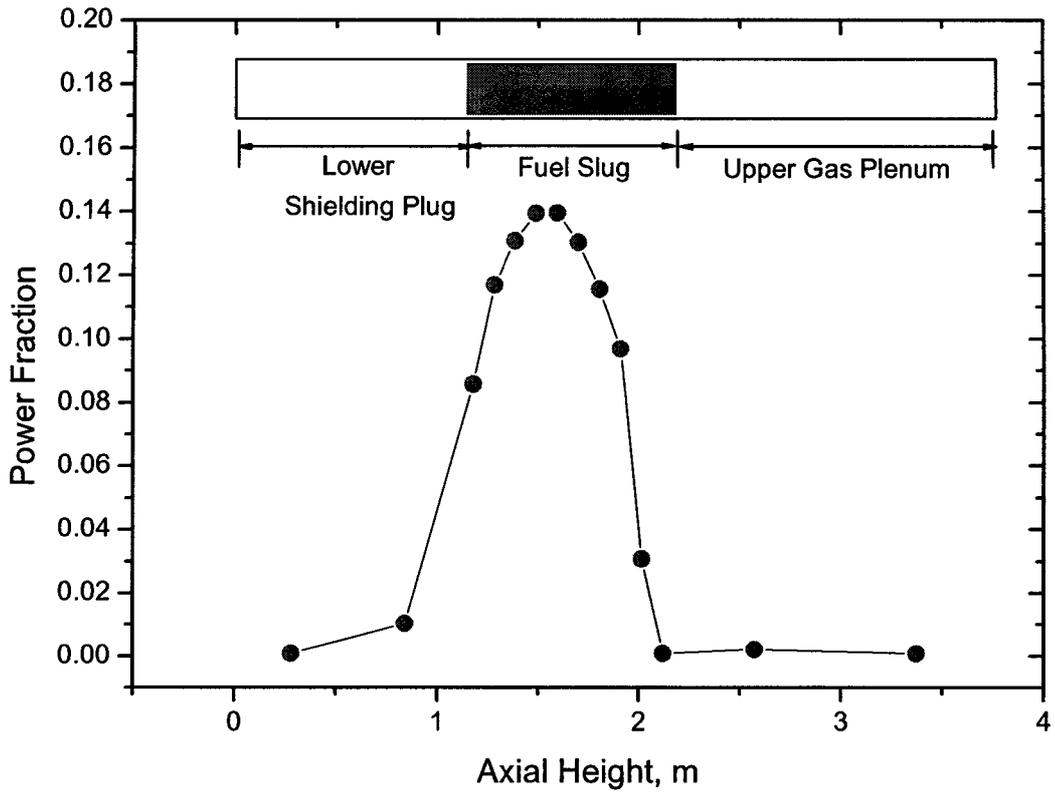


그림 1-61 핵연료봉내 출력분포 (시험계산)

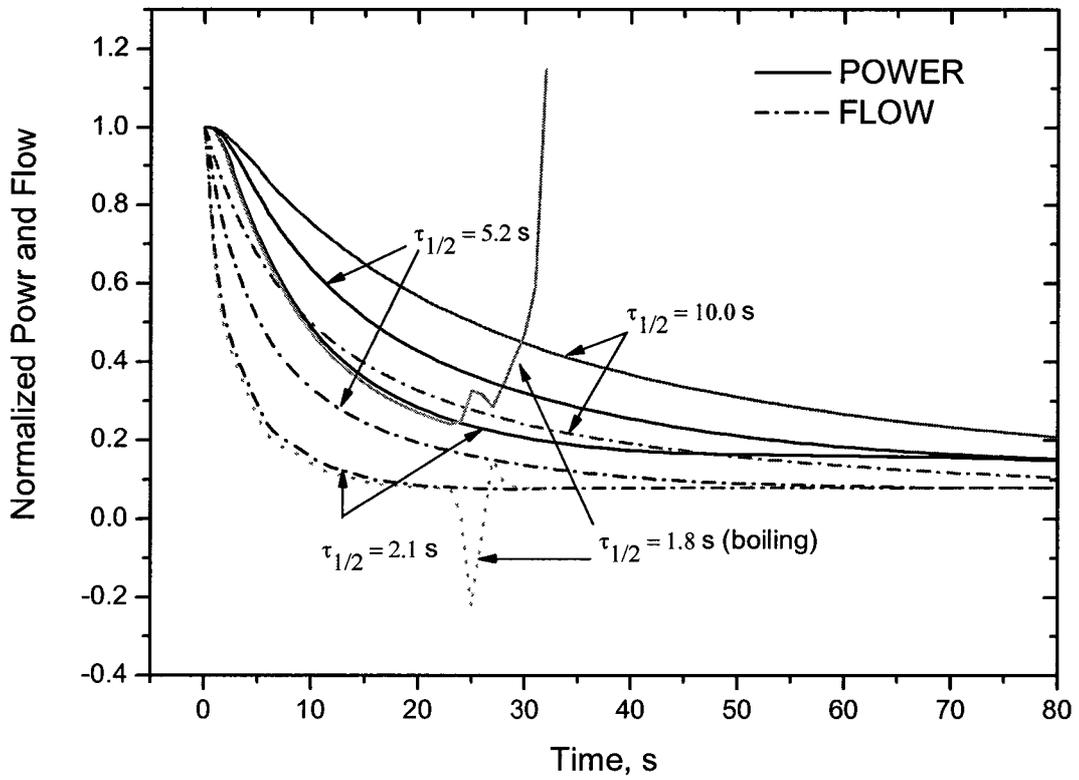


그림 1-62 펌프 반감기별 반응도 반응 (시험계산)

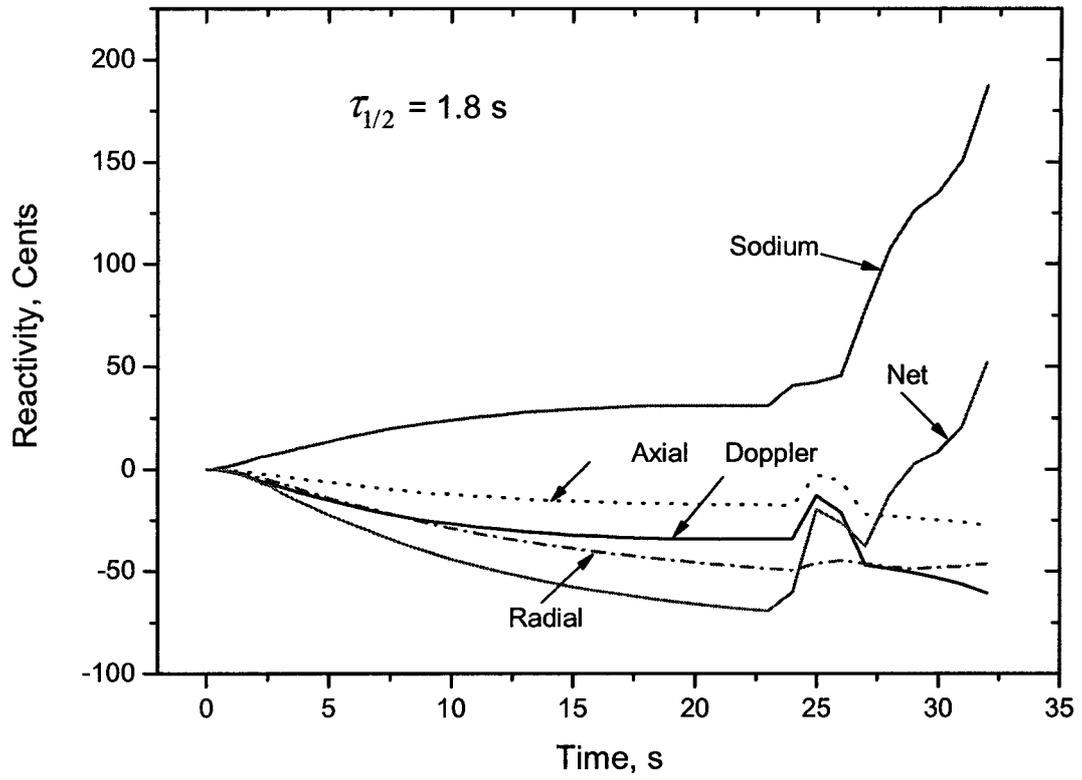


그림 1-63 소듐 비등시 노심 반응도 변화 (시험계산)

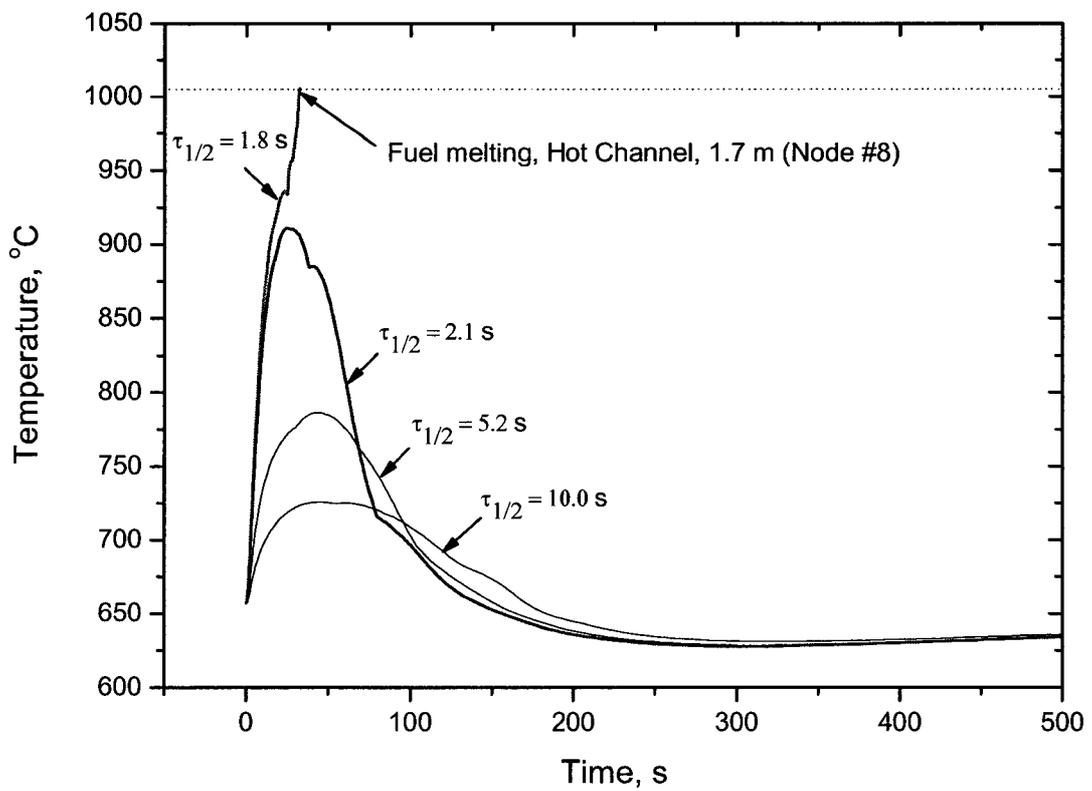


그림 1-64 펌프 반감기별 냉각재 온도변화 (시험계산)

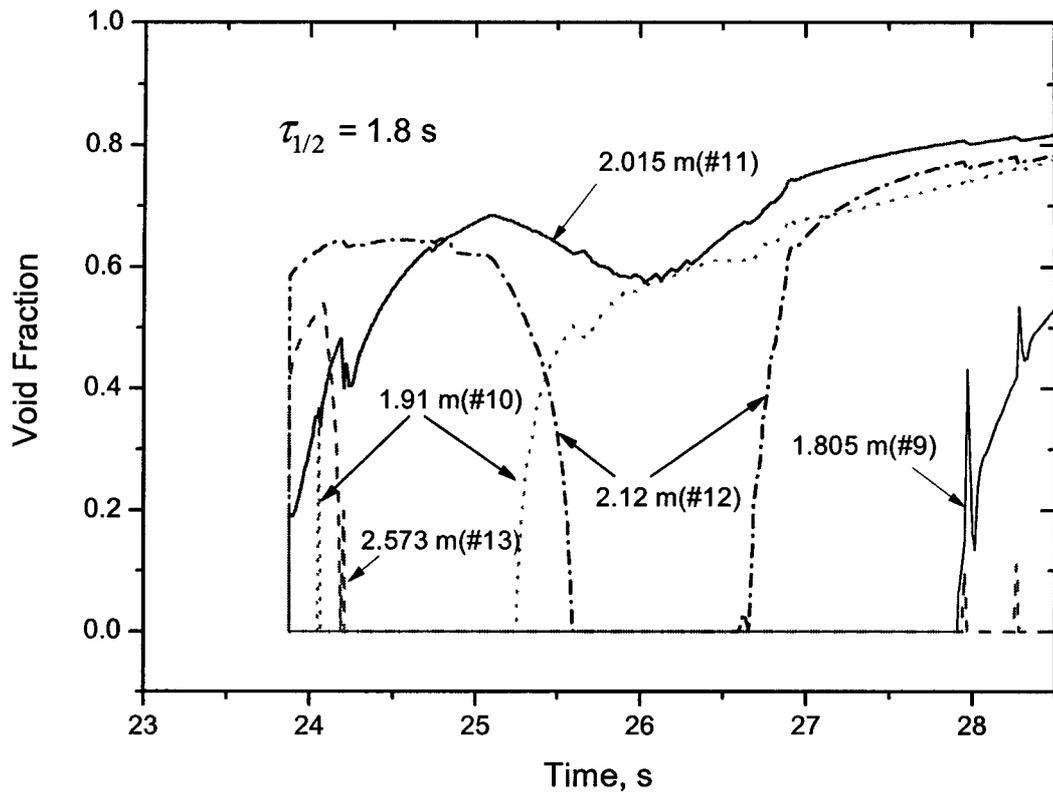


그림 1-65 기포율 분포변화 (시험계산)

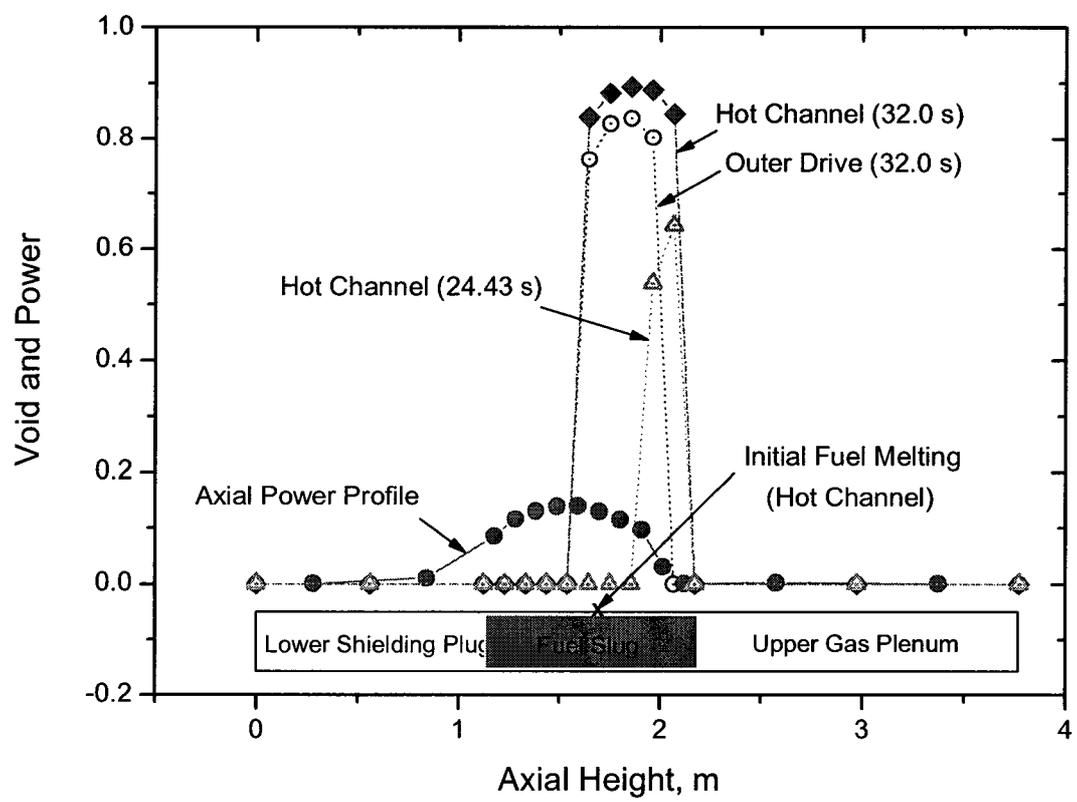


그림 1-66 소듐비등시 유로별 기포율 분포변화 (시험계산)

2) 핵연료 과도성능/피복재 파손모델 개발

가) 기존의 과도시 연료용융거동 해석 모델

LOF, ULOF와 같은 유량 관련 사고는 연료심과 피복관의 온도분포가 평탄하게 진행되므로 연료심의 급격한 팽창에 의해 금속 연료봉이 손상될 가능성은 적다. 이러한 사고에 의한 금속연료봉의 피복관 손상기구는 주로 공정반응에 의한 피복관 감육과 플레넘 압력의 증가이다.

따라서 유량 관련 사고에 대한 연료봉 거동해석은 특별한 과도상태에 대한 모델이 필요하지 않으며, 단지 정상상태 연료봉 해석모형을 변형하여 충분히 해석할 수 있다.

그러나 TOP, UTOP와 같은 반응도 관련 사고는 연료심의 팽윤이 급격히 발생하므로 과출력 상태를 고려한 연료심 팽윤모형의 개발이 필요하다. TOP 사고시에는 연료심 내의 핵분열기체 기포의 압력이 급격히 증가하여 연료심의 변형을 유발하고, 이러한 변형은 피복관 내압 증가 후 피복관 변형에 의해 완화된다.

또한 반응도 관련 사고시 연료심의 열팽창은 피복관의 열팽창 보다 크므로, 이러한 열변형의 차이에 의해 피복관에 큰 충격을 가할 수 있다. 이러한 요인에 의해 사고가 지속되면 결국 피복관의 파단이 발생한다. 이때 연료봉 외곽 부위는 계속 냉각되므로 피복관 용융으로 발전하지는 않으나 연료심의 용융은 사고추이에 따라 발생할 수도 있다. 반응도 관련 사고에서는 피복관의 온도가 낮고 사고 진행이 빠르므로 공정반응 또한 그 효과가 미미하다고 할 수 있다.

따라서 반응도 관련 사고시 연료봉 파손의 주요 요인은 연료심 팽윤과 연료심/피복관의 열팽창 차이로 할 수 있으며, 본 연구에서는 이들 요인중 가장 기본이 되는 과도사고시의 연료심 기포 팽창 모형을 개발하였다.

기존의 TOP 사고에 대한 연료봉 거동을 해석하기 위한 모델들은 크게 단순한 파단 상관식과 복잡한 기계적 모델로 구분된다. 상관식 모형에는 연료심 용융 면적이 어느 정도 이상일 때 연료심이 손상된다는 모형과 다양한 TOP 모의실험 자료를 바탕으로 개발된 피복관 온도, 가열속도, 연료심 기공의 함수로 이루어진 모형이 있다. 그러나 이러한 모형들은 실험조건과 유사한 종류의 사고해석에는 유용하지만 원자로 운전의 전 영역으로의 확대적용에는 한계가 있다.

기계적 모델에는 피복관 내의 핵분열기체 효과만을 고려하는 모형과 이에 더하여 연료/피복관 열팽창 차이를 고려한 모형이 있다. 핵분열기체 효과만을 고려한 모형으로는 웨스팅하우스사가 FFTF 연료봉의 인허가를 위해 1971년에 개발한 모형이 있다. 이 모형은 과도조건에서의 핵분열기체 압력을 계산한 후 피복관 변형을 단순 thin-shell 이론으로 예측하여 소성변형량이 0.5 % 이상이면 파손된다고 가정하였다. 과도상태 중에는 핵분열기체 방출이 없다고 가정하였으며 연료/피복관의 기계적 상호작용도 고려하지 않았다.

그 후 ANL은 핵분열기체에 의한 가압과 열팽창 차이를 고려하는 DEFORM-II 코드를 개발하였다. 이 모형은 연료심과 피복관을 두개의 반경방향 환으로 가정하여 연료/피복관의 기계적 상호작용을 해석할 수 있으나 연료심의 균열발생은 고려하지 않았다.

그러나 1977년에 개발된 GE사의 BEHAVE-SST 코드의 TOP 모형은 연료심과 피복관을 여러 개의 환으로 나누어 과도팽윤과 열팽창을 고려했을 뿐 아니라 연료심의 균열시의 응력/변형 예측도 고려하고 있다.

그 후 1970년대 말에는 Los Alamos 연구소의 Mast가 앞의 손상기구를 모두 고려하고 그 계산속도가 빠른 LAFM (Los Alamos Failure Model) 모형을 개발하였다[Mast, 1980]. 이 모형은 파손예측에 수명분율법칙 (life fraction rule)을 이용하며, 소성변형에 대한 항복함수로는 Tresca 기준을 적용하였다.

그러나 LAFM 모형의 경우, Tresca criterion을 적용하면 계산속도가 빠른 반면, von Mises 기준에 비해 그 정확도가 떨어진다는 평가가 있으며 [Atcheson, 1977], 특히 과출력 과도상태에는 이 모형 이론이 적용되지 않는다고 평가되고 있다.

또한 FCMI 고려시 연료/피복관 열팽창 차이만을 고려하므로 연료심 자체가 급격히 팽윤하여 발생할 수 있는 팽윤에 의한 FCMI는 고려하지 않고 있다. 산화물 연료인 경우는 온도가 증가하더라도 크리프 저항성이 크게 줄지 않기 때문에 팽윤에 의한 FCMI는 고려하지 않아도 별 무리는 없다.

그러나 LAFM 형태의 모형을 금속연료에 적용할 경우는 문제가 발생할 수 있다. 금속연료는 그 팽윤량이 산화물연료에 비해 상당히 크며, 700°C 이상이 될 경우는 크리프 저항성이 급격히 떨어지는 것으로 알려져 있다. 따라서 연료심 팽윤이 피복관 내벽에 직접적인 압력으로 작용하는 경우도 고려해야 한다.

또한 연료심의 과도팽윤 모형이 중요한 이유는 이러한 과도상태시 축방향 연료팽윤은 노심의 반응도를 떨어뜨리는 효과를 나타내며, 이는 노심의 고유안전성을 평가하는 주요한 척도가 된다. 이러한 팽창의 주요 원인은 연료심내에 잔류중인 핵분열기체의 팽창에 의한 것으로 판명되었다.

금속연료봉의 과도상태 거동해석을 위해 개발된 코드로는 FPIN2 [Hughes, 1986]와 DEFORM-5 [Mile, 1987]가 있다. 이들 코드의 입력자료는 정상상태 코드의 계산결과를 이용하며, 그 검증에는 금속연료 TREAT 실험자료들이 이용되었다.

TREAT는 TOP 과도사고를 모의하기 위해 고안된 열중성자 스펙트럼을 가진 U-Graphite 연료로 구동되는 실험용 원자로이다. 따라서 연료봉의 TREAT 시험은 실제 원자로 내에서 발생가능한 10초 이내의 짧은 과출력 사고를 모의할 수 있다.

이 실험의 주요 목적은 연료봉 파손이 발생할때까지 출력을 증가시키는 실험을 통해 피복관 파단에 대한 여유도를 분석하는데 있다. 즉 파단 여유도 결정, 파손기구 분석, 파단 전 축방향 팽창 평가 및 연료/냉각재 거동 등의 파단 후 사고에 대한 예비평가를 수행할 수 있다.

금속연료봉에 대해서는 M계열의 TREAT 실험으로 명명하고 1984년부터 1987년 사이에 M2 ~ M7의 6차에 걸친 UTOP 모의실험이 수행되었다. 표1-4에 ANL에서 수행한 금속연료봉 TREAT 실험조건 및 그 결과를 요약하였다.

표에서 첨두 과출력은 첨두 선출력 40 kW/m, 노심 냉각재 입구온도 630K, 출구온도 780K인 노심 조건에 대비한 실험 출력값이다. 모든 파단 연료봉은 첨두 과출력값이 4.0배 이상에서 파단되었음을 알 수 있다. HT9 피복관 금속연료는 M7 실험에서 유일하게 실험되었으며, 정상치의 4.8배 과출력에서도 파단되지 않았다.

표 1-4 금속연료봉 TREAT 실험결과

| 핵연료/피복관 (M 계열) | 첨두 연소도 (at%) | 첨두 과출력 | 첨두 압력 (MPa) | 축방향 팽창(%) |
|---------------------------|-----------------|-----------|----------------|--------------|
| U-5Fs / 316SS (M2~M4) | 0.0 | 3.8 | 0.6 | 4c |
| | 0.3 | 4.1 | 0.6-0.8 | 16 |
| | 0.3 | 4.1 | 0.6-0.8 | 18 |
| | 2.4 | 4.1a | 1-6 | 7 |
| | 4.4 | 4.2a | 7-9 | - |
| | 4.4 | 4.0 | 7-9 | 4 |
| | 4.4 | 3.8 | 7-9 | 4 |
| | 7.9 | 4.1a | 17-20 | 3 |
| | 7.9 | 3.4 | 17-23 | 4 |
| U-19Pu-10Zr/D9 (M5~M7) | 0.8 | 4.3 | 1 | 1 |
| | 1.9 | 4.3 | 3 | 3 |
| | 1.9 | 4.4 | 3 | 5 |
| | 5.3 | 4.4a | 10 | 4 |
| | 9.8 | 4.0a | 19 | 2 |
| U-10Zr/HT9 (M7) | 2.9 | 4.8 | 6 | 3 |

FPIN2는 과도상태에서의 연료봉 열기계적 해석을 위해 개발되었으며 변형해석에는 탄성변형, 소성변형, 팽윤변형을 고려한다. 초기 버전의 FPIN2 연료팽윤 모형은 핵분열기체 압력이 표면장력 및 외부압력과 균형을 이루며 온도에 따라 즉각적인 변형을 한다고 가정하였으나 현재는 입계면 기포의 확산성장에 의해 팽윤량이 결정된다고 가정하고 있다.

과도상태가 지속되면 온도증가에 따라 연료심 자체의 용융으로 진전될 수도 있으며, 피복관 파단 후에 이러한 용융 연료, 피복관 재료, 핵분열생성물 등의 혼합체가 냉각재와 반응하고 연료가 냉각재 내로 분산되는 지속적인 사고 진행도 고려해야 한다.

이러한 사고진행에 따른 노심의 사고해석을 위하여 ANL에 SAS4A [Tentner, 1988] 코드가 있으며, 금속연료의 용융연료 거동, TOP와 LOF 사고시 피복관 파단후 연료 재배치 등을 계산할 수 있다. 이러한 SAS4A 사고해석 코드는 금속연료봉 과도해석 코드인 FPIN2와 결합하여 전 영

역의 과도사고를 모사할 수 있으며, 연료봉 및 노심 거동을 평가하는 SASSYS/SAS4A-FPIN2 [Sofu, 1996]가 개발되었다.

이와 같이 과도상태에서의 핵분열기체 기포의 거동은 연료봉의 손상을 예측하는 주요 척도가 되며 이에 대한 모형개발은 TOP 형태의 과도상태 연료봉 해석의 시발점이 된다.

나) 과도상태시 기포 팽창모델 개발

TOP와 같은 금속연료 용융사고시 연료심의 축방향 팽창은 음의 반응도 효과를 주기 때문에 고유 안전성 관점에서 중요한 역할을 한다. 측정된 축방향 팽창은 낮게는 2-3 % 에서 높게는 20 %까지 나타내었다. 이러한 수치는 연료심 자체의 열팽창에 의한 효과인 1 % 에 비해 상당히 높은 값이며 이는 초기에 연료심내에 포함되어 있던 핵분열기체의 팽창에 의한 것으로 평가된다.

과도상태 연료 용융 시 연료심 내에 미세하게 존재하는 핵분열기체 기포의 압력이 급격히 증가하여 연료심 변형 및 플래넘 압력증가를 유발하기 때문에 핵연료 과도성능에 큰 영향을 주게 된다. 그러므로 핵연료 과도성능 분석을 위해서는 우선적으로 용융연료 기포팽창 모델 개발이 필요하다.

기포팽창의 주요 mechanism은 초기 용융 시 전위 생성 및 크리프 영향, 그리고 확산 등으로 크게 구분된다. 이들 영향을 종합한 Grubber 이론을 토대로 Hot-isostatic pressing 실험 자료를 적용하여 기포팽창 모델을 개발하였다.

기체가 고체내에 남게 되는 원인은 제조시에 고체내에 기공이 존재하는 것과, 핵연료가 연소되면서 생성된 핵분열가스가 플래넘으로 방출되지 못하고 핵연료에 기포 형태로 남아있는 경우로 구분된다. 고체내에 존재하는 기공의 성장 및 이로 인한 변형은 고온 파단 연구, Hot-pressing 연구 및 팽윤 연구를 통하여 분석될 수 있다.

Hot-pressing 연구는 핵연료 외부에서 일정한 압력을 가하여 HIP(hot-isostatic pressing)를 일정하게 조절하여 그 결과를 정량화하는 연구이다. 팽윤 연구는 고체 내부의 기공 압력을 외부보다 높게 설정하여 기공의 성장을 측정하고 예측하는 연구이다.

두 연구에서 함께 사용되는 기공 성장에 따른 변형은 다음과 같은 식으로 나타낸다.

$$\dot{\epsilon} = S \cdot K \cdot DF^n \quad (1-140)$$

여기서, S 는 기공의 반지름, 간격, 위치 등을 정량화한 변수이고, K 는 확산 변수이다. DF 는 구동힘이고, n 값은 구동힘 지수이다.

내부 기포로 인한 파단현상을 연구하기 위해서는 정수압 응력상태에서 실험을 수행하게 되는데, 이때 구동힘에 관한 식은 아래와 같다.

$$DF = p - P - \frac{2\gamma}{r} \quad (1-141)$$

여기서, p 는 기공 내부압력

P 는 외부압력

γ 는 표면 에너지이다.

외부압력이 없다고 가정하면, DF 는 다음과 같다.

$$DF = p - \frac{2\gamma}{r} \quad (1-142)$$

이때, 내부압력은 pore의 반지름의 3승에 반비례하게 된다.

$$p = \frac{r_0^3}{r^3} p_0 \quad (1-143)$$

기공의 생성, 병합, 외부로의 연결이 없어서 기공의 수가 일정하다고 가정하면 기공의 반지름은 밀도의 함수로 나타낼 수 있다.

$$r = \left[\frac{\frac{1}{\rho} - 1}{\frac{1}{\rho_0} - 1} \right]^{1/3} r_0 \quad (1-144)$$

위 식을 사용하면 다음과 같은 DF 식을 얻을 수 있다.

$$DF = \left[\frac{\frac{1}{\rho} - 1}{\frac{1}{\rho_0} - 1} \right] p_0 - \frac{2\gamma}{r_0} \left[\frac{\frac{1}{\rho} - 1}{\frac{1}{\rho_0} - 1} \right]^{1/3} \quad (1-145)$$

금속연료 HIP 실험은 $\text{UH}_3 + \text{ZrH}_2$ (hydride-derived specimen)와 $\text{U} + \text{Zr}$ (metal-derived specimen) 파우더로 제조된 U-10 wt% Zr 금속연료의 기공 성장에 의한 팽윤현상을 연구하기 위해 시행되었다.

시편은 파우더에 불순물을 첨가하고 아르곤 분위기에서 소결시켜, 금속핵연료에 존재하는 침전물과 핵분열로 인해 발생하는 기포를 모사하였다. 실험방법은 핵연료 외부에서 압력을 가하여

변형을 측정하는 HIP(hot-isostatic pressing) 방법이 사용되었다[Mcdevitt, 1996].

실험결과 변형율은 전이점을 넘어서게 되면 급격히 감소하게 된다. 이것은 기공의 성장, 병합, 외부와의 연결 등으로 인한 기공 구조의 변화 때문인 것으로 생각된다. 전이점을 경계로 변형율 계산을 위한 식을 다음과 같이 도출하였다.

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{(10^A \cdot t^B)} \quad (1-146)$$

여기서 t 는 시간 (min), A , B 는 상수이다.

표 1-5는 실험을 통해서 측정한 금속핵연료의 미세구조 자료이다.

표 1-5 McDevitt 실험을 통해 측정된 미세구조

| | Grain Size (m) | Pore diameter (m) | Pore spacing (m) | Porosity (%) | Zr content (wt%) |
|-----------------|-------------------|-------------------------|------------------------|-----------------|---------------------|
| Hydride-derived | 34 | 2.5 | 10 | 6.4 | 4.7 |
| Metal-derive | 114 | 1.7 | 7 | 4.2 | 9.4 |

핵분열 고체생성물 축적에 의한 팽윤현상은 연소도에 대한 함수인 거동을 보이나, 연료심의 온도변화에는 거의 무관하므로 노내 정상 및 과도 운전출력조건에 대해서는 별 변화가 없다. 또한 연소가 어느 정도 진행되면 그 절대값도 핵분열기체생성물 축적에 의한 것보다 작다.

그러나 핵분열기체생성물 축적에 의한 팽윤현상은 온도변화에 따라 상대적으로 크게 나타난다. 또한 과도 운전출력조건하에서의 출력폭주로 인해 연료심 온도가 빠르게 증가하면, 연료심 내의 기체기포내의 압력증가 및 기포 직경증가로 연료심의 팽윤이 더욱 커지게 된다.

그림 1-67은 과도시 팽윤현상 평가를 위한 구형 단위셀을 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이 구형 단위 셀 모형으로 이 모델은 핵연료 내부에 존재하는 단힌 기공들을 구형 단위 셀로 나누어서, 각 핵분열 생성기체 기포의 성장을 평가한다.

그림에서 P_2 는 정수압력, r_2 는 연료심 밀도에 따라 결정되고 전체 셀 부피와 기포의 부피는 아래와 같다.

$$V_t = 4\pi r_2^3 / 3 = \frac{1}{N} = \frac{V_g}{P}$$

$$V_g = 4\pi r_1^3 / 3 \quad (1-147)$$

여기서, P는 기공분포(fractional porosity), N은 단위부피당 기포 수이다.

핵연료에 작용하는 내부압력 P_1 과 핵분열 생성기체 압력 P_g 는 다음과 같은 관계식으로 나타낼 수 있다

$$P_1 = P_g - \frac{2\gamma}{r_1} \quad (1-148)$$

여기서 γ 는 기포의 표면장력이다.

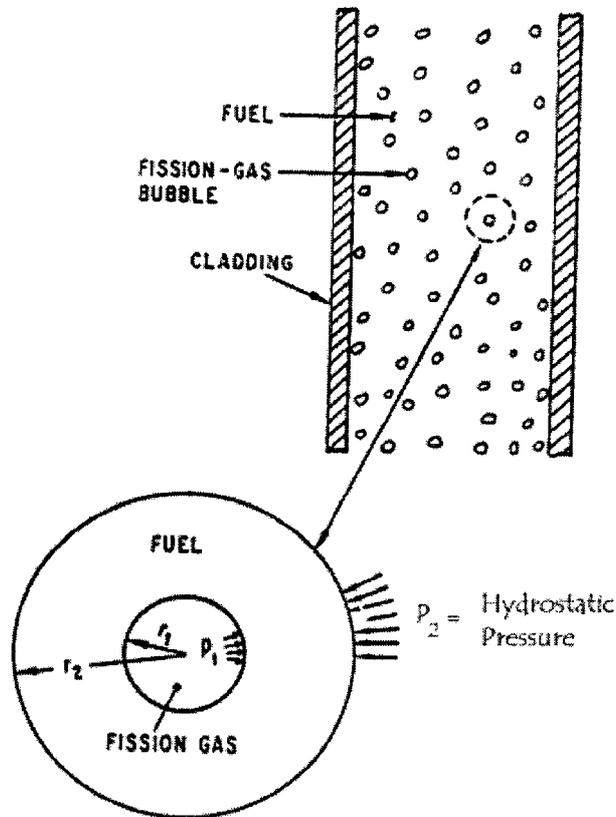


그림 1-67 팽윤현상 평가를 위한 구형 단위셀

기공의 성장률은 구형 단위셀 모델을 이용하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dV}{dt} = \frac{2\pi\Omega D w}{kTL} \left(\sigma - \frac{2\gamma}{\rho} \right) \quad (1-149)$$

여기서 V 는 기공의 부피, Ω 는 원자체적, D 는 입계확산계수, ω 는 입계 두께, k 는 볼츠만상수, T 는 온도(K), σ 는 경계면에 수직인 인장 응력, γ 는 표면장력, ρ 는 기공의 곡률 반경, L 은 입계 내에서의 기포간의 간격의 함수이다.

L 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$L = \alpha - (3 + \alpha^2 + \ln \alpha^2) / 4 \quad (1-150)$$

여기서 α 는 기공이 차지하고 있는 입계의 면적 분율이다.

방정식 (1-149)에 방정식 (1-141)의 구동힘에 관한 관련 방정식을 적용하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dV}{dt} = \frac{2\pi\Omega D\omega}{kTL} \Phi \quad (1-151)$$

여기서 Φ 는 구동힘을 나타내며, 내부압력과 외부압력 및 표면에너지 차이이다.

방정식 (1-151)에 방정식 (1-147)의 기포 부피에 관한 관련 방정식을 적용하면 입계 기포 확산에 의한 팽창 모델은 다음과 같다[Gruber, 1986].

$$\frac{dr}{dt} = \frac{\Omega D_{gb} \omega \sin^3 \theta}{2KT r^2 L \eta} \Phi, \quad (1-152)$$

또한 결정립내 확산에 의한 기포 팽창은 다음과 같다.

$$\frac{dr}{dt} = \frac{\Omega D_v \Phi}{rkT \left[1 + d_g (\pi N \bar{r})^2 / 3 \right]} \quad (1-153)$$

여기서 r 은 기포 반경, t 는 시간, D_{gb} 는 입계확산계수, ω 는 입계 두께, Ω 는 원자체적, K 는 볼츠만 상수, T 는 온도(K), Φ 는 내부압력과 외부압력 및 표면에너지 차, θ 는 기표면과 입계의 교차각, η 는 기하학적 상수, L 은 입계 내에서의 기포간의 간격이다.

전위 생성에 의한 기포 팽창도 기포 팽창 요인이 되며, 기포 팽창이 고려될 수 있는 루프를 형성하기 위한 과압 조건은 다음과 같다.

$$P_g > (2\gamma + \mu b) / r \quad (1-154)$$

여기서 μ 는 전단 탄성계수, b 는 버거스 벡터이다.

연속적으로 전위 루프를 형성하기 위해서는 자유 에너지 변화가 0보다 작아야 된다는 개념을

적용하면, 임계 과압은 다음과 같다.

$$P_g - P_X - 2\gamma/r \equiv 2\mu b/r \quad (1-155)$$

크리프에 의한 기포 성장은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dr}{dt} = \frac{Br}{2} \left[\frac{3\phi}{2n \left[1 - \left(\frac{r}{r_c} \right)^{3/n} \right]} \right]^n \quad (1-156)$$

여기서 ϕ 는 과압, r_c 는 기포 셀 반경($r_c^3 = \frac{3}{4\pi N}$)이다.

또한 상수 B 및 n 은 다음과 같은 크리프 방정식으로부터 구할 수 있다.

$$\dot{\epsilon} = B\sigma^{-n} \quad (1-157)$$

여기서 $\dot{\epsilon}$ 는 등가 변형율, σ 는 등가 응력이다.

이들을 모두 종합한 팽윤율은 기포 팽창 방정식에서 평형시간 상수인 τ 를 사용하여 구할 수 있으며, 그 방정식은 다음과 같다.

$$r = r_0 + (r_{eq} - r_0) \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) \quad (1-158)$$

τ 는 초기의 기포 팽창율로부터 구할 수 있으며, 상기의 방정식을 미분하고 $t=0$ 일 경우에 대해 풀면 다음과 같다.

$$\tau = (r_{eq} - r_0) / \left(\frac{dr}{dt} \right)_{t=0} \quad (1-159)$$

개발된 과도 팽윤 모델은 온도에 변화에 따른 압력의 영향도 평가가 가능하도록 프로그램을 설정하였다. 즉 모델에서 온도변화에 의한 변형을 계산하기 위해서는, 사고가 발생하였을 경우 온도변화의 기울기가 변하는 부분을 프로파일로 작성하여 입력자료로 사용하면 된다.

노의 실험장치인 WPF 시설은 ANL의 Alpha-Gamma Hot Cell Facility 내에 위치하며 이는 TREAT와 EBR-II 실험의 중간영역을 커버하기 위해 개발되었다. 이 시설은 전산기로 제어되는 복사열 가열로를 사용하여 가열 실험이 가능하며, 파손되지 않은 조사 연료봉을 피복관 파손 측면에서 관찰할 수 있다. WPF 시설의 사양은 최대 가열속도가 30°C/s, 최대 온도 1100°C까지 실험이 가능하며, LOF등 대부분의 ATWS 사고들을 모의할 수 있다.

WPF FM-1, FM-2, FM-3는 온도상승 후 유지시험 (ramp-and-hold tests)으로써, 초기 온도

500°C에서 6°C/s 의 가열속도 (heating rate) 로 플레넘이 820°C가 될 때까지 온도를 상승시킨 후 연료봉 파단이 발생할 때까지 이 온도를 유지한 실험이다. 이때 연료봉 상단부의 피복관 온도는 이 보다 약 10°C 정도 낮은 810°C로 예측되었다. FM-2 연료봉의 경우, 피복관의 파손은 연료심 상단부위에서 발생하였으며, 손상의 주요 원인은 연료/피복관의 공정반응과 피복관 내부의 핵분열기체 압력으로 추정된다.

FM-4 실험은 ramp-and-hold test 로써, 플레넘이 770°C가 될 때까지 온도를 상승시킨 후 연료봉 파단이 발생할 때까지 이 온도를 유지한 실험이다. 이때 연료봉 상단부의 피복관 온도는 이 보다 약 20°C 정도 낮은 750°C로 예측되었다. 파단 부위는 연료심 상단부가 아닌 이보다 약 15 cm 정도 높은 높이의 플레넘 부위에서 발생하였다. 이 부위에서의 피복관 온도는 연료심 상단부 위보다 약 20°C정도 높은 770°C로 예측되었다. 파단이 플레넘 영역에서 발생하였으므로, 공정반응은 파단기구에 영향을 미치지 않았으며 플레넘 압력만이 피복관 파단에 기여하였다고 추정할 수 있다.

FM-5 실험은 EBR-II Mark-V 구동 핵연료가 LOF UN-1 설계기준 사고에서도 피복관 손상을 일으키지 않는다는 것을 확인하기 위한 검증시험이었다. 사고조건을 모사하기 위해 WPF에서의 피복관 온도 이력도 이와 유사하게 제어되었다. 즉, 초기 온도 약 630°C에서 40초만에 780°C로 가열한 후, 약 160초 동안 400°C로 냉각되었다.

FM-6 실험은 첨두 피복관 온도가 650 ~ 670°C 영역에서 (연료상단부는 650°C, 플레넘 부위는 670°C) 2단계의 ramp-and-hold 시험으로 수행되었으나 파단은 발생하지 않았다. 1단계는 12시간 동안 실험 수행후 연료봉을 인출하여 변형량을 측정하였다. 그 후 다시 이를 furnace에 재장입하여 24시간 동안 가열하였다. 이 실험의 목적은 수십시간씩 지속되는 과도사고를 모의하기 위한 것이다.

이 연료봉의 EBR-II 조사 후의 플레넘 압력은 517 °C에서 14.4 MPa로 추정되었으며 이를 650°C의 원주응력으로 환산하면 약 115 MPa 정도가 된다. 이 연료봉에 대한 파단 시간 예측결과, 과도상태 HT9 피복관 파단 상관식을 이용했을 경우 3시간 내에 파단된다고 예측하였으며, 정상상태 조건에서 실험한 long-term 크리프 상관식을 이용하면 비교적 타당한 예측결과를 나타내었다. 따라서 수십시간 이상의 실험시간이 지속될 경우는 정상상태 파단예측식을 이용해야 될 것으로 평가된다.

그림 1-68은 FM-5 실험의 온도 변화를 고려한 과도 팽윤 모델에 의한 계산값을 나타낸다. 시간 범위는 3분 정도로, 구동힘이 20.7 MPa에 해당하는 McDeavitt의 HIP 실험과 개발된 기포 팽창 모델의 변형값이 유사한 결과를 보여주는 범위이다

Hydride-derived 시편의 기포 반지름 값과 porosity 값을 사용하고, 기포 내부압력을 23.1 MPa로 하고, FM-5의 온도변화를 고려하여 변형값을 계산하였다. 개발된 과도시 기포 팽창 모델에서 압력변화는 온도와 함께 기포 반경의 감소도 고려되었다. 그림 1-69에 나타나 바와 같이 모사된 변형값은 FPIN2의 결과치와 유사한 결과를 나타내었다.

이와 같이 개발된 과도시 기포 팽창 모델은 TOP 사고뿐만 아니라 LOF 사고도 모사가 가능할 것으로 평가되었다.

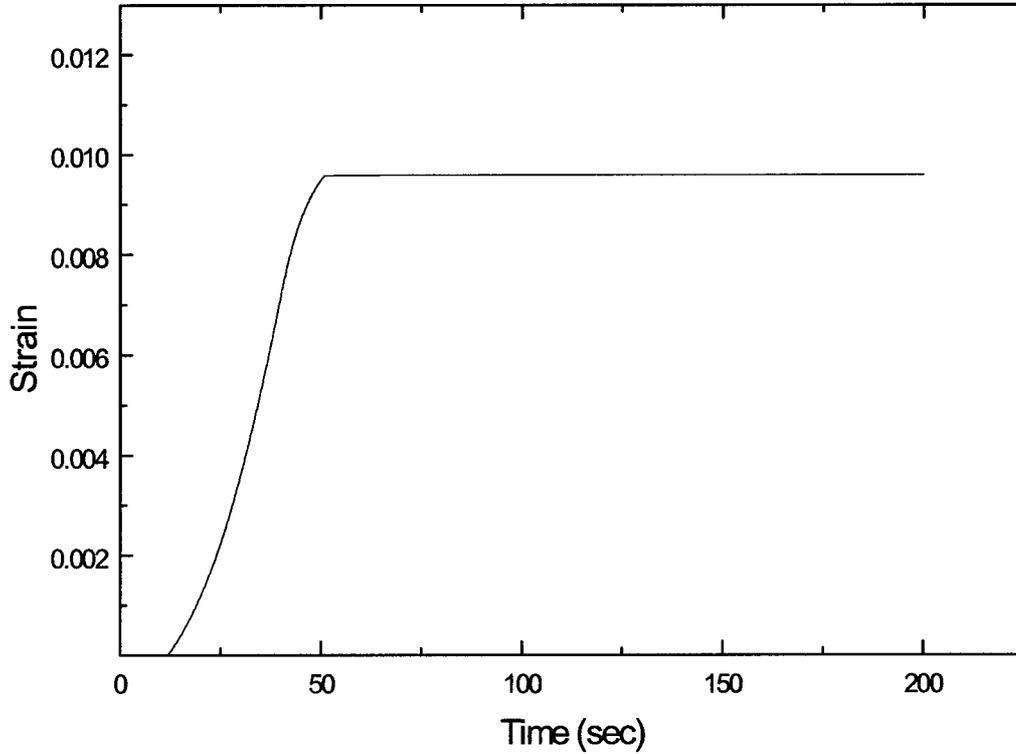


그림 1-68 FM-5 실험의 온도 변화를 고려한 과도 팽윤 모델 계산값

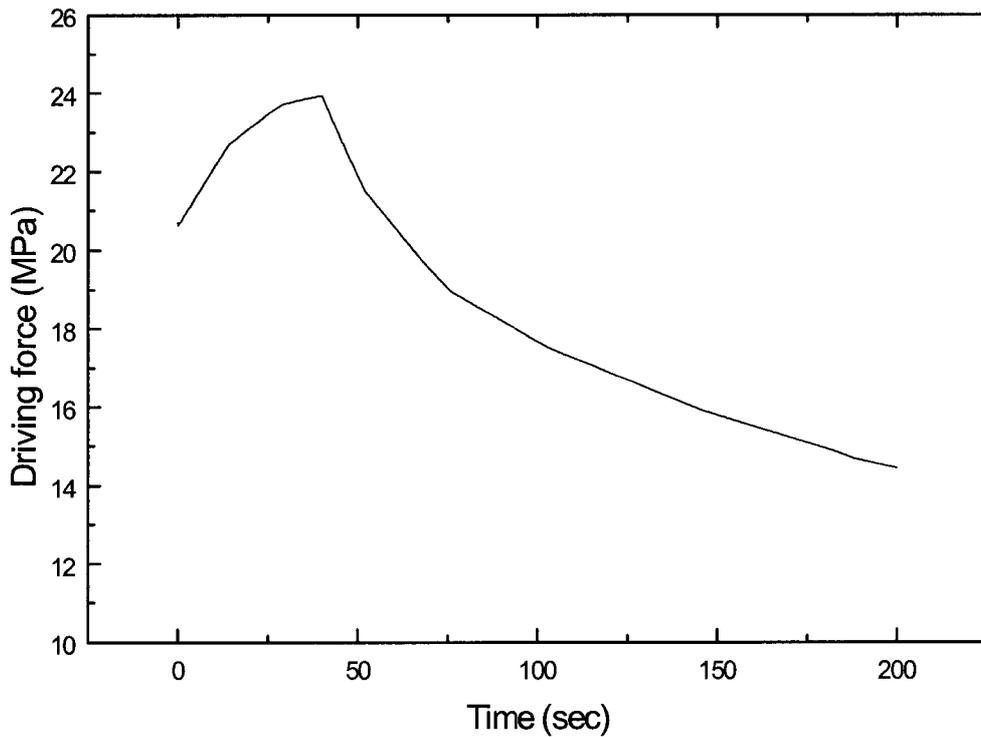


그림 1-69 WPF FM-5 실험의 온도 변화에 따른 압력변화(과도 팽윤 모델)

그림 1-70은 hydride-derived specimen과 metal-derived specimen의 실험값과 그 값을 선형 fitting한 데이터이다. 변형율은 전이점(transition point)을 넘어서게 되면 급격히 감소하게 된다. 이것은 pore의 성장, 병합, 외부와의 연결 등으로 인한 pore 구조의 변화 때문인 것으로 생각된다.

그림 1-71은 metal-derived specimen의 실험값을 선형 fitting한 데이터와 개발된 기포 팽창 모델 계산값과의 비교를 나타낸다. 개발된 과도 팽윤 모델은 U-TRU-Zr에 대한 계산값이다.

그러나 HIP 실험에 적용된 시편은 U-Zr 합금으로써 U-Pu-Zr 크리프 상관식을 적용하는 데에는 변형율 추세 여부를 확인하고자 하는 것이다. 실제로 일본의 Ogata 등이 측정된 U-Zr 합금의 크리프 속도는 U-Pu-Zr 상관식에 비해 현저히 낮은 값을 나타냈으며 이는 U-Zr 합금의 높은 용점에 기인할 것으로 추정하였다.

이와 같이 과도 상태시 기포 팽창 모델을 개발하기 위하여 Grubber 이론 및 기공성장에 관한 일련의 방정식들을 이용하였으며, HIP 실험 자료를 이용하여 타당성을 분석한 결과 과도시의 금속 연료 축방향 팽창을 충분히 모사할 수 있는 것으로 평가되었다.

그림 1-72는 입계 기포 팽창 및 결정립내 기포 팽창에 의한 과도시 팽윤율을 나타낸다. Grubber 이론 중 가장 큰 영향을 미치는 입계 기포 확산에 의한 팽창 모델인 것으로 평가된다.

또한 전위 생성에 의한 기포 팽창 및 크리프에 의한 기포 팽창은 입계 기포 확산 및 결정립계 기포 확산에 비해 상당히 적은 것으로 나타났다.

또한 개발된 기포팽창 모델을 금속핵연료에 적용하기 위해서는 금속연료의 입계기포 반경이 제공되어야 한다. 이를 위해 금속핵연료를 사용한 TREAT 실험 결과에서 얻어진 핵연료 축방향 팽창량을 입계기포 반경 및 침투 압력과의 상관관계를 통하여 분석하였다. 개발된 모델을 사용하여 평가된 연소도별 입계기포 반경은 표 1-6과 같다.

그림 1-73은 TREAT 실험값과 이를 모사한 과도기포 팽창 모델의 계산값을 나타낸다. 연료 용융후 급격한 축방향 팽윤 거동을 보이고 있으며, U-Pu-Zr의 최대 축방향 팽창은 약 3~4%인 것으로 나타났다.

표 1-6 연소도에 따른 입계기포크기

| TREAT Test | Burnup (at%) | Fuel Failure Time(s) | Evaluated Bubble size (μm) |
|------------|--------------|----------------------|----------------------------|
| M6 | 5.3 | 18 | 1.15 |
| M7 | 9.8 | 13 | 1.6 |

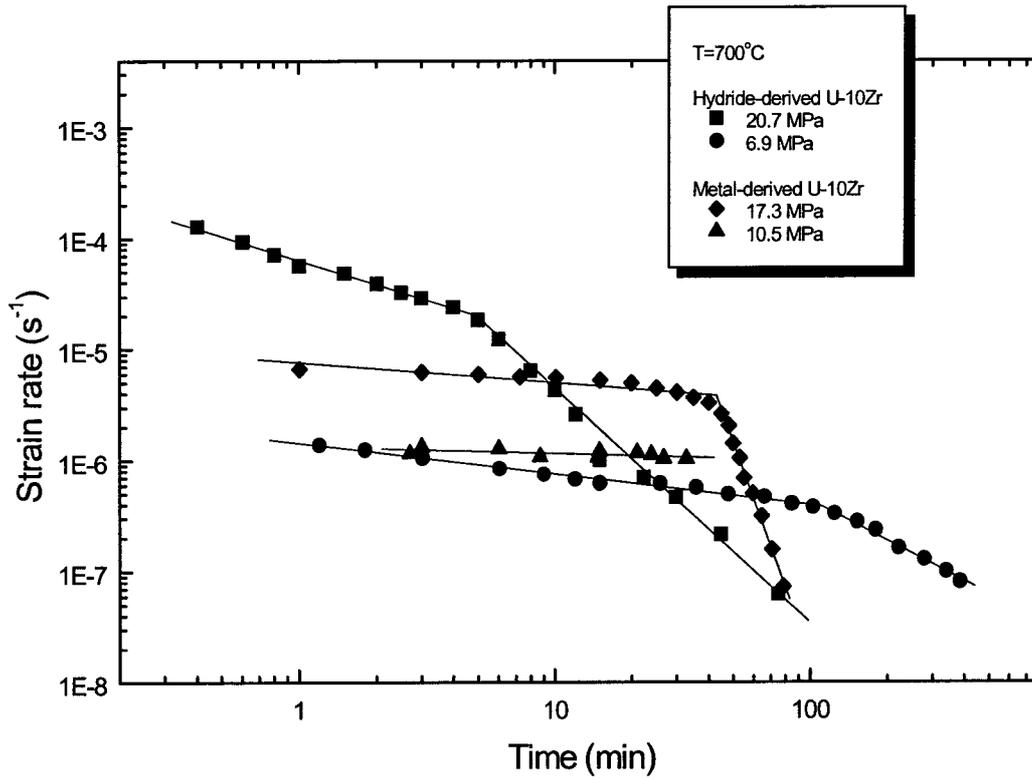


그림 1-70 과도시 기포팽윤 모델 개발을 위한 실험값과 선형 fitting

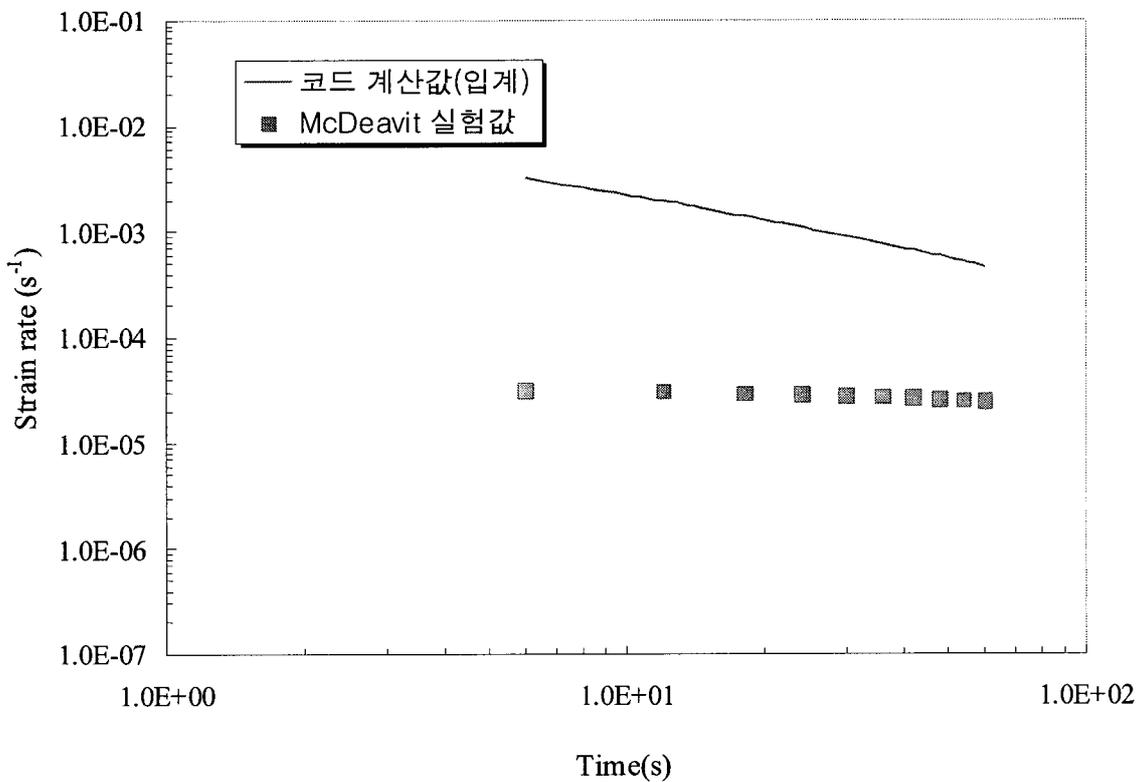


그림 1-71 기포 팽창 모델 계산값과 McDeavit 실험 비교 (metal-derived specimen)

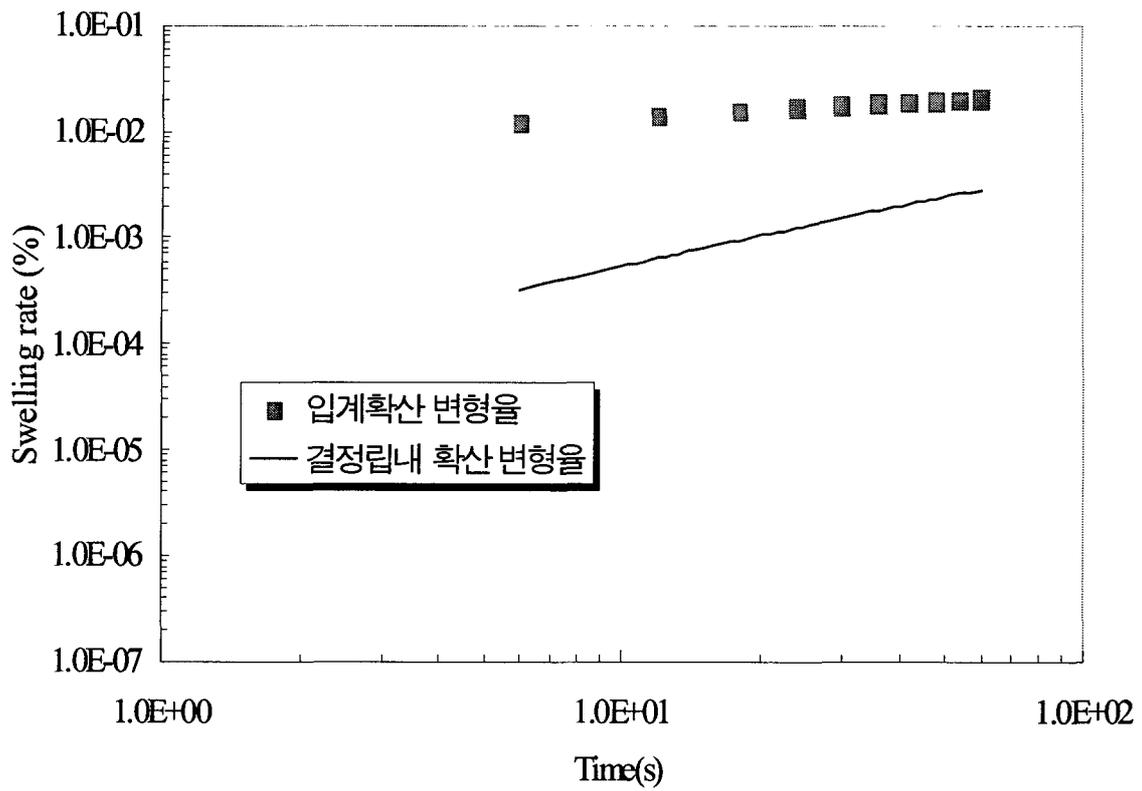


그림 1-72 입계 기포 팽창 및 결정립내 기포 팽창에 의한 과도시 팽윤율

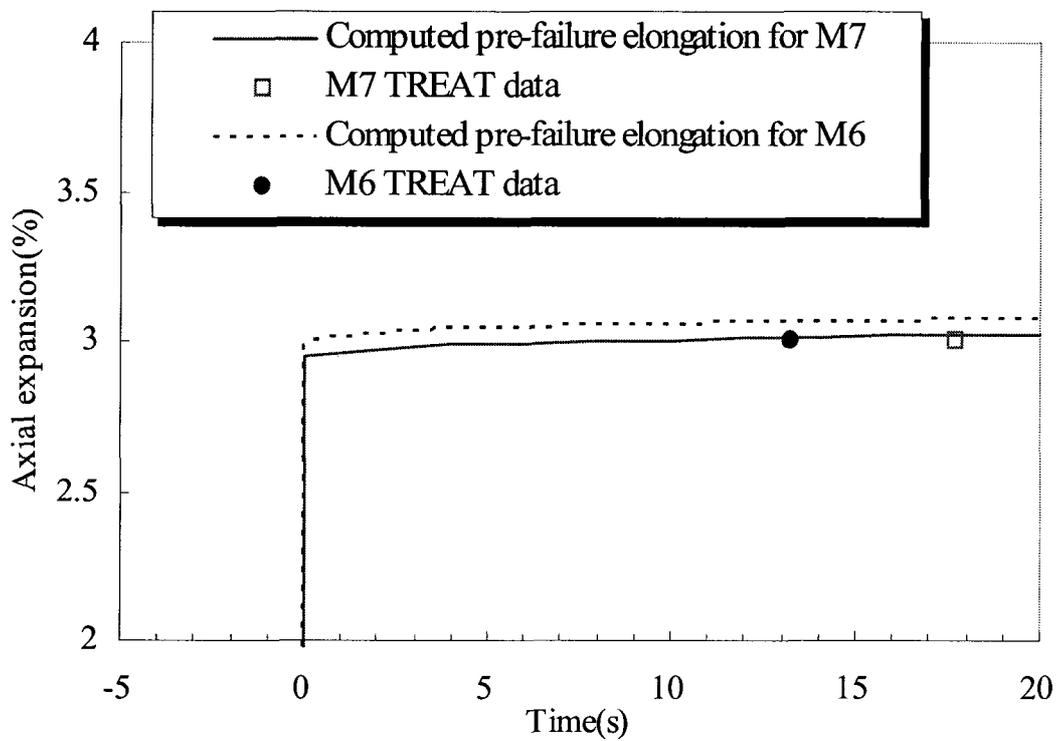


그림 1-73 U-19Pu-10Zr 축방향팽윤 (1080℃)

다) 과도팽윤 모델 연계 및 과도성능 해석

개발된 축방향 기포 팽창 모델을 용융 후 시간, 온도에 따라 과도성능을 분석할 수 있도록 그림 1-74와 같이 MELT-III 코드 내 ORBIT 부프로그램에 연계하였다. MELT-III에서 얻어지는 과도온도를 기준으로 팽윤시점을 결정하는 모듈도 MELT-III코드 내에 포함시켰다.

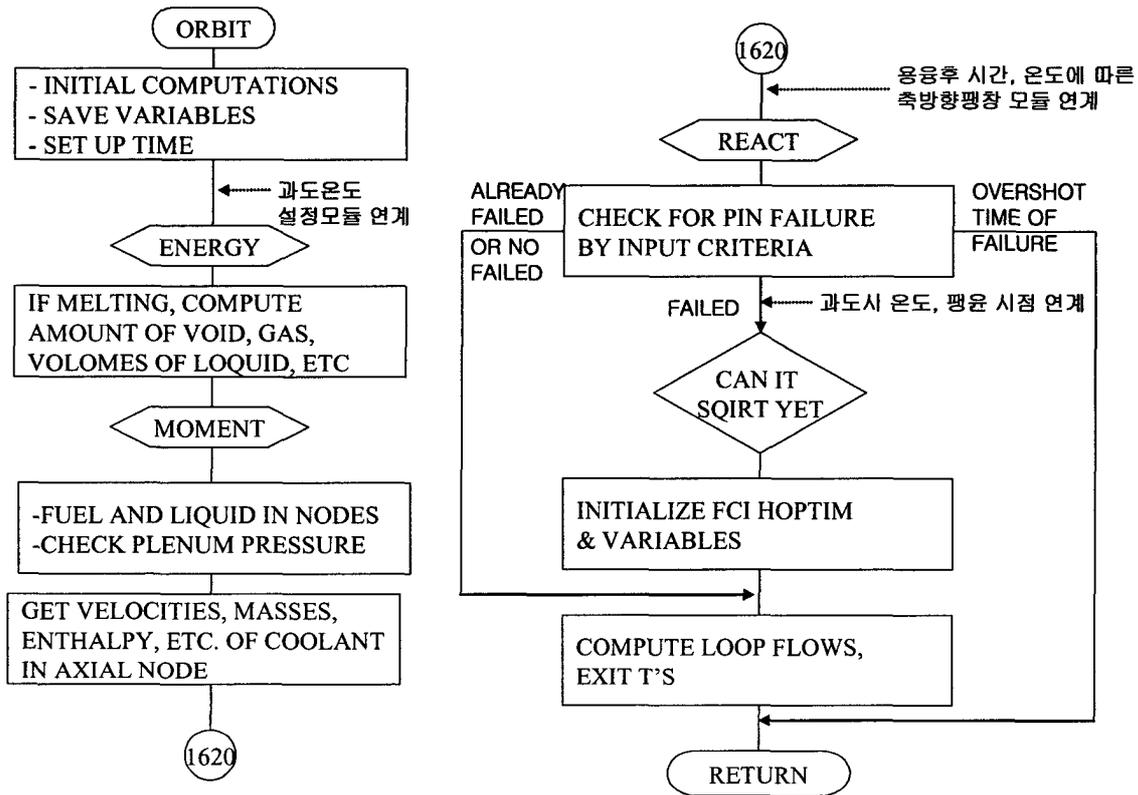


그림 1-74 과도팽윤 분석 모듈 연계

표 1-7은 MELYT-III 내에 과도 팽윤 모델을 연계하였을 때 사용되기 위하여 개발된 기포팽창 모델에 입력된 자료를 나타낸다. 이들 입력 자료는 그림 1-12에 나타난 바와 같이 HIP 실험이 아닌 TREAT 실험 자료를 모사하기 위하여 입력된 자료이다.

표 1-8은 연계된 과도 팽윤 분석 모듈을 이용, 과도시 금속 연료 축방향 팽창을 분석하기 위하여 기존의 입력 자료와는 상이하게 사용된 주요 입력 자료를 나타낸다.

또한 MELT-III 코드는 산화물 연료의 과도상태 거동을 분석하기 위해 만들어진 코드이므로, 금속연료 거동과는 큰 차이를 보인다. 이를 해결하기 위하여 다음과 같이 MELT-III 코드를 수정하였다.

산화물 연료에서는 낮은 열전도도로 인하여 연소 중에 매우 큰 온도 구배가 발생한다. 이에 따라 선출력 크기에 따라 심한 조직 변화가 일어나며, 특히 연료 중심부에 보이드가 형성된다.

표 1-7 기포팽창 모듈 입력 자료

| | |
|--|--------------------------|
| Initial DF(MPa) | 5.97 |
| Temperature(℃) | 1080.00 |
| Grain size(μm) | 7.00 |
| Bubble radius(μm) | 100.00 |
| Porosity(%) | 4.20 |
| volume diffusion coefficient (m ² /sec) | 0.1200×10 ⁻⁶ |
| bubble radius in grain boundary (nm) | 0.1700×10 ⁻⁵ |
| product of diffusion coef and bound thick | 0.3240×10 ⁻¹⁰ |
| atomic volume (m ³) | 0.8050×10 ⁻¹ |

표 1-8 연계된 과도 팽윤 모듈을 이용하기 위한 MELT-III 주요 입력 자료

| 변수명 | 설명 | 입력 자료 |
|--------|--|------------|
| RMIN | Minimum Reactivity Termination (Delta K) | -6.000E-03 |
| TQUIT | Maximum Transient Time (Sec) | 1.500E+01 |
| LSTEP | Maximum Number Of Time Steps | 168 |
| ANI | Initial Neutronic Power (Mw) | 2.420E+01 |
| SPREAD | No. Of Milliseconds For Liquid Fuel To Reach Coolant Temperature (Less Than 13.) | 5. |
| FRACTN | Fractional Fuel Plate Out Per Second | 10.000 |
| IFUELS | Fuel Pin Radial Node To Test For Failure | 2 |
| JFUELS | If Not Zero Test Only This Axial Position (Rel To Core Bot), Otherwise Test All | 10 |
| KFUELS | Axial Level For Failure (Rel. To Core Bottom) | 9 |
| TGASS | Temperature Of Plenum Clad Initiating Failure (K) | 1.000E+03 |
| TFUELS | Temperature Of Node Initiating Failure (K) | 1.300E+03 |
| NBPLEN | Node In Gas Plenum That Fails | 10 |

금속연료와는 달리 핵분열 기체 생성물은 연료 중심부의 보이드로도 방출되며, 기존의 MELT-III 코드내에서의 과도상태시 핵분열 기체 생성물 방출 및 연료 용융과의 관계는 다음과 같다.

용융에 의한 부피 변화를 고려하지 않았을 경우의 연료봉에서 용융된 총 부피;

$$TOTMET = \sum VMUSH (IAXIAL) - VVOID \quad (1-160)$$

부피 변화를 고려하였을 경우의 용융된 부피;

$$VLIQ = \sum VMELT (IAXIAL) / 8.6 \quad (1-161)$$

여기서

VMUSH : 축방향 노드 IAXIAL에서의 연료 중심부 보이드 넓이

VVOID : 전체 연료봉내에서의 보이드 넓이

VMELT (IAXIAL) : 축방향 노드 IAXIAL에서 용융된 연료 무게

연료 중심부의 보이드로 방출되는 기체 부피;

$$VGAS = V * (POROS + CCPERC) * TMELTL/293 * 1.013 * 106 \quad (1-162)$$

여기서

V : 축방향 노드에서의 용융된 연료 부피

POROS : 노드에서의 연료 기공률

CCPERC : 연료내에서의 핵분열 기체 부피

TMELTL : 연료 고상 온도

이와 같은 산화물 연료와 관계된 일련의 관계식을 금속 연료에 적용하기 위하여 우선 축방향 노드 IAXIAL에서의 연료 중심부 보이드 넓이인 VMUSH를 0으로 대체하였다. 또한 이와 관련된 변수인 VVOID도 무시하였다.

ORBIT 부프로그램내의 VMELT를 금속연료에 적용하기 위하여 연료의 고상온도를 1300K로 수정하였으며, 고상온도를 초과하는 노드는 모두 액상이라고 가정하였다.

그림 1-75는 입력 자료를 이용하였을 경우의 용융온도, 그림 1-76은 입력 자료를 이용하였을 경우의 용융률을 나타낸다. 그림에서 나타난 바와 같이 연료가 과손하기 전까지 연료봉 온도 및 용융율이 계속적으로 증가한 다는 것을 알 수 있다.

그림 1-77에는 기포팽창모델에 의해 계산된 용융 핵연료의 축방향 팽창이 나타나있다. U-19Pu-10Zr 금속연료 경우 연료 용융 시, 연소도와 무관하게 급격한 초기 팽창 후 약 3%에서 포화되는 것으로 평가되었다.

그림 1-77은 연계된 모듈을 이용하여 수행한 과도 반응도 변화에 대한 해석 결과도 나타내었다. 용융이 일어나는 시점에서 나타나는 용융연료의 급격한 축방향 팽창에 의하여, 축방향 팽창

을 고려하지 않았을 경우에 비해 금속연료의 특성상 부반응도 효과가 증가하는 것을 알 수 있다.

이와 같이 과도 시 기포팽창에 의해 나타나는 용융연료의 축방향 팽창 특성을 모사할 수 있는 핵연료 과도성능 기본모델을 개발하였다. 또한 개발된 기포팽창모델과 과도팽윤시점 분석 모델을 MELT-III내 연계하여, HCDA 초기단계 시 금속연료의 급격한 팽윤에 의해 얻어지는 반응도 궤환 효과를 포함한 과도성능 해석이 가능하게 되었다.

MELT-III 코드는 과도시 연료 파손을 평가하기 위하여 온도, 엔탈피 및 시간 기준을 사용하고 있다. 본 연구에서 개발된 과도시 기포 팽창 모델은 온도 기준에 해당하며 과도 팽윤 거동을 평가할 수 있다.

그러나 MELT-III내 온도 기준에 의한 연료 파손을 종합적으로 평가하기 위해서는 금속연료의 과도시 공융 및 변형 모델이 필요하다. 향후 이들 모델을 개발하고 과도 팽윤 모델과 연계한다면 산화물 연료를 분석하기 위해 개발된 MELT-III 코드내에서 온도 기준에 의한 금속 연료 과도 거동을 종합적으로 평가할 수 있을 것이다.

또한 엔탈피 및 시간 기준은 MELT-III 코드내에서 산화물의 실험 자료를 기반으로 개발되어 있기 때문에, 금속 연료에 적용하기 위해서는 과도시 금속 연료의 물성 및 피복재 파손 모델이 필요하다. 표 1-9에 MELT-III 코드내 과도시 금속 연료의 파손 거동 해석을 위한 파손 기준 및 필요 모델을 요약하였다.

표 1-9 MELT-III내 과도시 금속 연료의 파손 거동 해석을 위한 파손 기준 및 필요 모델

| Failure Criterion | 필요 모델 | 비고 |
|-------------------|--------------|-----------------|
| 온도 | 과도 팽윤 | 과도시 기포 팽창 모델 개발 |
| | 과도 공융 | 모델 개발 필요 |
| | 과도 변형 | 모델 개발 필요 |
| 엔탈피 | 과도 금속연료심 엔탈피 | 과도시 연료물성 필요 |
| 시간 | 피복재 파손 거동 | 실험자료 연계 필요 |

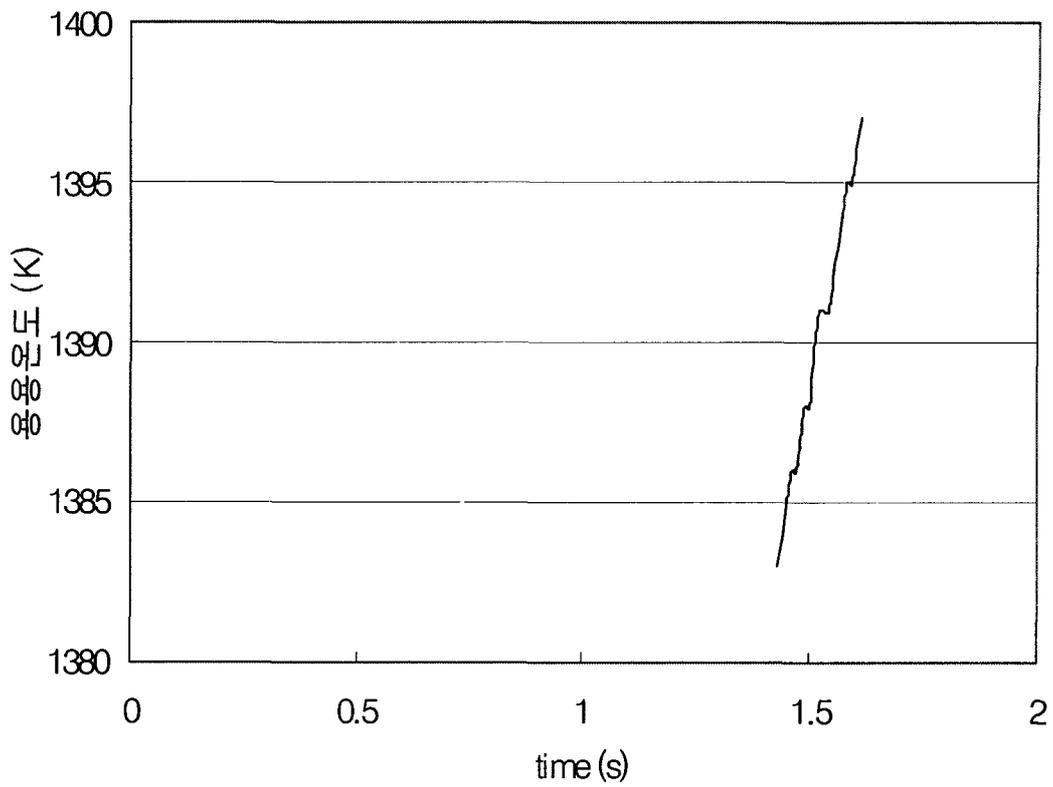


그림 1-75 입력 자료를 이용하였을 경우의 용융온도

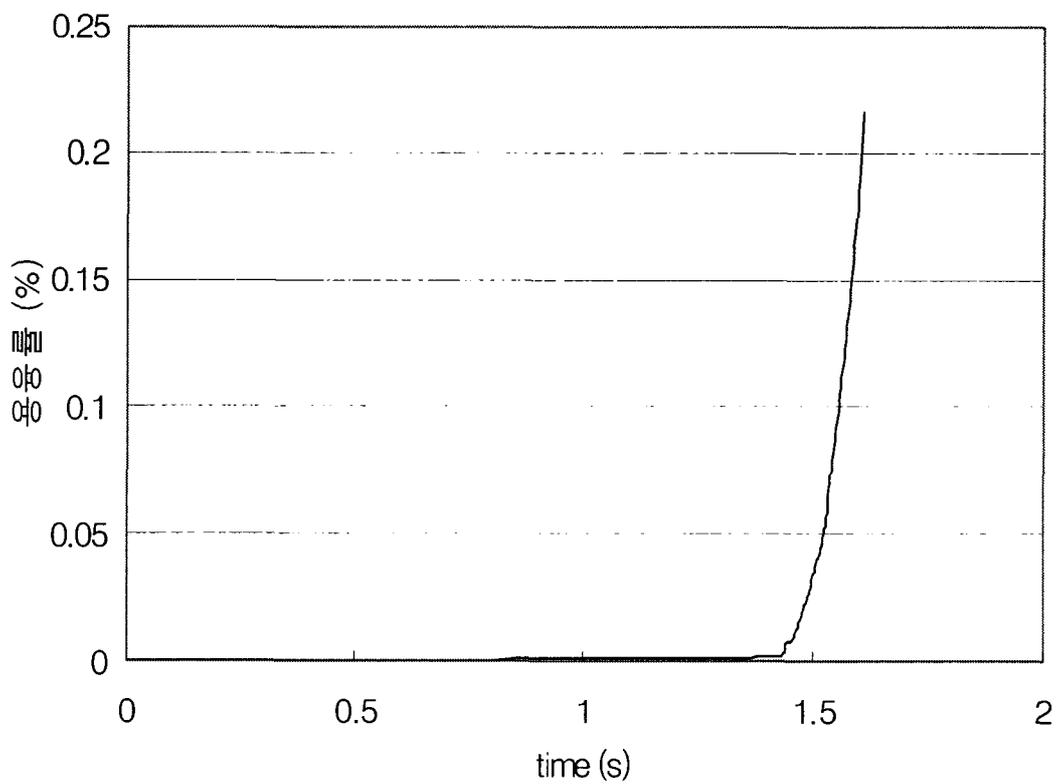


그림 1-76 입력 자료를 이용하였을 경우의 초당 용융률

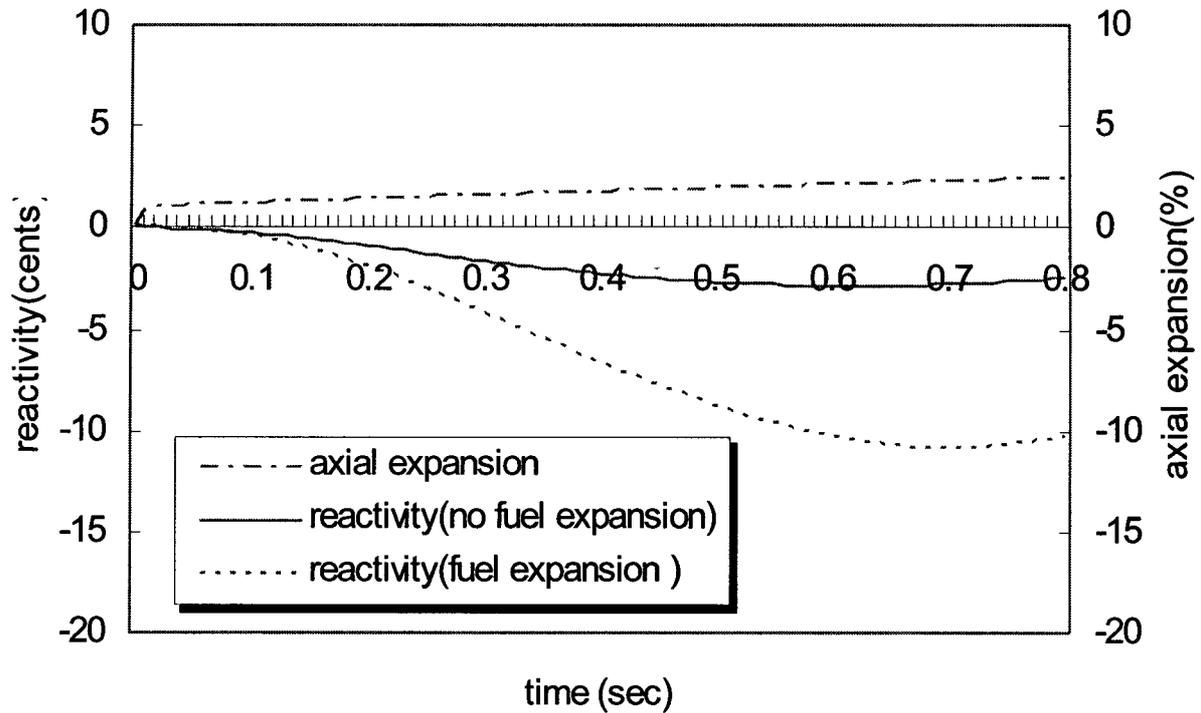


그림 1-77 용융 후 축방향 팽창 및 반응도 변화

3) 핵연료봉 내 용융연료 이동모델 개발

금속핵연료에서 핵연료봉 파손 전에 발생하는 핀 내부 핵연료 재배치 거동은 HCDA 사고결과에 매우 중요한 역할을 한다. 원자력연구소에서 보유하고 있는 MELT-III 전산코드는 산화물핵연료에 대한 중대사고 초기해석이 가능하므로 이 코드를 KALIMER-600에 적용하기 위해서 금속핵연료에 대한 용융연료 이동현상 해석모델을 개발하는 것이 본 연구의 궁극적인 목적이다.

금속핵연료 과도기간 동안 핵연료 용융에 대한 충분한 실험데이터가 확보되지 못한 상황에서 현상학적 모델을 개발하는 것은 불가능하다. 더욱이 금속핵연료 용융실험은 미국 ANL에서만 유일하게 수행되어 왔으므로 당해년도에는 핵연료 핀 내부 용융핵연료 이동현상에 대한 실험 자료를 분석함으로써 관련 현상을 이해하고 더불어 ANL의 SAS4A 전산코드에 포함된 관련 해석모델을 분석하였다. 한편 산화물 핵연료의 핵연료봉 내 용융연료 이동현상을 모의하는 MELT-III의 해석모델을 분석한 결과, 기존 MELT-III 모델을 기반으로 하여 금속핵연료 해석모델을 개발하는 방안이 적절하다고 평가하였다.

금속핵연료의 핀 내부 용융핵연료 이동특성에 대한 현상학적 정보를 얻기 위하여 관련 실험 자료를 분석하여 핵연료 용융 시 과도 특성을 파악하였다. 핵연료핀의 기계적 거동에는 핵연료 팽윤(swelling), 핵연료 축방향 팽창, 핵연료-피복관 상호작용, 핵분열 가스의 생성과 방출, 그리고 용융물 공동(molten cavity)의 가압과 같은 복잡한 현상이 수반된다. 일반적으로 산화물핵연

료는 고온영역인 핵연료 중심부에 캐비티가 생성되지만 금속핵연료에서는 캐비티가 발생하지 않는다. 중성자 조사의 영향은 기공확산(porosity migration), 핀 내부 캐비티 형성, 입자성장(grain growth), 핵분열가스 방출, 핵연료와 피복관의 팽윤 등에서 나타난다. 이러한 과도기간은 수 초 또는 수 분에 해당하는 짧은 시간이므로 이들 중 오직 핵연료팽윤에 의한 핵분열가스 생성만을 과도기간 계산에서 고려하는 것이 타당하다.

과도기간 전이나 과도기간 동안의 핵연료와 피복관의 열-탄성 기계적 거동은(thermo-elastic mechanical) 동일하므로 피복관은 완전탄성 또는 완전소성으로 취급하여 모델링 한다. 핵연료 피복관은 온도와 응력 조건에서 추가적으로 크립 영향을 고려하여야 한다. 열적 팽창과 기계적 상호작용에 의해 축방향 및 반경방향의 변형이 발생하므로 핵연료-피복관 상호작용은 핵연료 팽윤 현상에서 중요하게 고려하여야 한다.

핵연료는 원주응력이 온도에 따라 영향을 받는 파손응력을 초과할 때 반경방향 균열이 발생한다고 가정한다. 과도기간 중에 균열부피, 핵분열가스 부피, 핵연료 가공 시 초기 기공도를 유지하는 부피 등은 용융 시 열적팽창을 감당하고 용융 캐비티의 압력을 결정하는데 매우 중요한 변수들이다. 따라서 핵연료핀 캐비티와 냉각재 채널간의 거리는 피복관 온도와 더불어 피복관 파손위치를 결정하는 주요 설계입력이 된다.

가) 핵연료핀 과도특성 모델

ANL이 개발한 SAS4A 코드에 포함된 DEFORM-5 모듈은 금속핵연료핀의 특성과 과도거동을 모의하기 위해 개발된 해석모형이다. SAS4A 계산에서는 핵연료핀 파손에 대한 여유도를 확인하는 계산을 매 계산단위마다 수행한다. 신형 액체고속로의 고유안전 특성으로 인해 과거에는 초나 분 단위 밖에 견딜 수 없었던 과도사건이 지금은 시간 단위까지 가능하게 되었다.

역학적인 해석모형은 시험 데이터의 영역을 초과하는 범위에 대해서도 외삽하여 적용할 수 있는 장점이 있으므로 확장된 범위에서 핵연료 파손에 대한 여유도를 연속적으로 계산하기 위해서는 간단하면서도 효율적인 전산코드가 필요하다.

합금 금속핵연료의 특성은 모델 개발에 매우 큰 영향을 미친다. 금속핵연료에 사용되는 피복관 재질은 SS316, D9, HT9이며 이들의 물성치가 모델개발에 필수적이다. 피복관은 핵연료 보다 상당히 강한 재질이므로 DEFORM-5 개발의 초기단계는 피복관의 과도 거동에 중점을 두었다. 피복관 거동을 계산하기 위해 정상상태의 핀 특성과 플레넘 압력이 모델의 입력으로 필요하다.

낮은 연소도에서는 소듐본드에 의한 핵연료-피복관의 간극이 크고 연소도가 증가하면서 핀 내부에서 기공들이 서로 연결되므로, 이 때의 피복관 응력은 주로 플레넘 압력의 영향을 받는다고 가정한다. 피복관 소성 변형율과 파손 여유도는 피복관에 작용하는 응력과 온도에 의해 결정된다. 따라서 플레넘 온도변화의 영향을 고려하기 위해서 이와 관련된 설계변수가 지정되어야 한다.

공용에 의한 침식은 재질의 응력에 대한 저항성을 떨어뜨리므로 DEFORM-5는 우라늄-철간의 공용반응으로 인한 피복관 침식영향을 고려하고 있다. 점차 감소하는 피복관 두께는 매 단위 시간에서 계산된 온도에 대한 침식율을 일정시간 동안 적분하여 결정한다. 피복관 침식은 핵연료 핀 내부의 용융핵연료뿐만 아니라 핵연료 채널에서의 용융핵연료에 의한 영향도 고려한다.

초기 피복관이 파손되어 용융핵연료이동 모델이 사용된 후에도 DEFORM-5는 SAS4A의 다른 계산모델들과 연계하여 핵연료핀 파손계산을 계속 수행한다. 즉, DEFORM-5는 건전한 핵연료핀은 물론 초기 파손과 파손전과 현상을 함께 모의한다.

나) 핵연료핀 내 핵연료 재배치

LOF나 TOP과 같은 사고가 발생하면 핵연료핀에서 생성되는 에너지와 냉각재에 의해 제거되는 에너지의 불균형 때문에 핵연료핀이 가열된다. 사고가 악화되면 핵연료핀 내부는 용융하기 시작하고 용융핵연료와 핵분열가스의 혼합물로 채워진 캐비티(cavity)가 그림 1-78과 같이 형성된다. 이 캐비티는 용융이 계속 됨에 따라 그 크기가 축방향과 반경방향으로 계속 증가한다.

캐비티 내의 핵연료-가스 혼합물은 핵분열가스에 의해 가압되고 국부적인 압력구배의 영향을 받아서 핵연료 내부에서 이동하게 된다. 핵연료핀 내부에서 캐비티 경계가 계속 용융되면 핵연료핀과 냉각재 채널의 상태에 따라 다음 두 형태의 용융핵연료 이동이 발생할 수 있다.

(a) 캐비티의 축방향 팽창으로 인해 캐비티가 핵연료핀의 상부까지 확장되는 경우: 캐비티의 가압된 용융물이 낮은 압력의 가스플레넘으로 분출되어 핵연료가 급격히 재배치된다. 핵연료의 축방향 팽창으로 인해 핵연료 밀도가 감소되면 음의 반응도가 케환되어 노심출력을 떨어뜨리거나 핵분열 반응을 정지시키는 영향을 미친다.

(b) 캐비티의 반경방향 팽창과 피복관의 용융으로 인해 핵연료 피복관이 파손되는 경우: 캐비티는 파손부위를 통해 상대적으로 낮은 압력의 냉각재 채널과 연결되면 용융핵연료는 파손부위 쪽으로 급격히 가속 이동한다.

그림 1-79는 위의 두 상황을 도식화한 것이다. 핵연료핀 내부에서 용융핵연료의 재배치는 파손 위치와 축방향 파손 전과속도에 따라 노심에 미치는 반응도케환 영향은 양 또는 음이 될 수 있다. 냉각재 채널로 분출된 용융핵연료는 냉각재 채널 내에서 분산되면서 음의 반응도를 케환시킨다.

SAS4A에 포함된 PINACLE 코드는 피복관 파손 전에 핵연료핀 내부에서 용융핵연료의 동적 재배치 거동을 모의한다. 이전 모델에서는 핵연료가 핀 내부에서 재배치되는 현상을 고체 핵연료의 열팽창만으로 계산하였다. PINACLE은 유로면적이 변화하는 기하조건에서 핵연료의 축방향 이동현상을 모의하는 Eulerian 이상(2-phase) 과도 열유체 모델이다.

PINACLE은 LEVITATE와 PLUTO2에서 사용하는 동일한 계산 변수와 수치해법을 사용하도록 개발되었다. PINACLE과 상기 두 모델과의 호환성으로 인해 SAS4A는 핵연료 용융 시작에서

부터 초기상태가 종료되는 시점까지 핀 내부 재배치 계산을 일관성 있게 다룰 수 있다. PINACLE이 계산에서 고려하는 성분은 용융핵연료와 두 종류의 핵분열 가스이다.

핵분열 가스는 핀 내부에서 작은 기포 형태 또는 프리가스(free gas)로 존재한다. 기포 형태의 핵분열 가스는 표면장력에 의해 속박되므로 캐비티 압력에 미치는 영향은 제한되지만 프리가스로 존재하는 핵분열 가스는 주변의 용융핵연료를 가압시킨다. 작은 기포들은 시간이 지나면 합체되어 서서히 프리가스의 일부분이 된다. 수치적 계산을 진행하기 위해 PINACLE은 격자 메쉬(staggered mesh)를 사용하며 종속변수인 밀도와 엔탈피는 각 셀의 중앙에서 정의하며 속도는 셀 경계에서 정의한다.

PINACLE이 기반으로 하는 기하적 모델을 KALIMER 핵연료에 적용할 수 있도록 그림 1-80에 도시하였다. 금속핵연료를 위해 개발된 PINACLE 역시 핵연료핀 파손 전에 용융 핵연료가 핀 내부에서 재배치되는 현상을 모의한다. 현재는 기포유동(bubbly flow regime)을 고려하며 용융핵연료와 핵분열가스는 균일하게 혼합되어 있으므로 동일한 속도를 가진다고 가정한다.

캐비티가 핵연료핀의 아랫부분에 존재하면 국부적인 압력구배로 인해 제한된 핵연료 재배치가 발생하지만, 용융핵연료가 핵연료 영역의 상부까지 도달하면 그림과 같이 용융핵연료가 가스 플레넘으로 분출된다. 기존의 핵연료 노드 상부로 이동하는 용융핵연료의 양은 핵연료핀의 기하적 모양과 용융핵연료를 구동하는 압력차이로 계산한다.

PINACLE 모델은 SAS4A의 다른 모델과 마찬가지로 사고 진행 경위에 따라 계산을 시작하며 일부 집합체에서 핵연료 용융을 예측한다. PINACLE은 계산 중에 DEFORM-4와 kinetics 모듈과 같은 SAS4A 모델과 정보를 교환함으로써 동일한 계산 채널에 영향을 미치는 다른 현상을 함께 고려할 수 있도록 한다. 계산채널에서 피복관 파손 기준이 만족되면 PINACLE 대신에 PLUTO2나 LEVITATE 모델이 파손 이후의 현상을 계산한다.

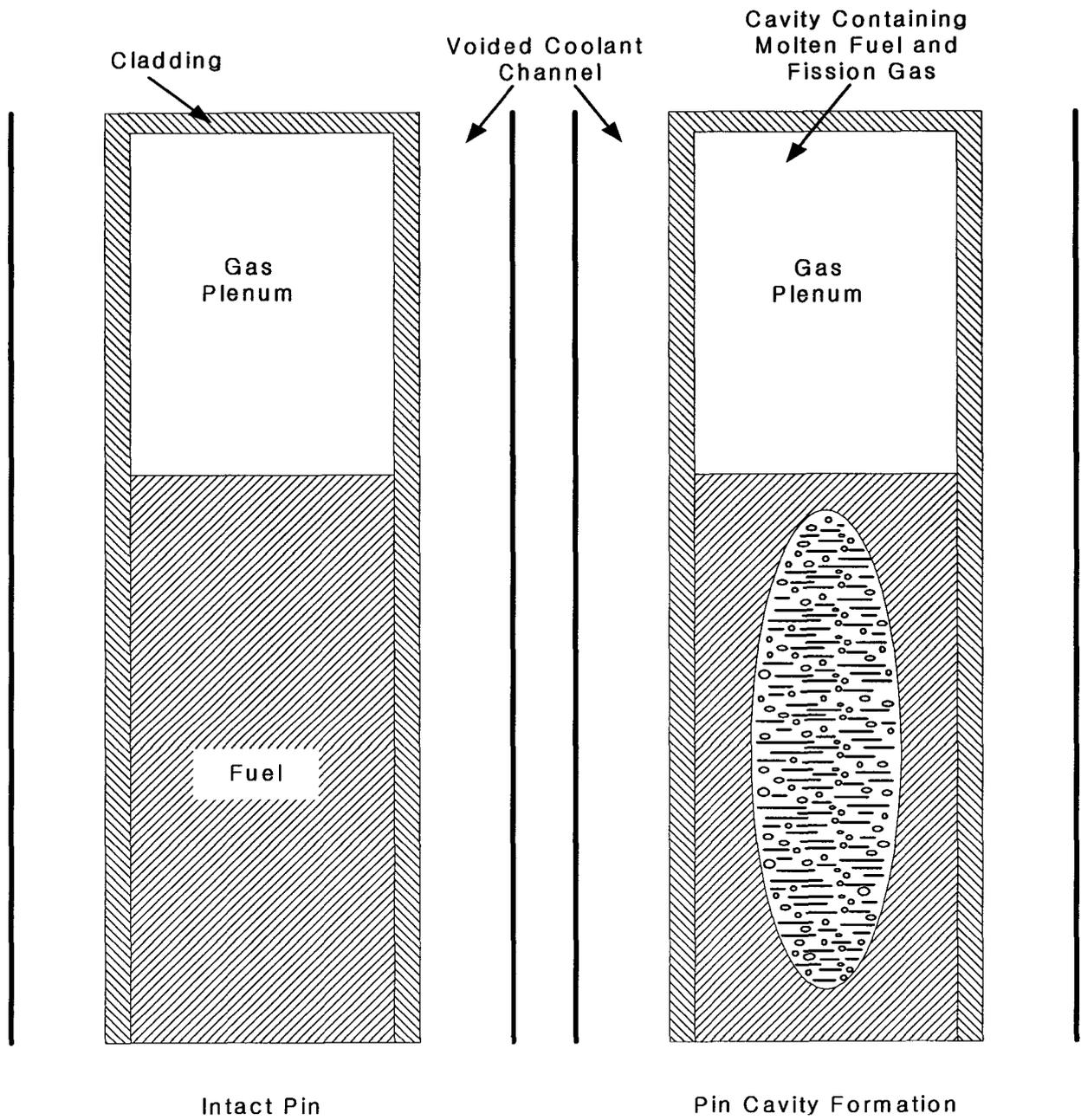
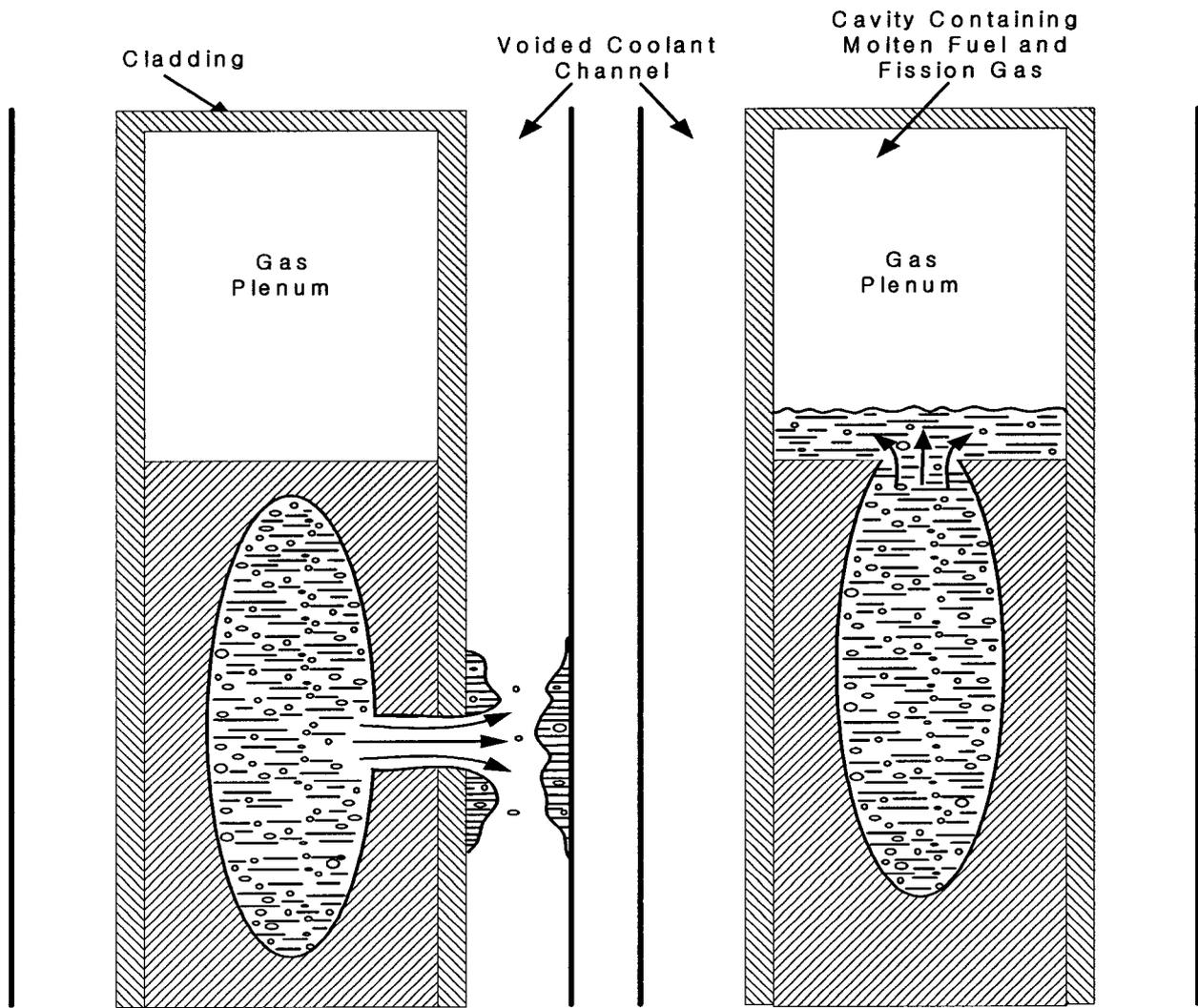


그림 1-78 핵연료 용융으로 인한 캐비티 생성



Onset of In-Pin Fuel Motion Due to Cladding Failure

Onset of In-Pin Fuel Motion Due to Cladding Failure Reaching the Top of the Fuel Pin

그림 1-79 핵연료핀 내부의 캐비티 이동

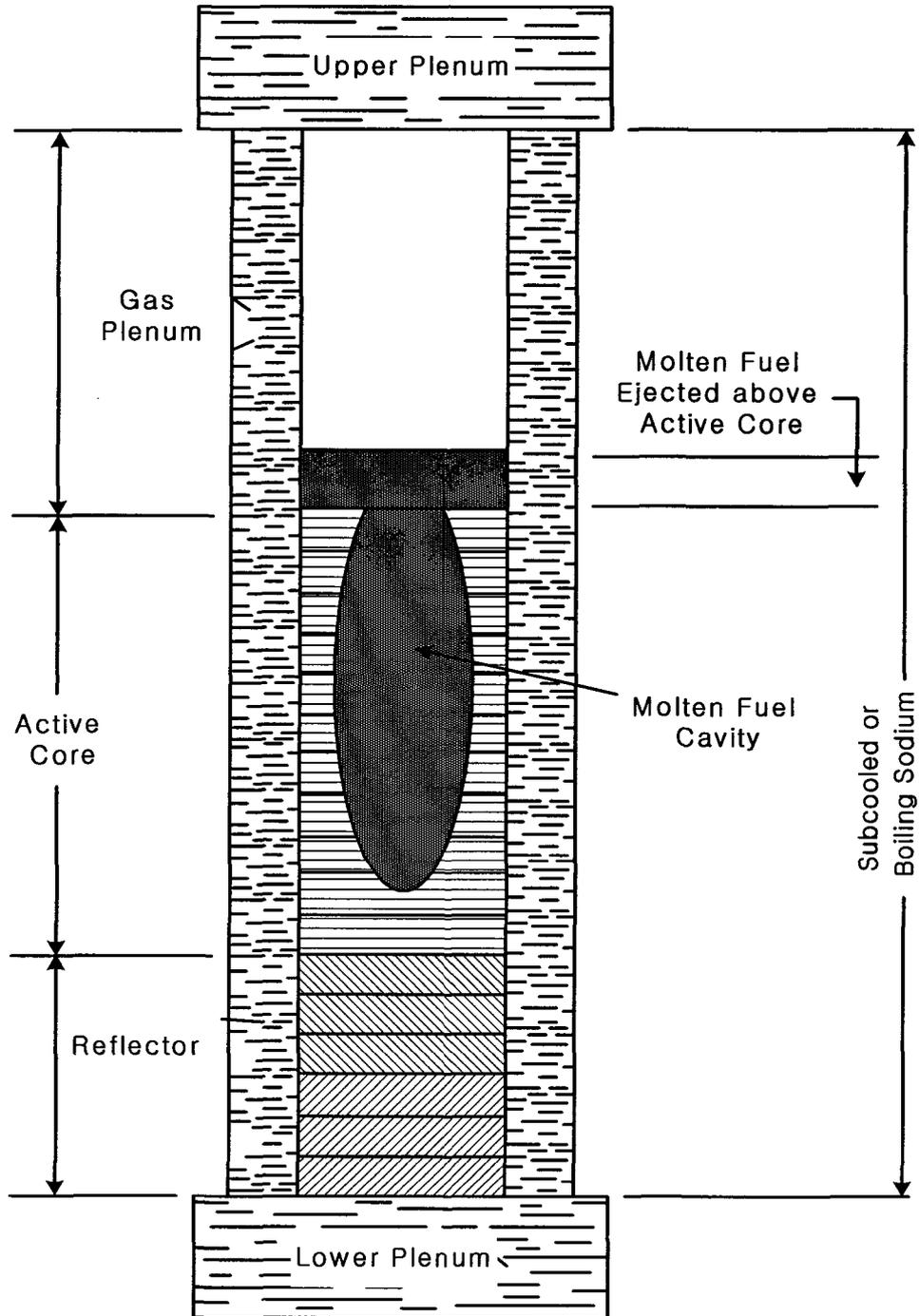


그림 1-80 핵연료핀 내부의 용융핵연료 이동 모델 개념도

다) 핵연료핀 파손 전 핵연료 재배치 현상의 영향

금속 핵연료에서 핵연료핀 파손 전에 발생하는 핀내부 핵연료 재배치 거동은 사고가 전 노심에 미치는 영향을 고려할 때 매우 중요한 역할을 한다. 이 현상은 산화물핵연료에서도 출력이 서서히 증가하는 TOP 상황인 경우에 역시 중요하다. 용융핵연료와 핵분열 가스로 구성된 캐비티의 크기가 증가하면 캐비티 내부에서 부분적으로 고온과 고압 영역에서부터 저압 영역으로 대류에 의한 핵연료 재배치가 발생한다.

그러나 캐비티 내부에서의 핵연료 재배치는 제한된 범위에서 부분적으로 발생하므로 이로 인해 나타나는 음의 반응도계환 효과는 그렇게 크지 않다. 금속핵연료와 산화물핵연료에 대한 예비 연구 결과에 의하면 일정한 크기를 가진 캐비티 내에서의 핵연료 재배치는 최대 출력과 에너지 축적에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

용융핵연료 캐비티가 넓은 범위로 확장되면 피복관 파손 전에 용융핵연료가 핵연료핀 상부에 도달할 수 있으며, 이런 경우에는 가스 플레넘으로 분출되는 용융핵연료에 의해 핵연료 재배치가 상당히 큰 범위에서 발생한다. 용융핵연료가 가스 플레넘 영역으로 분출되면 핵연료 영역이 확장되므로 그로 인해 음의 반응도계환 효과가 나타난다. 이 반응도계환 영향은 산화물핵연료와 금속핵연료 노심 모두에서 중요한 역할을 하지만 금속핵연료가 산화물핵연료 보다 넓은 반응도 범위에 걸쳐 계환율이 크다.

일반적으로 TOP 을 야기하는 반응도 삽입이 빠를수록 더 많은 용융 캐비티가 노심 중앙으로 이동하게 된다. 따라서 핀 내부 핵연료 재배치 시작이 지연되어 핵연료핀 파손이 핵연료 재배치보다 빨리 발생할 수 있다. 산화물핵연료의 TOP 반응도 특성은 핵연료 재배치 보다 피복관 파손이 먼저 발생할 가능성이 높다는 점이다. 반면에 금속핵연료는 높은 열전도 특성으로 인해 캐비티가 핀의 상부 쪽에서 형성되어 핵연료 재배치가 먼저 발생할 가능성이 높다.

금속핵연료 전 노심에 대해 SAS4A 해석을 수행한 결과, TOP과 LOF 모두에서 핀 내부 핵연료 재배치가 발생하였다. 반응도 삽입율이 0.1\$/초인 TOP의 경우, 최대 온도 집합체(hot assembly)에서 용융 핵연료는 피복관 파손보다 약 1초 앞서 핀 상부로 분출되었다. 이로 인해 약 -1.1\$ 반응도가 계환됨으로써 노심출력은 정격출력의 3배에서 정격출력 근처로 급격히 떨어져 피복관 파손은 발생하지 않았다.

동일한 노심의 LOF 해석에서는 급격한 핀 내부 핵연료 재배치가 피복관 발생시간 보다 약 0.8초 앞서 발생하였다. 최대 온도 집합체에서 급격한 핵연료 재배치는 약 -1.0 \$ 반응도를 계환시켰으며 그로 인해 노심출력은 정격운전 수준까지 감소하였다. 피복관 파손은 발생하였지만 그때의 반응도와 출력 수준은 매우 낮은 상태였다. 0.1초의 짧은 기간 동안 집합체 당 약 -0.1\$에 해당하는 음의 반응도가 출력을 급격히 감소시켰다.

일부 집합체에서 발생한 핀 내부 핵연료 재배치는 큰 반응도가 삽입되는 TOP을 수용할 뿐만 아니라 노심의 다른 대부분 집합체에서 핵연료 분출을 방지할 수 있었다. 또한 축방향 핵연료 재배치는 급격한 거동이므로 반응도 변화율이 큰 경우도 수용할 수 있었다.

TREAT-M시리즈 실험은 EBR-II에서 조사된 금속핵연료를 소듐루프에서 TOP 원자로 조건과 같이 가열시켜 그 때의 금속핵연료 과도 특성을 연구한 실험이다. TREAT-M시리즈 실험에서는 핵연료 핀 파손 후의 핵연료 이동으로 인하여 음의 반응도가 삽입되는 현상이 관측되었으며 금속핵연료의 경우 양호한 열전달 특성으로 인하여 피복관 파손은 핵연료 핀 상부에서 발생하였다.

TRAET M 시리즈 실험과 SAS4A 계산에 의하면 대부분의 음의 반응도회환은 핀 내부 핵연료 재배치가 시작한 후 0.1 ~ 1.0 초 사이에서 발생하였다. 따라서 핀 내부 핵연료 재배치 현상은 회환속도가 느린 반응도 기구라면 노심붕괴가 발생할 수 있는 사고조건에서 노심의 대규모 집합체의 건전성을 유지시켜줄 수 있다.

용융핵연료 이동이 발생할 때 이에 대한 해석모형의 유무에 따라 사고결과가 그림 1-81에 나타난 바와 같이 차이가 난다. 그림은 금속핵연료 노심에서 10¢/s로 반응도가 삽입되는 UTOP 사고시 총반응도와 노심출력을 ANL의 SAS4A코드로 계산한 결과이다. 가혹한 조건의 사고전개로 인해 매우 짧은 시간에 핵연료가 용융하며, 용융된 핵연료가 가스플레넘 상부로 이동하는 현상을 계산에서 고려하면 급격한 음의 반응도 회환으로 출력이 급감한다.

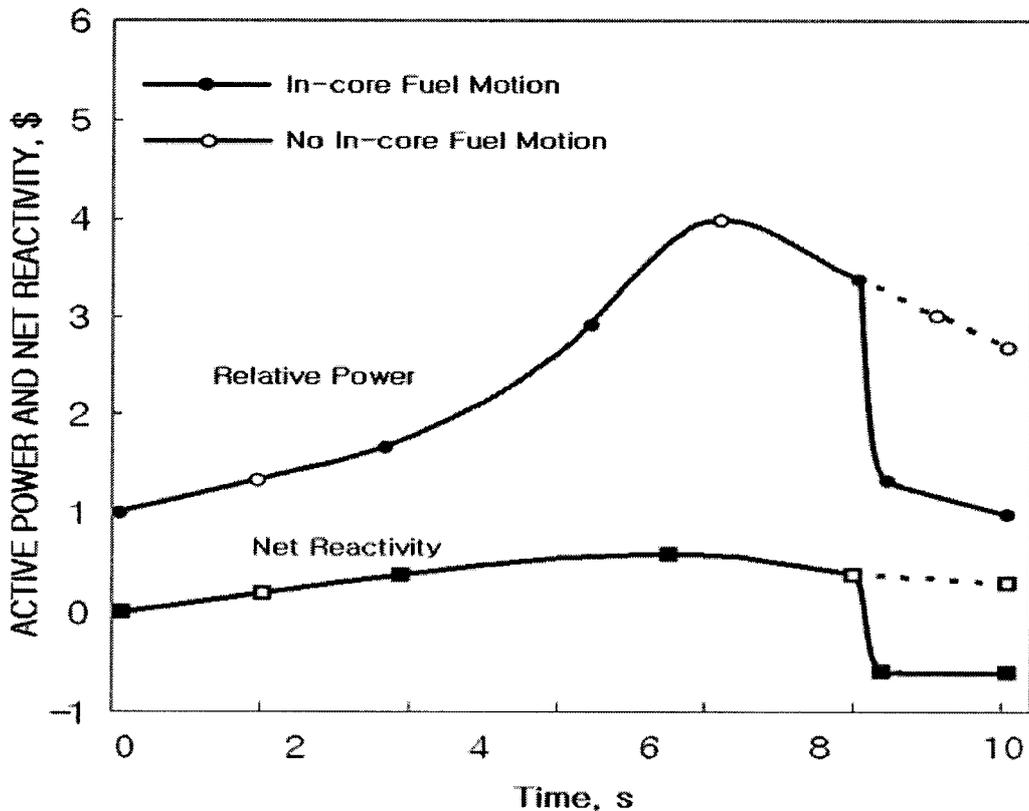


그림 1-81 UTOP 시 출력 및 반응도

나. 사고후 열제거 단계 분석모델 개발

1) Debris bed Scoping 냉각모델 개발

다공성 매질에서의 자연대류 유동특성은 Ergun 방정식이 활용될 수 있다. 본 연구에서 개발된 노심 파편층(debris bed) 해석모델은 Mcdonald 등에 의해 개선된 Ergun 방정식에 그 기본을 두고 있다. Ergun 식에서 다공성 매질의 주요특성은 다공도(porosity)와 입자의 등가직경이다. 부력으로 인한 압력구배 및 걸보기 속도 등의 유동관련 변수는 Hardee와 Nilson의 연구결과를 참고로 하였다. 개발된 해석모델은 최종적으로 파편층 상단과 하단의 온도 차이를 붕괴열, 파편층의 높이, 다공도(porosity), 입자크기 및 냉각 유체의 물성으로 표현된다.

원래의 Ergun 방정식은 다음과 같이 수정 표현될 수 있다[Mcdonald et al., 1979].

$$\frac{f\varepsilon^3}{1-\varepsilon} = a + \frac{180(1-\varepsilon)}{Re} \quad (1-163)$$

여기에서

$$f = -\frac{\text{grad}P}{\rho V^2} D_{eq} \quad (1-164)$$

$$Re = \frac{\rho V D_{eq}}{\mu} \quad (1-165)$$

위에서 grad P 는 파편층의 압력 구배이고, V 는 걸보기 속도(superficial velocity), 즉 체적유량/파편층 표면적이다. ρ 와 μ 는 각각 소듐의 밀도 및 점성이며, ε 는 파편층의 기공도, D_{eq} 는 파편층 입자의 등가 직경을 나타낸다. a 는 입자의 상태, 즉 roughness 에 따라 1.8 ~ 4.0 사이의 값을 가진다.

파편층의 압력 구배는 파편층의 온도 차이로 인한 부력에 의해 결정되며, 다음과 같이 쓸 수 있다[Hardee and Nilson, 1977].

$$-\nabla P = \rho\beta g(\Delta T/4) \quad (1-166)$$

윗 식에서 β 는 소듐의 열팽창 계수이고, g 는 중력 가속도, ΔT 는 파편층의 자연대류를 초래하는 파편층의 온도 차이이며 다음과 같이 주어진다.

$$\Delta T = \frac{4QL}{\rho c V} \quad (1-167)$$

여기에서 Q 파편층의 단위체적당 열 발생량이며, L 은 파편층의 높이, c 는 소듐의 비열을 나타낸다. 위 식에서 걸보기 속도 V 는 식 (1-163)과 (1-166)에서 압력 구배 ∇P 를 소거하여 구할 수 있다. 그 결과, 금속연료와 같이 기공도가 큰 입자로 이루어진 파편층에서는 식 (1-167)은 다음과 같이 변환될 수 있다.

$$\Delta T = 4 \left[\frac{Q^2 L^2 a (1 - \varepsilon)}{\beta g \rho^2 c^2 D_{eq} \varepsilon^3} \right]^{1/3} \quad (1-168)$$

위와 같이 개발된 모델을 이용하여 KALIMER-600에서 비보호 유량상실 사고로 인한 전 노심 용융사고 결과로 core catcher에 쌓인 노심 파편층에서의 소듐 자연대류에 의한 축 방향 온도차를 계산하였다. 파편층의 다공도 및 입자크기는 각각 0.9, 1.8mm라고 가정하였다. 단위 체적당 열 발생량은 노심 파편층의 붕괴열에 의해 결정된다.

KALIMER-600의 정상상태 노심 출력밀도가 152 W/cm^3 이므로 붕괴열이 정상 출력의 1%인 경우 1.52 W/cm^3 으로 환산된다. 파편층의 높이는 core catcher의 면적을 lower plenum의 면적과 같다고 가정할 때, 전 노심 용융의 경우 약 150 cm 로 계산되며 내부구동집합체만 용융할 경우에는 51.2 cm, 내부.외부 구동집합체가 용융되는 경우에는 102.4 cm 로 계산된다. 기타 소듐 냉각재의 물성은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \beta &= 0.00031 \text{ K}^{-1} \\ c &= 1.26 \text{ J/g.K} \\ \rho &= 0.78 \text{ g/cm}^3 \\ \mu &= 0.00143 \text{ poise} \end{aligned}$$

표 1-10은 노심 파편이 균일한 높이로 core catcher에 집적되었다고 가정하였을 경우 붕괴열 변화에 따른 파편층의 온도 차를 보여 준다. 노심 파편층 상단의 소듐 냉각재 온도가 비등점 이하이면 파편층은 냉각이 가능하다고 가정한다. 원자로내 소듐 풀에서의 비등점은 약 920°C 이다. 따라서 파편층 하단의 온도를 550°C 로 가정할 경우, 파편층 상단과 하단의 온도차이가 370°C 이하일 경우, 파편층은 냉각 가능하게 된다.

KALIMER-600 노심 하단부에 위치한 lower shield와 orifice 등의 좁고 복잡한 유로 특성을 고려해 볼 때, 용융 연료가 core catcher에 도달하는 시간은 최소한 20 여분으로 평가되며, 이에 해당하는 붕괴열이 2% 정도이다. 따라서 114개의 내부 구동 연료집합체(inner driver fuel assemblies)의 용융되었을 경우, 이는 냉각이 가능하다. 그러나 114개의 중간 집합체도 용융되어 core catcher에 도달하였을 경우, 파편층의 온도 차이는 383°C 로서 기준치를 13°C 상회하게 되며, 전노심 용융의 경우에는 86°C 더 높게 된다.

그림 1-82에서 보는 바와 같이, 노심 파편층의 하단부에서 상단부로의 온도 차이는 붕괴열의 2/3 승에 비례하여 증가한다. 전노심 용융의 경우, 붕괴열이 정상 출력의 약 1.4% 보다 클 경우 파편층 위의 소듐은 비등하게 된다. 이 경우 액상 소듐의 자연대류에 의한 냉각은 어렵게 되며,

2상 유동에 의한 냉각현상이 규명되어야 한다. 붕괴열의 크기는 초기단계 사고의 상세한 경위에 따라 다르므로 이의 연구가 중요하다. 또한 파편층의 입자 크기 및 형상, 다공도 그리고 파편층의 균일 집적도에 관한 실험적 연구가 이루어져야 한다.

한편 2상 유동에 의한 냉각 연구는 산화연료 노심의 액체금속로 및 경수로 분야에서 활발하게 이루어진 바 있다. 대표적인 실험연구로 미국의 산디아 국립 연구소(SNL)에서 수행한 노내 실험이 있고 해석 모델로는 Lipinsky의 모델이 개발된 바 있다. 이러한 실험 결과와 해석모델이 불란서 및 일본에서 노심 파편층 냉각 특성 계산에 활용되고 있다.

표 1-10 붕괴열 크기에 따른 Debris bed 온도 차이 (K)

| Decay Heat (%) | Inner Core | Inner +Middle Core | Whole Core |
|----------------|------------|--------------------|------------|
| 1.0 | 156 | 241 | 287 |
| 2.0 | 248 | 383 | 456 |
| 3.0 | 325 | 501 | 598 |

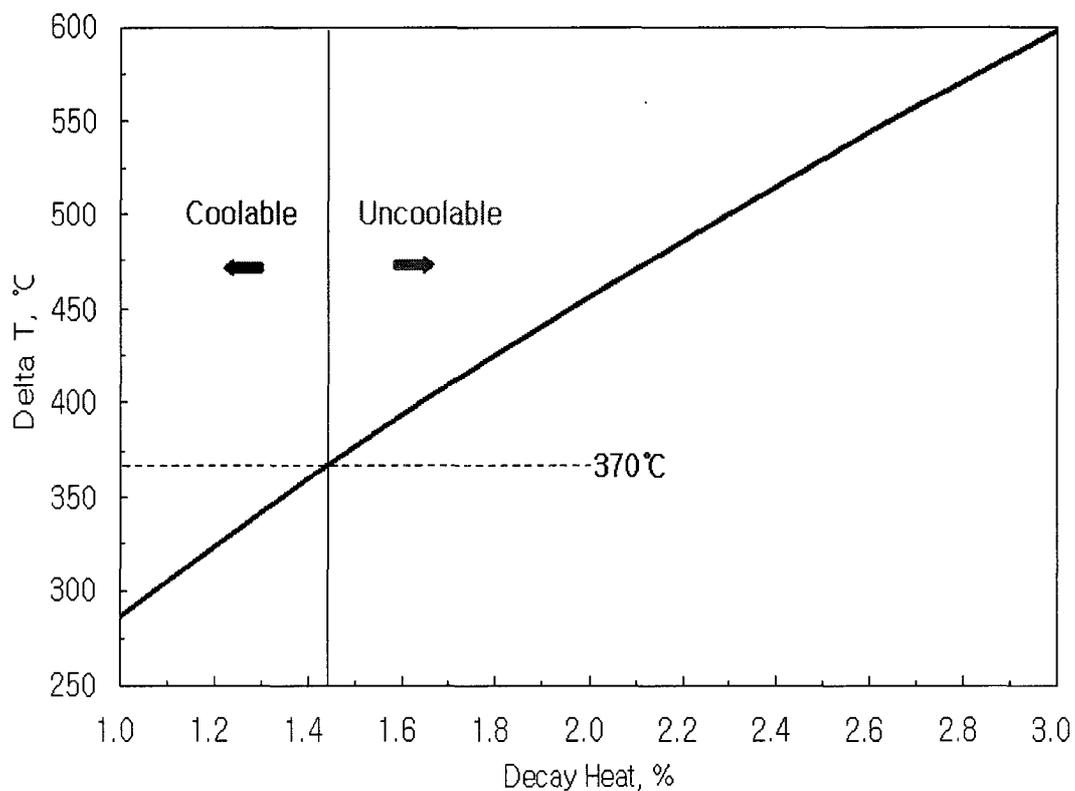


그림 1-82 전노심 용융사고 시, 붕괴열 크기에 따른 Debris bed 온도 차이

2) Molten Pool Scoping 냉각모델 개발

노심 파편층이 소듐의 자연대류에 의해 냉각되지 않으면, 파편층이 붕괴열에 의해 계속 가열되어 용융 풀(molten pool)로 전이될 가능성을 배제할 수 없게 된다. 용융 풀의 냉각 특성과 관련된 주요 열전달 현상을 풀의 상층부로부터 열거하면 다음과 같다.

- 용융 풀 상층부에 형성된 고화체(frozen crust)로부터 소듐으로의 상향 열전달
- 용융물의 고화체를 통한 열전도
- 용융 풀내의 hot spot 으로부터 용융 고화체로의 자연대류에 의한 상향 열전달
- 용융 풀내의 hot spot 으로부터 core catcher 밑 소듐으로의 하향 열전달

용융 풀에서의 하향 열전달 효과는 상향 열전달에 비해 크지 않은 것으로 판단된다. 본 연구에서는 해석모델의 단순화와 계산 결과의 보수성 유지를 위해, 용융풀 내의 hot spot 으로부터의 하향 열전달은 고려하지 않았다.

용융풀 상층부에 형성된 고화체로부터 소듐으로의 상향 열전달을 계산하기 위하여 다음의 Kulacki- Emara 상관식이 사용되었다.

$$Nu = 0.353Ra^{0.226} Pr^{0.084} \quad (1-169)$$

위에서

$$Nu = \frac{QL^2}{k(T_p - T_c)} \quad (1-170)$$

$$Ra = \frac{g\beta QL^5}{2\alpha\nu k} \quad (1-171)$$

$$Pr = \frac{c\mu}{k} \quad (1-172)$$

여기에서 용융연료의 물성 상수 $\alpha, \beta, c, k, \mu, \nu$ 는 각각 열확산 계수(thermal diffusivity), 열팽창계수, 비열, 열전도도, 점성계수, 그리고 속도를 의미한다. Q는 용융풀 단위체적당의 열발생량, L은 용융풀 높이이다. T_p 는 용융 풀의 최고 온도이고, T_c 는 frozen crust의 바닥 온도이다. 용융 풀 내에서의 자연대류에 의한 상향 열전달 계산에도 식(1-169)를 적용하면 용융 풀과 core catcher 바닥판의 접면(interface)에서의 온도는 다음 식으로 주어진다.

$$T_i(t) = T_B(t) + 3.3(QL)^{0.75} + \frac{QL_c^2}{2k} + \frac{Q(L-L_c)L_c}{k} + 5.4[Q(L-L_c)]^{0.75} \quad (1-173)$$

위에서 L_c 는 고화체의 두께이며, $T_B(t)$ 는 core catcher 밑 소듐 온도이다. 본 연구에서는 core catcher 주위의 소듐 온도는 정상상태 시 노심 출구 온도인 545°C로 유지된다고 가정하였다.

그림 1-83은 세 가지 용융물량에 대한 고화체 두께의 변화를 보여 준다. 114개의 내부 구동연료 집합체가 약 5 cm의 용융풀을 형성할 경우, 용융풀은 약 30시간 만에 고화되는 것을 볼 수 있다. 노심 중간부에 위치한 114개의 핵연료 집합체도 같이 용융되어 10 cm 높이의 용융풀을 형성할 경우에는 약 4,000 시간(167 일) 후에 용융풀 전체가 고화된다. 그러나 노심 전체(336개의 핵연료 집합체)가 19.7 cm 높이의 용융풀을 이룰 경우에는, 용융풀이 완전히 고화되지 않는 것을 볼 수 있다.

그림 1-84는 용융풀 바닥과 core catcher plate 와의 접촉면에서의 온도와 소듐 온도와의 온도차이의 변화를 나타낸다. 내부 구동연료 집합체로 형성된 용융풀의 경우 온도차는 급격히 줄어들며, 노심 전체가 용융풀을 형성할 경우에는 195℃의 온도차가 계속 유지됨을 볼 수 있다.

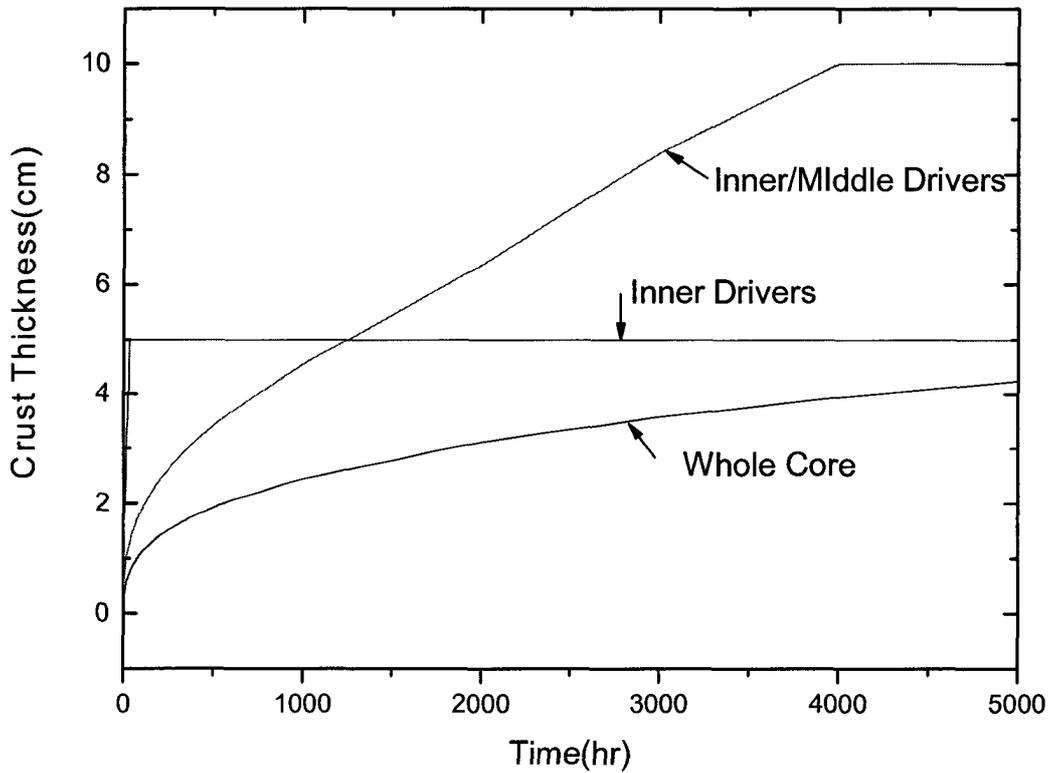


그림 1-83 용융풀 고화체 두께 변화

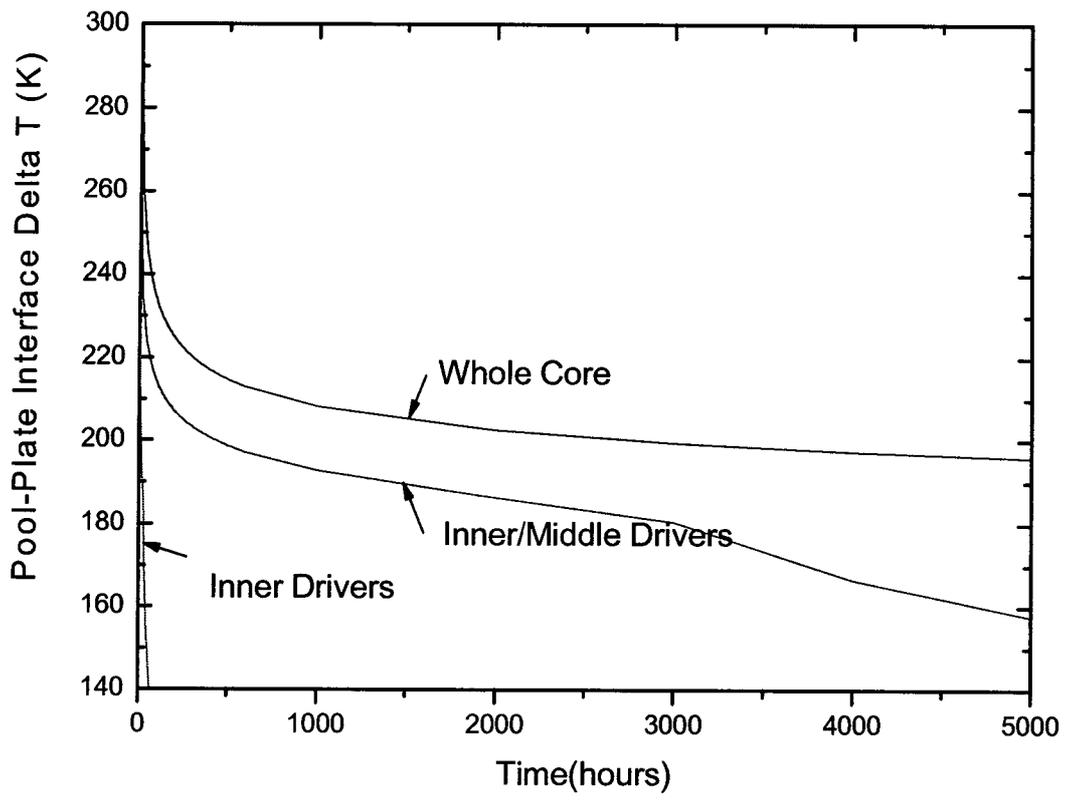


그림 1-84 용융풀-core catcher plate 접촉온도

제 2 절 안전성 평가

1. KALIMER-600 안전해석 기준

KALIMER-600 설계도 심층방어 개념으로 설계되었다. 핵분열 생성물 누출에 대비해 다중 방어개념을 적용할 뿐 아니라, 이들 방어물의 보호와 파손을 대비하여 결과의 완화를 위해 다단계(Multiple Level)의 안전개념도 적용된다. 첫째 안전단계는 고유 및 기본 설계특성과 관련된 것이며 신뢰성 있는 운전, 사고예방, 보수성 및 검사성, 다중성, 품질보증, 단순한 실패 시 안전(Fail Safe) 등을 포함한다. 둘째 안전단계는 지진 혹은 원전 수명기간에 한번 정도 파손 발생 가능성이 있는 부품의 외부기인 사고에 대한 대비이다.

세 번째 안전단계는 계획된 과도기나 Unlikely Events에 대한 안전 확보이고, 네 번째는 노심 파손 발생방지를 위해 원자로 정지시스템의 실패 혹은 정지 지연에 대한 것이며, 다섯 번째는 노심 파손을 가져올 수 있는 Extremely Unlikely Events에 대한 것으로 유출된 핵분열 생성물이나 용융 핵연료를 원자로 용기 내에 가두어 두는 것이다. 여섯 번째 안전 단계는 더 나아가 최악의 경우에도 주민 대피가 필요치 않을 수준으로 방사능 유출을 제어해 주민을 보호하는 것이다. 마지막 일곱 번째 단계는 앞에서 언급된 모든 방어가 실패하더라도 항상 공공건강에 위협이 되지 않도록 방사능 수준을 유지하는 것이다.

이런 조건을 만족하기 위해 여러 방안이 설계에 반영되어 있다. 단순설계가 채택되었고, 일차 시스템이 사고방지에 유리하도록 풀에 담겨져 있으며, 또한 고도의 신뢰성을 확보한 다양한 원자로 정지시스템이 설계되어 사고예방에 대비되어 있다. 이 중 SASS(Self-actuated Shutdown System)는 최종정지시스템(USS, Ultimate Shutdown System)으로 외부제어 신호나 작동 전원 없이 자연 현상으로 자동 작동되는 피동시스템이어서 매우 높은 신뢰성을 확보하고 있다.

KALIMER-600 설계는 기본적으로 고유안전성(Inherent Safety)을 강조하는데, 이는 사고를 포함한 모든 운전모드에서 항상 음(-)의 노심 순 반응도를 유지함을 뜻한다. 노심 반응도 효과는 도플러(Doppler), 냉각재와 핵연료의 열팽창, 노심 집합체 힘, 노심 구조물 및 지지물의 열팽창, 제어봉유도로(Control Rod Driveline)의 열팽창에 기인하는 데, 이들 모두 자연현상이나 노심설계에 의해 결정되므로 이들 합이 음(-)의 순 반응도 효과를 가지는 것은 설계 고유적인 특성에 해당한다.

그 외에도 잔열제거를 위해 피동시스템인 PDRC(Passive Decay Heat Removal Circuit)가 설계에 포함되어 있다. KALIMER-600은 이런 계통을 사용하여 사고 발생 시 3일(72 시간)간 운전자의 개입이나 소외 지원 없이도 노심손상이 배제되는 것이 또 하나의 안전설계 목표이다. 노심손상을 방지하기 위해 KALIMER-600의 CDF(Core Damage Frequency)는 현재 최신 경수로 보다 낮은 $10^{-6}/\text{yr}$ 이며, 대량 방사능 누출도 $10^{-7}/\text{yr}$ 이고, 격납용기가 방사능 유출의 최후 방어막이다.

안전계통의 기능이 요구되는 모든 사건들이 설계기준사고의 대상이다. 특히 관심의 대상인 노심손상 기인사고는 원자로 정지, 잔열제거, 방사능 유출 제어와 관계되는 안전관련 부품 혹은 계

통의 설계에 반드시 고려되어야 하거나 명확한 영향을 줄 수 있는 가상적 사건 전개들이다. 이 기인사고들은 정상운전 외에도 공통고장, 운전자 실수, 외부요인적인 위협으로부터 발생하는 가상적 사고들을 포함한다. 설계기준사고의 정의에 대한 체계적인 접근은 PSA 방법을 통해 이루어져야한다. PSA는 사고결과를 확인하고 예상되는 발생빈도와 외부 초래결과에 근거하여 중요도 우선순위를 결정한다. 발전소 안전 입증에 대한 일반 원칙은 사고결과가 중대할수록 그 발생빈도는 낮아야 한다는 것이다.

KALIMER-600 안전기준을 위해 사고분류는 크게 2개로 나뉜다. 설계기준사고(DBE, Design Basis Events)와 설계초과사고(BDBE, Beyond Design Basis Events)가 그것이다. 이들 사고분류는 발생빈도 $10^{-6}/\text{yr}$ 을 기준으로 하며, 설계기준사고는 다시 그 발생빈도에 따라 4개로 재분류된다. 설계초과사고의 경우는 그 발생빈도가 설계기준사고의 가장 작은 값 근처에 있어 BE(Bounding Events)로 분류되고, 노심손상의 기인사고로 간주되는 ATWS(Anticipated Transient Without Scram)와 실제 노심손상이 발생한 HCDA(Hypothetical Core Damage Accidents)로 세분화된다.

그림 2-1은 이러한 분류체계를 요약한 것이다. 발생빈도는 USNRC가 PRISM 안전평가에 사용한 값 범위를 사용했으며, ANS(American Nuclear Society)의 액금로 기준과 유사하다. 여기서 밝혀줄 사항은 KALIMER-600에 대한 발생빈도 값은 개념설계 단계에서 아직 PSA 작업이 이루어지지 않았기 때문에 추정치라는 점이다. KALIMER-600의 발생빈도의 추정은 CRBR, PRISM, EFR과 같은 참조 발전소 정보와 함께 전통적인 공학적 판단으로 이루어졌다.

각 설계기준사고는 가상적 사고결과가 같은 분류의 다른 사고들의 결과를 포괄하는 한 개의 제한사고를 선택하고 보수적 가정을 적용하여 해석한다. 허용안전기준은 만약 적절한 핵연료 온도 및 냉각능력이 제한을 넘지 않고, 방사능 누출이 USA 10CFR100에서 지침으로 제시된 선량을 넘지 않으면 공공의 건강과 안전이 보장된다는 가정에 근거를 둔다.

원자로정지 기준은 노심 핵분열 반응이 모든 설계기준사고 시 정지되어야 하며, 표 2-1의 설계기준온도 제한에 근거한 표 2-2에 표시된 온도제한을 넘지 않아야 한다는 것이다. 그리고 제한 온도는 핵연료 및 일차계통의 건전성을 유지하기 위한 것으로 핵연료, 피복재, 냉각재 침투온도와 평균 노심냉각재 출구온도이다. 사고에 따라서는 두개의 기준이 적용되는데, 하나는 온도의 절대값이고, 다른 하나는 비록 최고 온도를 넘더라도 지속허용시간에 대한 제한이다.

UE(Unlikely Events)의 경우 원자로 용기는 평균 노심냉각재 출구온도 600°C 에 의해 제한되지만, 30 시간 이내에서는 $600\sim 650^{\circ}\text{C}$ 온도범위가 허용된다. XU(Extremely Unlikely Events)의 경우도 650°C 가 제한온도이지만, 1 시간 이내의 $650 - 760^{\circ}\text{C}$ 온도범위는 허용된다. 이들 온도는 각 사고범주의 ASME Service Level에 따라 최고 응력 및 Creep이 파열한계로 성장할 때까지 걸리는 시간이 온도에 따라 다르기 때문이다.

최고 피복재 중심온도의 제한은 MF(Moderate Frequency Events)의 경우 핵연료 연소(Burn-up) 제한 때문이고, IE(Infrequent Events)의 경우는 높은 온도에서 HT-9 피복재의 특성으로 인해 급속한 응력파열이 발생되어 건전성을 악화시킬 수 있기 때문이다. 그러나 UE와 XU

의 경우는 피복재 중심온도 대신 핵연료-피복재 경계온도를 공융(Eutectic Melting)이 시작되는 온도로 제한한다. 핵연료의 경우는 고화(Solidus) 온도가 기준이고, 냉각재의 경우는 펌프 가동 시와 정지 시 노심압력이 각각 다르기 때문에 비등온도를 둘로 나누어 제한한다.

설계기준초과사고(BDBE)는 발생빈도가 아주 작아 설계기준을 초과한 잠재위험(Residual Risk)으로 분류되는 사고를 말한다. 이중 핵연료 손상이 발생한 것을 가정한 HCDA는 아니지만, 대량 방사능 누출, 노심용융, 반응도 삽입을 초래할 가능성이 있는 기인사고를 따로 BE(Bounding Events)로 세분화한다. KALIMER-600의 최상위 요구조건은 BE 시에도 원자로 건전성 유지와 방사능 유출의 배제이다.

이유는 설계에 불확실성이 반영되지 않았을 뿐 아니라, 안전시스템의 신뢰성과 성능이 검증되지 않았고, 또한 개념설계 단계에서는 계통 및 부품의 파손모드가 모두 밝혀지지 않았기 때문이다. 대략 발생빈도가 XU의 최저값으로 $10^{-7}/\text{yr}$ 근처 값을 가지는 사고들이다. 이에 속하는 대표적인 사고가 ATWS이다. 이들 사고 발생 시 원자로는 음(-)의 반응도에 의한 고유안전성이 확보되어야하며, 동시에 계통의 건전성이 유지되어 방사능 유출이 배제되어야 한다.

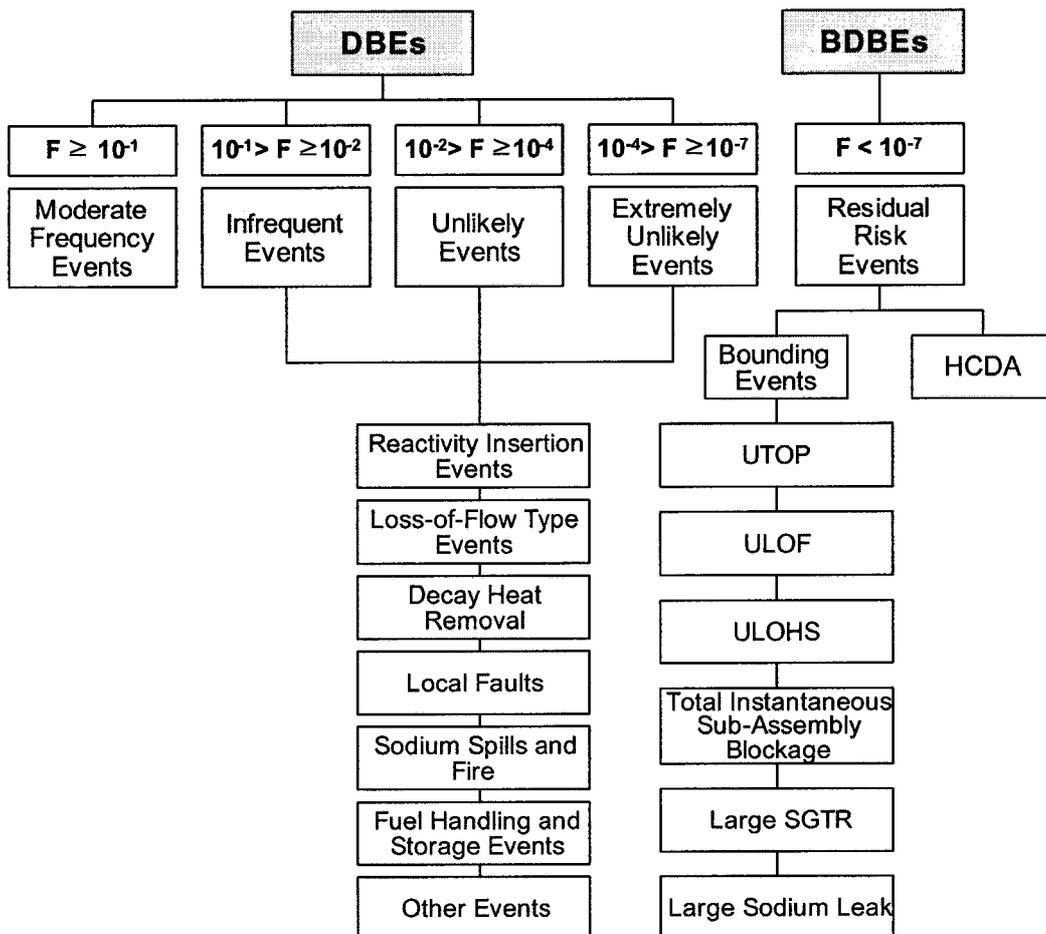


그림 2-1 KALIMER-600 사고분류

표 2-1 설계기준사고 온도제한근거

| Event Category | Avg. Core Exit Temperature | Peak Cladding Temperature | | Peak Fuel Temperature | Peak Coolant Temperature | |
|---------------------------|--|--|-------------------------|--------------------------|----------------------------|----------------------------|
| | | | | | Pump on | Pump off |
| Moderate Frequency Events | Max. Stress, Creep Rupture Time, Service Level A | Limit for insuring burn-up goal | Cladding midwall | Fuel solidus temperature | Sodium Boiling in the core | Sodium Boiling in the core |
| Infrequent Events | Max. Stress, Creep Rupture Time, Service Level B | Prevention of rapid cladding integrity degradation | | | | |
| Unlikely Events | Max. Stress, Creep Rupture Time, Service Level C | Threshold temperature of eutectic melting | Fuel-cladding interface | | | |
| Extremely Unlikely Events | Max. Stress, Creep Rupture Time, Service Level D | | | | | |

표 2-2 설계기준사고 허용안전기준치

| Event Category | Avg. Core Exit Temperature | | Peak Cladding Temperature | | Peak Fuel Temperature | Peak Coolant Temperature | |
|---------------------------|----------------------------|------------------------|---------------------------|------------------------|-----------------------|--------------------------|----------|
| | Temperature | Allowance time (hours) | Temperature | Allowance time (hours) | | Pump on | Pump off |
| Moderate Frequency Events | 560 | ≤ 40,000 | < 650 | ≤ 52,000 | 955 | 1,055 | 940 |
| Infrequent Events | 560 - 600 | ≤ 1,000 | 650 - 670 | ≤ 240 | | | |
| Unlikely Events | 600 - 650 | ≤ 30 | < 700 | 0 | | | |
| Extremely Unlikely Events | 650 - 700 700 - 760 | ≤ 5 ≤ 1 | | | | | |

2. KALIMER-600 집합체 안전성 평가

가. 내부 유로폐쇄 안전성 평가

KALIMER-600 노심은 금속핵연료와 액체소듐의 우수한 열전도도를 이용하여 다른 원자로형에 비해 높은 출력밀도를 갖도록 설계한다. 또한 노심의 출력분포를 조절하기 위하여 각 집합체의 출력에 맞는 유량을 제공하도록 집합체 별로 독립적인 유로를 형성한다. KALIMER-600은 용융온도가 낮은 금속핵연료를 사용하므로 집합체의 유로가 국부적으로 막혀 연료봉 온도가 상승할 경우 피복재와의 공융(Eutectic)을 형성하여 핵연료봉 및 전체 노심의 안전을 위협할 수 있기 때문에 집합체 내부 유로폐쇄는 국부손상사고의 대표적인 사고로 분류된다. 그러므로 유로폐쇄로 인한 온도변화는 면밀히 분석하여 설계에 반영해야 한다.

집합체 내부의 유로가 폐쇄되는 경우 정상적인 유동이 방해되므로 유량이 급격히 감소하는 부분이 발생하게 되고, 이에 따라 폐쇄물 후단의 특정 지점에서 재순환 유동이 형성되어 큰 온도 상승이 나타날 수 있다. 그러므로 부수로 코드를 이용하여 유로폐쇄 해석을 수행하기 위해서는 유로폐쇄 시 나타나는 이러한 유동 특성을 잘 모의하는 수치해법과 열유체 모델이 부수로 코드에 포함되어야 한다.

유로 내에서의 폐쇄물 형성과정에 대한 다양한 연구결과를 종합하면 wire-wrap 격자를 사용하는 집합체는 구조적 특성상 6개 이상의 부수로가 동시에 막힐 가능성이 낮다. 특히, KALIMER-600 설계는 집합체 내부로의 외부 물질 유입을 근원적으로 차단할 수 있도록 Nose piece 부분이 설계되어 있고, 또한 집합체 입구 부분에 적층 오리피스가 위치되어 있으므로 외부 물질에 의해 여러 개의 부수로가 동시에 막히는 경우는 발생하기 어렵다. 그러므로 발생 가능성이 있는 유로 폐쇄는 핵연료의 부분 파손에 따라 유출된 물질로 인해 형성되는 1~6 이내의 부수로에 걸친 작은 범위의 폐쇄이다.

KALIMER-600 집합체 내에서 외부 또는 내부 요인에 의해 유로 폐쇄가 발생할 확률은 상당히 낮다. 그렇지만 유로 폐쇄가 일어날 경우 집합체가 가지는 건전성에 대한 여유도를 설계 단계에서 정확히 파악할 필요성이 있다. 따라서 6개 부수로가 막히는 경우를 KALIMER-600의 설계 기준 내부 유로폐쇄 사고로 선정하고, KALIMER-600 집합체 설계의 안전성을 평가하기 위하여 MATRA-LMR-FB 코드를 사용한 해석을 수행하였다. 이 코드는 wire-wrap의 효과를 잘 기술하는 분산유동저항 모델과 난류혼합모델을 채택하고 저유속 영역에서의 수치적 확산을 최소화하여 유로폐쇄 해석에 적합하도록 본 연구에서 개발되었다.

일반적으로 설계기준사고는 보수적인 방법으로 수행하므로 6개 부수로가 막히는 사고에 대해서는 보수적 조건을 검토하여 가장 보수적인 조건을 기준 조건으로 설정하였다. 또한 발생확률은 낮지만 대규모 유로폐쇄사고의 영향을 파악하기 위해 폐쇄물의 크기와 위치에 대한 민감도 분석을 수행하여 안전기준 만족여부를 확인하였다.

1) 설계기준 내부 유로폐쇄 보수적 해석

KALIMER-600 개념설계의 정상운전과 설계기준 과도사고 시 안전허용기준은 다음과 같다: (1)핵연료봉 손상 금지 (2)소듐 냉각재 비등 금지 (노심 내 기포생성 금지) (3)원자로 구조물의 건전성 확보. 핵연료 집합체의 안전 목표는 손상된 집합체의 냉각을 유지시키는 것으로서, 과도한 피복재 손상만 피할 수 있다면 집합체의 냉각성은 유지된다고 볼 수 있다.

그러므로 설계기준 유로폐쇄의 경우 집합체 내부의 핵연료, 피복재, 구조물, 그리고 냉각재에 대한 안전 기준이 만족되어야 하며, 특히 피복재의 건전성이 유지되는 것이 중요하다. 설계 기준 유로 폐쇄 해석 모의 계산을 위해 선택한 집합체는 구동(driver) 영역에 있는 고온집합체로서 전체 집합체 길이는 약 3684 mm이다. 대상 집합체는 그림 2-2에 보인 출력 분포에서 출력이 가장 높은 Middle Core 영역의 MC(8,6)으로서 집합체 출력은 5.59 MW이며, 입구 유량은 25.5 kg/s이다. 해당 집합체 내에는 직경 9.06 mm의 핵연료봉이 271개가 위치하며, 각 연료봉은 지름 1.4 mm의 wire-wrap에 의해 지지된다.

핵연료봉 중심 간의 거리인 pitch는 10.57 mm이며, 연료봉을 spiral 형태로 감고 있는 wire-wrap의 pitch는 193.6 mm이다. 폐쇄물은 판형으로 가정하였으며, 축방향 출력이 가장 높은 위치인 집합체 입구로부터 1651.5 mm 지점에 위치시켰다. 표 2-3은 설계기준 유로폐쇄 해석에 사용된 집합체의 설계 자료와 기준 경우 (Base Case)의 주요 경계 조건을 정리하고 있다.

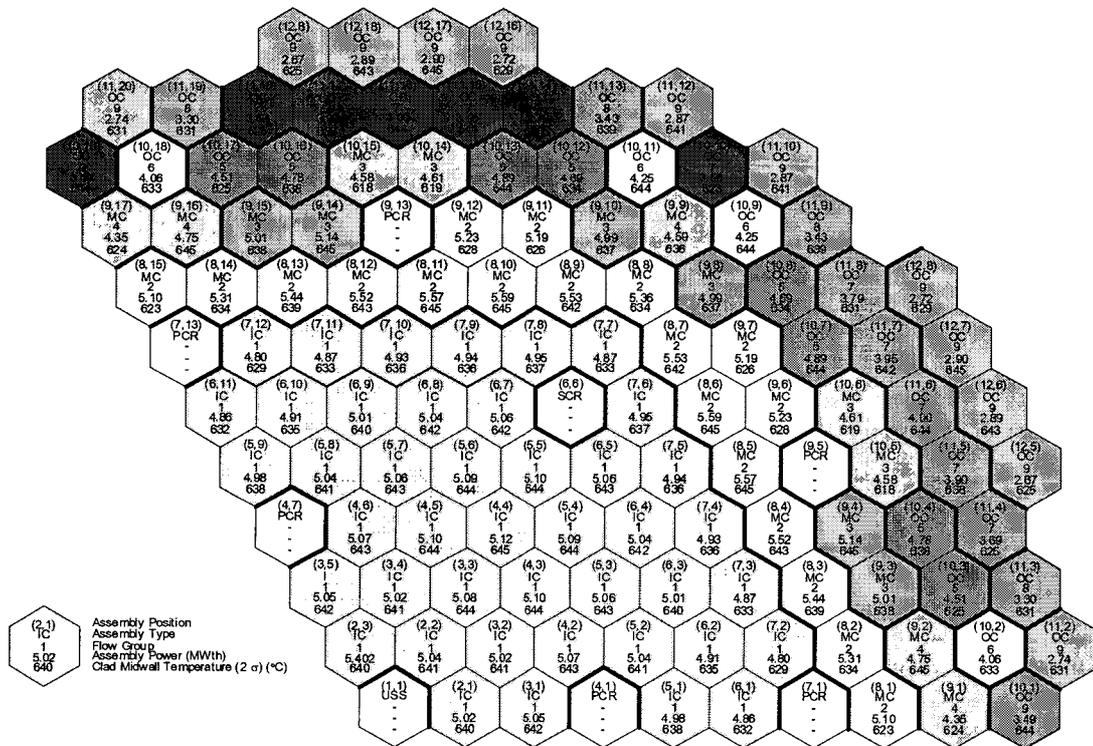


그림 2-2 KALIMER-600 집합체 출력 분포

표 2-3 유로페쇄 사고 모의를 위한 집합체 설계 자료 및 경계 조건

| 변수 | 단위 | 값 |
|---|-----------------|--------------|
| Number of Pins | | 271 |
| Diameter of Pins | mm | 9.06 |
| Pin Pitch | mm | 10.57 |
| Total Length of Pins | mm | 3684.2 |
| Active Element Length | mm | 1000.0 |
| Wire-wrap Pitch | mm | 193.6 |
| Heat Flux Distribution | | Cosine-shape |
| Diameter of Spacer Wire | mm | 1.4 |
| Flow Area of Assembly | mm ² | 9589.14 |
| Inner Flat-to-flat Distance of Hexagonal Tube | mm | 176.83 |
| Number of Sub-channels | | 540 |
| Number of Axial Meshes | | 145 |
| Flow Rate | kg/s | 25.5 |
| Power | MW | 5.59 |
| Inlet Temperature | °C | 390.0 |
| Pressure at the End of Heated Region | Pa | 163760 |

표 2-4 보수적 설계기준 유로페쇄 해석 매트릭스

| | Base Case | Case A | Case B | Case C | Case D |
|-----------|-----------|--------|--------|--------|--------|
| 출력 (%) | 100 | 104 | 104 | 100 | 104 |
| 유량 (%) | 100 | 98 | 98 | 98 | 100 |
| 입구온도 (°C) | 390 | 390 | 395 | 395 | 395 |

6개 부수로가 막히는 설계 기준사고를 냉각재 입구 온도, 유량, 출력 등의 불확실도를 고려하여 가장 보수적인 조건을 결정하기 위한 민감도 분석을 수행하였다. 집합체 출력은 100%를 기준으로 하여 측정 불확실도 4%를 반영한 104%의 경우를 상한치로 설정하였다. 마찬가지로, 입구

유량은 측정 불확실도 2%를 반영하여 98%를 하한치로 설정하였으며, 입구 온도는 395℃를 상한으로 하였다.

출구에서의 경계 조건인 압력은 항상 0.1638 MPa로 유지되는 것으로 가정하였다. 또한, 유로 폐쇄가 일어나는 위치는 집합체 중심 (center), 중심과 집합체 덕트의 중간 (Middle), 그리고 가장자리 (edge) 세 위치에서 발생하는 것으로 가정하여 위치에 대한 민감도를 분석하였다. 표 2-4는 보수적 설계기준 유로폐쇄 사고 해석을 위해 구성한 매트릭스이다. 각 경우 별로 폐쇄 위치를 고려하여 모두 15 번의 민감도 계산을 수행하였다.

KALIMER-600 집합체 부수로의 기하학적 모양은 연료봉의 규칙적인 삼각형 배치로 형성된다. MATRA-LMR-FB 해석을 위해 그림 2-3와 같이 내부에 271개의 연료봉을 가지는 핵연료 집합체를 540개의 부수로와 810 개의 gap, 그리고 145 개의 축방향 노드를 가지는 것으로 모의하였다. 즉, 집합체 축방향의 한 노드의 길이는 25.408 mm로 세분화하였으며, 부수로 하나의 유로 면적은 약 17.76 mm²이다. 유로 폐쇄는 축방향으로 65번째 노드에서 발생하게 되며, 폐쇄되는 부수로의 위치는 그림 2-3에 표시된 바와 같다.

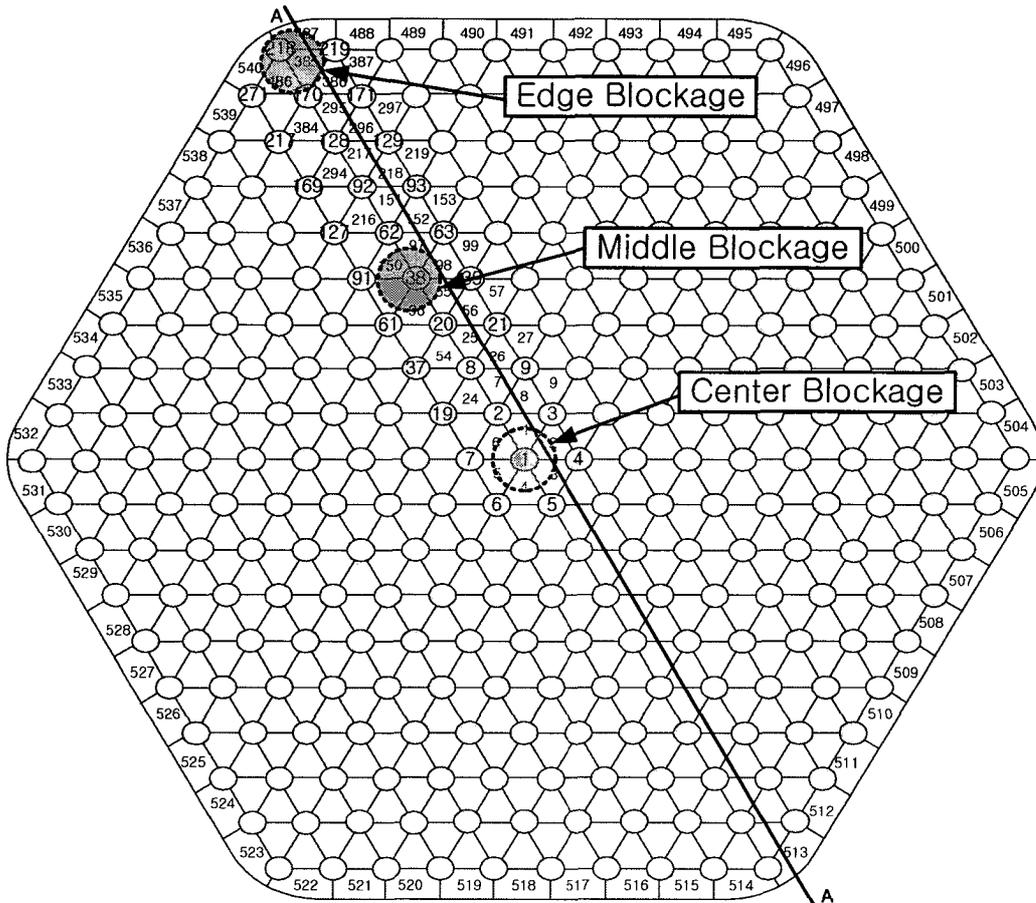


그림 2-3 KALIMER-600 유로폐쇄 해석을 위한 부수로 구성 및 유로폐쇄 위치

여러 경우에 대한 해석 결과를 종합해 볼 때 최대 냉각재 온도는 출력이 클수록 증가하며, 유량이 작을수록 증가하는 경향을 가진다. 또한 입구온도가 높을수록 더 높은 최대 냉각재 온도가 얻어지므로 각 변수 간의 간섭에 의한 효과는 없다고 할 수 있다. KALIMER-600 집합체 설계 자료에 대한 민감도 분석 결과에 따르면 KALIMER-600 설계기준 유로폐쇄 사고는 정격 조건에서 변수의 추정 불확실도를 고려한 출력 104%, 유량 98%, 그리고 입구온도 395°C인 경우 가장 보수적인 결과를 보인다.

그림 2-4는 집합체 중심, 중심과 벽면의 중간, 그리고 벽면 위치에서 가장 보수적인 Case B의 조건에서 얻어진 설계기준 유로폐쇄 사고 해석결과를 정격조건에서의 해석결과와 비교하고 있다. 보수적인 경우는 정격조건보다 약 20°C 정도 높은 최대 냉각재 온도를 가진다.

중양 폐쇄의 경우 부수로 단위의 냉각재 최고 온도는 642.8°C로서 1번 부수로 86번째 축방향 노드에서 발생하며, 이는 유로 폐쇄물 후단 약 53.3 cm 위치에 해당한다. 그림 2-4에 도시된 온도 분포는 냉각재 최고 온도가 나타나는 86번째 축방향 노드에서 그림 2-3의 A-A 단면에 걸치는 부수로의 온도들을 나타낸 것이다. 한 연료봉을 둘러 싸고 있는 여섯 개 부수로에 대한 연료봉 평균 냉각재 최고 온도는 640.5°C로서 1번 연료봉의 85번째 축방향 노드에서 발생하는데 이는 폐쇄물 후단 약 50.8 cm 위치이다.

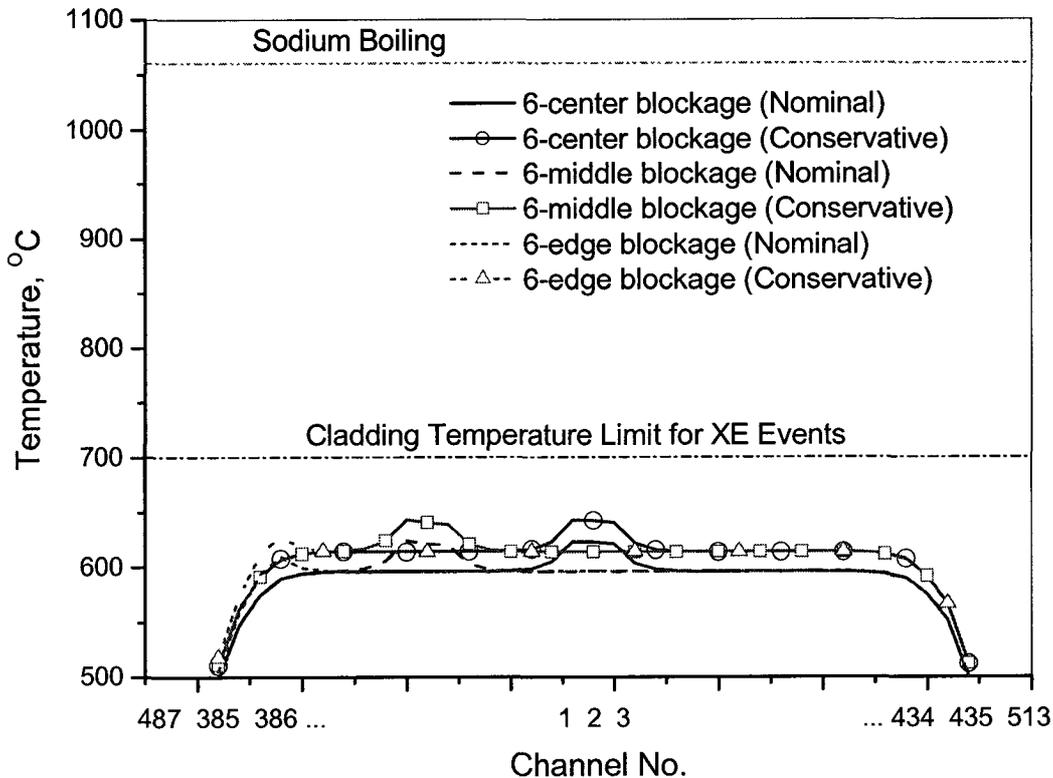


그림 2-4 폐쇄 위치별 냉각재 온도 분포

집합체 중간 지점에서 유로 폐쇄가 발생하는 경우 부수로 단위의 냉각재 최고 온도는 643.4°C

이며, 97번 부수로 86번째 축방향 노드에서 발생한다. 동일한 경우에 대한 연료봉 평균 냉각재 최고 온도는 38번 연료봉의 85번째 축방향 노드에서 발생하며 그 온도는 640.6℃이다. 가장자리 폐쇄의 경우 집합체 전체에 걸쳐서 형성되는 선회류 (swirling flow)의 영향으로 다른 지점이 폐쇄되는 경우보다 약 15~20℃ 정도 낮은 냉각재 온도가 예측되는데, 부수로 단위의 냉각재 최고 온도는 628.1℃로서 295번 부수로 86번째 축방향 노드에서 나타난다. 이 경우에 대한 연료봉 평균 냉각재 최고 온도는 620.4℃이며, 그 위치는 128번 연료봉의 85번째 축방향 노드이다.

그림 2-5 ~ 2-7은 각각 집합체 중심, 중간 그리고 가장자리 위치에서 유로 폐쇄가 있는 경우에 대해서 축방향으로 45번째 노드에서 출구까지의 A-A 단면에서의 냉각재 온도 분포를 나타낸 것이다. 그리고 그림 2-8 ~ 2-10은 동일한 경우에 대해서 폐쇄물 근처에서의 축방향 속도 변화를 나타낸 것이다. 폐쇄물 바로 후단에서 큰 횡방향 유속이 수반되는 작은 재순환 유동이 형성되어 일차 온도 상승이 발생하게 되고, 보다 후단에서 광범위한 저유속 영역이 형성됨으로써 본격적인 온도 상승이 나타나게 되어 이 영역의 중심에서 냉각재 최대 온도가 형성되는 것을 명확히 알 수 있다. 또한 Wire-wrap의 영향에 의해 주기적으로 속도 변화가 나타나고 있으며, 집합체 최외곽 영역에서 강한 선회류 (Swirling flow)가 형성되고 있음을 확인할 수 있다.

집합체 중심에서 유로 폐쇄가 발생하는 경우와 중간 지점에서 발행하는 경우에 대한 해석 결과를 보이는 그림 2-5와 2-6은 유사한 형태의 냉각재 온도 분포를 가진다. 하지만 벽면 근처의 가장자리에서 유로 폐쇄가 발생하는 경우에 대한 결과인 그림 2-7은 다른 두 경우와 달리 온도 상승이 나타나는 영역이 상대적으로 작으며, 최대 온도도 낮게 형성되는 것을 볼 수 있다. 이는 폐쇄물 근처에 형성되는 집합체 전체에 걸친 강한 선회류의 영향으로 분석될 수 있다.

설계기준 유로 폐쇄의 경우 냉각재 온도와 더불어 중요한 안전 기준이 되는 것은 핵연료와 피복재의 온도이다. Case B의 조건에 대해서 집합체 중심 유로폐쇄의 경우 1번 연료봉의 78번째 축방향 노드에서 707.1℃의 최대 핵연료 온도가 예측된다. 최대 피복재 온도는 동일한 연료봉의 84번째 축방향 위치에서 얻어지는 642.4℃이다.

그리고 중간 위치 폐쇄의 경우에는 38번 연료봉의 78번째 축방향 노드에서 707.2℃의 최대 핵연료 온도를 가지며, 84번째 축방향 노드에서 642.5℃의 최대 피복재 온도를 가지는 것으로 예측된다. 가장자리 위치의 폐쇄 경우에는 170번 연료봉의 65번째 축방향 노드에서 최대 핵연료 온도 704.0℃를 가지는 것으로 예측되었다. 이 경우에 대한 최대 피복재 온도는 128번 연료봉의 84번째 축방향 노드에서 얻어지는 621.9℃이다.

KALIMER-600 설계에 대한 상세한 확률론적 안전성 평가 (PSA)가 수행되지 않은 상태에서 명확하지는 않지만, 6개 부수로가 폐쇄되는 설계기준 유로폐쇄 사고는 Unlikely Events (UE) 또는 Extremely Unlikely Events (XU)로 분류될 수 있다. 표 2-5는 설계 기준 유로폐쇄 사고의 민감도 분석 결과에 의해 얻어진 핵연료 온도, 피복재 온도, 그리고 냉각재 온도를 정리한 것이다.

이 표에서 제시된 최대 냉각재 온도는 연료봉 평균 최대 냉각재 온도이다. 보수적인 조건에서 얻어진 KALIMER-600 설계기준 유로폐쇄 해석결과는 Unlikely Events와 Extremely Unlikely Events 범주의 사고에 대한 최고 핵연료 온도와 피복재 온도 안전허용 기준이 되는 955℃, 70

0°C 에 대해 각각 248°C, 58°C의 안전 여유도를 가짐을 알 수 있다. 그리고 냉각재 온도는 안전 허용 기준인 소듐 비등점에 대해 약 414°C의 큰 여유도를 가지고 있음을 알 수 있다.

집합체 평균 출구 온도 또한 약 614°C로서 XU 범주 사고에 대한 안전 기준이 되는 650°C를 초과하지 않는다. 하지만 UE 범주의 사고에 대한 안전 기준 최소 온도인 600°C를 초과하므로, PSA 결과에 따라 설계기준 유로폐쇄 사고가 UE 범주로 분류되는 경우에는 표 2-2에 명시된 바와 같이 600~650°C 범위에 머무는 시간이 30 시간을 초과하지 않도록 유로 폐쇄 검출 수단과 원자로 정지 신호 등에 대한 면밀한 검토가 요구될 수 있다.

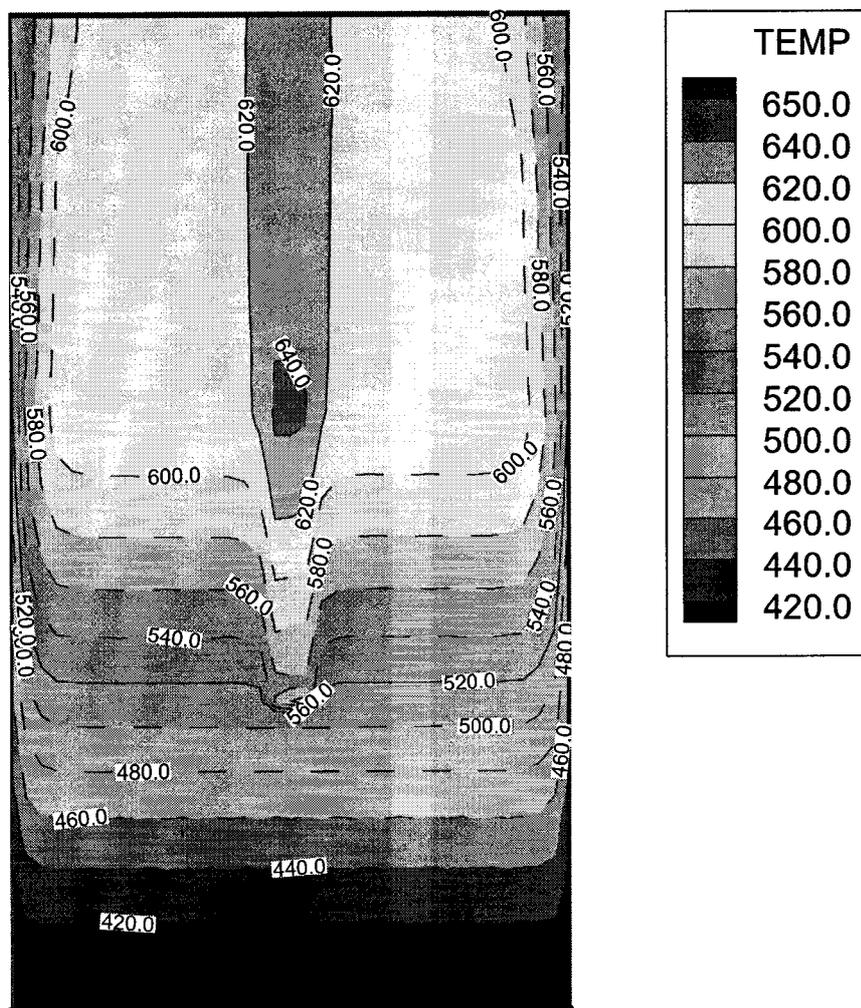


그림 2-5 6-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

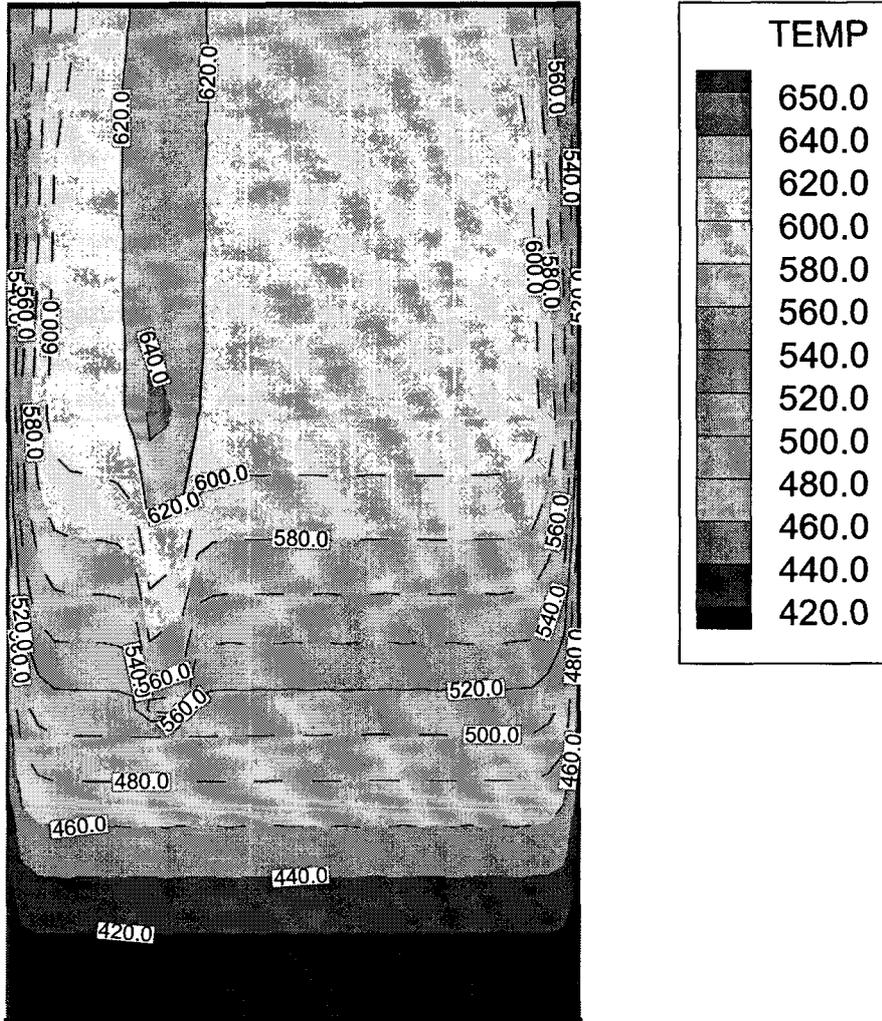


그림 2-6 6-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

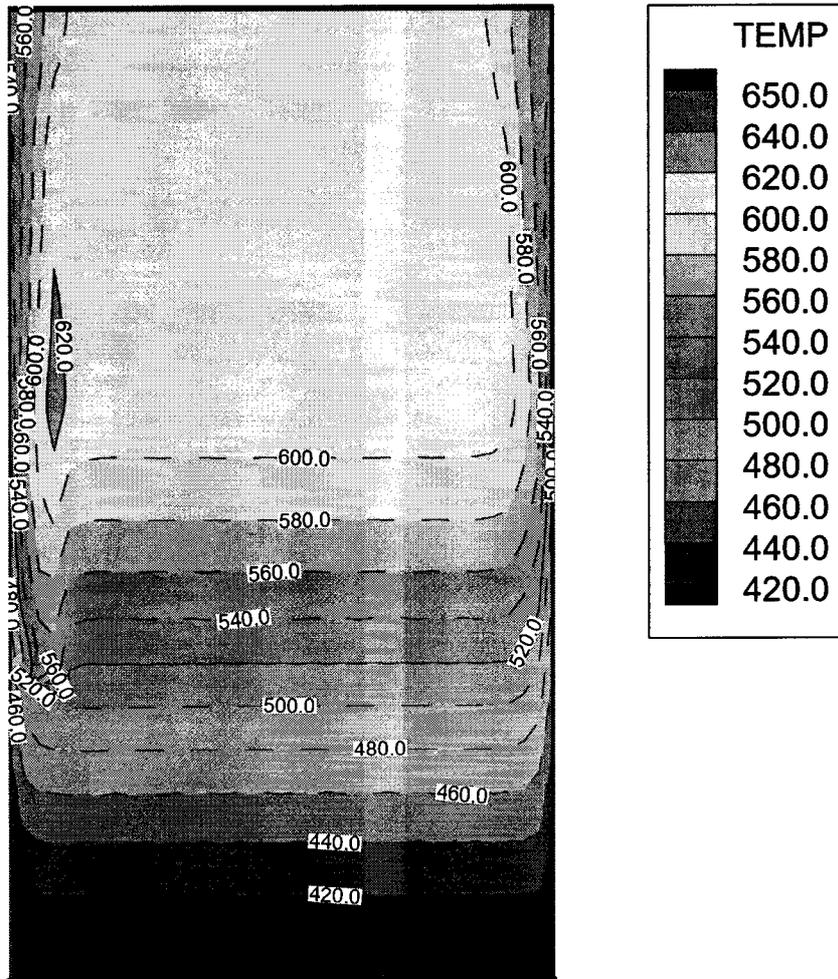


그림 2-7 6-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

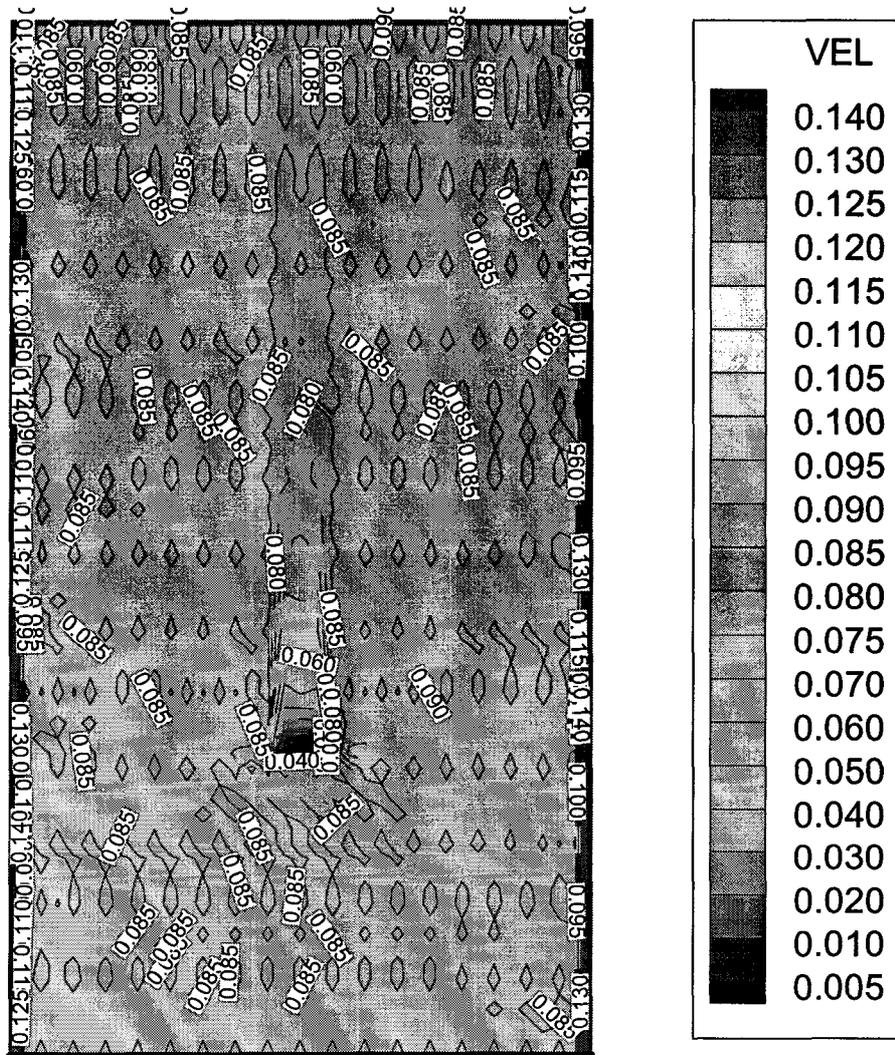


그림 2-8 6-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포

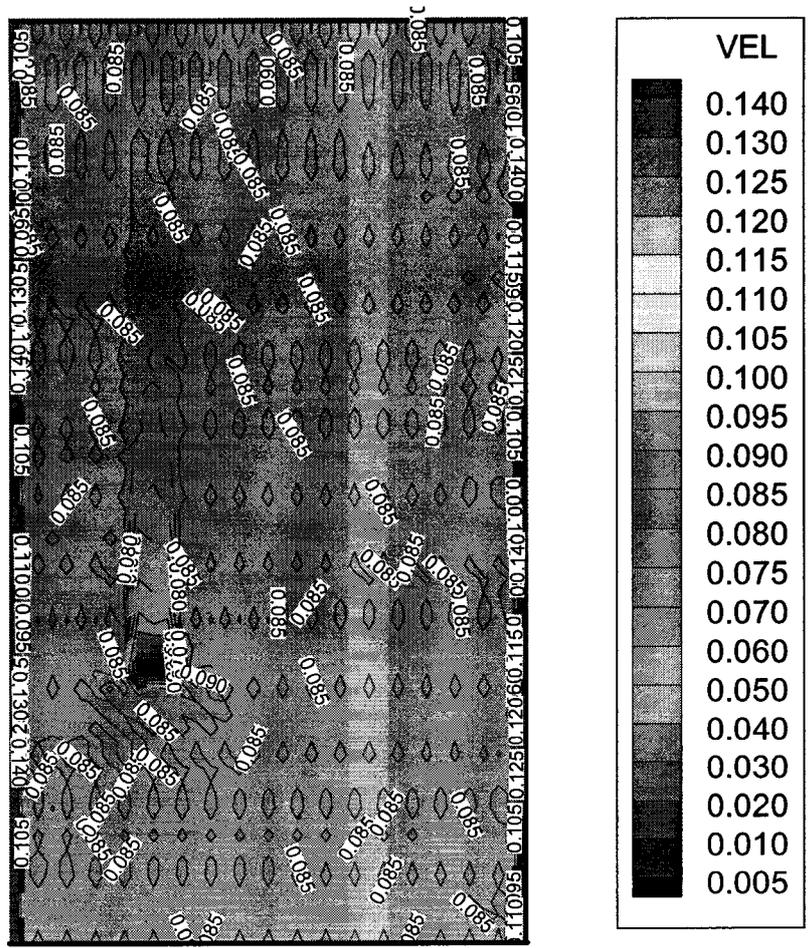


그림 2-9 6-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포

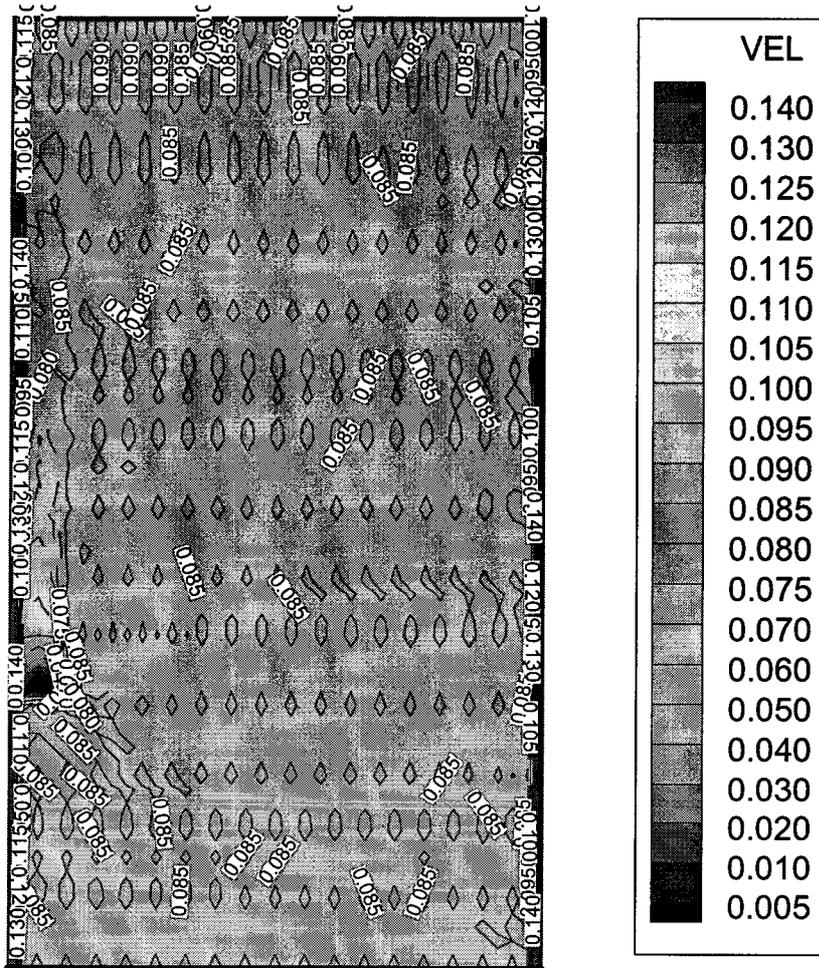


그림 2-10 6-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 축방향속도 분포

표 2-5 보수적 6-부수로 설계기준 유로폐쇄 해석 결과

| 경우 | 폐쇄 위치 | 최대 핵연료 온도, °C | 최대 피복재 온도, °C | 최대 냉각재 온도, °C | 최대 노심 출구온도, °C |
|-----------|--------|---------------|---------------|---------------|----------------|
| Base Case | Center | 685.5 | 622.9 | 621.1 | 606.4 |
| | Edge | 683.6 | 603.6 | 602.1 | 596.6 |
| | Middle | 685.6 | 623.0 | 621.2 | 606.1 |
| Case A | Center | 702.0 | 637.3 | 635.4 | 619.8 |
| | Edge | 698.8 | 616.8 | 615.3 | 609.4 |
| | Middle | 702.1 | 637.4 | 635.5 | 619.5 |
| Case B | Center | 707.1 | 642.4 | 640.5 | 624.9 |
| | Edge | 704.0 | 621.9 | 620.4 | 614.5 |
| | Middle | 707.2 | 642.5 | 640.6 | 624.6 |
| Case C | Center | 694.9 | 632.7 | 630.9 | 615.9 |
| | Edge | 692.0 | 613.0 | 611.5 | 605.9 |
| | Middle | 695.0 | 632.8 | 631.0 | 615.7 |
| Case D | Center | 702.6 | 637.5 | 635.6 | 620.3 |
| | Edge | 700.8 | 617.4 | 615.8 | 610.0 |
| | Middle | 702.7 | 637.6 | 635.8 | 620.1 |

2) 대규모 내부 유로폐쇄 사고 해석

설계기준을 초과하는 유로폐쇄의 경우로서 24개 부수로 폐쇄와 54개 부수로 폐쇄되는 경우를 고려하였다. 초과 설계기준 사고해석은 이러한 범주의 사고가 중대사고 (HCDA)로 발전할 수 있는 가능성이 있기 때문에 중요한 의미를 가진다. 대상 집합체의 열수력 조건과 설계 자료는 설계기준사고의 경우와 동일하다. 설계기준사고인 6개 부수로 폐쇄의 경우는 보수적인 조건을 적용하였으며 설계기준을 초과하는 24개 부수로 폐쇄 경우와 54 부수로 폐쇄 경우는 최적 조건을 적용하여 해석하였다. 따라서 집합체 출력과 유량은 각각 100%를 적용하였고, 노심 입구 온도는 390℃를 가정하였다.

집합체 내부 대규모 유로폐쇄사고 결과에 영향을 미치는 변수 중 폐쇄 위치와 폐쇄 크기에 대한 해석을 수행하였다. 폐쇄 위치는 반경방향으로 집합체 중심이나 또는 집합체 벽면 근처에 위치할 수 있으며 축 방향으로도 임의 위치에 존재할 수 있다. 폐쇄 크기는 반경 방향의 넓이만을 고려하였다. 폐쇄 넓이는 한 개의 핵연료봉을 중심으로 인접한 첫 열부터 둘째 열까지의 24개 부수로, 첫 열부터 셋째 열까지의 54개 부수로의 유로가 각각 폐쇄되는 경우에 대한 계산을 수행하였다. 폐쇄영역의 냉각재 투과율은 보수적인 관점에서 0으로 가정함으로써 냉각재가 유로폐쇄 영역을 전혀 통과하지 못하게 하였다.

그림 2-11은 집합체 중심 영역의 24개 부수로가 폐쇄되는 경우에 대한 MATRA-LMR-FB 코드의 냉각재 온도 계산 결과이다. 6개 부수로 폐쇄의 경우와 같이 유로 폐쇄물 바로 후단에서 형성되는 재순환 유동으로 인해 일차적인 온도 상승이 나타나고, 보다 후단에서 본격적인 최고 온도 영역이 나타난다. 중심 유로 폐쇄의 경우 부수로 단위의 냉각재 최고 온도는 657.5℃이며, 연료봉 평균 냉각재 최고 온도는 655.6℃이다. 24 부수로 폐쇄에 대해 부수로 단위의 최대 냉각재 온도는 중간 위치에서의 폐쇄 경우에 나타나며 그 온도는 663.0℃이다. 이 경우에 대한 연료봉 평균 최대온도는 655.4℃로서 중심 폐쇄와 거의 동일하다. 그림 2-12와 2-13은 각각 중간 폐쇄와 가장자리 폐쇄 경우에 대한 냉각재 온도 분포를 보이고 있다.

54 부수로 유로 폐쇄의 경우는 24 부수로 폐쇄 경우보다 광범위한 영향이 나타나지만 전체적인 경향은 24 부수로 경우와 크게 다르지 않다. 부수로 단위의 냉각재 최고 온도는 중심 유로폐쇄의 경우에 대해 얻어지는 694.8℃이다. 연료봉 평균 최고 냉각재 온도 또한 중심 폐쇄에 대해 예측되며, 그 온도는 689.8℃이다. 그림 2-14는 54개 중심 부수로가 폐쇄되는 경우의 냉각재 온도 변화를 보이고 있다.

표 2-6은 대규모 유로 폐쇄 해석을 통해 얻어진 주요 결과를 정리한 것이다. 24개 부수로 폐쇄의 경우 750.2℃의 최대 핵연료 온도가 가장자리 폐쇄에 대해 얻어진다. 그리고 최대 피복재 온도는 657.6℃로서 집합체 중심 위치의 폐쇄에 대해 얻어진다. 54개 부수로 폐쇄의 경우 최대 핵연료 온도와 피복재 온도는 가장자리 폐쇄에 대해 얻어지는데, 그 온도는 각각 808.9℃와 700.0℃이다.

그림 2-15는 대규모 유로 폐쇄 해석 결과와 6-부수로 설계기준 유로 폐쇄 해석 결과인 최대 핵연료 온도와 최대 피복재 온도를 비교하여 도시한 것이다. 설계기준 유로 폐쇄에 대해서는 보

수적인 조건을 가정하여 해석하였고, 대규모 유로 폐쇄에 대해서는 출력, 유량, 온도 등을 정격 조건으로 가정하여 해석하였다. KALIMER-600 집합체 설계는 대규모 유로 폐쇄가 발생하는 경우에도 설계기준사고에 대해 설정된 안전기준을 대부분 만족함을 알 수 있다.

단, 54 부수로 가장자리 폐쇄의 경우 최고 피복재 온도가 안전기준이 되는 700℃에 도달하므로 부분적인 피복재의 손상이 발생할 수 있다. 하지만 이 경우에도 광범위한 피복재 손상은 수반되지 않는 것으로 분석된다. 그러므로 설계기준을 초과하는 유로폐쇄의 경우에도 보다 심각한 노심 손상이나 중대 사고로 발전하지 않는다는 것을 간접적으로 확인할 수 있고, 이는 KALIMER-600 집합체가 설계기준을 초과하는 조건에서도 충분한 안전성을 확보하고 있음을 의미한다.

표 2-6 대규모 유로폐쇄 해석 결과

| 경우 | 폐쇄 위치 | 최대 핵연료 온도, °C | 최대 피복재 온도, °C | 최대 냉각재 온도, °C | 최대 노심 출구 온도, °C |
|---------------------|--------|---------------|---------------|---------------|-----------------|
| 24-channel blockage | Center | 729.3 | 657.6 | 655.6 | 629.2 |
| | Edge | 750.2 | 647.2 | 645.1 | 615.4 |
| | Middle | 730.3 | 657.3 | 655.4 | 629.7 |
| 54-channel blockage | Center | 765.7 | 691.8 | 689.8 | 659.0 |
| | Edge | 808.9 | 700.0 | 693.2 | 643.3 |
| | Middle | 772.2 | 691.3 | 688.5 | 658.0 |

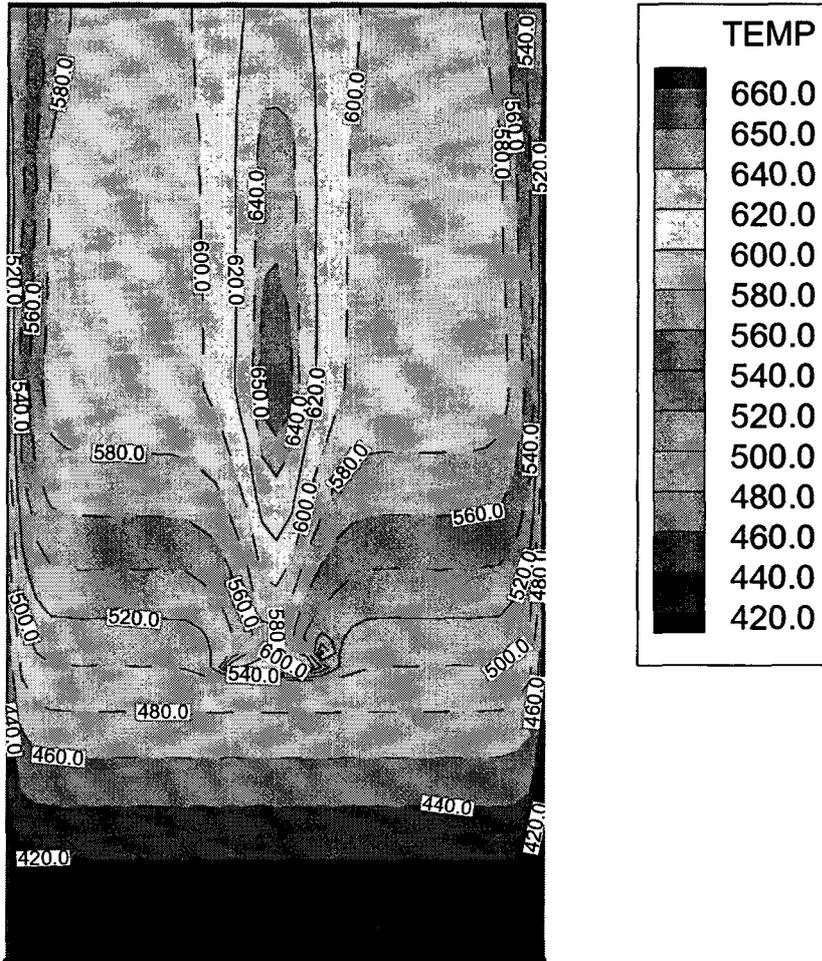


그림 2-11 24-부수로 중심 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

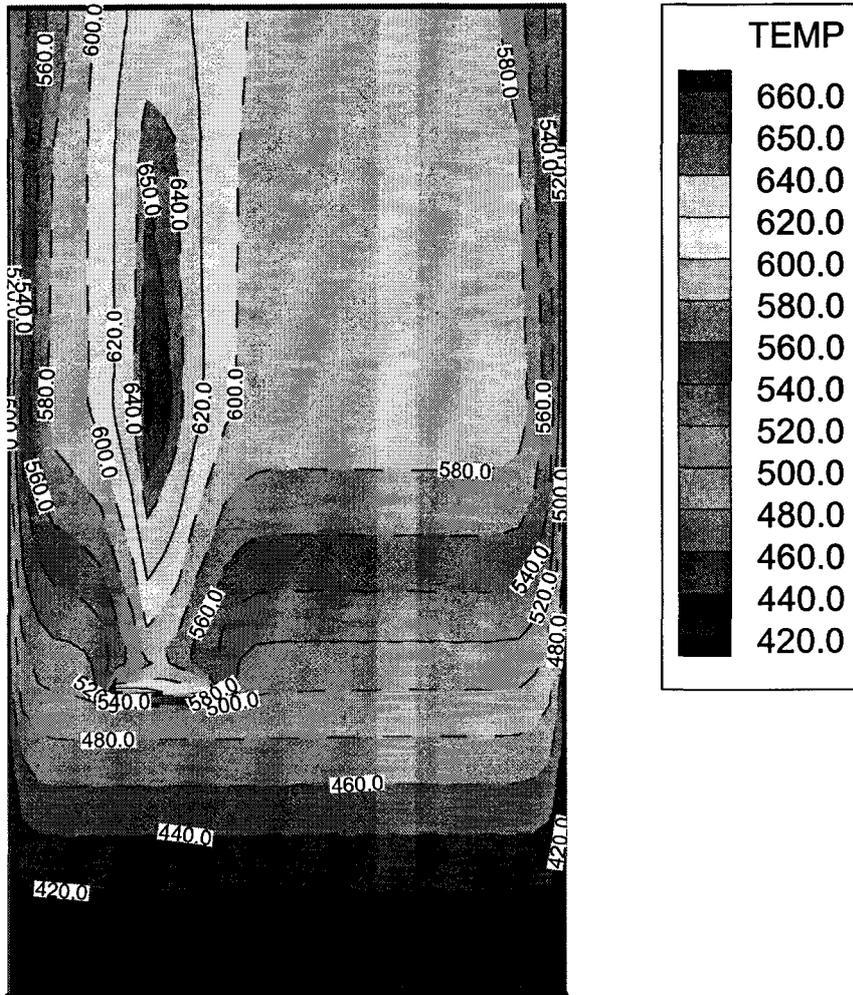


그림 2-12 24-부수로 중간 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

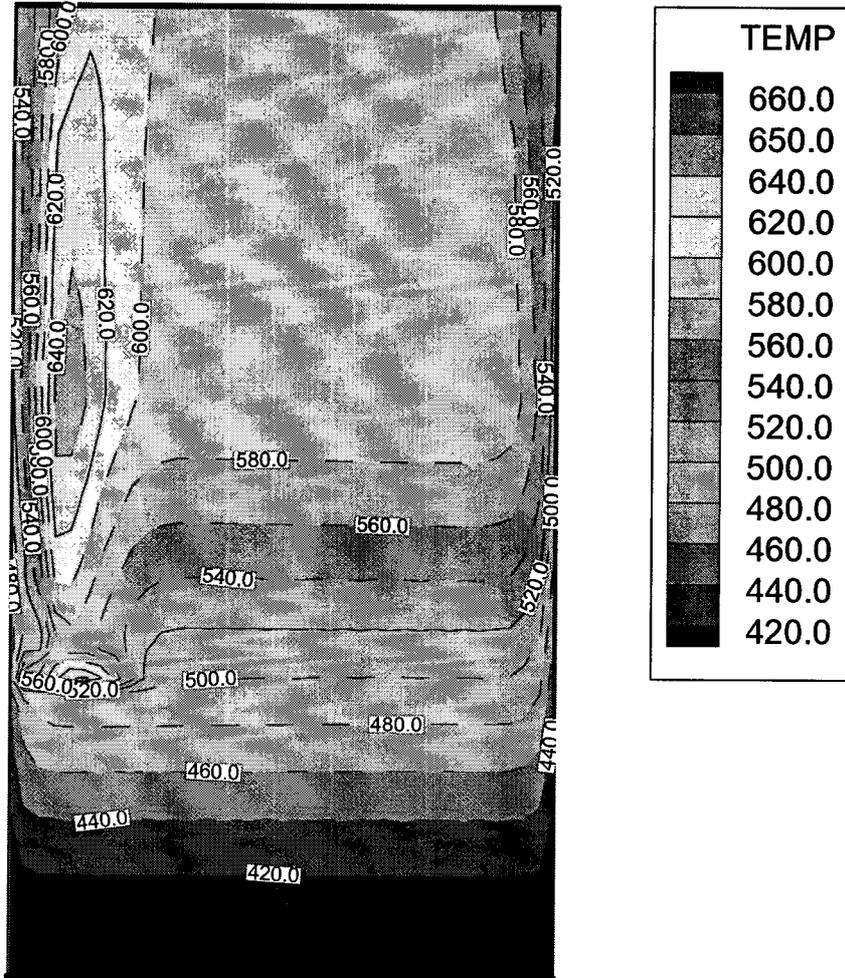


그림 2-13 24-부수로 가장자리 유로폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

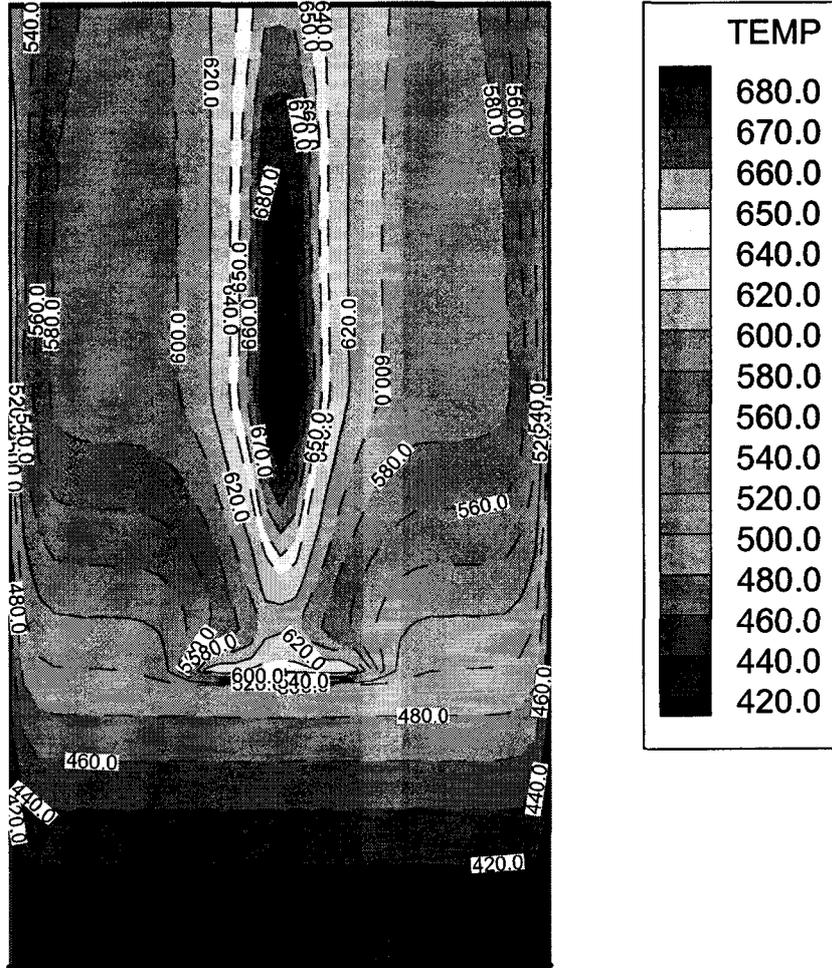


그림 2-14 54-부수로 중심 유로 폐쇄 경우의 냉각재 온도 분포

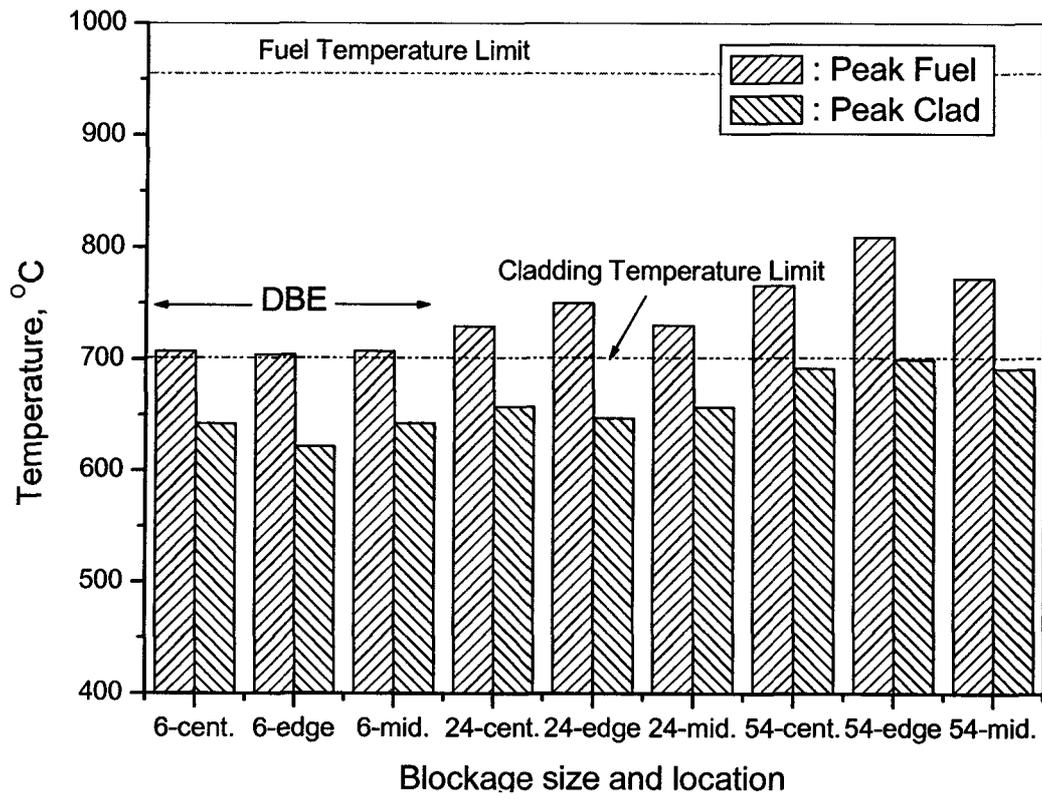


그림 2-15 유로페쇄 시 핵연료 및 피복재 온도

나. 기타 집합체 국부손상사고 해석

액체금속로의 국부손상사고에 대한 다양한 기술현황 분석을 통하여 단일연료봉의 과도한 출력과 집합체내의 불충분한 유량이 국부손상사고의 초기기구가 될 수 있음이 파악되었다. 따라서 본 연구에서는 KALIMER-600의 대표적 국부손상사고로서 집합체 입구 유로 폐쇄에 의한 집합체 국부손상사고와 핵연료 농축도 결함에 의한 핵연료봉 국부손상사고에 대한 해석을 수행하였다.

집합체 입구유로폐쇄의 설계기준사고는 내부유로폐쇄와 동일하게 6개 부수로 유로폐쇄로 설정하였다. 설계기준 초과사고로서 24개, 54개 부수로 폐쇄 또한 고려되었다. 입구에서의 폐쇄 위치는 집합체 중앙, 중간, 그리고 가장자리로 구분하여 민감도 분석을 수행하였다.

CRBRP의 경험을 반영하여 핵연료 농축도 결함에 의한 설계기준사고는 정상보다 농축도가 3.5%가 높은 경우를 설정하였다. 이는 확률이 10⁻⁴ 보다 적기 때문에 극히 가능성이 낮다. 농축도 결함을 포함한 연료봉은 집합체 중앙의 연료봉으로 가정하였다.

그림 2-16에서 그림 2-22는 6개, 24개, 54개 각각의 부수로 입구유로폐쇄의 경우에 대해 MATRA-LMR-FB코드를 이용하여 평가한 온도 계산결과로서 집합체 중앙지역인 1번 연료봉과 중간지역인 38번 연료봉의 차이는 거의 없음을 볼 수 있고, 6개 부수로 입구유로폐쇄의 경우에 1번 연료봉의 냉각재, 피복관, 연료중앙의 최대온도는 각각 617.3 °C, 618.1 °C, 679.9 °C이다.

24개, 54개 부수로 입구유로폐쇄의 경우 냉각재의 최대온도는 각각 625.9 °C, 641.7 °C 이다. 그림 2-23은 농축도 결함에 의해 3.5% 과농축된 연료봉이 포함된 경우의 해석 결과로서, 냉각재, 피복관, 연료중앙의 최대온도는 각각 615.3 °C, 616.6 °C, 680.5 °C로 예측되었다. 이 해석결과는 KALIMER-600의 핵연료 집합체 설계가 핵연료, 피복관, 그리고 냉각재의 안전 기준을 만족함을 보여준다.

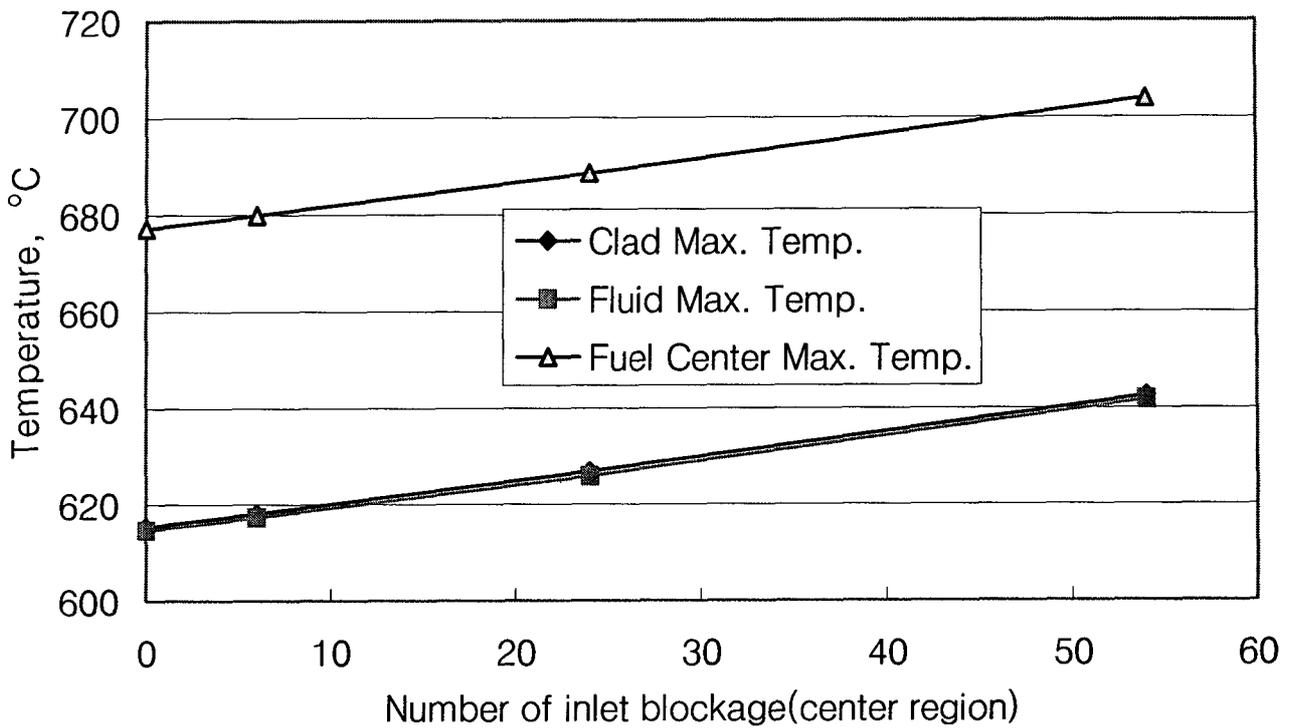


그림 2-16 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉 중심온도(Rod 1)

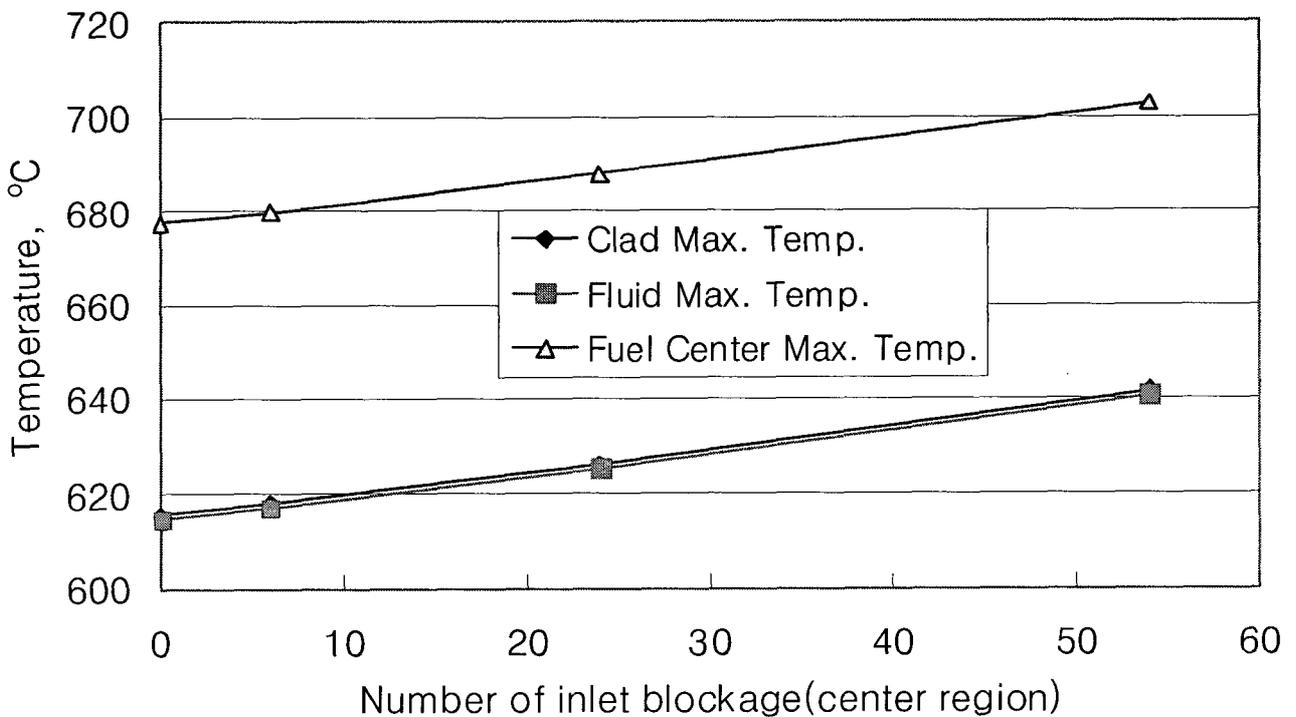


그림 2-17 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉 중심온도(Rod 38)

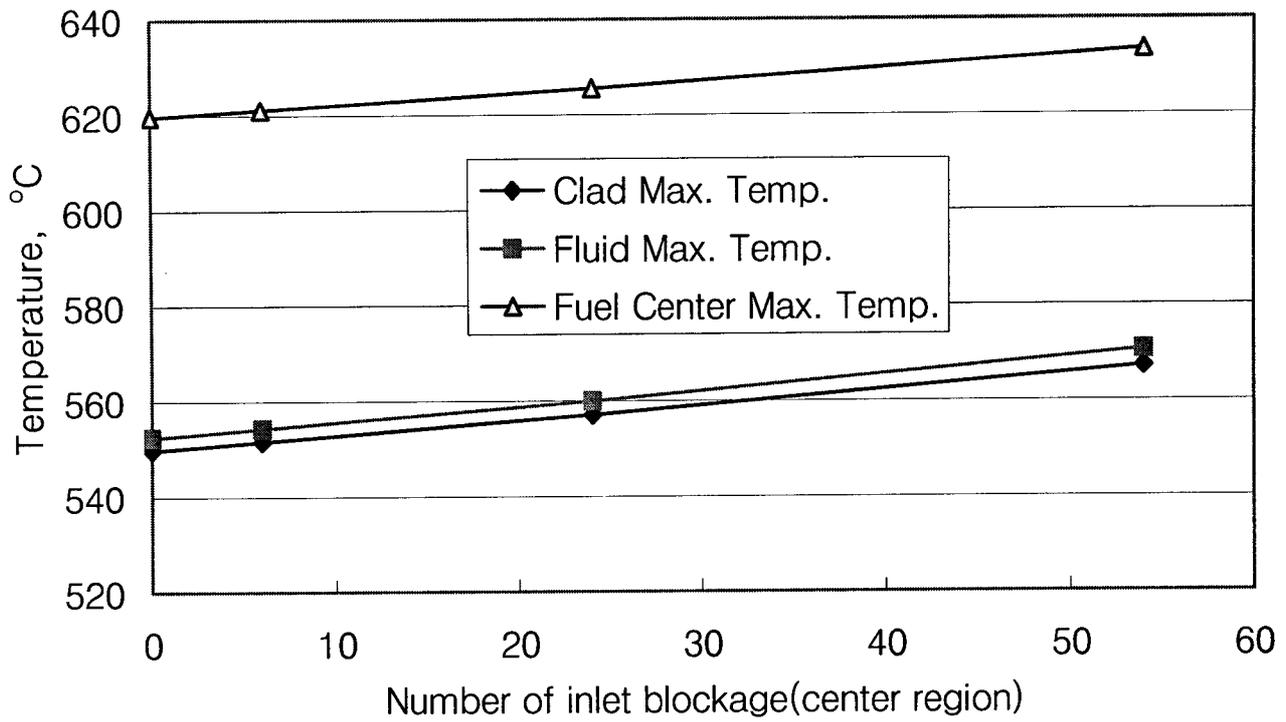


그림 2-18 입구 중심 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 271)

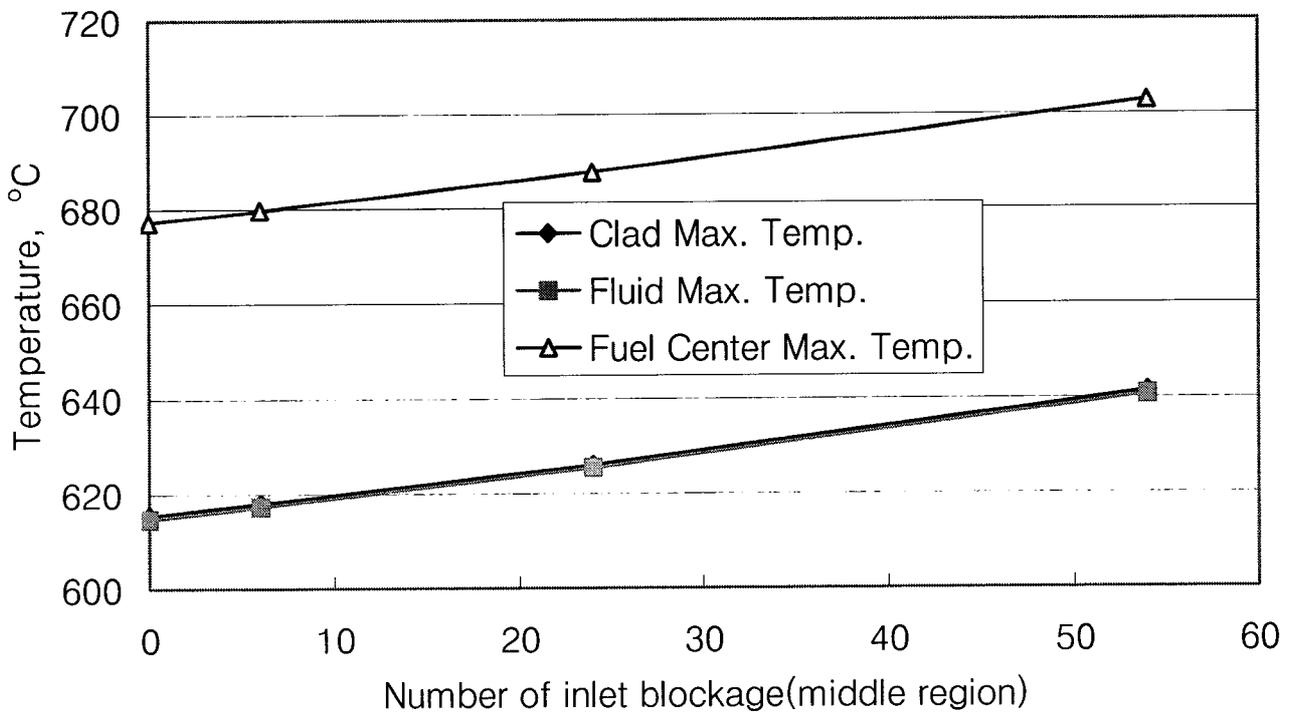


그림 2-19 입구 중간 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 1)

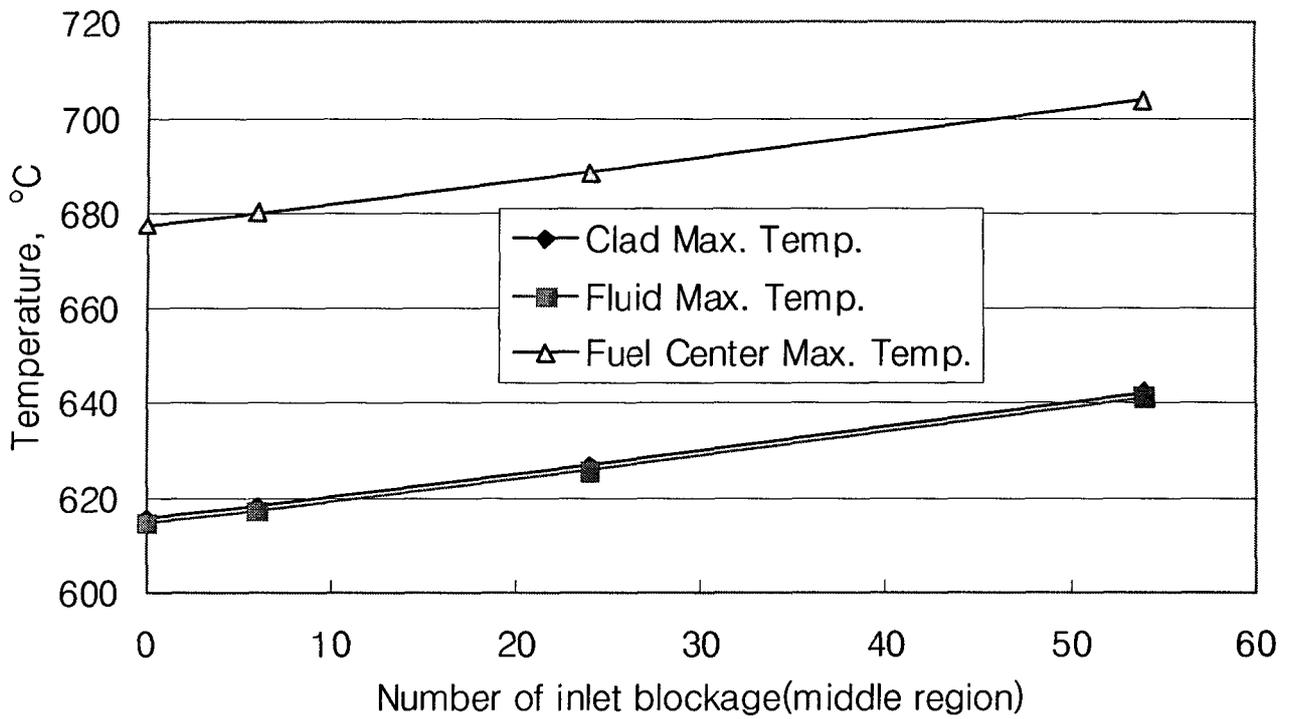


그림 2-20 입구 중간 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 38)

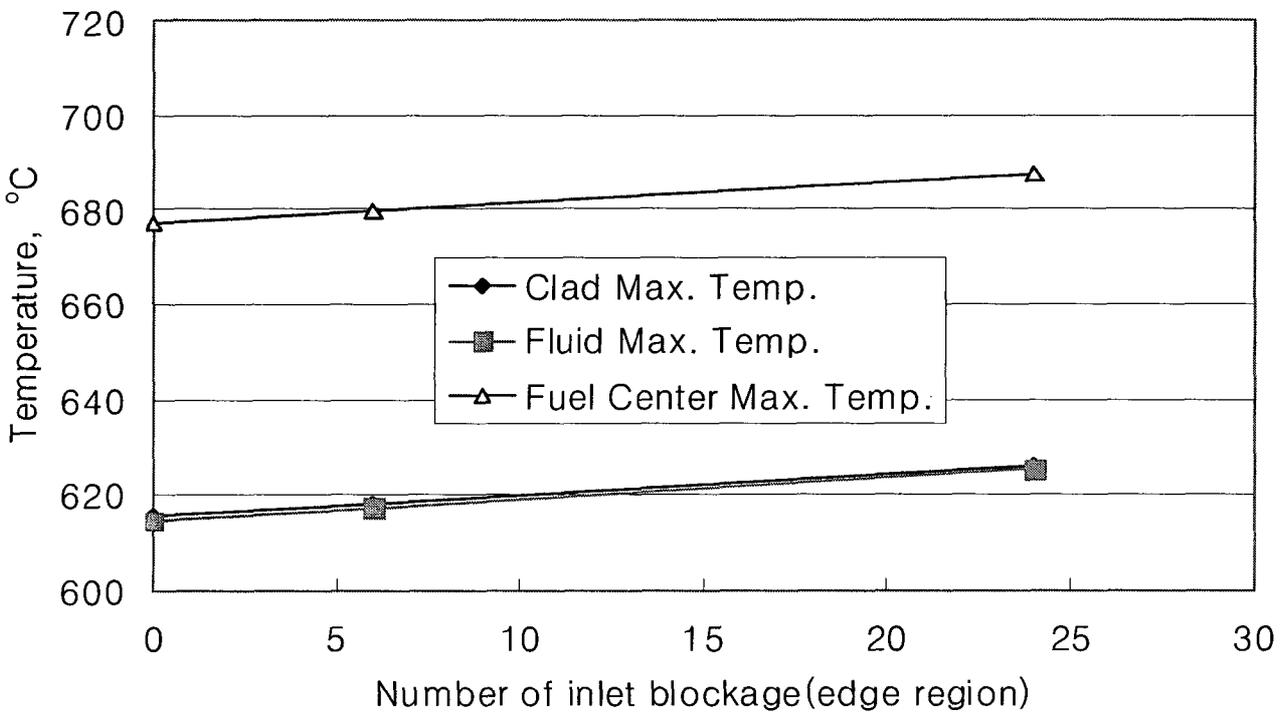


그림 2-21 입구 가장자리 유로폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 1)

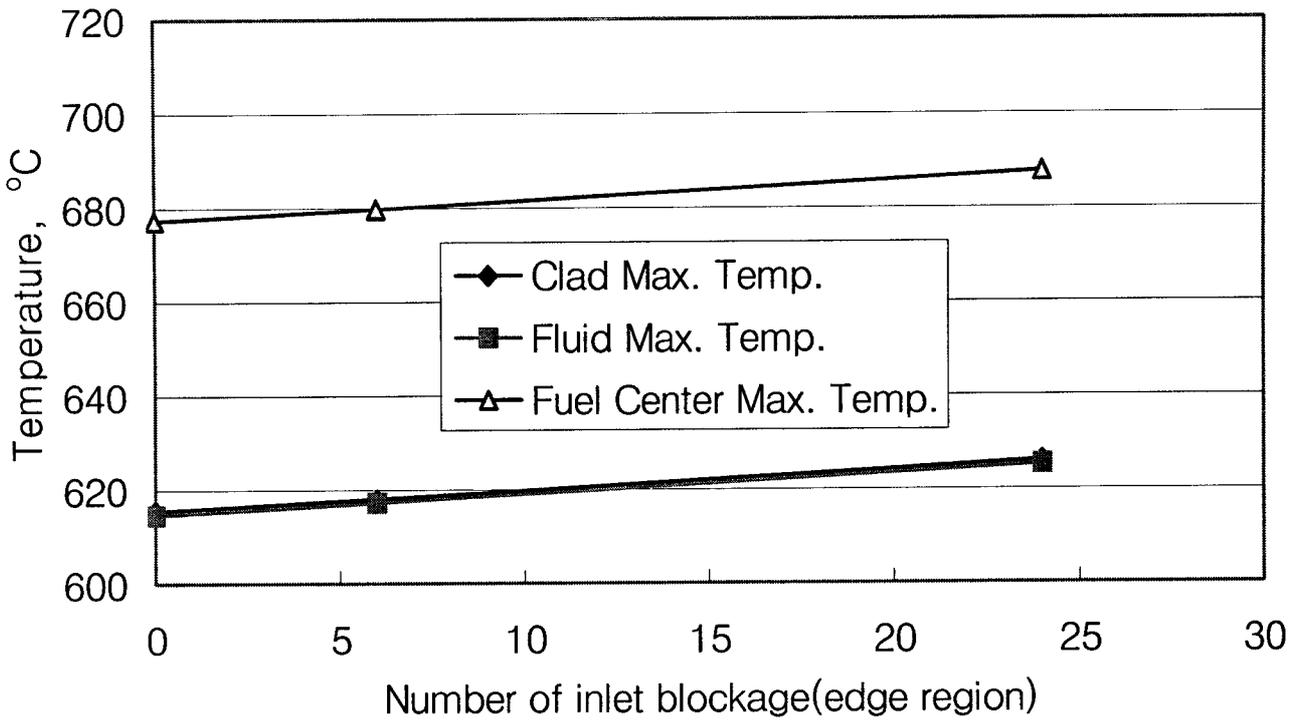


그림 2-22 입구 가장자리 유로 폐쇄에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도(Rod 38)

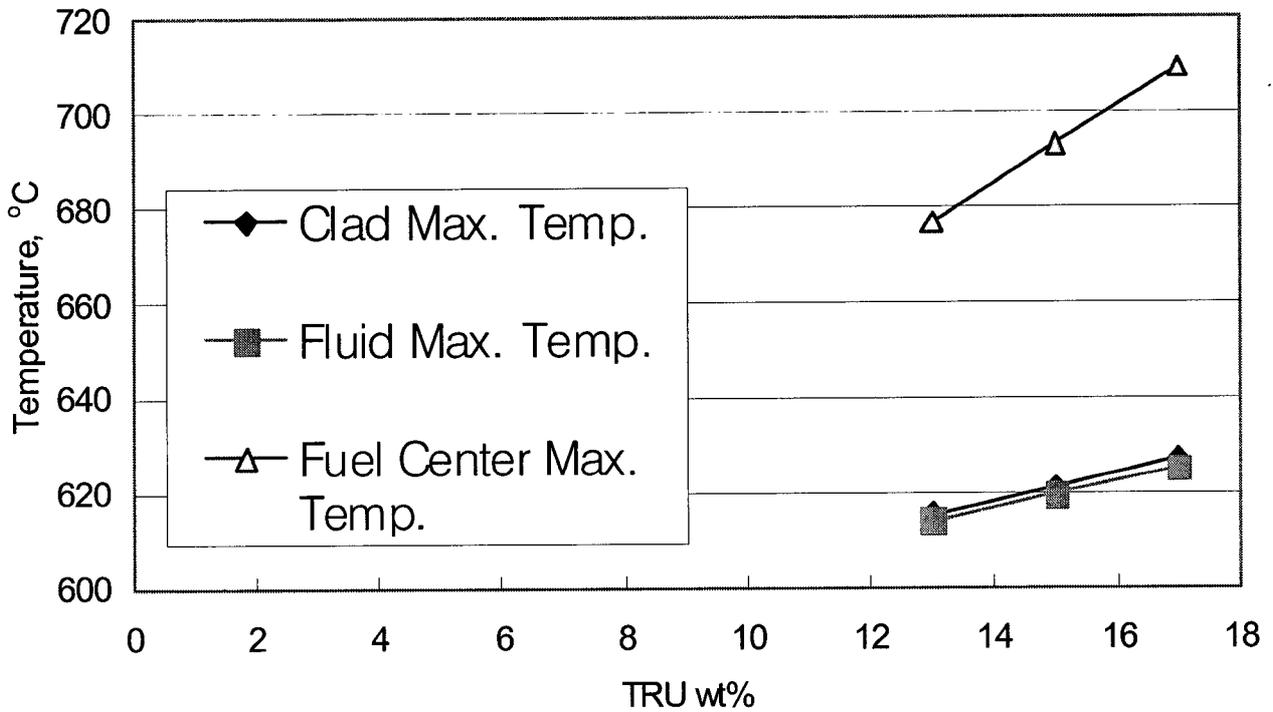


그림 2-23 농축도에 따른 최대냉각재, 피복관, 연료봉중심 온도

3. 계통과도 안전해석

가. ATWS 사고해석

ATWS는 원자로 보호계통의 고장으로 인해 원자로 비상정지 실패를 가정하는 비보호사고로서 발생확률 측면에서 설계기준초과사고 범주에 속하지만, 노심붕괴사고(HCDA)의 기인사고이기 때문에 액체금속로 설계에서 전통적으로 안전 여유도 평가를 위해 해석을 수행한다. KALIMER-600 설계에서 ATWS 사고 시 안전성 확보 방안은 과도기 시 노심의 음(-)의 순 반응도 효과에 의한 고유안전성과 피동잔열계통에 의한 냉각이다. 해석 대상으로 선택된 사고는 비보호 과출력사고(UTOP), 비보호 유량상실사고(ULOF), 비보호 열제거원상실사고(ULOHS)이며, 고유안전성과 피동잔열계통이 안전성 확보에 효과적인지 확인하는 것이 해석의 목표이다.

그림 2-24는 SSC-K 코드로 KALIMER-600의 과도기를 모의하기 위한 계산 모델이며, 고온풀과 저온풀은 각각 한 개의 체적으로 모의하고, 노심유로는 특성에 따라 7개의 대표적 유로로 나눈다. 또 Inner Driver, Middle Driver, Outer Driver, Hot Driver는 각각 14개의 축방향 노드로 나눈다.

1) UTOP

UTOP 사고는 전출력 운전 중 제어봉 구동계통의 고장 혹은 운전원 실수로 인해 제어봉이 정지점에 도달할 때까지 인출되어 양(+)의 반응도가 삽입되는 사고이다. 정격출력 운전 중 제어봉이 Shim 모터의 최고 인출속도인 초당 3 mm로 작동한다고 가정한다. 초기 제어봉 위치는 노심상단 아래로 약 140.1 mm에 위치해 최고 Burnup Reactivity Swing인 약 344.0 pcm이 삽입되어 있고, 제어봉 정지점의 위치는 95.1 mm이며 약 207.13 pcm에 해당하므로 결과적으로 총 39 Cents(¢)의 반응도가 삽입된다.

삽입시간은 제어봉의 최초점에서 정지점까지 거리가 45 mm이므로 15 초가 소요된다. 이를 근거로 UTOP 사고해석에서는 15초간 총 39¢의 반응도가 삽입되는 것으로 가정한다. 정상적인 경우에는 원자로 트립인자 중 고-중성자속, 혹은 소듐 노심출구 고-온도 등에 의해서 원자로가 긴급 정지되지만, UTOP 사고의 경우는 이와 같은 보호계통이 작동하지 않으며 사고기간 동안 일차 및 이차계통 냉각재의 정격유량이 유지된다고 가정하였다. 이의 사건전개는 그림 2-25에 도식적으로 요약되어 있다.

UTOP의 초기사건은 제어봉의 노심 이탈이므로 초기 노심에 삽입되는 양의 반응도 크기는 사고결과에 직접적인 영향을 미친다. 금속핵연료 노심에서는 온도 및 출력 Defect와 Burnup Swing이 상대적으로 작기 때문에, 초기 잉여 반응도값이 작아 UTOP 사고시 총 반응도 삽입 가능량은 작다. 그러나 총 반응도 삽입 가능량이 작음에도 불구하고 신개념 금속핵연료 노심에서는 양(+)의 소듐밀도 반응도에 대비해야하기 때문이다. 금속핵연료 노심의 경우 UTOP 사고시 Doppler 뿐만 아니라, 핵연료 축방향 팽창, 소듐밀도, 제어봉 구동축 팽창 및 노심 반경방향 팽창 등의 모

든 효과가 중요하다.

UTOP 사고분석 결과인 노심 출력 및 유량, 반응도 궤환효과, 최대 핵연료 온도 분포, 풀 온도와 수위 변화를 그림 2-26 ~ 2-30에 나타냈다. 사고시 초기 10분 동안에는 PDRC의 작동여부가 사고결과에 미치는 영향은 무시할 정도의 수준이다. 이는 펌프에 의한 정격유량이 유지되고 IHX 및 증기발생기를 통해 정상적인 계통으로 노심열이 제거되므로 고온 및 저온 풀의 수위 변화가 매우 작아 DHX가 저온풀에 잠기지 않기 때문이다. 그림 2-26은 사고시 출력 및 노심 유량을 나타낸다. 최대출력은 사고 후 46초에 정격출력의 약 155%에 도달하였고, 500초 후에는 정격출력의 약 109% 수준에서 안정된다.

노심반응도 궤환효과에 의한 고유안전성 유지에 대한 결과는 그림 2-27에 나타나 있다. 사고 초기에 제어봉 인출로 인해 순 반응도는 양의 값을 가지게 되어 노심 출력이 급격하게 상승하지만, 주로 Doppler 및 노심 구조물의 반경방향 팽창에 따른 반응도 궤환효과에 의해 억제된다. 결과적으로 냉각재 온도와 핵연료 온도는 허용안전기준을 만족하게 된다. 이때 출력 증가로 핵연료 온도가 상승하면 Doppler 효과에 의해 중성자 흡수가 증가함과 더불어, 핵연료봉 및 제어봉 구동축(CRDM)은 축방향으로 팽창하여 음(-)의 반응도에 기여한다.

반면에 소듐 온도가 상승함에 따라 중성자 스펙트럼 경화로 인한 양(+)의 반응도가 삽입된다. 초기 침투출력이 핵연료의 열적 효과에 의하여 빠른 응답시간으로 제한되는 것에 비해 집합체 및 노심지지 구조물과 제어봉 구동축의 온도는 서서히 증가한다. 결국 구조물 팽창에 의한 추가적인 음(-)의 반응도 궤환효과는 새로운 평형이 이루어질 때까지 노심 출력을 감소시킨다.

그림 2-28은 최대 냉각재 온도가 발생하는 노드에서 핵연료봉 중앙, 피복재, Hot Assembly의 노심 출구 소듐온도, 그리고 평균 유로의 소듐온도 변화를 나타낸다. 핵연료봉 및 냉각재 온도가 정격출력 상태 보다 상승된 상태로 유지되지만, 핵연료 건전성 기준인 제한온도는 초과하지 않음을 알 수 있다. 집합체내부의 소듐온도는 비등온도에 비해 상당히 높은 과냉 여유도를 가지고 있다. 그림 2-29와 2-30은 풀의 소듐 온도와 수위를 보여준다.

초기 출력 증가로 인해 소듐 풀의 온도가 약간 상승한 이후 열적 균형에 도달하여 안정적인 풀 온도를 유지하고 있다. 소듐 수위는 예상대로 초기값에서 크게 변하지 않는다. UTOP 사고 후 600초에 저온 풀의 수위는 0.1m 밖에 증가하지 않으므로 PDRC에 의한 열제거량 영향은 전체 계통의 에너지 균형 계산에서 무시할 수준이다.

2.) ULOF

ULOF는 일차계통 펌프의 고장으로 인해 노심 유량이 상실되는 사고로서 초기 노심 열발생과 냉각재 열제거의 불균형 때문에 순간적으로 핵연료가 과열되는 사고이다. 사고 조건에 따라 여러 종류의 유량상실사고가 있을 수 있으나, 본 해석에서는 펌프의 공통고장으로 인해 2대의 원심펌프 모두가 동시에 관성운전(Coast-down)을 시작하는 사고를 대표적으로 선택하였다.

이런 사고는 소외전원이 상실되거나 펌프 자체의 공동고장으로 인하여 발생할 수 있다. 유량 상실사고가 발생하면 정상적인 경우에는 노심 저-유량 신호나 노심 입구 및 출구 온도의 이상 증가로 인하여 원자로 비상정지신호가 발생되지만, 여기서는 원자로 보호계통의 고장으로 인하여 원자로 트립은 발생하지 않는다고 가정하였다.

이러한 비보호 유량상실사고는 보호계통의 고장으로 인하여 원자로 트립이 되지 않으므로 다중고장 사고로서 ATWS 사고로 분류된다. 그러나 중간 열전달계통 및 증기발생기는 정상적인 열제거 운전을 한다고 가정한다. 이 사고의 해석 목적은 펌프의 Coast-down 유량이 핵연료 냉각에 충분한지, 그리고 음(-)의 반응도 궤환효과에 의해 노심의 고유안전성이 확보되는지를 평가하는 것이다. 이 사고의 사건전개는 그림 2-31에 도식적으로 요약되어 있다.

사고 시작과 동시에 2대의 일차펌프는 모두 정지되므로 노심 유량은 그림 2-32와 같이 Coast-down 하며 노심 출력은 반응도 궤환효과에 의해 감소한다. 그러나 사고 후 1,000 초까지는 노심 출력이 붕괴열 수준까지 떨어지지 못하고 14.2 % 정격출력 상태에서 안정을 유지하고 있다. Coast-down 기간이 종료한 후에도 원자로 내부에서 냉각재 밀도 차이로 인한 자연순환에 의해 8.0% 정격유량이 유지되고 있다.

그림 2-33은 반응도 궤환효과를 보여준다. 사고 초기에는 노심의 반경방향 팽창으로 인해 강한 음(-)의 반응도가 양(+)의 소듐기화 반응도 영향 보다 크게 웃돌고 있다. 사고 초기 약 40 ~ 50 초 동안은 반경방향 반응도가 노심 유량의 감소로 인해 핵연료 온도 상승으로, Doppler, 축방향 핵연료 팽창 반응도와 함께 음(-)의 방향으로 증가한다.

그러나 약 300초 이후 핵연료 온도가 초기정상상태 시 보다 낮은 값으로 안정상태를 유지하게 되면, Doppler와 축방향 핵연료팽창 반응도는 양(+)의 값을 가지는 반면에 고온 풀의 온도 증가로 CRDL의 반응도는 여전히 음(-)의 값을 유지한다. 노심의 순반응도는 사고 초기에 음(-)의 값을 가지다가 서서히 증가하여 반응도 영(0)으로 균형이 잡혀간다.

일차계통 펌프가 정지하면 유량감소로 인해 IHX 일차측의 압력강하가 감소되므로 저온 풀과 고온 풀의 압력균형으로 저온 풀 수위가 증가한다. 그러나 ULOF에서는 Overflow가 발생되지 않으므로 PDRC에 의한 일차측 열제거량이 최소화되어 그 영향은 미미하다. 특히 PDRC의 운전이 ULOF 사고 결과에 영향을 미치지 위해서는 노심 출력이 붕괴열 수준 이하로 감소하여야 한다.

그림 2-34는 소듐 풀 온도를 나타내며 소듐 비등점과는 많은 여유도가 있음을 알 수 있다. 저온 풀 온도는 주로 IHX를 통한 열제거에 의해 감소하는 것으로 계산되었다. 그림 2-35는 Hot Channel에서의 최고 핵연료, 피복재, 및 소듐냉각재 온도를 보여주고 있다. 사고 초기에 출력 및 냉각 유량의 불균형으로 핵연료 온도가 상승하지만, 이후 서서히 감소하고 있으며 비록 핵연료-피복재 경계의 온도가 약 40 초간 공용(Eutectic) 시작점을 넘었지만, 이는 피복재 감육 10 %에 훨씬 못 미치는 시간이므로 핵연료 건전성에 영향없이 안전성을 확보하고 있다. 그 외 온도들은 모두 설계기준사고 안전허용기준을 만족한다.

3) ULOHS

ULOHS는 증기발생기 급수계통의 고장으로 인해 정상 열전달계통을 통한 노심 열제거 능력이 상실되는 사고로서, 노심에서 발생하는 열은 궁극적으로 피동안전계통인 PDRC에 의해서만 제거된다. 단기적인 관점에서는 일차계통의 과열에 의한 노심 손상 여부와 음(-)의 순 반응도 유지가 평가대상이며, 장기적 관점에서는 사고 후 72 시간까지 운전원 조치 없이 피동형 잔열제거 계통에 의해 원자로 냉각이 가능한지를 평가하는 것이다. 안전성 확보를 위해서는 단기 및 장기적인 관점에서 설정된 핵연료 및 노심 구조물의 건전성이 보장되어야 한다. 이의 사건전개는 그림 2-36에 도식적으로 요약되어 있다.

그림 2-38은 사고 초기 1,000초 동안 노심 반응도 변화를 나타낸 그림이다. 노심 입구온도가 증가함에 따라 소듐기화 반응도가 양(+)의 궤환효과를 나타내는 반면, 다른 모든 반응도 성분은 음(-)의 효과를 나타낸다. 최종적으로는 음(-)의 순 반응도 궤환효과에 의해 노심 출력은 1,000초경에 붕괴열 수준으로 감소하였다. 단기간 동안에 계산된 핵연료 및 노심 구조물의 첨두온도는 모두 설계기준사고 안전허용기준을 만족하였다.

신개념 계통에서도 기존 KALIMER와 마찬가지로 증기발생기 관 누설에 의해 물이 IHTS로 누출되면 물-소듐의 화학반응 전파를 억제하기 위해 중간계통(IHTS)을 격리시킨다. 그 외 IHX 세관 과열, 혹은 IHTS의 과열판이 열렸을 경우에도 IHTS는 격리된다. ULOHS 사고해석은 이와 같은 원인으로 IHTS 냉각재 유량이 완전히 상실되어 IHTS에 의한 열제거가 전혀 이루어지지 않고, 노심출구 고-온도 등의 신호에 의해 작동되는 원자로보호계통이 작동 불능되어 원자로 트립 신호도 발생하지 않는 가상 시나리오를 설정한다.

또한, 이 해석에서는 IHTS 내의 자연대류 가능성도 배제하고 일차계통은 항상 정상운전을 유지한다고 가정한다. 결과적으로 능동 열제거 가능성이 모두 배제되어 노심과 펌프에서 발생하는 에너지는 원자로 용기 내에 저장되는 결과가 된다. 사고 기간 동안 노심에서 발생된 열이 적절히 제거되지 못할 경우, 장기적으로는 일차계통의 과열에 따라 심각한 노심 손상을 불러올 수 있으며, 경우에 따라서는 방사성 물질이 외부에 누출될 위험성도 존재한다.

이의 방지를 위해 신개념 KALIMER-600에서는 피동적인 잔열제거 방법으로 PDRC가 설계되어 있다. 노심 고유안전성과 함께, 사고 시작 후 72 시간까지 운전원 조치 없이 안전목표를 달성할 수 있는지를 평가하는 것이 ULOHS 사고해석의 핵심이다.

ULOHS 사고가 0.0 초에 발생할 때, 그림 2-37은 노심 출력과 유량 변화를 나타낸다. 사고 발생 후 1,000 초에는 음(-)의 순반응도(Total Negative Reactivity) 효과로 출력이 정격출력의 2.1%까지 떨어진다. 그림 2-38에서 보이듯이 초기에는 양(+)의 소듐기화 반응도와 음(-)의 반경방향 노심 팽창 반응도가 반응도 궤환에 주로 기여하는 반면, Doppler, 핵연료 팽창 및 CRDL 효과는 상대적으로 큰 영향을 미치지 않는다.

전반적으로 일차계통 내의 소듐 온도가 증가하면서 반경방향 노심팽창, Doppler 효과, 축 방향 핵연료 팽창에 의한 음(-)의 반응도가 커져서 양(+)의 소듐 기화반응도에 비해 효과가 크게 나타

난다. 초기 약 1,000 초 이후는 반응도와 상관없이 붕괴열에 의해 출력이 서서히 감소한다. 본 계산에서는 원자로 보호계통이 작동하지 않는 것으로 가정했지만, 반응도 궤환효과에 의해 원자로 는 충분히 정지하는 것으로 확인되었다.

출력이 붕괴열 수준으로 감소하였고 음(-)의 반응도가 계속 유지되고 있으므로, 1,000초 이후 부터의 출력은 붕괴열 곡선을 따라 감소한다고 볼 수 있다. 이 부분은 향후 장기 냉각에 대한 추가 해석이 수행되어야 보다 정량적인 값을 제시할 수 있다. 출력 변화와는 달리 노심 유량은 펌 프가 운전되기 때문에 초기에 약간 감소하지만 전 과도기 동안 정격유량을 계속 유지하고 있다.

그림 2-39는 풀 온도에 대한 계산결과인데 그림 2-40의 결과와 비교하면 고온 풀에서 저온 풀 로 Overflow가 발생하면서 두 풀의 소듐온도가 거의 일치되는 것을 볼 수 있다. 그림 2-40에서 보면 Overflow는 사고 후 초기 70 초 근처에서 발생하고 있으며, 이로 인해 저온 풀의 수위가 급 격히 상승하여 고온 풀 수위와 일치한다.

이후에는 한 개의 소듐 풀 수위만 존재하는 것과 마찬가지다. 그림 2-41은 집합체 냉각재, 피 복재, 그리고 핵연료 온도를 보여주는데, 시간이 경과하면서 금속핵연료의 특성 때문에 모두 유사한 거동을 나타내며 피복재와 냉각재는 거의 같은 온도를 유지한다. 소듐 냉각재가 비정상적인 반응을 보이지 않는 점과 노심 출력에 대한 유량비가 충분함을 감안할 때 1,000초 이후에 노심이 재가열될 가능성을 없는 것으로 판단된다.

그림 2-42는 PDRC에 의해 제거되는 열제거량 변화를 보여준다. 그림 2-43은 일차계통 유량 을 보여주는데, Overflow가 전체 유량변화에 영향을 미침을 볼 수 있다.

4) 장기냉각 능력 평가

ULOHS 해석의 주요 관심은 단기적 안전성 확보 외에도 피동계통을 사용하여 장기 붕괴열 제 거 능력을 확인하는 것이다. 이 해석에는 장시간의 계산시간이 요구되므로 SSC-K로 계속 계산 하는 것은 효율적이지 못하다. 그래서 대안으로 생각한 것이 단순 모델인 TRNQPR 프로그램의 개발이다. [Chang, 2000] 이 모델은 저온풀과 고온풀의 수위가 같고 노심출력이 붕괴열 수준으로 떨어지면서 정격유량이 유지되어 노심의 온도차가 매우 작아 일차계통 전체를 마치 한 개의 풀로 가정할 수 있다는 점에 착안했다. 이 때 열원은 붕괴열과 노심 구조물 및 소듐의 저장에너지이다.

TRNQPR 프로그램을 사용하기 위해서는 두개 풀의 수위와 온도가 같아지는 시간까지는 SSC-K의 계산이 필요하다. 그래서 TRNQPR 계산은 사고 발생 후 5,000 초 동안 SSC-K 계산결 과를 초기조건으로 하여 이후 계산을 수행한다. 이 계산결과는 그림 2-44 ~ 2-47에 나타내었다. 모든 조건들이 TRNQPR에서 가정한 경향을 보여주므로 초기조건들로 합당한 것으로 판단된다.

그림 2-48과 2-49는 몇 개의 PDRC 열제거용량에 대해 노심 열발생과 제거가 평형을 이루는 시간과 풀의 온도변화를 TRNQPR로 계산한 결과이다. SSC-K의 PDRC 모델 [Chang, 2002]로 계산한 결과 열제거량은 14.3 MW이다. 이 경우 열적 평형에 도달하는 시간은 약 24.6 시간이고,

그림 2-49에서 보듯이 풀온도는 700 °C 이상에서 5시간 이상 노출된다. 그러나 현재의 PDRC 설계와 모델에서는 상당한 불확실성이 존재하는 것으로 파악되기 때문에 결과에 신뢰성에는 상당한 의문이 남는다.

그래서 설계 용량값 (16.5 MW)을 사용해 계산한 결과 풀온도는 100 °C 이상 떨어지고 에너지 균형에 도달하는 시간도 10.4 시간 밖에 걸리지 않아 충분히 안전성을 보장할 수 있는 것으로 나타난다. 그리고 장기냉각 시 안전을 확보할 수 있는 최소 PDRC 용량은 15.4 MW로 계산되었다.

따라서 원자로 구조물의 건전성 유지 관점에서 ASME service level D 요건을 만족하기 위해서는 그림 2-49에서 알 수 있듯이 PDRC의 정격 열제거용량이 15.4 MW 이상으로 설계되면 사고 후 72 시간까지 운전원 조치 없이 냉각이 가능함을 보여준다. 따라서 현재 PDRC 16.5 MW 용량에 대해 충분한 정당성이 확보되면 ULOHS 시 장기냉각에는 충분한 여유를 가질 수 있다.

5) 요약

KALIMER-600 설계에 대해 ATWS 초기 과도기간 동안 SSC-K가 예측한 핵연료, 피복재, 집합체 내부 소듐의 첨두온도와, 노심 출구 평균온도를 그림 2-50과 표 2-7에 설계기준과 함께 종합적으로 정리하였다. 핵연료 건전성과 관련된 허용안전기준은 핵연료 용융온도와 피복재 공융온도이며, 냉각재의 비등을 피하기 위한 소듐의 포화온도 역시 안전기준으로 포함된다. 원자로용기 내부 구조물의 구조적 건전성 확보를 위해 보수적으로 설정된 노심출구 평균온도도 중요한 안전기준이다.

계산결과에서 보듯이 KALIMER-600은 ULOF를 제외하면 노심손상사고에 대해 설계기준사고의 안전허용기준을 모두 만족하며, ULOF 시에도 피복재 건정성은 위협하지 않는 것으로 분석되었다. 핵연료 용융 및 소듐비등까지는 최소 180°C 이상의 여유를 가진다.

현재 확실한 결론을 내릴 수는 없지만, 노심 반응도 중 CRDL 팽창 및 집합체의 반경방향 팽창 반응도 결과에는 신뢰성이 확보되었다고 보기 힘들다. 이들 반응도가 ATWS 사고해석에 매우 민감하게 영향을 끼친다는 점을 감안할 때, 향후 이들에 대한 검증과 개선이 요구된다.

표 2-7 ATWS 사고시 온도제한치 만족여부

| | Peak Fuel Temp., °C | Peak Clad Temp., °C | Av. Core Outlet Temp., °C | Peak Na Temp., °C |
|------------------|---------------------|---------------------|----------------------------------|---------------------------------|
| Limit | 955 | < 700 | 650-700 (<5hr) 700-760 (>1hr) | Pump on: 1,055 Pump off: 940 |
| UTOP (pump on) | 769 | 697 | 630 | 637 |
| ULOF (pump off) | 727 | 706 (40초) | 630 | 694 |
| ULOHS (pump off) | 664 | 597 | 574 | 573 |

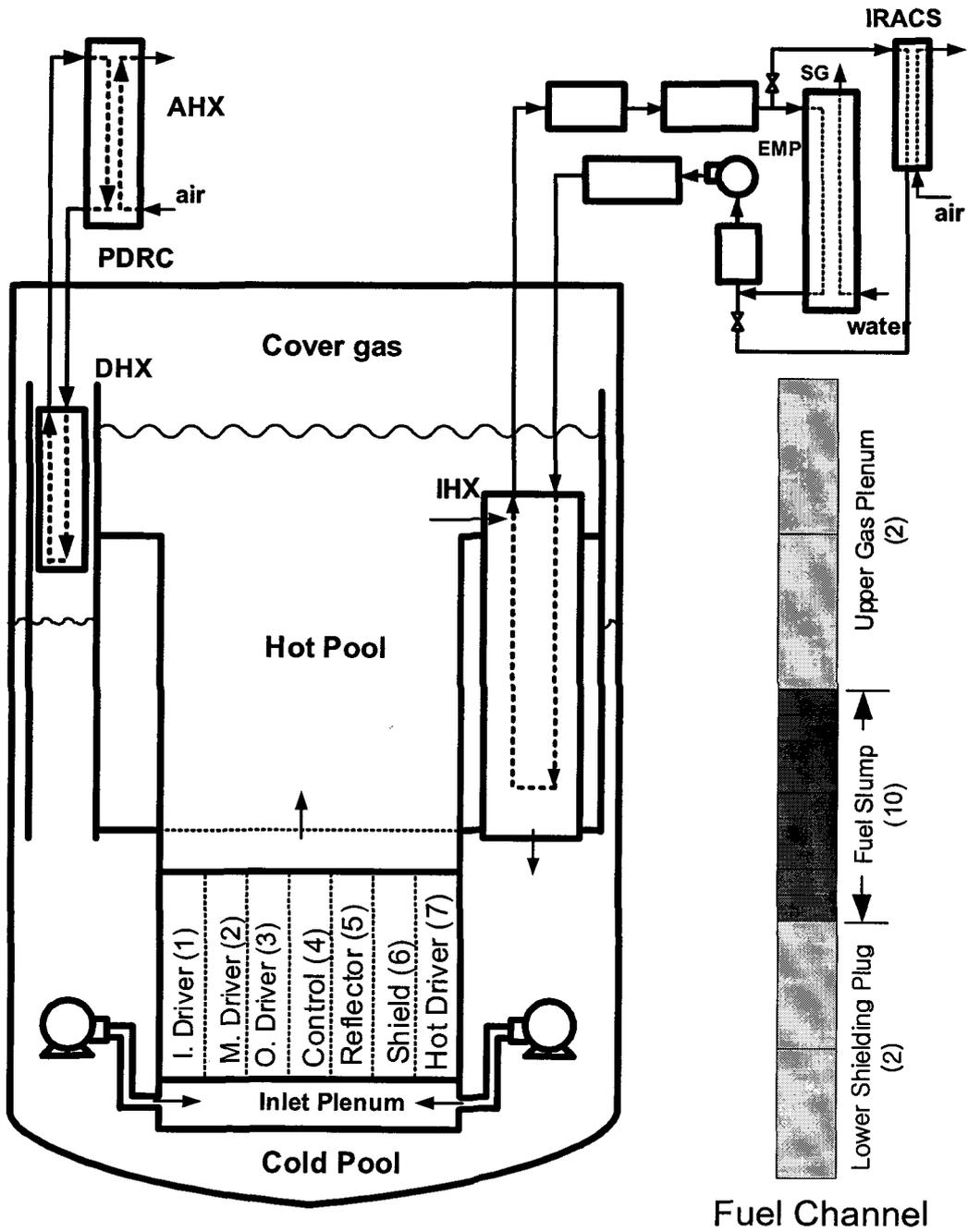


그림 2-24 사고해석을 위한 KALIMER-600의 SSC-K의 계산모델

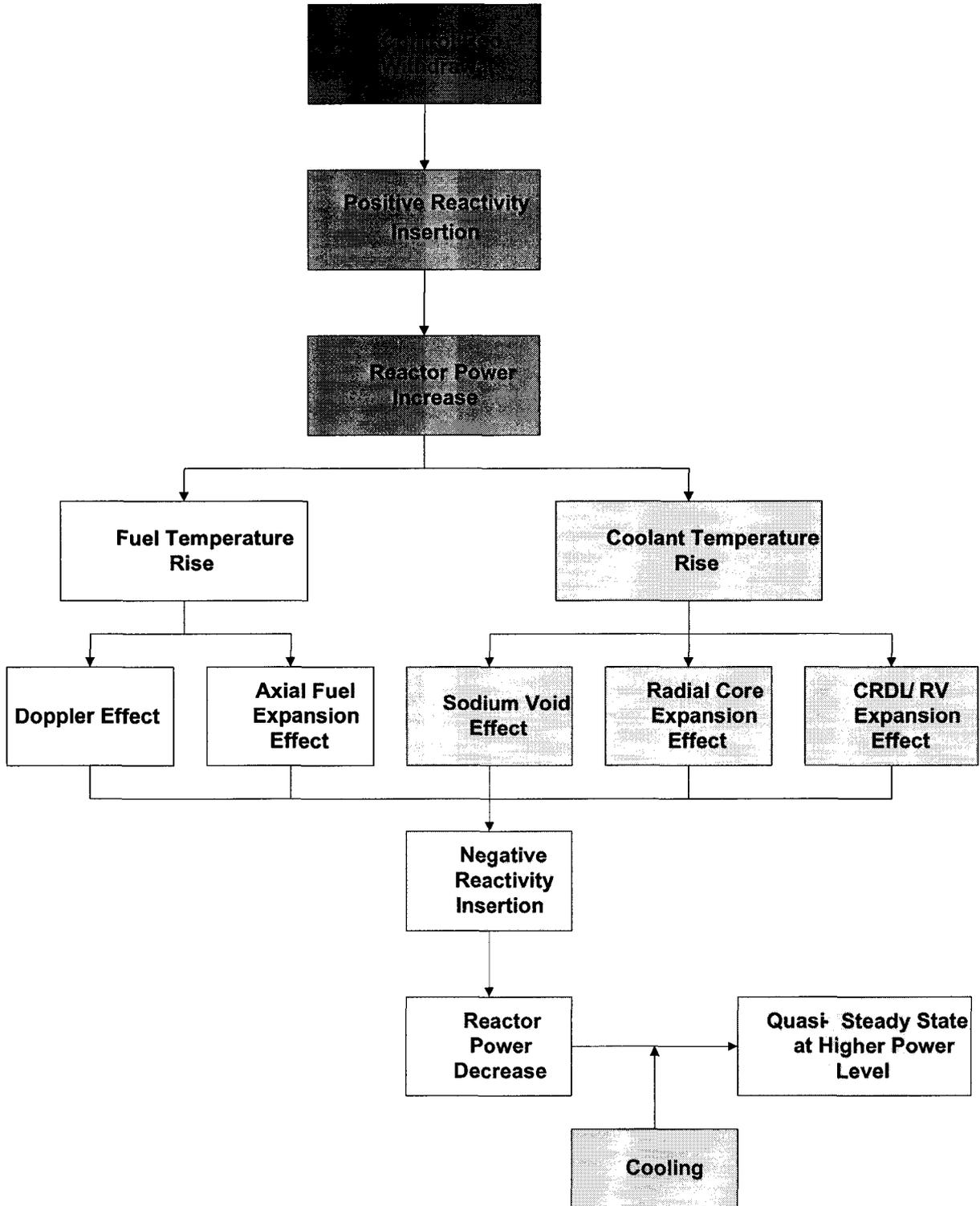


그림 2-25 UTOP 사고전개 요약

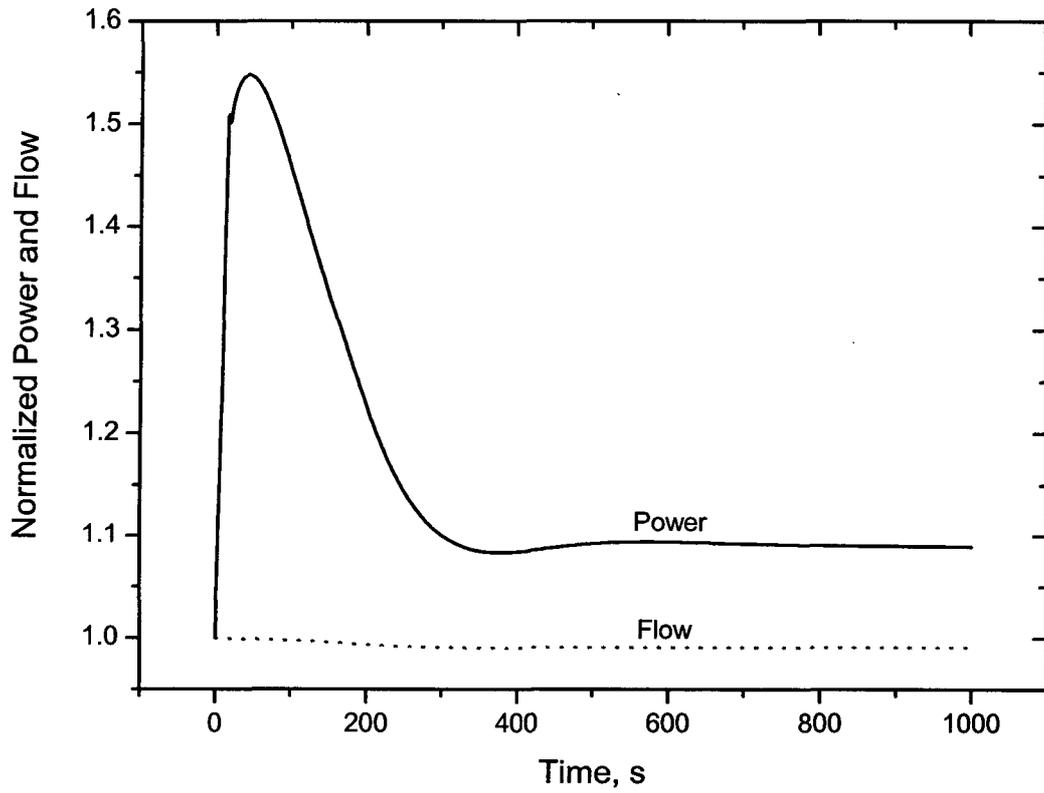


그림 2-26 출력 및 유량변화 (UTOP)

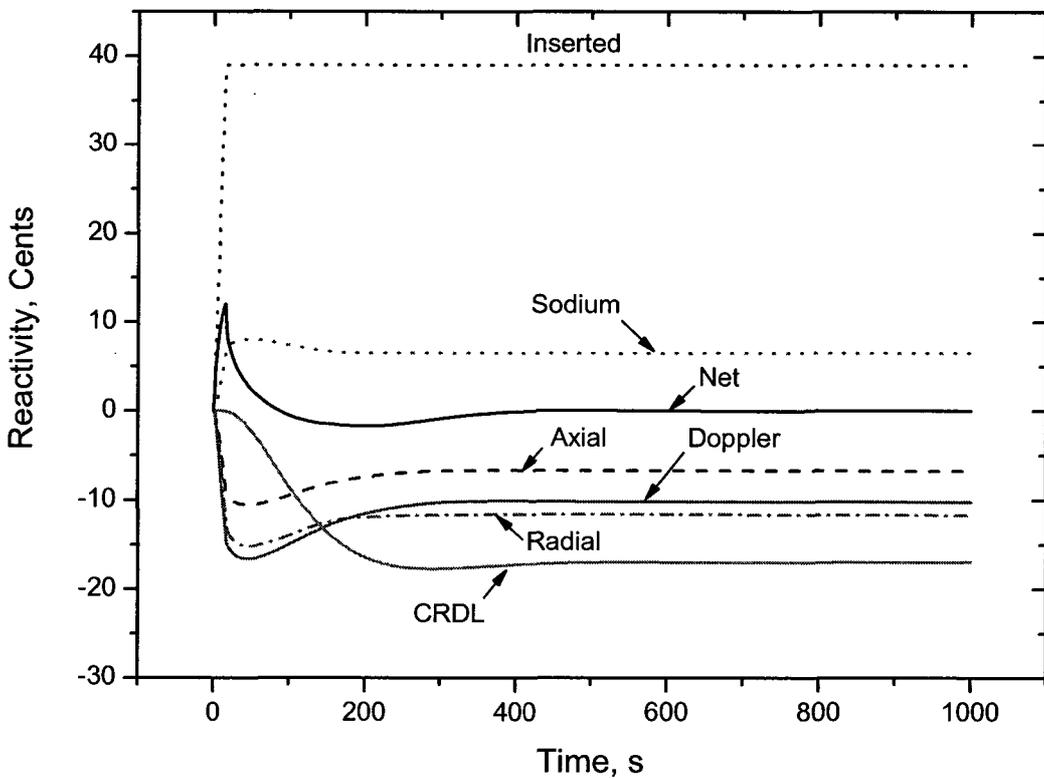


그림 2-27 반응도 궤환 (UTOP)

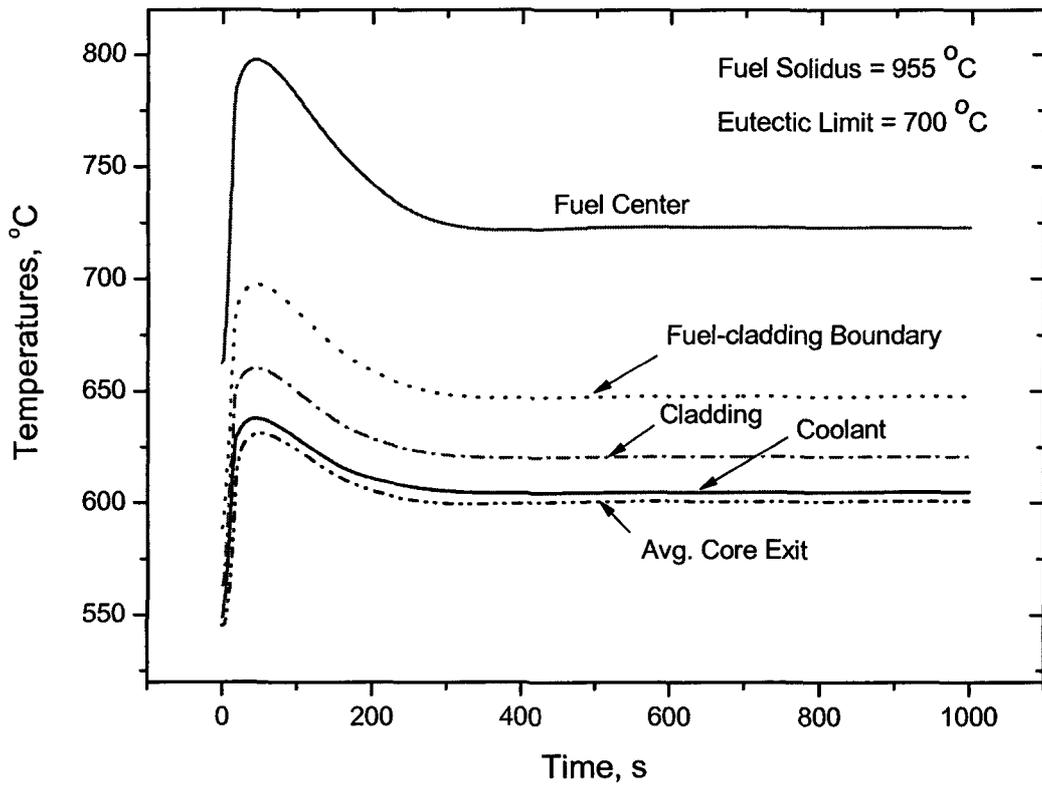


그림 2-28 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (UTOP)

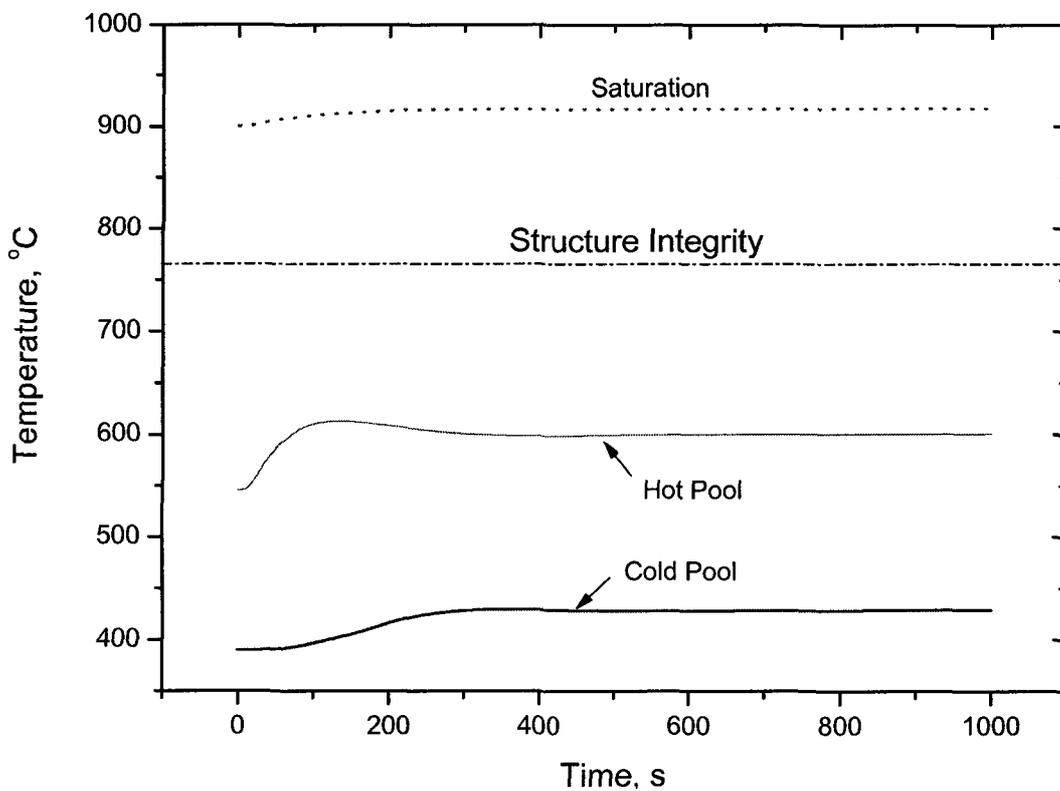


그림 2-29 풀 온도변화 (UTOP)

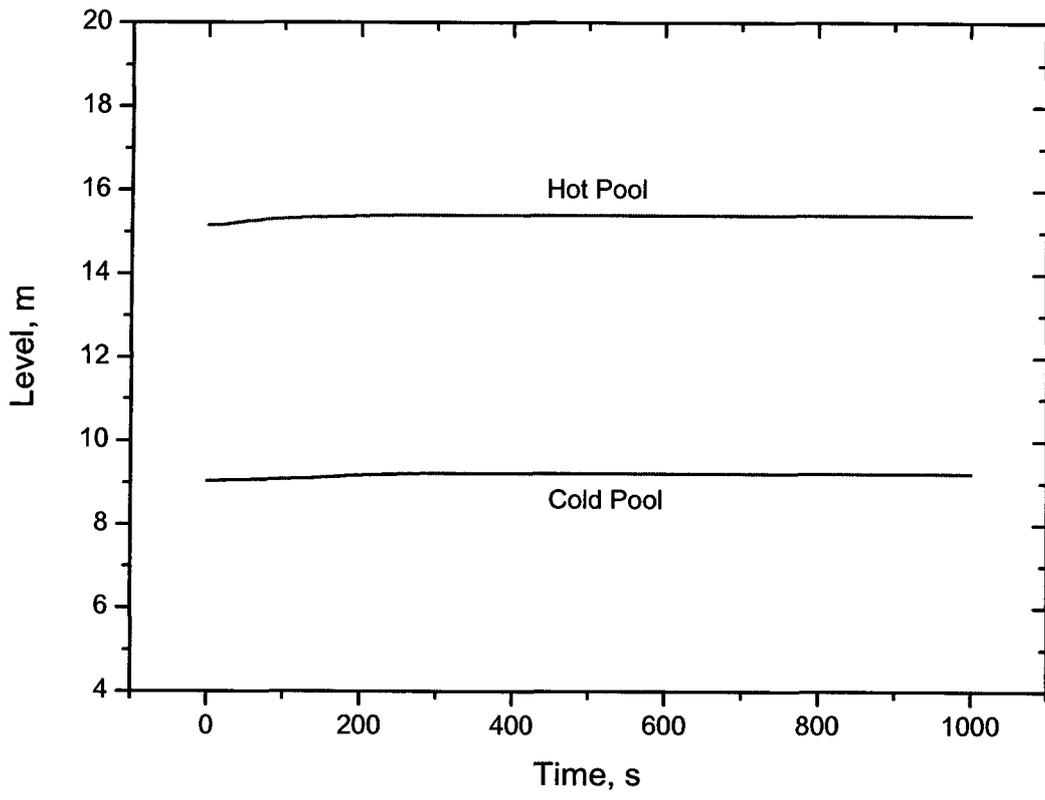


그림 2-30 풀 수위변화 (UTOP)

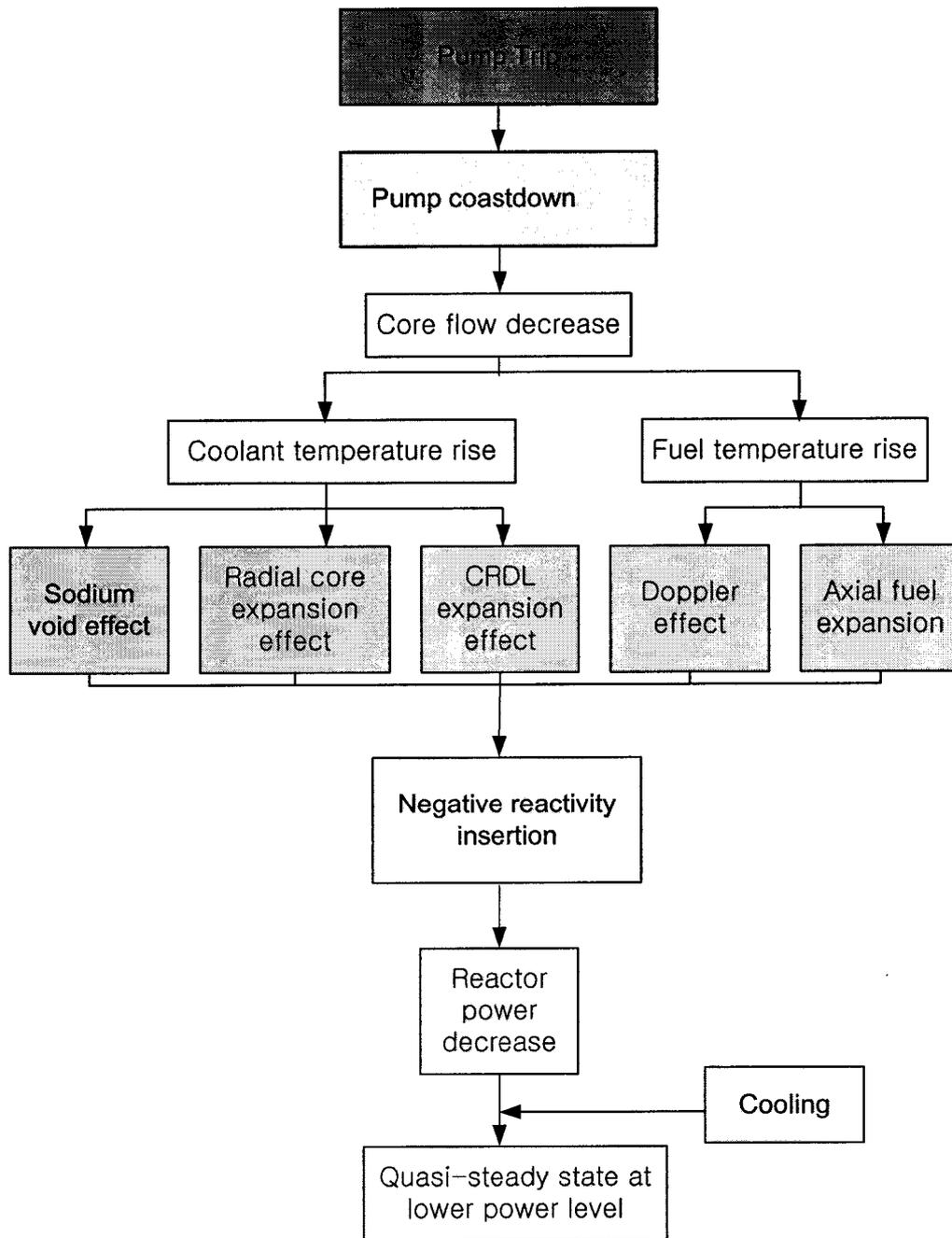


그림 2-31 ULOF 사고전개 요약

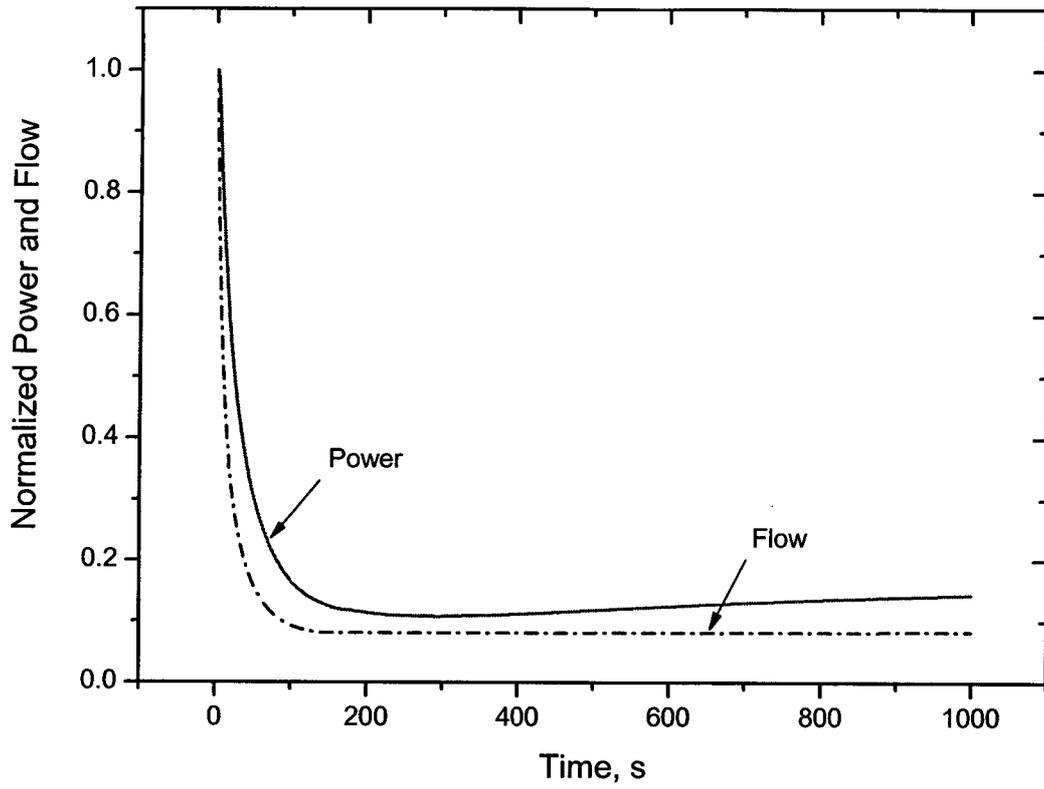


그림 2-32 출력 및 유량변화 (ULOF)

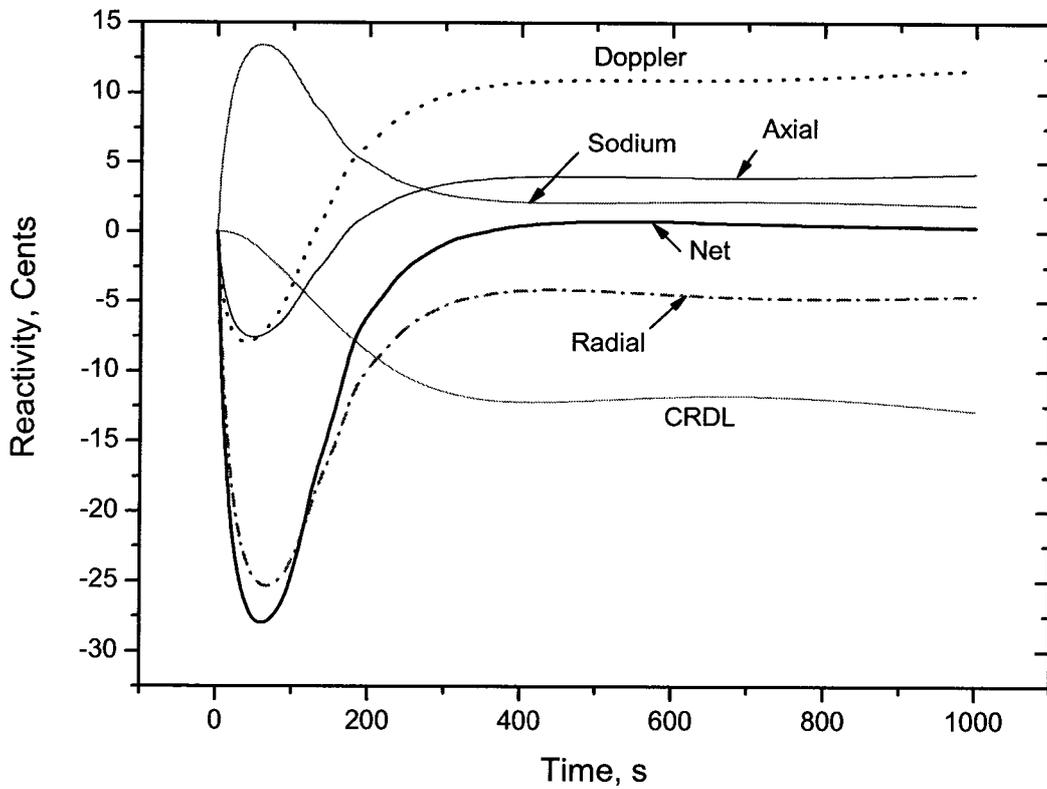


그림 2-33 반응도 궤환 (ULOF)

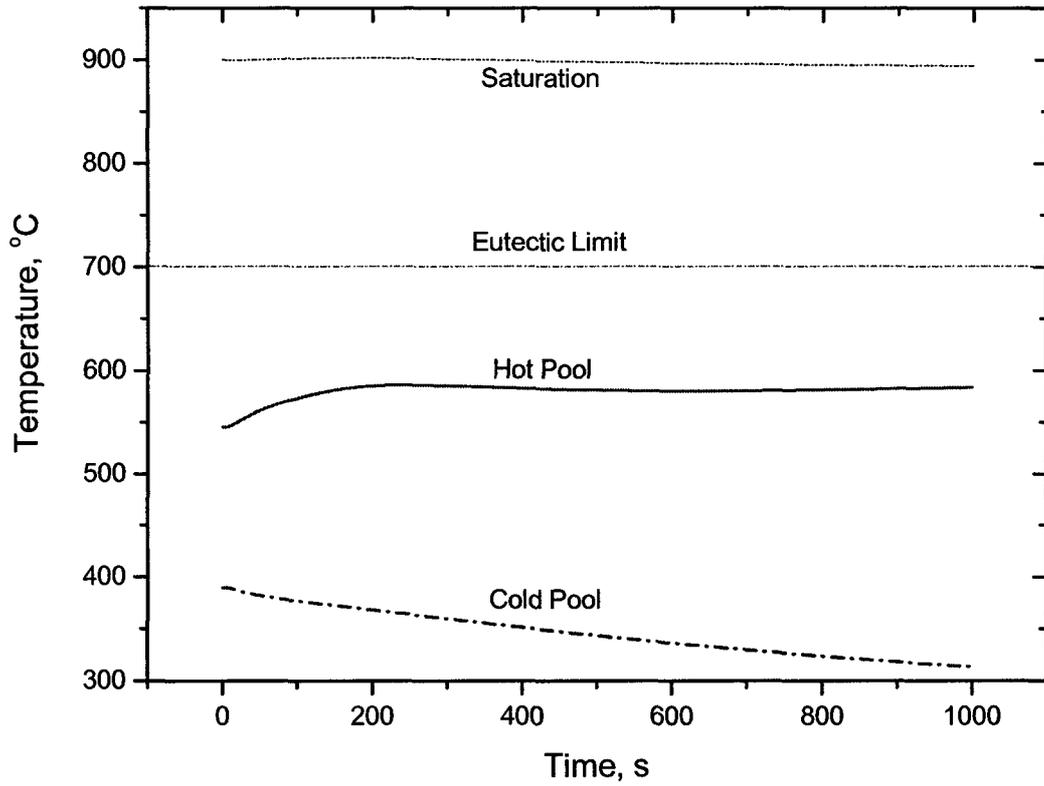


그림 2-34 풀 온도변화 (ULOF)

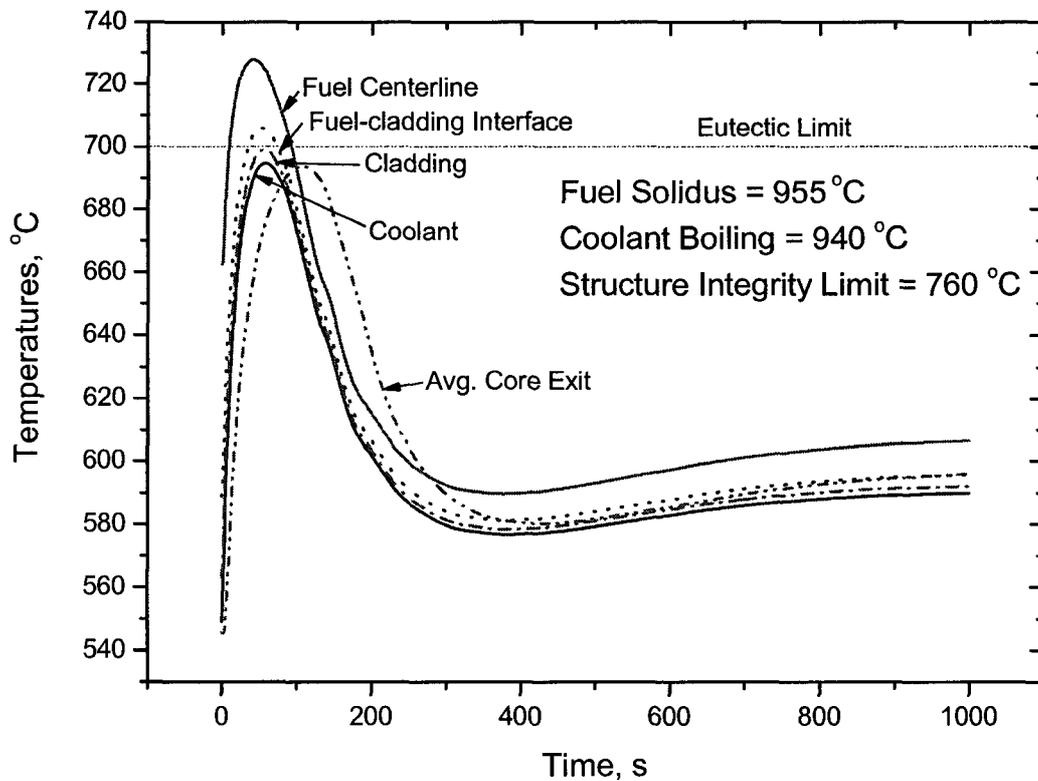


그림 2-35 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (ULOF)

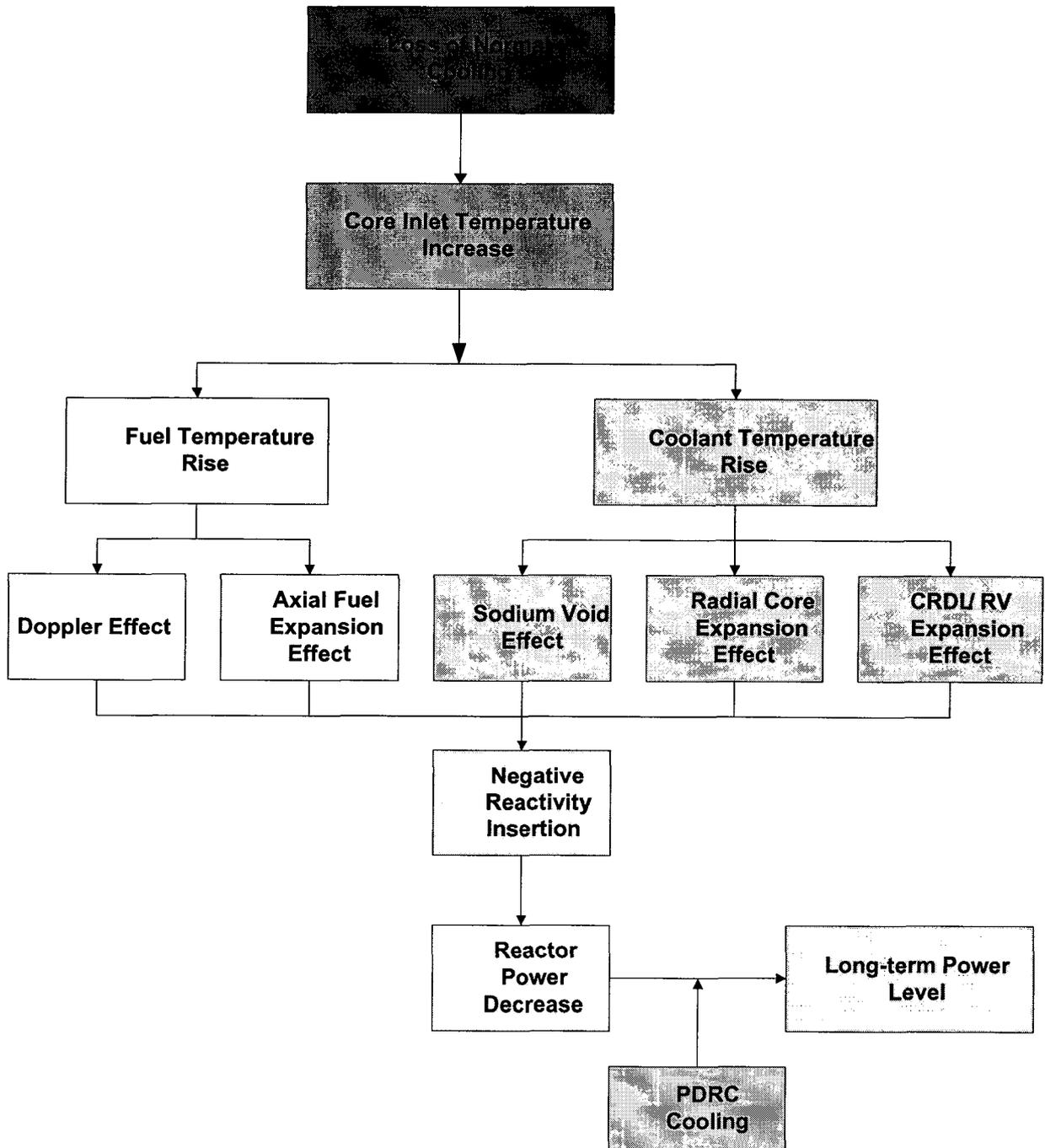


그림 2-36 ULOHS 사고전개 요약

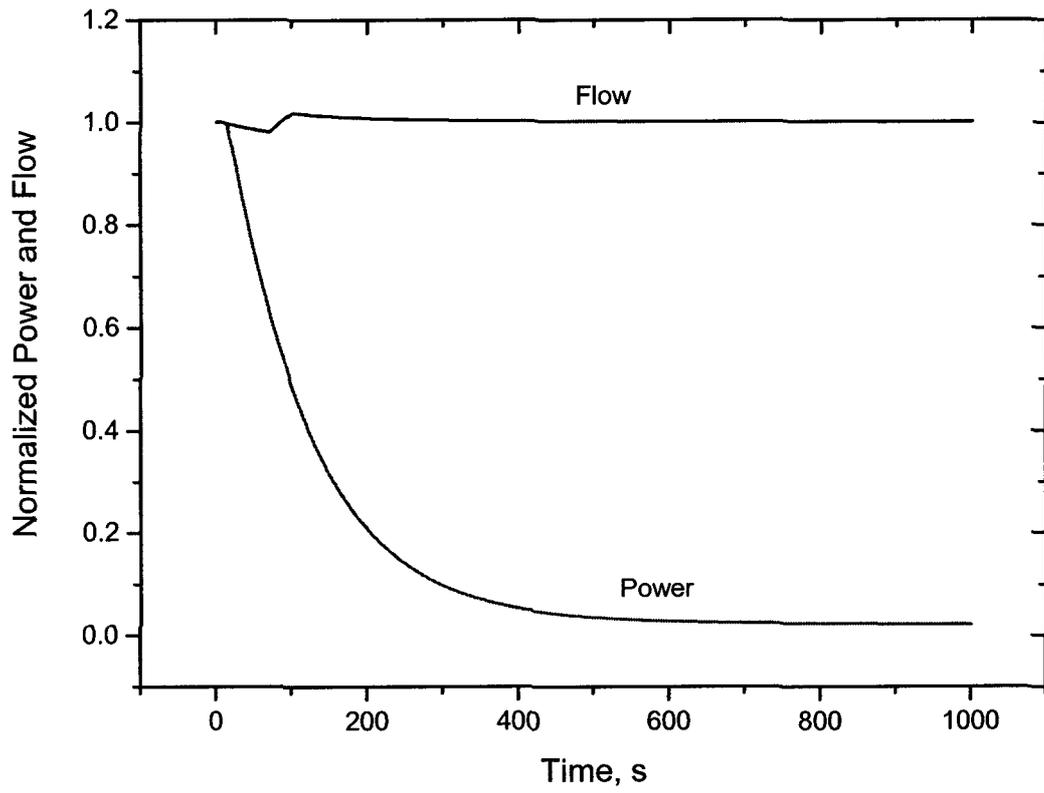


그림 2-37 노심 출력 및 유량변화 (ULOHS)

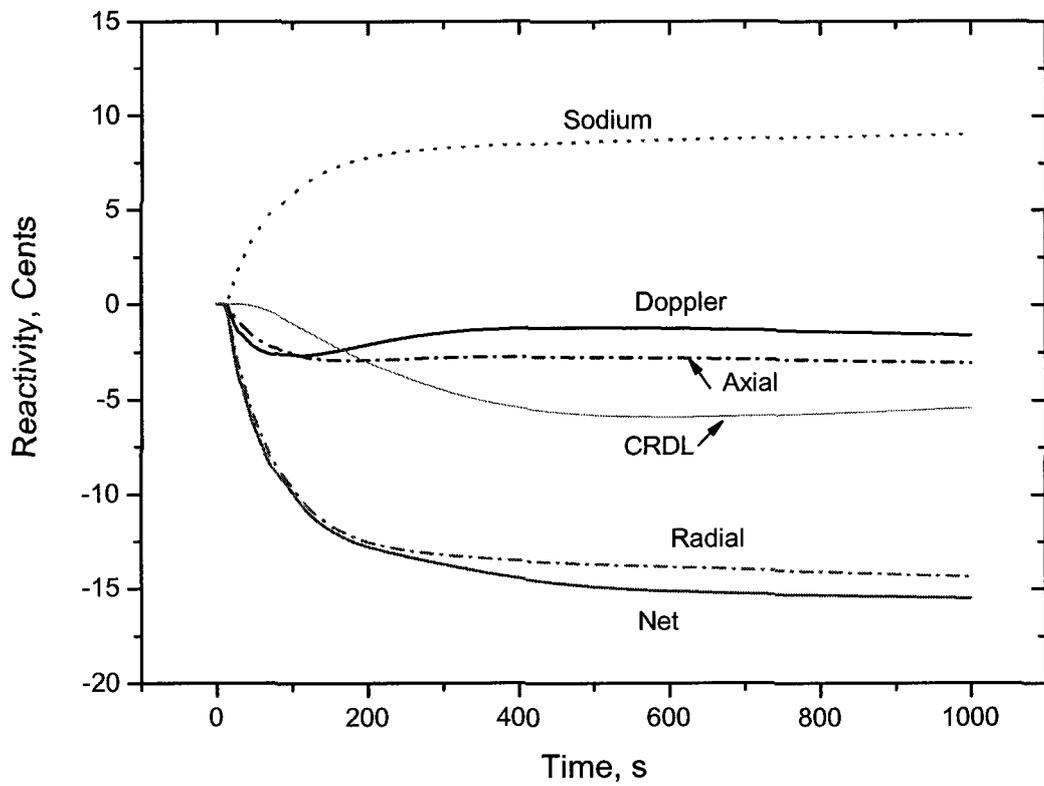


그림 2-38 반응도 궤환 (ULOHS)

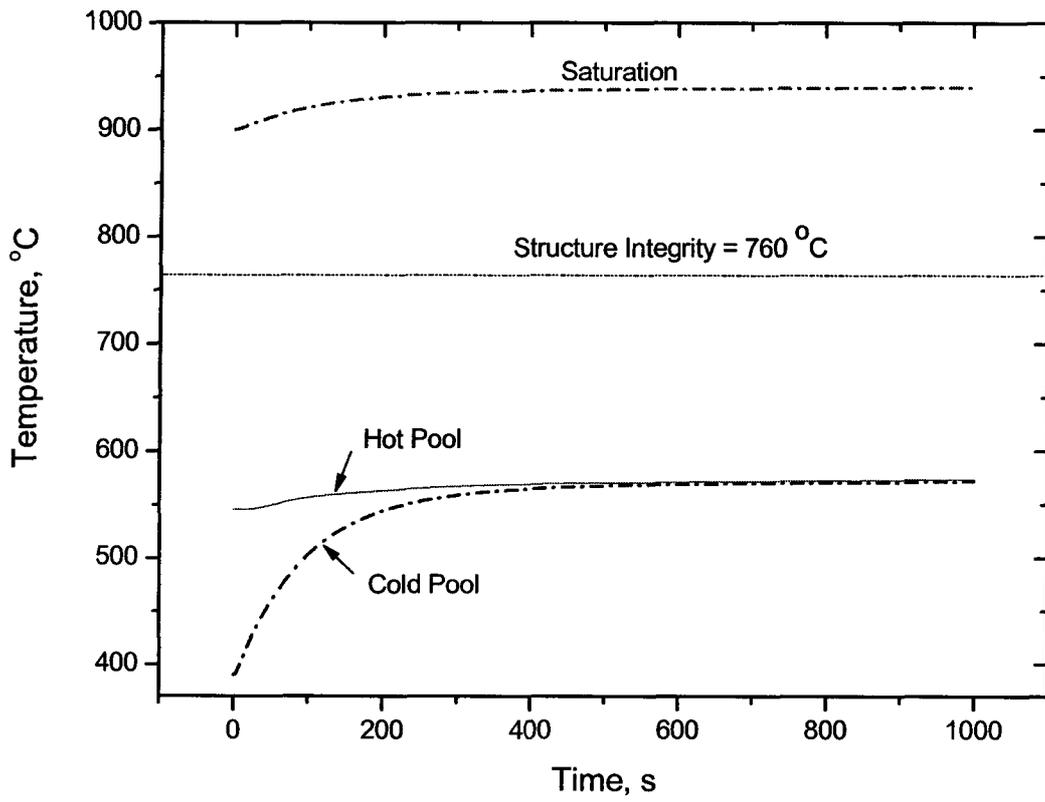


그림 2-39 풀 온도변화 (ULOHS)

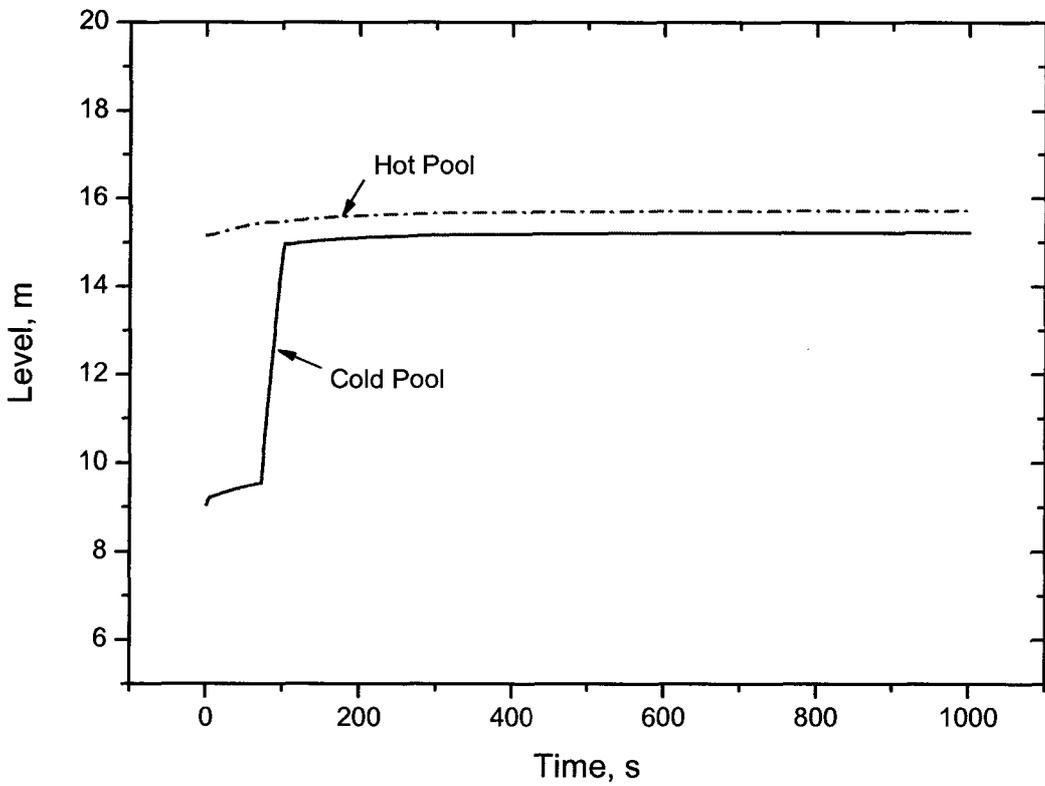


그림 2-40 풀 수위변화 (ULOHS)

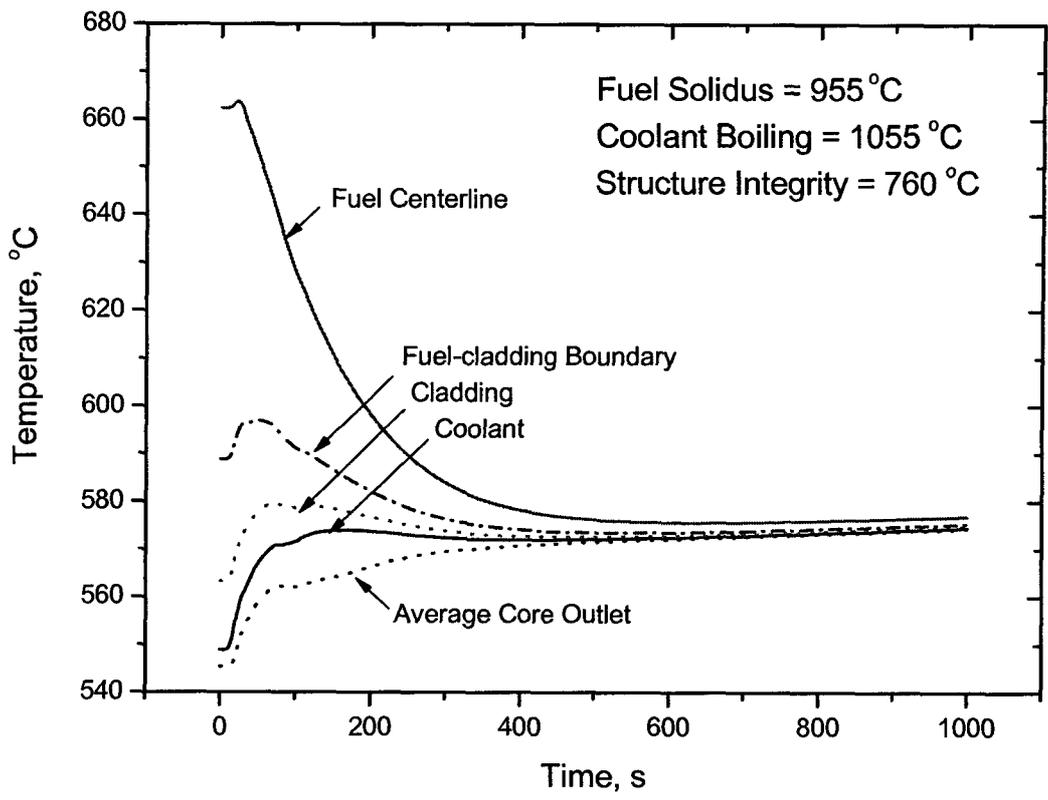


그림 2-41 노심 핵연료, 피복재, 냉각재 온도변화 (ULOHS)

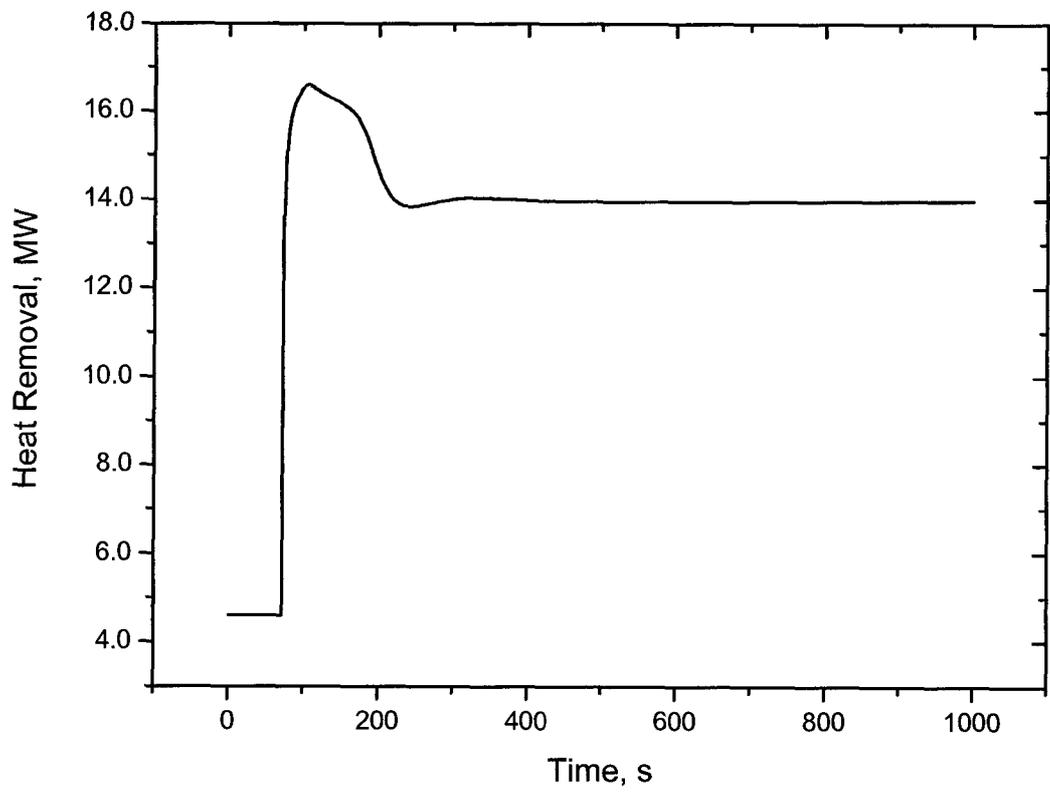


그림 2-42 PDRC 열제거율 (ULOHS)

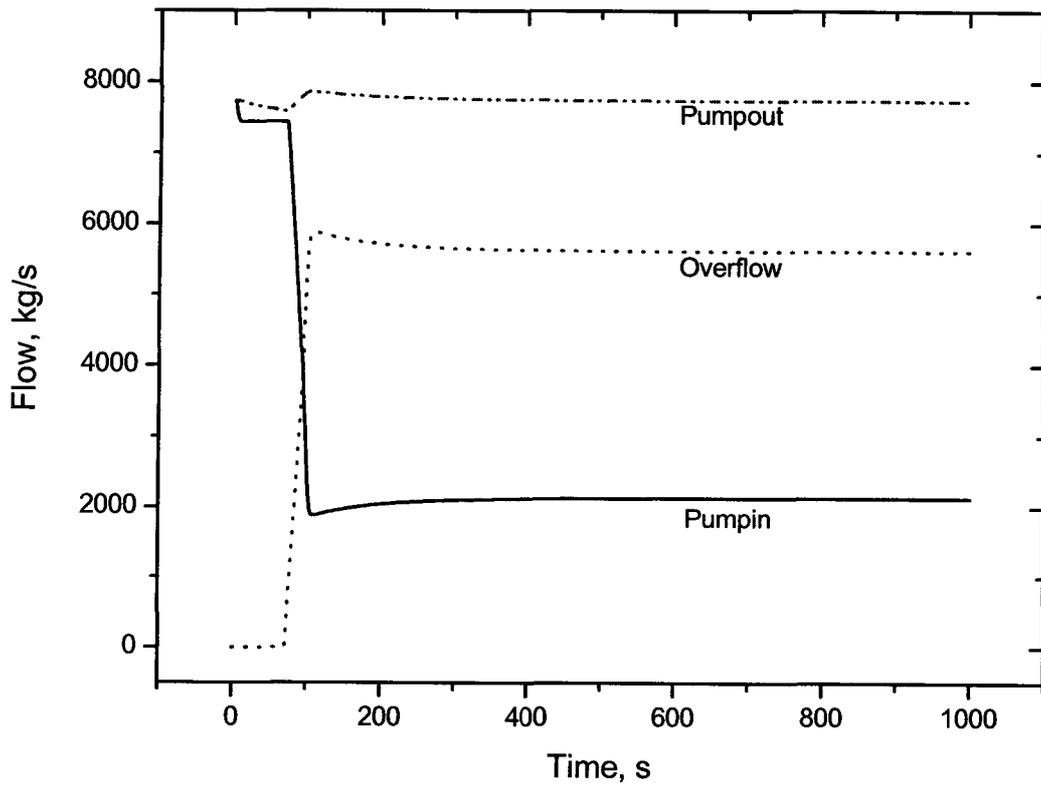


그림 2-43 일차계통 유량변화 (ULOHS)

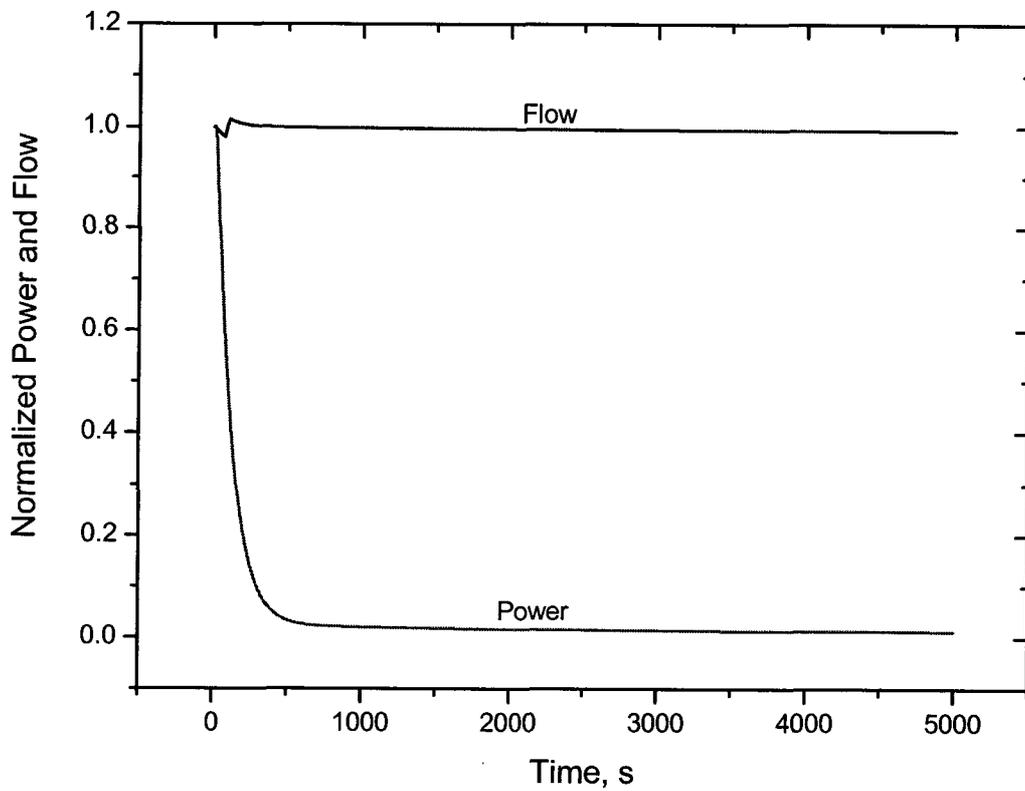


그림 2-44 장기냉각 초기조건 계산 시 출력 및 유량 변화

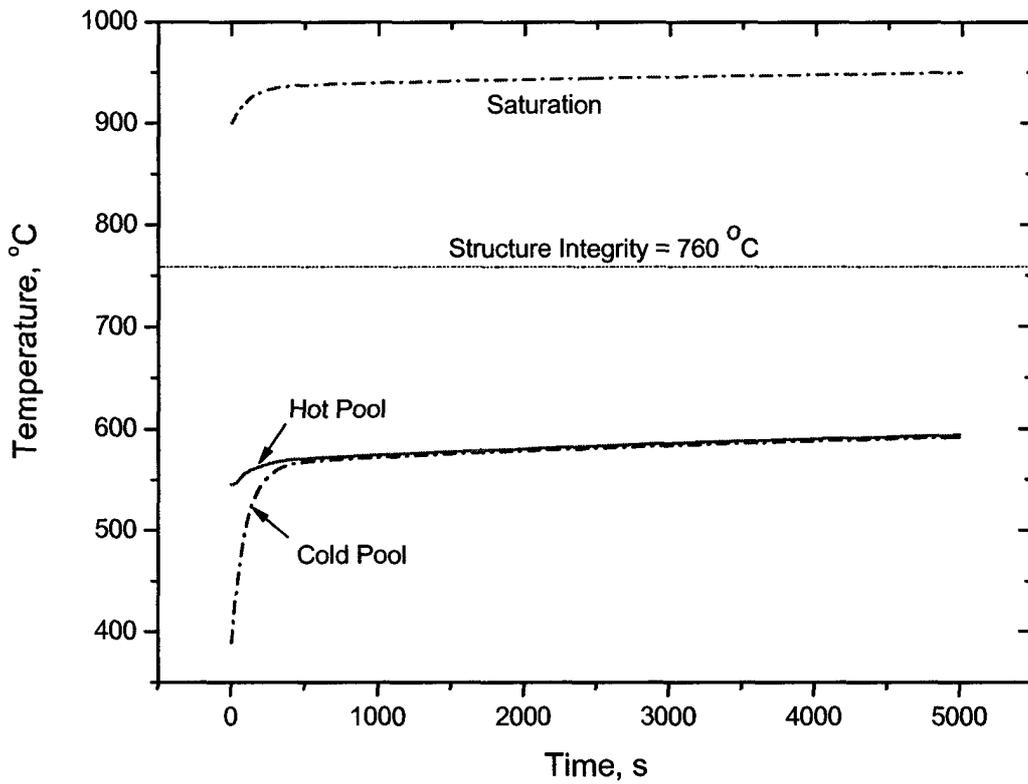


그림 2-45 장기냉각 초기조건 계산 시 풀 온도 변화

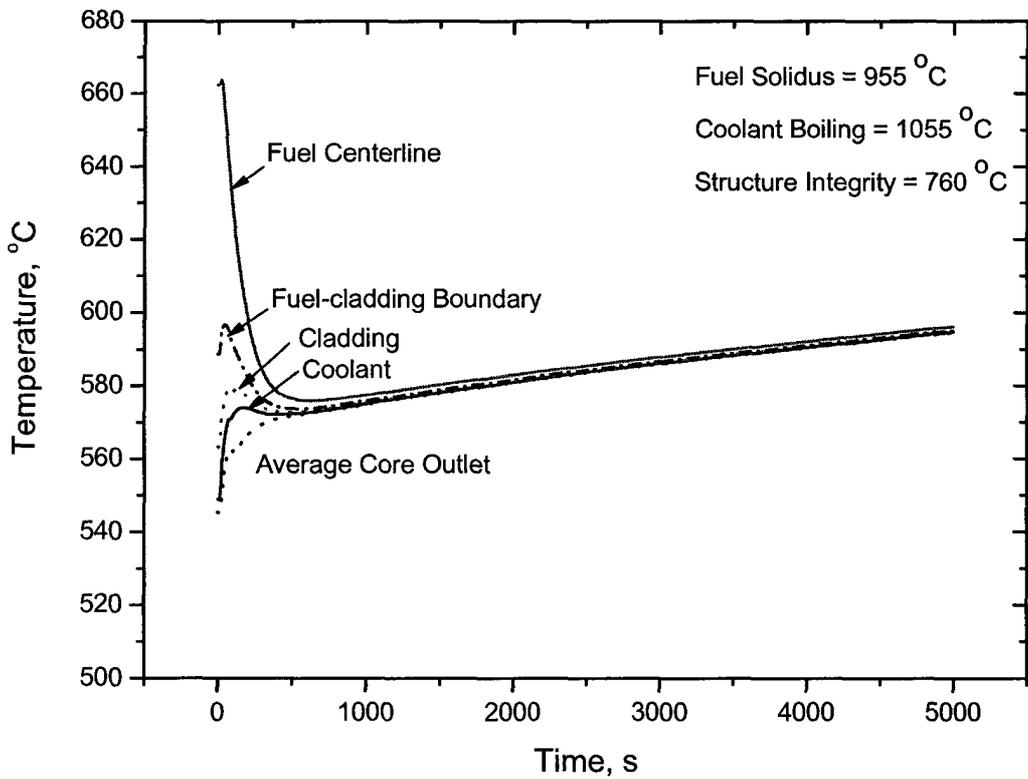


그림 2-46 장기냉각 초기조건 계산 시 노심 온도 변화

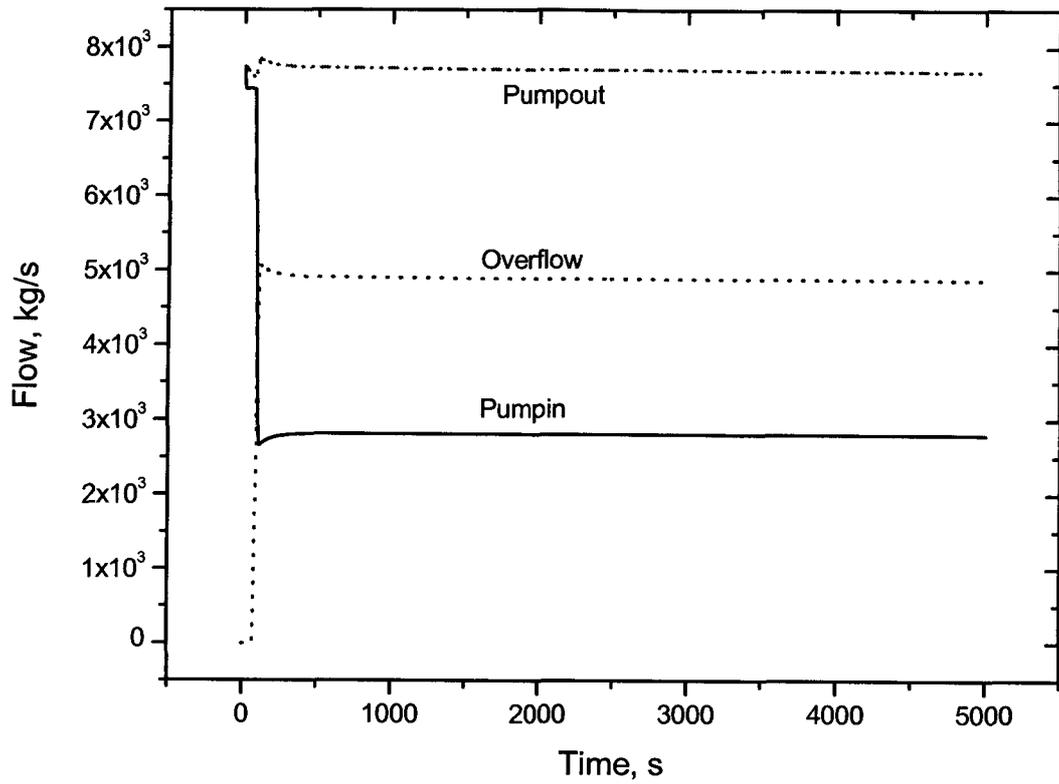


그림 2-47 장기냉각 초기조건 계산 시 일차계통 유량 변화

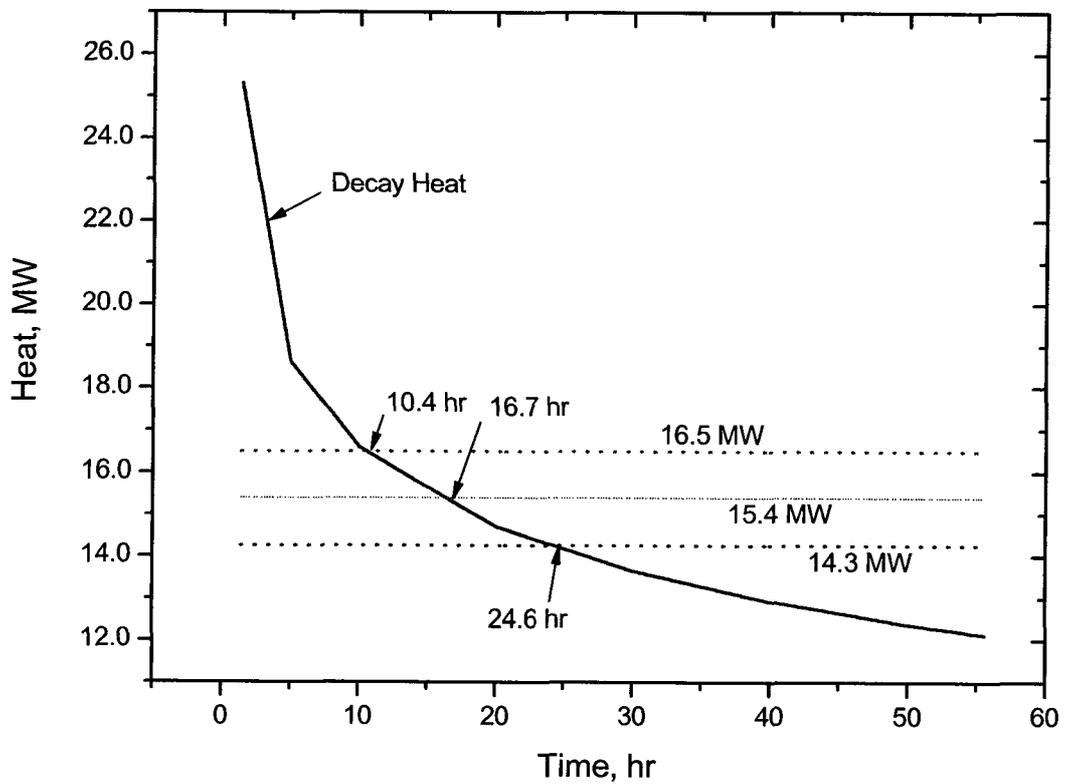


그림 2-48 노심 열발생과 PDRC 열제거율 변화 (장기냉각)

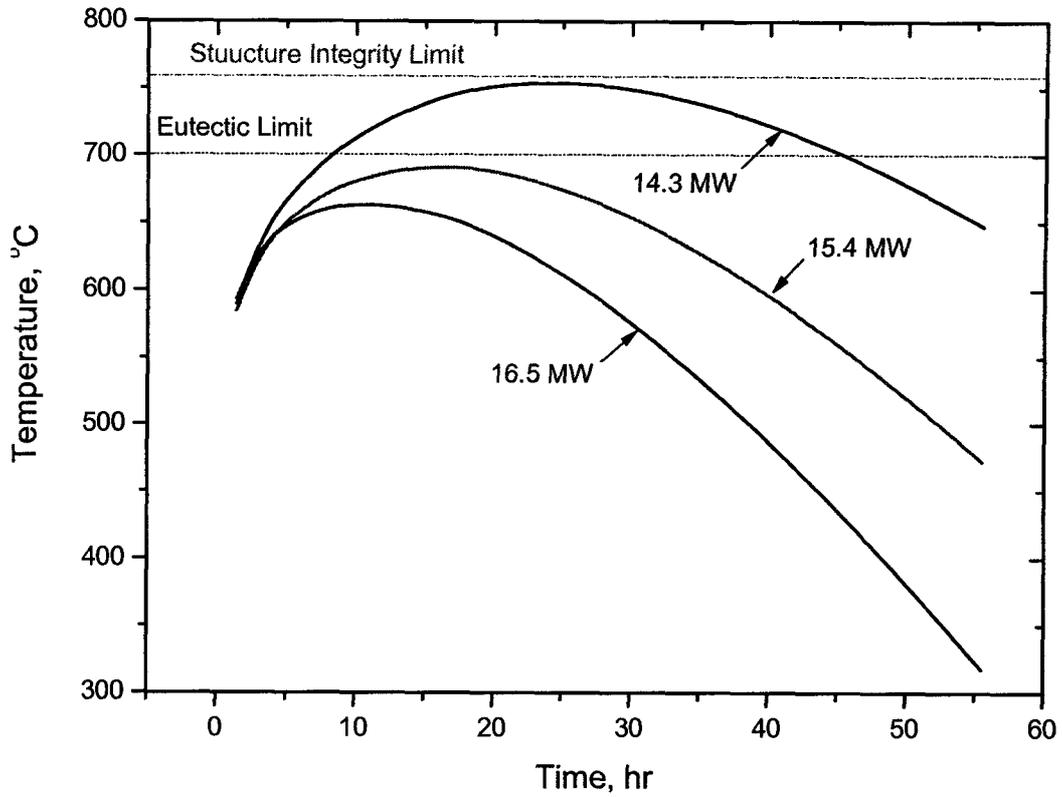


그림 2-49 풀 소듐 온도변화 (장기냉각)

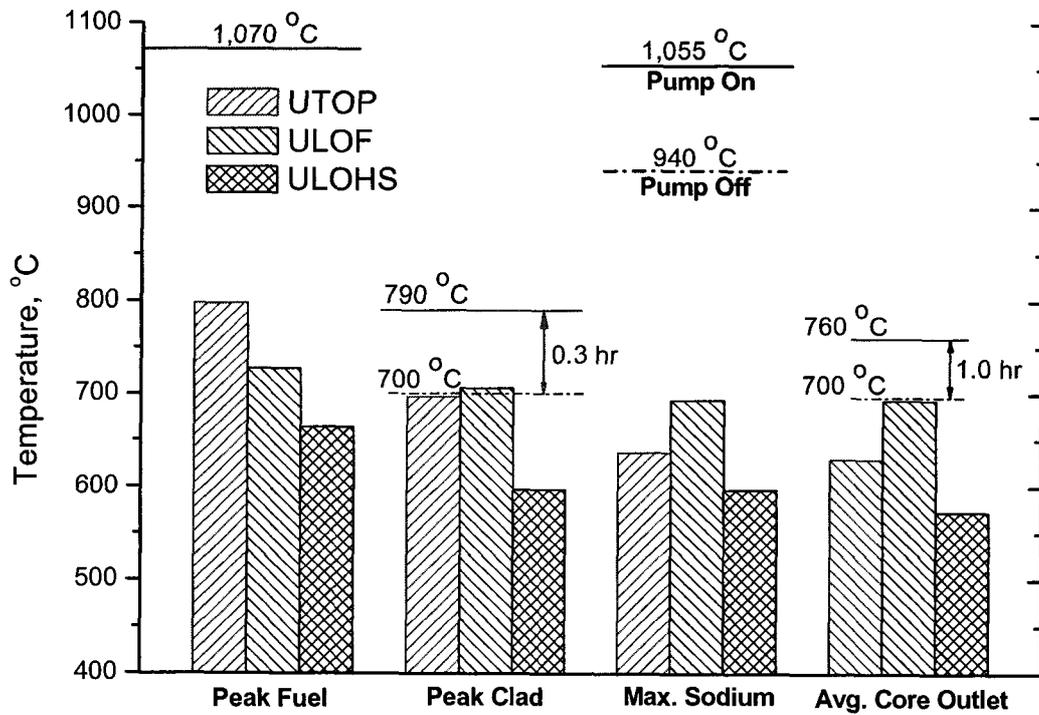


그림 2-50 ATWS 사고 해석결과 요약

나. 설계기준사고 해석

KALIMER-600은 최상위 안전 원칙인 다중방호 개념에 따라 안전 설계 목표를 만족시키도록 설계되었다. 가장 중요한 안전 설계 목표는 사고 저항성의 극대화와 사고 완화 기능의 달성인데, 이러한 목표는 안전 기능을 저해할 수 있는 상태를 검출하고, 안전 기능이 유지되도록 발전소 상태를 설계 기준 내에서 유지함으로써 달성될 수 있다. 이를 위해 KALIMER-600 설계는 사고 또는 비정상 상태에서 반응도 제어 기능을 제공할 수 있도록 다양화된 원자로 제어 시스템을 채택하고 있다.

반응도 제어는 고유 반응도 궤환 구조에 의해서도 조절된다. 또한 중간계통과 주증기 계통에 의한 정상적인 열제거 경로와 더불어 피동형 열제거 장치로서 PDRC (passive decay heat removal circuit)가 설치되어 열제거 기능을 유지한다. 따라서 KALIMER-600은 설계에 반영된 피동 및 고유 안전 특성으로 인해 기존의 경수로 설계에 비해 향상된 안전성을 제공한다. KALIMER-600은 사건의 발생 빈도가 $10^{-7}/RY$ 이상인 경우를 설계기준사고 (DBE)로 분류하고 있다.

이전 연구단계에서는 KALIMER 설계에 반영된 피동안전성을 검증하고 부각시키는 노력으로 ATWS 해석을 위주로 핵심개념 계통안전해석을 수행하였으나, 향후 요구되는 설계기준 사고에 대한 원활한 해석을 위해 당해년도에는 보수적 방법론을 적용하는 예비계산으로서 과출력사고 (TOP)와 유량상실사고(LOF)에 대한 방법론 개발과 예시계산을 SSC-K 코드를 사용하여 수행하였다. 사용된 SSC-K 코드는 2.0 버전으로서 노심 3차원 해석 모듈과 Windows 모듈이 포함되었으며, 기타 입출력 모듈이 사용자의 편의성을 증진시키도록 개선되었다.

표 2-8은 설계기준 사고해석에 중요한 KALIMER-600의 설계 자료를 정리한 것이다. SSC-K 코드를 이용하여 KALIMER-600의 계통 해석을 수행하기 위해 노심영역을 내부 구동영역 (Inner driver), 중간 구동영역 (middle driver), 외부 구동영역 (outer driver), 제어봉, 반사체, 차폐체, 그리고 고온집합체 등 모두 7개의 영역으로 구분하여 모의한다. 각 영역의 출력은 표 2-8에 정리된 BOEC 상태의 분포를 사용하였다.

반응도 궤환 특성을 결정하는 도플러 계수, 소듐 기화 반응도, 반경방향 노심 팽창계수, 축방향 핵연료 팽창계수 등의 여러 반응도 계수 또한 BOEC 상태의 값들을 사용하였다. 고온 풀에서의 상세한 온도 분포를 계산할 수 있도록 2차원 풀 모델을 모든 계산에 적용되도록 하였으며, 고온풀에서의 온도 분포를 토대로 상세한 제어봉 구동축 반응도가 계산되도록 하였다. 제어봉의 초기 위치는 연소도에 따른 최대 연소도가 변화 (burnup reactivity swing)를 고려하여 정하였다.

설계기준 사고에 대한 계통과도 안전해석은 다양한 설계변수 및 운전조건의 영향을 반영하고 해석모델의 불확실성을 고려할 수 있도록 보수적으로 수행한다. 원자로 계통의 설계가 확정된 경우 특정한 설계기준 과도상태에 대한 해석 시 보수성을 충분히 반영한 방법론을 개발하고 그 방법론을 사용하여 계통 과도해석을 수행하는 것이 요구된다. 이를 위해서는 보수적 초기조건 및 과도조건이 선정되어야 하고, 설계변수 또한 보수적으로 적용되어야 하며, 원자로정지 설정치의 불확실도와 해석모델의 불확실도를 반영하는 것이 필요하다.

표 2-9에는 보수적 과도사고 해석을 위하여 고려해야 하는 주요변수들과 운전범위 및 불확실도가 정리되어 있다. EFR 및 PRISM 사고해석에 대한 검토와 예비분석을 통하여 표 2-9의 변수들 중 핵연료 열전도도, Decay heat, 원자로 출력, 일차계통 유량, 노심 입구온도, 제어봉가, Doppler 계수, 그리고 소듐기화 반응도 계수 등을 설계기준 사고에 영향을 미치는 주요 불확실도 변수로 선정하고 각 변수의 변위에 대한 다양한 민감도 분석을 수행하였다.

이 변수들 중 핵연료 열전도도, Decay heat는 항상 보수적으로 적용하였다. 핵연료 축방향 팽창에 의한 반응도 변화, 노심 반경 반향 반응도 변화, 그리고 제어봉구동축 팽창에 의한 반응도 변화 등은 해석 코드의 모델의 일부이므로 민감도 분석 대상에 포함시키지 않았다. 원자로정지 설정치는 KALIMER-600 설계에서 반영이 확정된 노심 중성자속, 일차계통 유량, 그리고 노심출구온도에 대해서 고려되었다.

설계기준사고 해석을 통해 확인하여야 할 주요 사항은 핵연료, 피복재, 냉각재의 안전 허용 기준 만족 여부이다. 핵연료의 안전 기준 온도는 고화 온도를 기준으로 동적 부하 (dynamic load)를 감당할 수 있는 955°C로 결정되었으며, 피복재 안전 기준은 피복재의 건전성을 위협하는 피로 파열 (stress rupture)을 배제하고 피복재와 핵연료의 공융 형성을 배제할 수 있는 온도로 결정되었다. 그리고 원자로 구조물의 건전성 유지를 위해 요구되는 노심 출구 온도 기준과 냉각재 비등을 배제할 수 있는 최대 냉각재 온도 기준이 만족되어야 한다.

표 2-8 KALIMER-600 설계의 출력 분포 및 주요 반응도 변수

| 변수 \ 노심 상태 | BOEC | EOEC |
|--|-----------------------------|-----------------------------|
| 집합체 출력 (ID/MD/OD) | 0.375/0.321/0.288 | 0.380/0.319/0.285 |
| 유효 지발중성자 분율 β_{eff} | 0.00351 | 0.00348 |
| Doppler 계수 $\frac{d\rho}{dT}$, pcm (Na flooded) | -1301.20 T ^{-1.12} | -1225.17 T ^{-1.12} |
| 소듐 기화 계수, \$ | 7.36 | 7.59 |
| 반경방향 노심 팽창계수 pcm/(dR/R) (%) | -507 | -510 |
| 축방향 핵연료 팽창계수, pcm/(dH/H)(%) | -104.4 | -104.4 |
| 제어봉가, \$ | 16.83 | 17.10 |
| USS worth, \$ | 1.52 | 1.59 |

표 2-9 DBE 해석을 위한 주요 민감도 변수 및 범위

| 구 분 | 변 수 | 범위 또는 불확실도 |
|----------------|-----------------------|-----------------|
| 보수적 초기 및 과도 조건 | 핵연료 열전도도 | Irradiated, 92% |
| | Decay heat (%) | 110 |
| 설계 변수 민감도 | 원자로 출력 (%) | 96~104 |
| | 일차계통 유량 (%) | 98~102 |
| | 노심 입구온도 (°C) | 385~395 |
| | 제어봉가 (%) | Nominal±15 |
| 원자로정지 설정치 불확실도 | Neutron flux trip (%) | 111±4 |
| | 일차계통 유량 (%) | 최소 84% |
| | 노심 출구온도 (°C) | 555±5 |
| 반응도 모델 불확실도 | Doppler (%) | ±15 |
| | Sodium void worth (%) | ±20 |
| | Axial expansion (%) | ±20 |
| | Radial expansion (%) | ±20 |
| | CRDL expansion (%) | ±20 |

1) TOP

과출력 사고는 노심의 일정 위치에 삽입되어 있던 일차 제어봉이 제어봉 구동 장치의 오동작으로 인해 의도하지 않은 인출이 발생하고 그 결과 노심에 정반응도가 부가되는 사고이다. KALIMER-600의 제어봉 구동 장치는 한 번에 하나의 제어봉이 이동하도록 제어하므로, 최대의 반응도 삽입이 수반되는 상황은 최대 속도로 구동 모터가 동작하여 각 제어봉이 순차적으로 인출되는 사고이다. 제어봉 정지 계통 (RSS, rod stop system)은 동작하지 않는 것으로 보수적으로 가정하였다. 따라서 과출력 사고 동안 제어봉은 가정된 초기 위치에서 노심 상부까지 이동하게 된다.

따라서 부가되는 최대 반응도의 크기는 연소 반응도 변화를 보상해 주기 위해 설정되는 제어봉의 초기 위치를 고려하여 결정되었다. 최대 연소반응도가 344.0 pcm에 해당되는 위치는 노심 상부로부터 140.1 mm의 위치인데, 이 지점에 위치한 제어봉이 순차적으로 최대 인출 속도를 가지고 노심 상부로 인출되기 되어 모두 344 pcm, 즉 0.98\$의 반응도가 삽입된다고 가정하였다.

또한 초기 위치에서 초당 3mm의 속도로 인출되는 것을 가정하면 총 46.7초 동안 제어봉의 인출이 진행되게 된다. 이러한 가정은 KALIMER-600 설계에서 고려할 수 있는 가장 보수적인 가정이 된다. 반응도 부가에 의해 급격한 초기 출력의 증가에 따라 노심 중성자속 또는 출구 온도 설정치에 의한 원자로 정지가 발생하게 된다.

보수적인 과출력 사고 해석 조건을 설정하기 위해 고려된 주요 민감도 변수는 제어봉가,

Doppler 계수, 소듐 기화 반응도 계수 등의 반응도 관련 변수와 원자로 출력, 일차계통 유량, 노심 입구 온도 등의 계통 변수이다. 표 2-10은 가장 보수적인 조건을 설정하기 위하여 구성한 TOP 반응도 변수 민감도 해석 매트릭스와 각 경우에 대한 주요 해석 결과이다.

표 2-10 TOP DBE 해석을 위한 반응도 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과

| Case | 일차측 출력, % | 일차측 유량, % | 노심 입구 온도, °C | 제어봉가, % | Doppler, % | Sodium Void, % | 최고 핵연료 온도, °C | 최고 냉각재 온도, °C | 첨두 출력, % | 원자로 정지 시간, 초 |
|--------|-----------|-----------|--------------|---------|------------|----------------|---------------|---------------|----------|--------------|
| Base0 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | Nominal | Nominal | 725.46 | 579.86 | 116.4 | 6.875 |
| Base1 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | +15 | Nominal | 725.50 | 579.15 | 116.2 | 7.125 |
| Base2 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | -15 | Nominal | 725.29 | 579.68 | 116.4 | 6.625 |
| Base3 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | Nominal | Nominal | 725.49 | 579.56 | 116.7 | 6.000 |
| Base4 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | Nominal | Nominal | 725.58 | 580.28 | 115.9 | 7.875 |
| Base5 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | +15 | Nominal | 726.60 | 580.29 | 116.1 | 8.250 |
| Base6 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | -15 | Nominal | 725.70 | 580.26 | 116.1 | 7.625 |
| Base7 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | +15 | Nominal | 725.72 | 579.27 | 116.6 | 6.250 |
| Base8 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | -15 | Nominal | 725.04 | 578.68 | 116.7 | 5.750 |
| Base9 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | Nominal | +20 | 726.09 | 579.65 | 116.7 | 6.750 |
| Base10 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | Nominal | -20 | 726.24 | 579.76 | 116.6 | 7.000 |
| Base11 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | +15 | +20 | 725.94 | 580.57 | 115.9 | 8.125 |
| Base12 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | +15 | -20 | 726.99 | 580.76 | 116.2 | 8.500 |

주요 반응도 변수인 제어봉가, Doppler 계수, 그리고 소듐기화반응도 계수의 불확실도에 대한 민감도 분석 결과는 표 2-10에서 정리된 바와 같이 제어봉가가 낮을수록, Doppler 계수가 클수록, 그리고 소듐기화반응도 계수가 작을수록 더 높은 핵연료 온도와 냉각재 온도가 얻어짐을 알 수 있다. 측정 불확실도를 고려하여 고중성자속에 의한 원자로 정지는 정상 출력의 115%에서 발생하고, 노심 출구온도 고온 원자로 정지는 560°C에서 발생하는 것으로 가정하였다. 핵연료와 냉각재의 최고 온도를 결정하는 가장 지배적인 인자는 원자로 정지까지의 시간인데, 원자로 정지가 늦게 발생할수록 온도는 높아지게 된다.

표 2-11은 주요 계통 설계 변수인 원자로 출력, 일차계통 유량, 그리고 노심 입구온도에 대한 민감도 분석 결과이다. 과출력 사고 시 최고 핵연료 온도와 냉각재 온도는 출력, 유량, 입구 온도의 복합적인 영향에 의해 결정됨을 알 수 있다. 일반적인 경향은 출력이 높을수록, 유량이 적을수록, 그리고 입구온도가 높을수록 더 높은 핵연료 온도와 냉각재 온도를 가지게 된다.

그런데 이러한 경향에 따라 가장 보수적인 결과를 얻을 것이라고 예측되는 H1과 H2의 경우에는 출력과 입구 온도가 높은 반면 유량이 적게 되어 정상 상태의 노심 평균 출구 온도가 노심 출구 온도 고온 정지 설정치를 초과하게 되어 사고 발생 후 원자로 보호계통의 지연 시간인 0.6초 이후 즉시 원자로가 정지하게 되어 덜 보수적인 결과로 나타남을 볼 수 있다. 그 결과 가장 보수적인 TOP 해석 결과는 원자로 출력 104%, 일차계통 유량 100%, 그리고 노심 입구 온도 395 °C 인 G2 경우에 대해 얻어진다.

표 2-11 TOP DBE 해석을 위한 계통 설계 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과

| Case | 일차측 출력, % | 일차측 유량, % | 노심 입구 온도, °C | 제어봉가, % | Doppler, % | Sodium Void, % | 최고 핵연료 온도, °C | 최고 냉각재 온도, °C | 첨두 출력, % | 원자로 정지 시간, 초 |
|------|-----------------|-----------------|--------------------|------------|---------------|-------------------|---------------------|---------------------|-------------|--------------------|
| A1 | 100 | 100 | 395.0 | Nominal | Nominal | Nominal | 729.86 | 584.98 | 116.4 | 6.875 |
| A2 | 100 | 100 | 395.0 | -15 | +15 | -20 | 730.37 | 585.71 | 115.9 | 8.375 |
| B1 | 100 | 100 | 385.0 | Nominal | Nominal | Nominal | 721.09 | 574.75 | 116.4 | 6.875 |
| B2 | 100 | 100 | 385.0 | -15 | +15 | -20 | 722.61 | 575.63 | 116.2 | 8.500 |
| C1 | 100 | 98 | 390 | Nominal | Nominal | Nominal | 727.72 | 583.52 | 116.3 | 6.875 |
| C2 | 100 | 98 | 390 | -15 | +15 | -20 | 729.23 | 584.51 | 116.2 | 8.500 |
| D1 | 100 | 98 | 395 | Nominal | Nominal | Nominal | 732.13 | 588.65 | 116.4 | 6.875 |
| D2 | 100 | 98 | 395 | -15 | +15 | -20 | 733.65 | 589.65 | 116.2 | 8.500 |
| E1 | 100 | 98 | 385 | Nominal | Nominal | Nominal | 723.31 | 578.46 | 116.3 | 6.875 |
| E2 | 100 | 98 | 385 | -15 | +15 | -20 | 724.82 | 579.36 | 116.2 | 8.500 |
| F1 | 100 | 102 | 395 | Nominal | Nominal | Nominal | 727.67 | 580.82 | 116.5 | 6.750 |
| F2 | 100 | 102 | 395 | -15 | +15 | -20 | 727.98 | 582.06 | 115.8 | 8.375 |
| G1 | 104 | 100 | 395 | Nominal | Nominal | Nominal | 741.16 | 592.38 | 116.2 | 6.875 |
| G2 | 104 | 100 | 395 | -15 | +15 | -20 | 742.63 | 593.79 | 115.9 | 8.625 |
| H1 | 104 | 98 | 395 | Nominal | Nominal | Nominal | 709.04 | 578.54 | 101.6 | 0.625 |
| H2 | 104 | 98 | 395 | -15 | +15 | -20 | 708.96 | 578.56 | 101.4 | 0.625 |
| I1 | 104 | 102 | 395 | Nominal | Nominal | Nominal | 738.88 | 588.64 | 116.2 | 6.875 |
| I2 | 104 | 102 | 395 | -15 | +15 | -20 | 740.37 | 589.42 | 116.0 | 8.500 |

그림 2-51은 최대 핵연료 온도가 얻어지는 Case G2의 조건에서의 출력 변화와 유량 변화를 보여주고 있다. 제어봉 인출에 의해 양의 반응도가 삽입됨에 따라 원자로 정지 설정치에 도달하는 8.6초까지 원자로 출력은 정격출력의 116%까지 상승한 후 급격히 감소하게 되며, 일차계통의 유량은 원자로 정지 발생 후 3초 뒤에 Cooldown된다. 그림 2-52는 정격조건을 기준으로 하는 Base Case와 가장 보수적인 조건인 Case G2 경우에 얻어지는 최대 핵연료 온도와 동일 위치에서의 피복재 온도를 도시한 것이다. SSC-K 계산을 통해 얻어진 최대 핵연료 온도와 최대 피복재 온도는 각각 743°C와 599°C이다.

그림 2-53은 G2 경우의 고온집합체 내에서 축방향 노드 6번에서의 핵연료 중심온도, 핵연료-피복재 경계 온도, 피복재 온도, 그리고 냉각재 온도 변화를 초기 100초 동안 도시한 것이다. 그리고 그림 2-54는 동일한 경우의 반응도 변화를 보이고 있다. 원자로 정지에 의해 많은 양의 부반응도가 삽입되지만, 지속적인 제어봉 인출에 의해 부반응도가 약간씩 감소하는 경향을 가진다. Case G2는 Base Case에 비해 원자로 정지 시점에서의 출력은 약 0.3% 낮지만 정상 상태에서의 출력과 입구 온도가 각각 4%, 5°C 높고, 원자로 정지가 발생하는 시간이 약 1.75초 늦으므로 최대 핵연료 온도와 피복재 온도는 각각 17°C, 14°C 정도 높게 나타난다.

결론적으로 KALIMER-600 설계는 여러 가지 보수성을 충분히 고려하더라도 핵연료의 건전성과 피복재의 안전기준이 되는 955°C와 700°C에 대해 과출력 사고 시 각각 212°C, 101°C 이상의 충분한 안전 여유도를 가지는 것으로 평가된다.

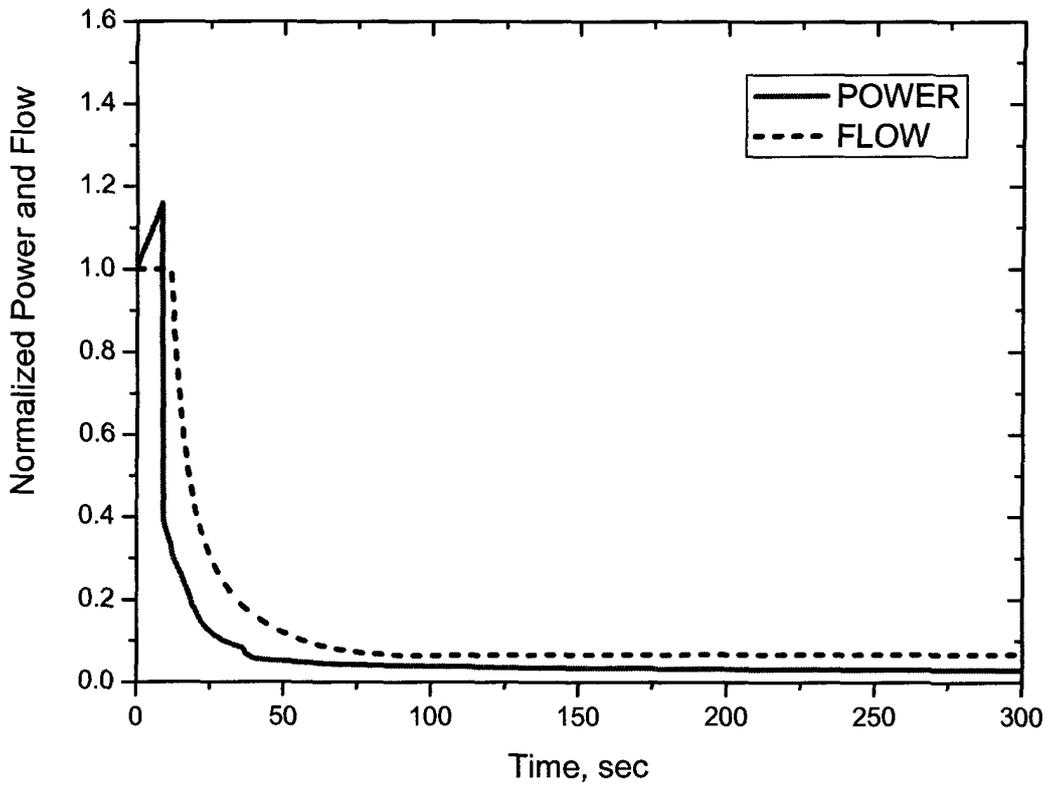


그림 2-51 보수적 TOP 시 출력과 유량 변화

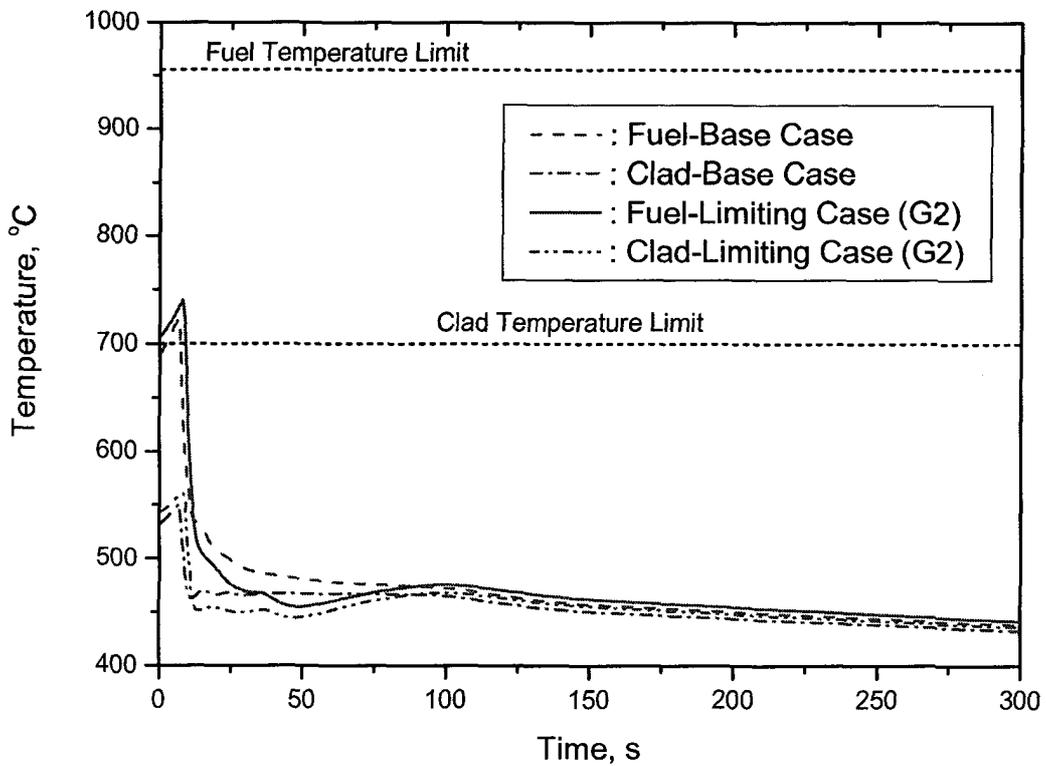


그림 2-52 Base Case와 Case G2의 온도 비교

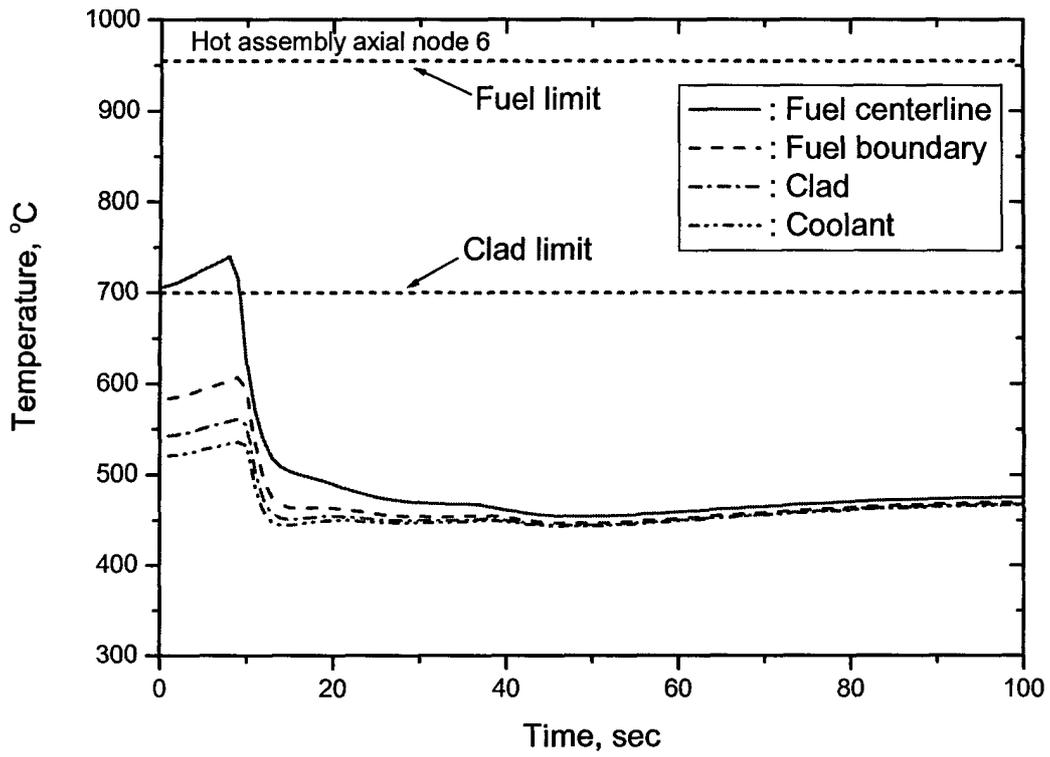


그림 2-53 TOP G2 경우의 핵연료, 피복재 및 냉각재 온도 분포

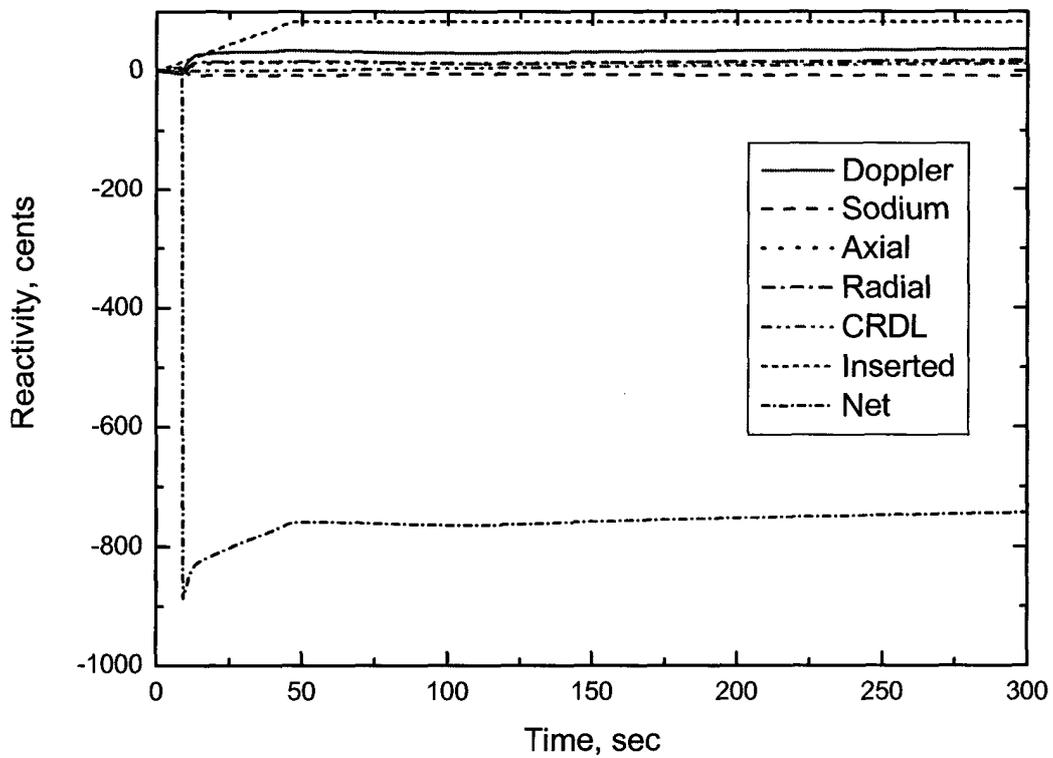


그림 2-54 TOP G2 경우의 반응도 변화

2) LOF

유량상실 사고는 펌프에 공급되는 전원 상실 등의 이유로 일차 계통의 강제 순환이 상실되는 설계기준사건이다. KALIMER-600의 펌프는 전원이 차단될 경우 유량 반감 시간이 약 6초로서 급격한 Coastdown 거동을 가지게 되므로 유량상실 사고 시 출력과 유량의 불균형 발생 여부가 발전소 안전의 관건이 된다. 이러한 불균형이 발생하지 않도록 하기 위해 KALIMER 설계는 측정 오차를 고려하여 일차계통 유량이 정격 유량의 84%에 도달하기 이전에 원자로 정지가 발생하도록 하고 있다. 원자로 정지 이전까지는 출력이 유량에 비해 상대적으로 높게 되므로 핵연료, 피복재 및 냉각재의 온도는 상승하게 된다.

표 2-12는 가장 보수적인 유량상실사고 해석의 초기조건 및 설계 변수를 결정하기 위한 해석 매트릭스와 해석 결과를 정리하고 있다. TOP와 달리 제어봉가는 과도 거동에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단되어 도플러 계수와 소듐 기화 반응도 계수를 주요 반응도 관련 변수로 선정하였다. 이 두 변수에 대한 민감도 분석 결과는 도플러 계수가 낮고, 소듐 기화 반응도 계수가 큰 경우가 보수적인 온도 거동을 보이는 것으로 나타났다. 고려된 원자로 정지 변수는 일차계통 유량 84%에서의 저유량 원자로 정지와 560℃에서 발생하는 노심 출구온도 고온 원자로 정지이다.

TOP과 마찬가지로 계통 변수에 대한 민감도 분석은 원자로 출력, 일차계통 유량, 그리고 노심 입구온도에 대해 수행하였다. 계통 변수의 초기 조건은 노심 입구 온도가 높을수록, 그리고 출력이 높을수록 보수적인 결과를 보여 운전 범위 중 가장 큰 허용 출력과 온도인 104%와 395℃에서 최고 핵연료 온도와 냉각재 온도가 예측되었다. 유량의 영향은 복잡하게 나타나는데 유량이 감소하면 출구 온도가 상승되는 영향을 미치게 되지만, 동시에 저유량에 의한 원자로 정지가 빨리 발생하게 되어 최대 온도가 감소하는 영향 또한 나타난다.

100% 출력을 기준으로 하면 같은 출력과 입구 온도인 경우 유량 감소로 인한 출구 온도 상승 영향이 원자로 정지 시간의 영향보다 약간 크게 되어 더 높은 핵연료 온도와 냉각재 온도를 가지게 된다. 하지만 104% 출력 조건에서는 유량이 98%로 감소하는 경우 TOP에서와 마찬가지로 노심 출구 온도가 노심 출구 고온 원자로 정지 설정치에 도달하게 되어 원자로 정지가 더 빨리 발생하게 되어 유량 100%와 102% 경우에 비해 덜 보수적으로 나타난다.

민감도 분석을 통해 얻어진 가장 보수적인 해석 조건은 출력 104%, 노심 입구온도 395℃, 그리고 유량 100% 또는 102% 경우인 Case G1과 Case I1이다. 최대 핵연료 온도는 717℃로서 Case G1의 경우에 얻어지며, 최대 피복재 온도 603℃는 Case I1의 경우에 얻어진다. 그림 2-55와 2-56에 보인 바와 같이 최대 핵연료 온도 측면에서 가장 보수적인 Case G1의 경우 초기 출력/유량비는 약 1.33 정도로 예측되며, 원자로 정지 이후 급격한 출력 감소로 추가적인 온도 상승은 나타나지 않게 된다. 그림 2-57과 2-58은 G1 경우의 고온집합체 내의 온도 분포와 반응도 변화를 보이고 있다.

해석 결과를 종합해 볼 때, KALIMER-600 설계는 LOF 사고 시 최대 핵연료 온도와 피복재 온도는 각각 717℃와 603℃로서 핵연료의 건전성과 피복재의 안전기준인 955℃와 700℃에 대해 각각 238℃, 97℃의 안전여유도를 가지는 것으로 평가된다.

표 2-12 LOF DBE 해석을 위한 민감도 변수 매트릭스 구성 및 주요 결과

| Case | 일차측 출력, % | 일차측 유량, % | 노심 입구 온도, °C | Doppler, % | Sodium void, % | 최고 핵연료 온도, °C | 최고 냉각재 온도, °C | 최대 P/Q | 최대 P/Q 시간, 초 | Rx Trip 시간, 초 |
|-------|--------------|--------------|--------------------|---------------|----------------------|---------------------|---------------------|-----------|--------------------|------------------|
| Base0 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | Nominal | 700.64 | 589.23 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| Base1 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | Nominal | 700.31 | 589.03 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| Base2 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | Nominal | 700.97 | 589.42 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| Base3 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | +20 | 701.11 | 589.50 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| Base4 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | +20 | 700.77 | 589.30 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| Base5 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | +20 | 701.44 | 589.70 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| Base6 | 100 | 100 | 390.0 | Nominal | -20 | 700.03 | 588.87 | 1.31 | 2.25 | 2.375 |
| Base7 | 100 | 100 | 390.0 | +15 | -20 | 699.71 | 588.68 | 1.31 | 2.25 | 2.375 |
| Base8 | 100 | 100 | 390.0 | -15 | -20 | 700.34 | 589.05 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| A1 | 100 | 100 | 395.0 | Nominal | Nominal | 705.08 | 594.28 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| A2 | 100 | 100 | 395.0 | -15 | +20 | 705.88 | 594.75 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| B1 | 100 | 100 | 385.0 | Nominal | Nominal | 696.15 | 584.09 | 1.32 | 2.25 | 2.375 |
| B2 | 100 | 100 | 385.0 | -15 | +20 | 696.96 | 584.56 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| C1 | 100 | 98 | 390 | Nominal | Nominal | 702.28 | 589.32 | 1.29 | 2.00 | 2.188 |
| C2 | 100 | 98 | 390 | -15 | +20 | 703.07 | 589.68 | 1.30 | 2.00 | 2.188 |
| D1 | 100 | 98 | 395 | Nominal | Nominal | 706.71 | 594.36 | 1.29 | 2.00 | 2.188 |
| D2 | 100 | 98 | 395 | -15 | +20 | 707.50 | 594.72 | 1.30 | 2.00 | 2.188 |
| E1 | 100 | 98 | 385 | Nominal | Nominal | 698.40 | 586.89 | 1.32 | 2.25 | 2.250 |
| E2 | 100 | 98 | 385 | -15 | +20 | 699.20 | 587.35 | 1.33 | 2.25 | 2.250 |
| F1 | 100 | 102 | 395 | -15 | +20 | 705.69 | 595.18 | 1.36 | 2.50 | 2.500 |
| G1 | 104 | 100 | 395 | -15 | +20 | 717.00 | 602.68 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| H1 | 104 | 98 | 395 | -15 | +20 | 708.64 | 578.99 | 1.07 | 0.50 | 0.625 |
| I1 | 104 | 102 | 395 | -15 | +20 | 716.75 | 603.07 | 1.36 | 2.50 | 2.500 |
| J1 | 96 | 100 | 395 | -15 | +20 | 694.73 | 586.88 | 1.33 | 2.25 | 2.375 |
| K1 | 96 | 98 | 395 | -15 | +20 | 696.89 | 589.56 | 1.33 | 2.25 | 2.250 |
| L1 | 96 | 102 | 395 | -15 | +20 | 694.55 | 587.28 | 1.36 | 2.50 | 2.500 |

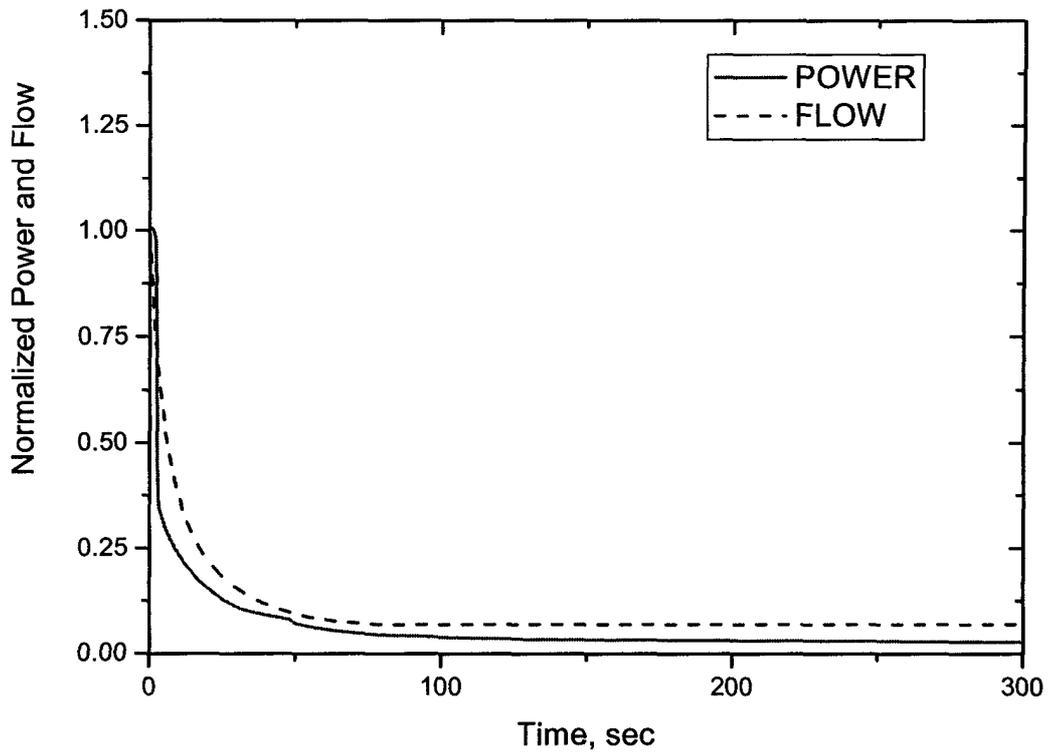


그림 2-55 보수적 LOF 시 출력과 유량 변화

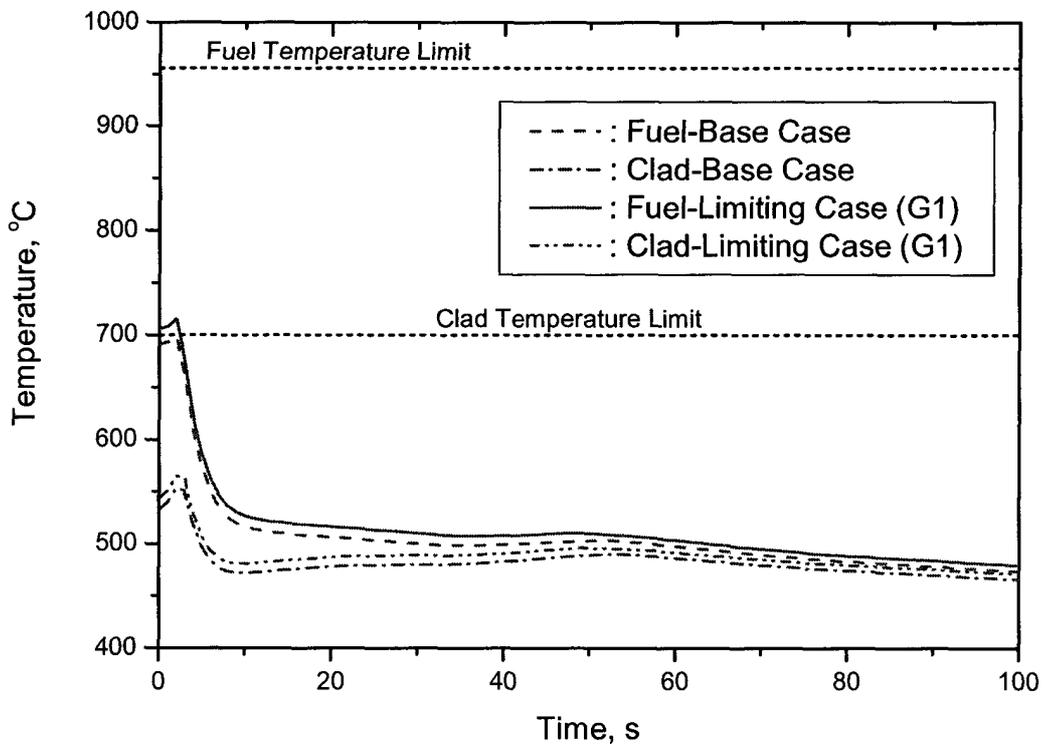


그림 2-56 Base Case와 Case G의 온도 비교

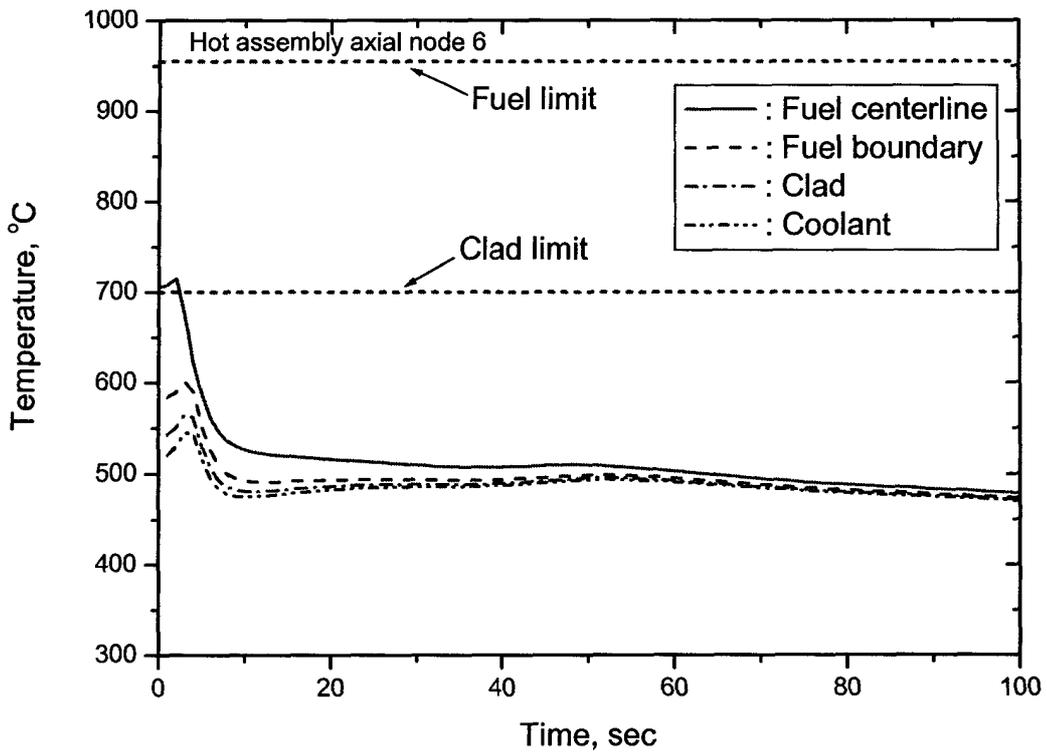


그림 2-57 LOF 시 핵연료, 피복재 및 냉각재 온도 분포

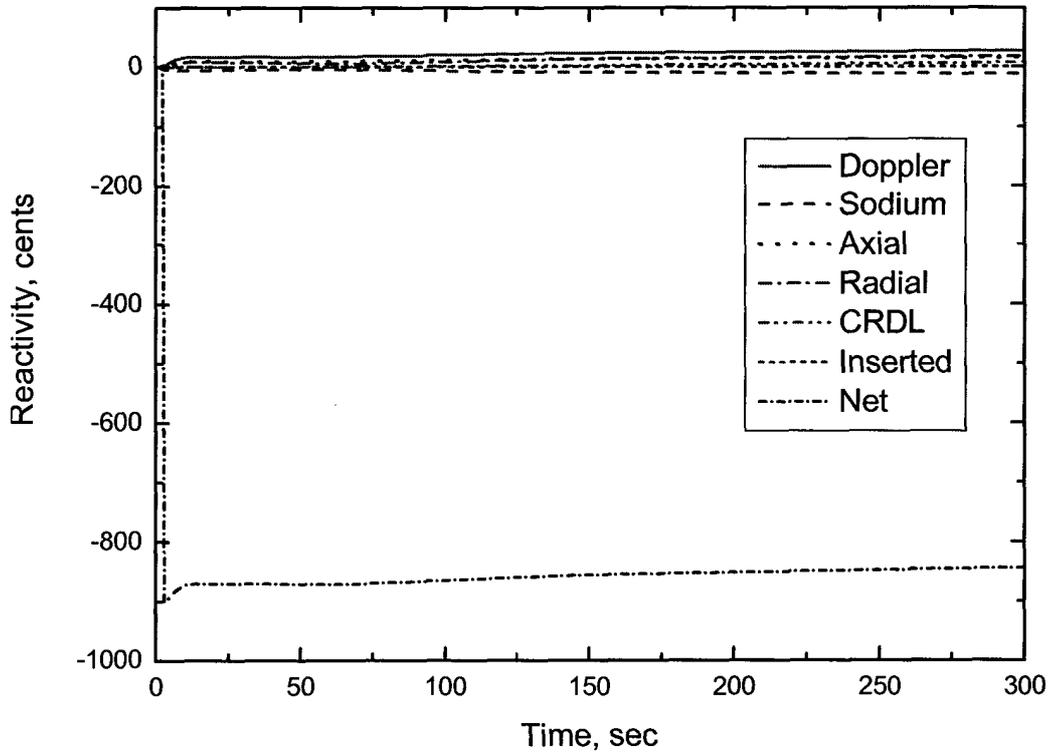


그림 2-58 LOF 시 반응도 변화

3) 보호계통 설정치 해석

KALIMER-600 원자로 정지 설정치 해석방법론을 개발하기 위하여 KALIMER-600의 대표적인 설계기준사고를 선정하였다. 이를 위하여 EFR 안전보고서, CRBRP의 SAR와 기술지침서, KALIMER-600 원자로 트립변수와 운전논리를 분석하였다. 설계기준사고는 크게 반응도 삽입사고, 저 냉각사고, 국부 손상, 소듐 누출 등으로 구분할 수 있다. KALIMER-600의 대표적인 설계기준사고와 원자로 보호 계통의 원자로정지 설정치는 표 2-13과 2-14에 나타내었다.

KALIMER-600 설계에 대한 노심 내 기포 통과 시의 반응도 삽입과 지진으로 인한 반응도 삽입 사고에 대한 분석은 수행되지 않았지만, EFR과 PRISM에 대한 해석 결과를 참조할 때 전출력에서의 제어봉 방출이 반응도 삽입에 대한 제한 사고로 볼 수 있다. 저냉각 사고의 경우에 대해서는 발전소 전력 상실과 일차계통 펌프 방출관 손상 중에서 제한 사고가 선정될 수 있는데, 현재 DBE 해석을 위해 사용되는 SSC-K 코드는 비대칭 현상 분석에 제한 요소가 있으므로 발전소 전력 상실에 의한 유량상실 사고 해석 결과에 대해 보호계통 설정치의 타당성을 분석하였다.

집합체 국부 손상 사고와 소듐 누출 사고의 경우에 대해서는 향후 관련된 해석 방법론과 보호 변수에 대한 보다 상세한 설계 자료가 제공되는 시점에서, 설정치에 대한 추가적인 분석이 수행될 수 있을 것이다.

KALIMER-600의 설계기준사고 해석에서 고려된 원자로 보호 변수는 고중성자속 원자로정지, 일차냉각재 저유량 원자로정지, 노심 출구 고온 원자로정지 등이다. 수행된 설계기준사고 안전해석에서는 해당 원자로정지 변수의 계측기 오차, 보정오차 등을 고려한 설정치를 적용하였다.

해석 결과 고중성자속 원자로정지 및 일차냉각재 저유량 원자로정지 설정치는 각각 과출력 사고와 유량상실 사고 시 안전 기준을 초과하기 이전에 원자로를 보호하고 있음을 확인하였다. 하지만 노심출구 고온 원자로정지 설정치는 운전 범위에 속하는 104% 출력, 98% 일차측 유량, 39.5°C 노심 입구 온도 조건에서 원자로 정지를 발생시키므로 정지 설정치를 상향 조정하거나 운전 범위를 다시 설정할 필요성이 제기되었다.

표 2-13 KALIMER-600의 설계기준사고

| | |
|-----------|--|
| 반응도 삽입 사고 | <ul style="list-style-type: none"> • 전출력에서 제어봉(CEA) 방출 • 노심내 기포 통과 • 지진으로 인한 반응도 삽입 |
| 저 냉각 사고 | <ul style="list-style-type: none"> • 발전소 전력손실 • 일차계통 펌프 방출관 손상 • IHX 누출 • 원자로용기 누출 |
| 국부 손상 | <ul style="list-style-type: none"> • 연료봉 파손 • 집합체내부 유로 폐쇄 |
| 소듐 누출 | <ul style="list-style-type: none"> • 일차계통 소듐 cold trap 누출 |

표 2-14 KALIMER-600의 사고해석을 위한 트립 설정치

| 원자로 보호 변수 | KALIMER-150 트립 설정치 | KALIMER-600 트립 설정치 | 비 고 |
|-------------------|--------------------------|-------------------------|----------------------|
| 고 중성자 속 | 116% | 111% | 핵연료용융 방지 |
| 일차냉각재 저유량 | 90% | 84% (최소값) | 냉각재 과열 방지 |
| 노심입구 고온 | 400℃ | 405℃ | 핵연료, 피복재 손상방지 |
| 노심출구 고온 | 571℃ | 555℃ | 구조물 건전성유지 |
| 고온 풀 소듐 고/저 수위 | 2.95/4.05m (IHX 입구기준) | +5cm/-125cm | 원자로 용기파손 조기 감지 |
| IHTS 고 압력 | 2.5MPa | SG 상부기체 0.8MPa | IHTS내 소듐-물 반응 전과 최소화 |
| 격납용기 방사능 고준위 | 10 ⁻⁴ mCi/cc | 10 ⁻⁴ mCi/cc | 방사능 고준위 사전 인지 |

4. HCDA 분석

가. 초기단계 HCDA 분석

MELT-III 코드는 초기 단계의 HCDA 사고 시, 원자로 물리 및 열수력 해석을 위하여 개발된 다중 채널 해석용의 종합 코드이다. 특히 원자로 과출력 사고(UTOP)시, 사고 초기부터 노심 붕괴(core disassembly)가 시작되는 시점 또는 핵연료 분산(sweepout)에 의해 사고가 종결될 때 까지의 현상이 다루어 진다. MELT-III 계산은 정상 상태 모듈(STEADY), 과도 상태 모듈(TRANSIENT) 및 핵연료 용융.재배치(relocation)등의 독자적인 세 모듈에 의한 계산이 순차적으로 행해진다[Walter et al, 1974].

액체금속로 과도 상태 해석 및 노심 용융 현상 해석 코드인 MELT-III/TRANSIENT 모듈을 구성하고 있는 주요 해석 모델은 다음과 같다.

- 원자로 용기 내 열수력 모델
- point kinetics 모델 및 반응도 궤환 모델
- 핵연료 봉 내에서의 용융연료 거동 모델
- 용융 연료-냉각재 반응 모델

산화연료 노심 해석용으로 개발된 MELT-III 코드를 금속연료 노심인 KALIMER-600에 적용하기 위해서는 무엇보다도 반응도 궤환 모델이 수정되어야 한다. 특히 금속노심의 중성자 스펙트럼이 상대적으로 경화(hardening)되었기 때문에 도플러 반응도 효과의 상관식이 변경되어야 한다. 또한 각 영역별 도플러 반응도계수, 소듐 반응도의 분포가 입력자료로 주어져야한다.

본 연구에서는 도플러 효과, 소듐 반응도 및 핵연료의 축방향으로의 팽창으로 인한 반응도가 고려되었고 구동기(control rod drive)와 원자로 용기의 팽창으로 인한 반응도는 고려하지 않았다. 노심 반경의 팽창은 반응도 효과가 클 수 있으나 주로 원자로 구조물의 팽창과 관련이 있고 구조물의 팽창은 소듐의 온도에 직접적인 영향을 받기 때문에 즉발적인 효과는 나타나지 않는다. 핵연료 자체의 반경 방향으로의 팽창은 매우 작아 반응도에 미치는 영향은 무시할 만하다.

1) 노심반응도 계산모델 개선

가) 도플러 반응도 모델

도플러(Doppler) 효과는 액체금속로 과도 시 원자로의 안정적인 운전 및 안전성 확보에 가장 중요한 즉발적인 부 반응도 궤환 효과이다. 도플러 계수, dk/dT , 는 핵연료 온도 T 의 변화에 대한 원자로 증배인자(multiplication factor)의 변화로 정의된다. 산화 핵연료를 사용하는 원자로에서는 중성자 에너지 스펙트럼이 연성(soft)이기 때문에 도플러 반응도는 핵연료의 절대온도 T 에 반비례하게 된다. 따라서 $T \frac{dk}{dT}$ 는 광범위한 온도 영역에서 일정 상수로 유지된다. 즉

$$\frac{dk}{dT} = \frac{\alpha^{DOP}}{T} \quad (2-1)$$

여기서 α^{DOP} 는 비례상수로서 도플러상수라고 정의한다. 핵연료 온도가 초기온도 T_0 에서 T 로 균일하게 변한다고 가정할 때, 도플러 반응도는 위의 식을 적분하면 다음과 같다.

$$\rho^{DOP} = \alpha^{DOP} \ln\left(\frac{T}{T_0}\right) \quad (2-2)$$

도플러 효과는 연료봉의 위치 및 연료봉 내부에서의 국부에 따라 다르다. 또한 중성자 스펙트럼의 함수이므로 소듐 냉각재의 밀도에 따라 변하게 된다. 따라서 MELT-III에서는 도플러 반응도에 대한 최종 관계식은 다음과 같다.

$$\rho^{DOP} = \sum_{i,j} W_{i,j} \left[K_D + \frac{\rho_{i,j}^{n-1}}{\rho_0} (K_W - K_D) \right] \ln \frac{T_{i,j}^n}{T_{i,j}^{n-1}} \quad (2-3)$$

여기서 i, j, n 은 채널, 축방향의 노드 및 시간을 나타내며,

$W_{i,j}$ = 통계적 가중치

K_D = 소듐이 증발한(voided or dry) 노심의 도플러 상수

K_W = 액체 소듐이 있는(wet) 노심의 도플러 상수

ρ = 소듐 밀도

ρ_0 = wet core 소듐 밀도

T = 핵연료 온도

핵연료 온도가 상승하여 소듐 밀도가 감소하면 중성자 스펙트럼이 경화되고(hardened) 도플러 상수도 감소하게 된다. 윗 식의 괄호 속에 있는 식이 이러한 소듐 밀도 변화에 따른 도플러 효과의 변화를 나타낸다. 윗 식에서 $W_{i,j}, K_D, K_W, \rho_0$ 등이 입력 변수로 주어져야 한다.

금속 핵연료를 사용하는 KALIMER-600원자로에서는 산화연료 노심에 비해 중성자 에너지 스펙트럼이 경화(hardening)되기 때문에 도플러 반응도는 $T^{-1.05}$ 에 비례하게 된다. 따라서 도플러 계수는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{dk}{dT} = \alpha^{DOP} T^{-1.05} \quad (2-4)$$

핵연료 온도가 초기온도 T_0 에서 T 로 균일하게 변한다고 가정할 때, 도플러 반응도는 윗 식을 적분하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho^{DOP} = 20\alpha^{DOP} (T^{-0.05} - T_0^{-0.05}) \quad (2-5)$$

전술한 바와 같이 도플러 상수는 실제로 핵연료 종류와 위치 및 소듐 밀도의 함수이다. 소듐 밀도 변화에 대한 영향을 고려하기 위해 다음과 같이 소듐증기 분율, X_{JK}^{Na} 를 정의한다.

$$X_{JK}^{Na} = \frac{\rho_{0JK}^{Na} - \rho_{JK}^{Na}}{\rho_{0JK}^{Na}} \quad (2-6)$$

여기서 ρ_{JK}^{Na} 는 주어진 시간에서 채널 K, 축방향 노드 J에서의 소듐 밀도이며 ρ_{0JK}^{Na} 는 초기 소듐 기준 밀도이다. β_{JK}^{DOP} , Ω_{JK}^{DOP} 를 위치 JK 에서 소듐이 존재할 때와 그렇지 않을 때의 도플러 상수라고 정의한다면 도플러 상수는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\alpha_{JK}^{DOP} = \beta_{JK}^{DOP}(1 - X_{JK}^{Na}) + \Omega_{JK}^{DOP} X_{JK}^{Na} \quad (2-7)$$

핵연료 온도 T_{LK} 는 노드 체적에 따라 평균한 온도로서 다음과 같이 정의한다.

$$T_{JK} = \frac{\sum_I V_{LK} T_{LK}}{\sum_I V_{LK}} \quad (2-8)$$

여기서 V_{LK} 는 채널 K, 반경방향 I, 축방향 J 인 노드의 부피이다.

나) 소듐 반응도 모델

원자로 과도 사고 시, 과출력 또는 소듐 냉각재 상실 등으로 인해 소듐의 밀도가 줄거나 증발할 수가 있다. 이러한 소듐 상실로 반응도가 증가하여 원자로 출력은 폭주하고 노심은 용융 상태에 이를 우려가 있다. 소듐 냉각재의 상실로 인한 반응도는 두 가지 상반된 결과를 가져 오게 된다. 즉 소듐 밀도 감소로 중성자의 누출이 증가하게 되어 부 반응도 효과를 가져 오게 되는 한편, 중성자 스펙트럼의 경화로 인해 중성자 산란 단면적이 감소하여 정 반응도 효과가 나타나게 된다. 따라서 노심 중심부에서는 정 반응도 효과가 우세하고, 노심 주위에서는 중성자 누출로 인해 부 반응도 효과가 나타난다.

MELT-III 코드에서 소듐 밀도 변화로 인한 반응도 변화 ρ^{Na} 는 다음과 같이 주어진다.

$$\rho^{Na} = \sum_{JK} \beta_{JK} M_{JK} + \Delta V \quad (2-9)$$

여기서

β_{JK} = 채널 K, 축방향 노드 J에서의 소듐 반응도가

M_{JK} = 채널 K, 축방향 노드 J에서의 소듐 질량 변화량

ΔV = 핵연료 온도 증가로 인한 소듐 반응도 변화량

ΔV 는 MELT-III 코드 특유의 도플러 반응도 효과와 소듐 밀도 효과의 상관 관계를 나타내는 인자이다. 즉, 시간 step #1에서 도플러 효과는 초기 소듐 밀도 ρ_0 를 사용하여 계산된다. 그러나 step #1 시간 동안 일정량의 소듐 밀도 변화가 발생하였을 것이므로, step #1의 종료 시점에서의 소듐 밀도 ρ_1 을 사용하여 도플러 효과를 계산하면 ΔV_1 의 차이가 발생하게 된다.

이 차이는 높은 핵연료 온도에서의 소듐 상실로 인한 도플러 반응도 변화이므로 이를 소듐 반응도 계산에 반영하는 것이다. 따라서 핵연료 온도 증가로 인한 소듐 반응도 변화량 ΔV 는 다음과 같이 정량적으로 표현될 수 있다.

$$\Delta V = \rho^{DOP} - \sum_{i,j} W_{i,j} \left[K_D + \frac{\rho_{i,j}^n}{\rho_0} (K_w - K_D) \right] \ln \frac{T_{i,j}^n}{T_{i,j}^0} \quad (2-10)$$

MELT-III 개정본에서는 주어진 시간 간격에서의 소듐 밀도 평균치를 사용하여 ΔV 를 고려할 필요가 없게 프로그램을 수정하였다. 즉,

$$\rho^{Na} = \sum_{JK} \beta_{JK} M_{JK} \quad (2-11)$$

채널 K, 축방향 노드 J에서의 소듐 질량의 변화량 M_{JK} 은 다음 식과 같이 정의한다.

$$M_{JK} = (\rho_{0,JK}^{Na} - \rho_{JK}^{Na}) V_{JK}^{Na} \quad (2-12)$$

여기서

$\rho_{0,JK}^{Na}$ = 기준 온도에서의 소듐 밀도

ρ_{JK}^{Na} = 시간의 함수로서의 소듐 밀도

V_{JK}^{Na} = 소듐 부피

β_{JK} 는 JK 노드에서 단위 질량의 소듐 변화에 대한 반응도 변화량으로서 입력자료로 주어져야 한다. β_{JK} 는 다음과 같이 소듐 냉각재의 밀도 변화를 소듐 기화율 변화량으로 대체 적용할 수 있다.

$$\beta_{JK} = \frac{\beta_{JK}^v}{M_{JK}^0} \quad (2-13)$$

여기서

M_{JK}^0 = JK 노드의 초기 소듐 질량

β_{JK}^v = JK 노드에서 단위 소듐 기화율에 대한 반응도 변화량

다) 핵연료 팽창 반응도 모델

축방향의 핵연료 팽창은 즉발적인 부(negative) 반응도 효과를 초래하는 중요한 현상이다. 산화 연료 노심에 비해 금속 핵연료 노심에서 그 효과가 더 크게 나타난다. 이로 인해 금속 노심의 도플러 효과가 상대적으로 작은 특성을 일부 상쇄하기도 한다. 핵연료 온도가 상승하면 핵연료는 주로 축방향으로 팽창한다. 핵연료 온도의 상승으로 핵연료가 팽창하면 노심의 높이가 커지고 이로 인해 노심 반경 방향으로의 중성자 누출이 증가하게 되어 부 반응도 효과가 나타나게 된다.

핵연료 반경 방향으로의 팽창은 매우 작아 반응도에 미치는 영향은 무시할 만하다. 노심 반경의 팽창은 반응도 효과가 클 수 있으나 주로 원자로 구조물의 팽창과 관련이 있고 구조물의 팽창은 소듐의 온도에 직접적인 영향을 받기 때문에 즉발적인 효과는 나타나지 않는다. MELT-III 코드에서는 핵연료봉은 노심 하부에 고정되어 있고 노심 상부로 자유 팽창한다고 가정된다. MELT-III에서는 Euler 좌표계를 사용하기 때문에, 핵연료가 팽창함에 따라 노드 경계가 변하게 된다. 이에 따라 원래의 노드 위치에서의 연료 질량을 시간의 함수로 계산한다.

MELT-III에서 핵연료 팽창으로 인한 반응도는 다음과 같이 소듐 반응도의 경우와 유사한 식으로 표현된다.

$$\rho^{AX} = \sum_{JK} W_{JK} \delta M_{JK} \quad (2-14)$$

여기서

W_{JK} = 노드 JK의 핵연료 반응도가

δM_{JK} = 노드 JK의 핵연료 질량 변화량

각 노드에서의 핵연료 초기 질량이 M으로 일정할 경우 δM_{JK} 는 다음 식과 같이 간단하게 표현될 수 있다.

$$\delta M_{JK} = M \left(\frac{\sum_n a \Delta T_{nK}}{1 + a \Delta T_{J-1,K}} - \frac{\sum_n a \Delta T_{nK}}{1 + a \Delta T_{JK}} \right) \quad (2-15)$$

여기서 a 는 선형 팽창계수이며 ΔT_{JK} 는 JK 노드에서의 온도 변화이다. 따라서 온도 변화에 따른 핵연료 팽창은 다음과 같은 식에 따른다.

$$Z_{JK} = [1 + \alpha (T_{JK} - T_{0,JK})] Z_{0,JK} \quad (2-16)$$

MELT-III 코드에서 JK 노드의 온도 T_{JK} 는 핵연료 반경 방향의 평균 온도이며, 평균 온도 계산에 포함될 외각 노드 수 'FNODES'가 입력으로 주어질 수 있다. 위에서와 같이 MELT-III에서 사용된 자유 팽창 모델은 실제 핵연료와 피복재의 복합적인 팽창 현상을 기술하기에는 한계가 있고, 축방향으로의 누출 효과가 고려되지 않는다. 이러한 MELT-III모델의 한계성을 보완하기

위하여 개정 코드에서는 공학적 인자가 입력자료로 주어진다.

2) KALIMER-600 입력자료

MELT-III 분석에서는 노심 전체를 크게 114개의 내부구동집합체, 114개의 중간구동집합체 및 108개의 외부구동집합체등 3개 영역으로 구분하여 분석하였다. 모든 구동집합체는 271개의 연료봉으로 구성되어 있다. 각 영역별 nodalization은 그림 2-59에 나타나 있다. 그림에서 보듯이 축방향 zone을 전체 8개로 고려하였고 이중 노심 zone을 3개, 플레넘 zone을 5개로 나누었다. 각 영역의 핵연료봉은 반경 방향으로 총 12개의 노드(10개의 핵연료노드, gap, 그리고 피복재 노드)로 나누어 계산하였다.

1,523 MW의 노심 열출력은 노심설계 자료에 의거하여 내부, 중간, 외부 구동집합체 3개 영역에 각각 40, 36, 24 % 씩 배분되었다. 핵연료봉당 유량은 내부, 중간, 외부 구동집합체 영역에서 각각 93, 85, 62 gm/s로 계산하였다. 노심 입구온도는 663 K, 출구온도는 818 K 이다.

3) 해석 결과

그림 2-60과 그림 2-61은 초당 50cent의 반응도가 삽입되었을 경우의 노심반응도의 변화와 내부구동집합체의 온도변화를 보여 준다. 냉각재 온도 상승으로 소듐 반응도는 증가하고, 핵연료 온도상승으로 도플리효과와 핵연료팽창으로 인한 부반응도가 증가함을 볼 수 있다. 사고 후 1.5초경 핵연료 용융에 따른 핵연료 팽창 반응도의 급격한 증가로 노심 반응도는 감소하기 시작하는 현상을 볼 수 있다. 결국 노심 반응도는 미임계 상태로 감소하며, 반응도 삽입 사고는 조기에 종결되는 것이다.

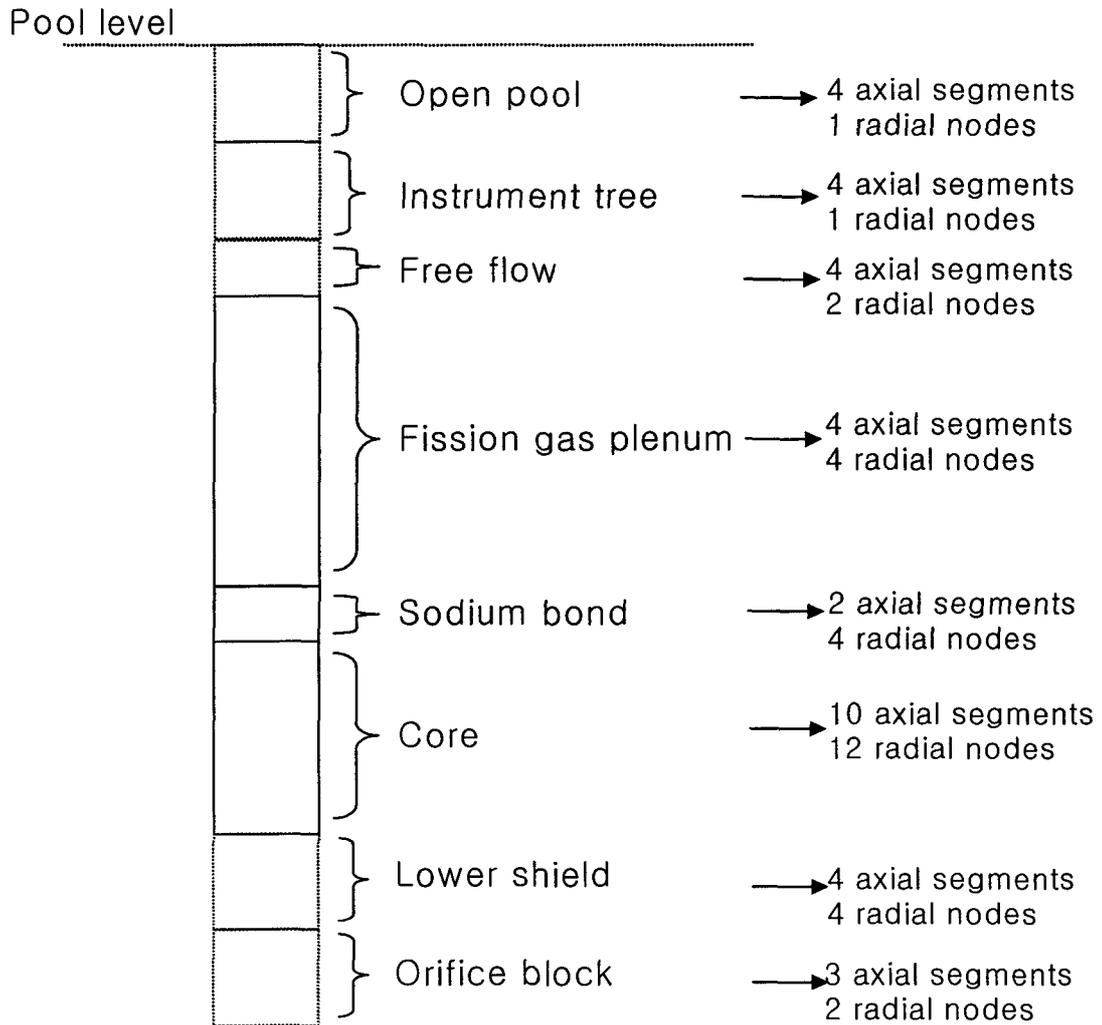


그림 2-59 KALIMER nodalization

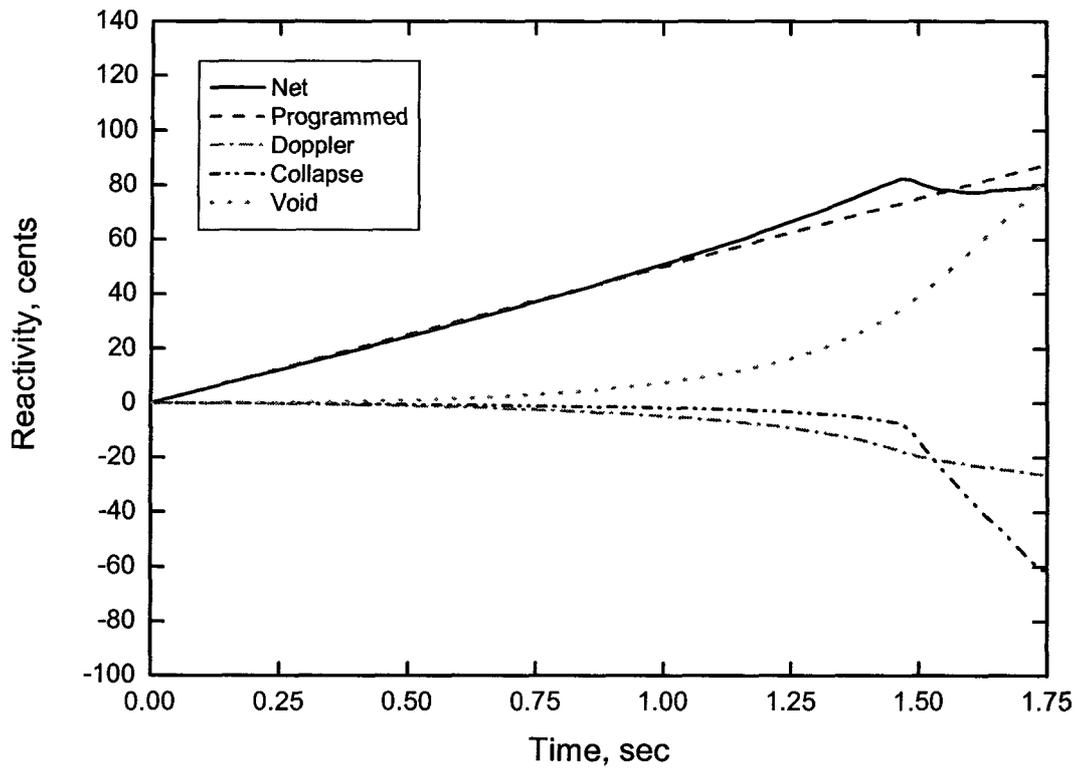


그림 2-60 0.5\$/s 반응도 삽입시 노심반응도 변화

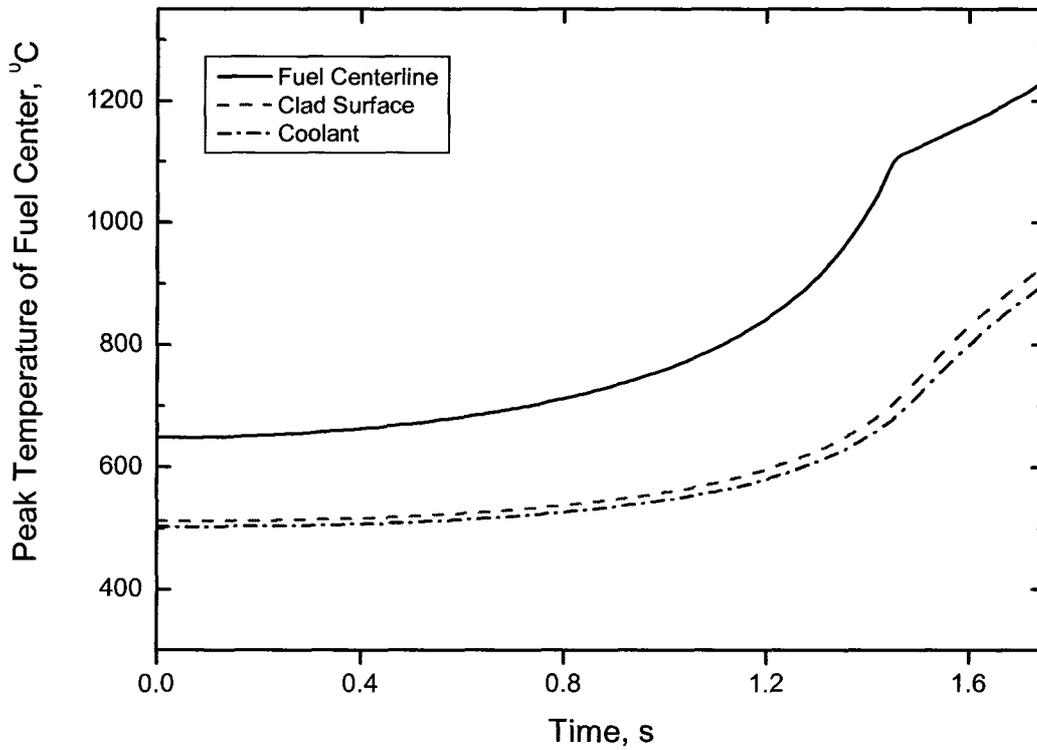


그림 2-61 0.5\$/s 반응도 삽입시 온도 변화

나. 노심 에너지 방출량 평가

VENUS-II 코드[Jackson et al., 1972]는 ANL에 의해 산화 핵연료 노심에 대하여 개발되었다. 따라서 VENUS-II 코드를 KALIMER 사고해석에 활용하기 위하여서는, 우선 기존의 산화 연료에 대한 상태방정식을 대체할 금속 핵연료에 대한 상태방정식을 개발하여 코드에 적절히 반영하여야 한다. 기존의 VENUS-II 코드에는 ANL과 BNWL에서 각각 개발한 산화 핵연료에 대한 상태방정식이 선택적으로 사용될 수 있으나, ANL의 상태방정식이 좀 더 정교하게 개발되었다.

본 연구에서는 사고시의 U-TRU-Zr 금속연료의 압력-에너지 관계식을 설정함에 있어, 사고 초기 노심 비등과 함께 증가하기 시작하는 포화증기압(saturated vapor pressure) 영역과, 노심 에너지가 일정 threshold 값을 넘어섰을 때의 액상(liquid phase)영역으로 구분하였다. 먼저 증기압 관계식은 다음의 압력과 온도의 상관식에 의해 구하여 진다[Joseph et al., 2004].

$$\log P = 8.58 - \frac{22,379}{T} - 0.946 \log T \quad (2-17)$$

여기서 압력의 단위는 기압(atm)이며 온도는 절대온도를 나타낸다. 액상영역에서의 상태방정식은 van der Waal's 모델에 기초하여 다음과 같은 상관식이 사용되었다.

$$p = \kappa \rho (E - E^*) \quad (2-18)$$

$$\kappa = \frac{2/3}{1 - 0.057\rho},$$

$$E^* = 98.76\rho \left[\frac{3}{2}(1 - 0.05705\rho) - 1 \right] + 1,516$$

윗 식에서 ρ 는 연료매질의 밀도, E 는 내부에너지밀도, E^* 는 threshold 에너지이다. 그림 2-62는 핵연료 상태방정식에 의해 얻어지는 압력과 에너지 밀도의 상관 관계를 보여 준다. 그리고 VENUS-II 계산을 위해 KALIMER-600 노심을 모의한 내용은 다음과 같다. 노심은 반경 방향으로 내부 구동체, 중간 구동체, 외부 구동체 3개 영역으로 구성하였으며, 반사체가 노심을 둘러 싸도록 모의하였다. 노심 상부의 기체 plenum과 하부의 차폐체도 따로 모의되었다.

주요 사고 초기 조건으로는 출력 및 출력분포, 초기 반응도, 온도분포, 매질 반응도가 분포, 도플러 계수 및 지역별 가중치 등이 있다. 사고 초기 노심은 즉발임계 상태에 있으며, 출력은 정상 상태의 10배인 15.23 GWe이라고 가정하였으며, 내부 구동체의 평균 온도는 핵연료 용융온도인 1,500 K, 최고 온도는 1,800 K로 설정하였다

그림 2-63, 그림 2-64, 그림 2-65, 그림 2-66은 각각 초당 100\$의 반응도가 삽입되었을 때의 노심 반응도, 출력, 온도 및 압력을 보여 준다. UTOP 이나 ULOF 시, 실제적으로 추정할 수 있는 최대 반응도 삽입율은 10-20\$/s 정도로 알려져 있으나, 본 연구에서는 좀 더 보수적 평가를 위해 전통적으로 사용되었던 100\$/s 의 반응도를 가정하였다.

그림 2-63에서 보는 바와 같이, 노심반응도는 초기에 증가하다가 도플러 반응도가 증가하면서 2.85 ms 경부터 감소하며, 4.2 ms 경에 즉발 임계 상태 이하로 감소하게 된다. 이러한 반응도 변화에 따라, 노심 출력은 4.25 ms 에 최대값인 6,140 GWe(초기 출력의 약 400배)까지 증가하게 된다(그림2-64 참조). 출력폭주사고 기간 동안의 에너지 방출량은 약 15,400 MJ에 이른다.

그림 2-65는 노심 각 영역에서의 peak온도의 변화를 보여 준다. 축방향 노드 #10은 축방향에서의 노심 중심선(axial centerline)에 위치하였고, 반경 노드#2,,7,9 은 각 영역의 안쪽에 위치한 노드이다. 노심 중심부에 위치한 노드(2,10)에서의 온도는 4,230 K 까지 증가하게 된다. 이 온도는 단상 영역으로의 threshold 값보다 낮은 값이므로, 노심 압력의 급격한 증가 현상은 일어나지 않는다.

이러한 현상은 압력변화를 나타내는 그림 2-66에서도 볼 수 있다. 노심 중심부에서의 압력 상승은 7기압 정도에 그치게 된다. 중간 노심영역에서는 1.5 기압으로 유지되며. 외부 노심 영역에서의 압력 변화는 무시할 수 있을 정도이다.

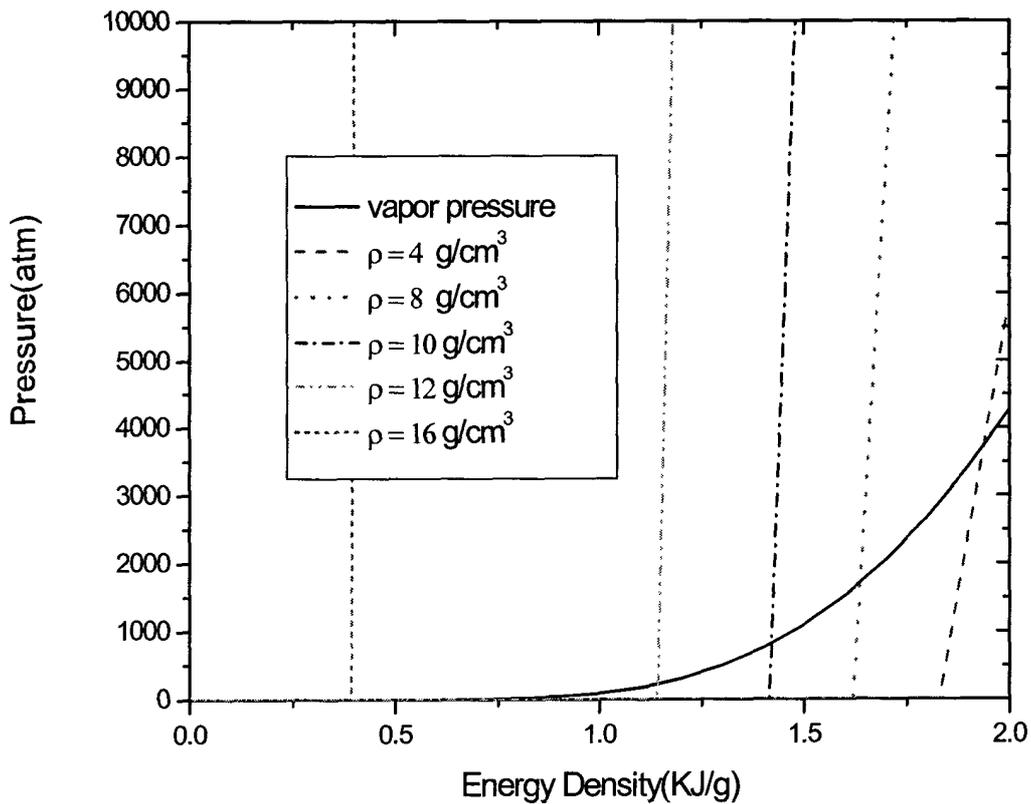


그림 2-62 핵연료 상태방정식

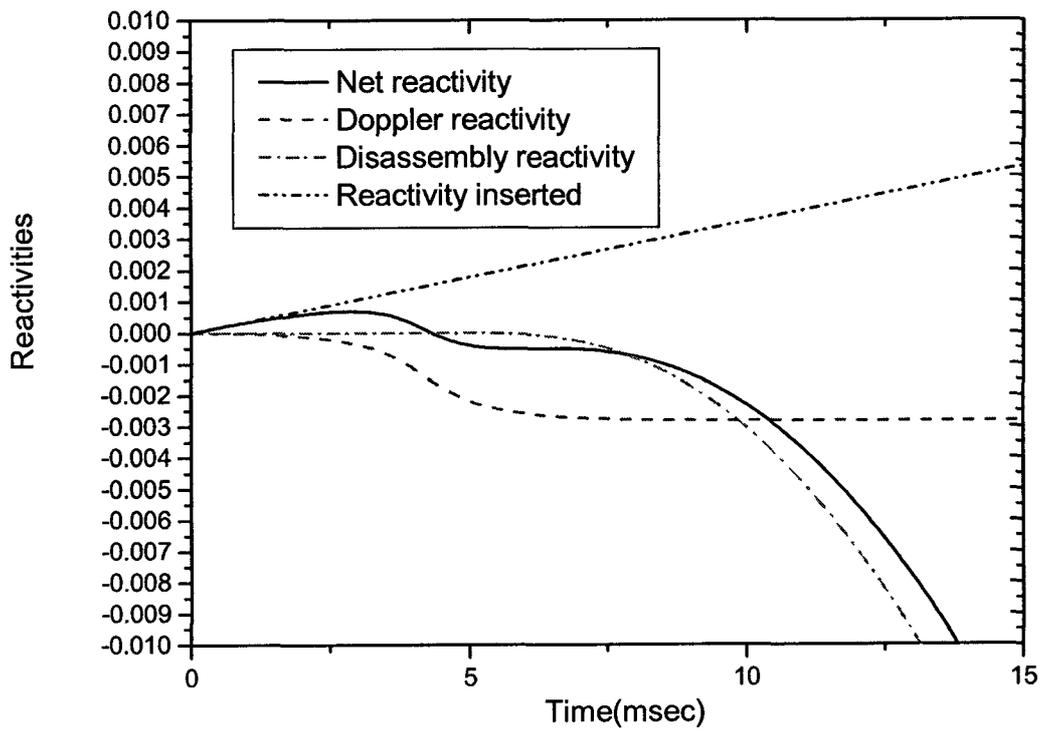


그림 2-63 100\$/s 반응도 삽입시 반응도 변화

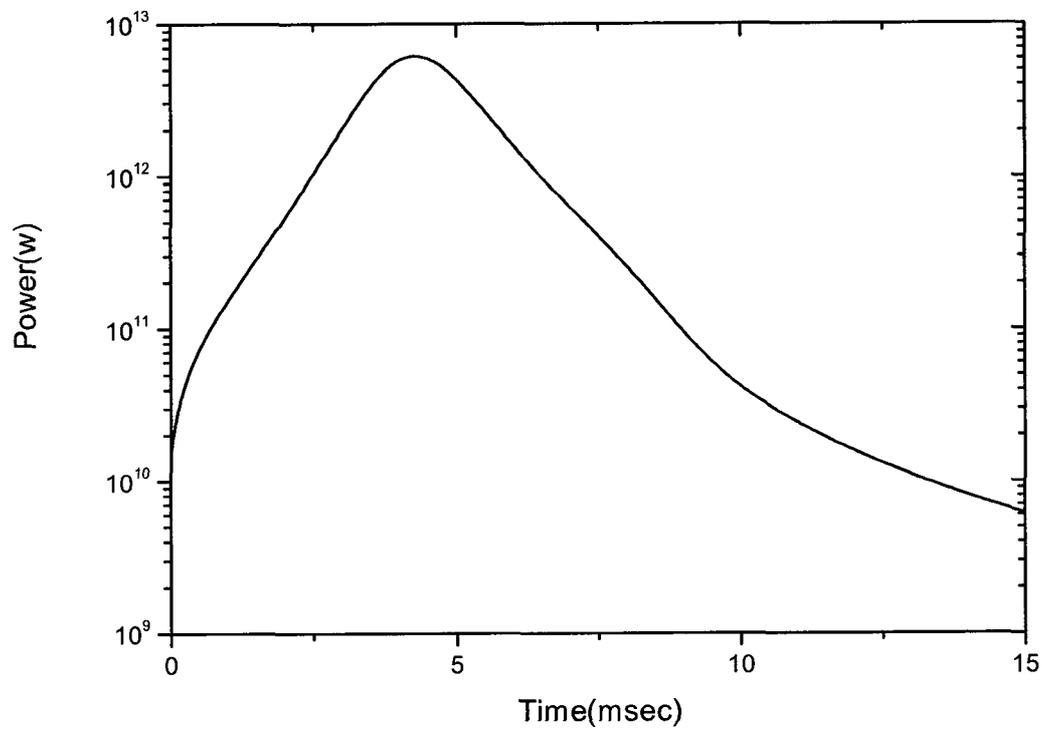


그림 2-64 100\$/s 반응도 삽입시 출력 변화

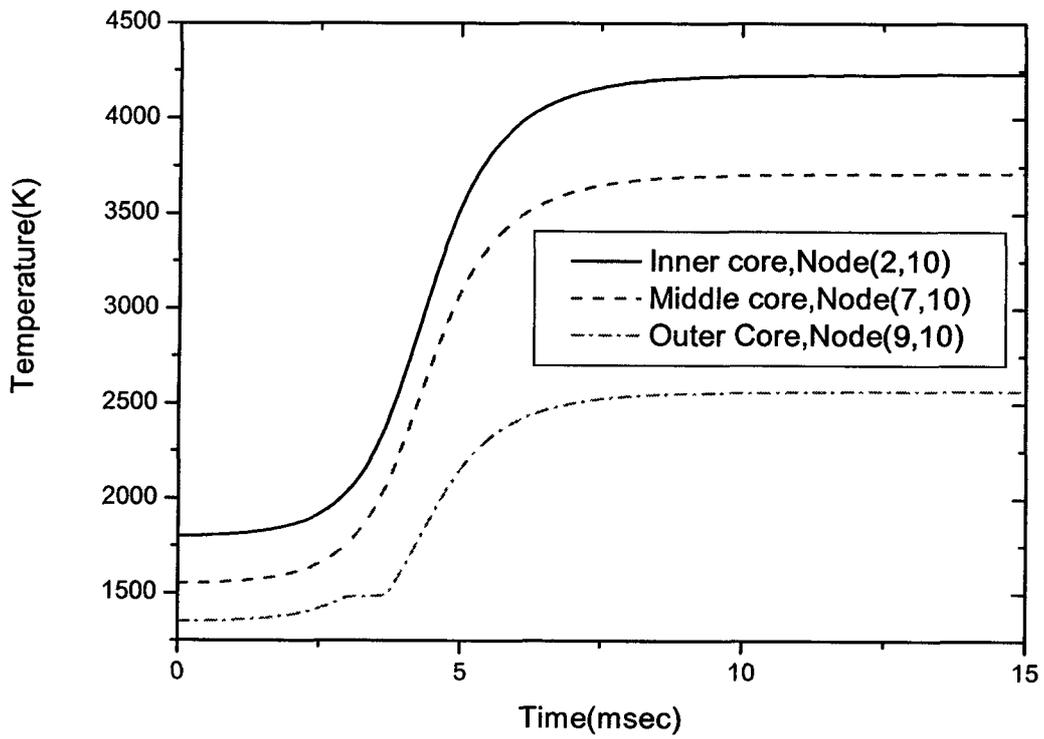


그림 2-65 100\$/s 반응도 삽입시 온도 변화

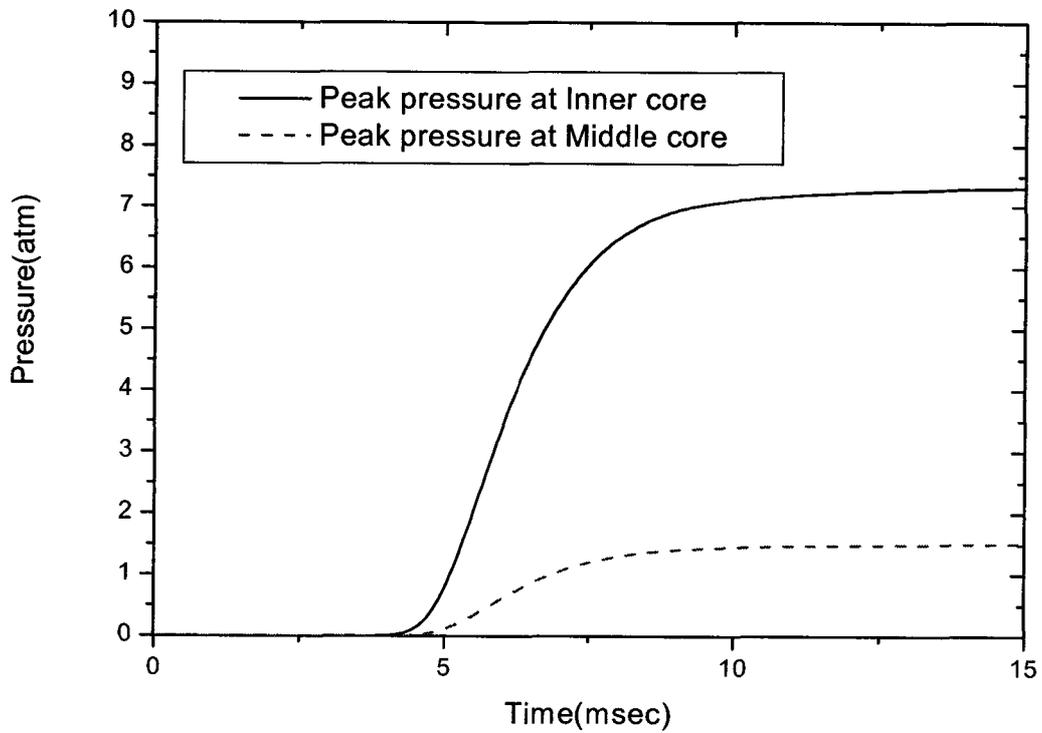


그림 2-66 100\$/s 반응도 삽입시 압력 변화

다. Core catcher 설계개념 개발

KALIMER-600의 안전설계 요건 중의 하나는 노심용융 사고 발생 시 용융 노심을 원자로용기 내에서 안전하게 보존(IVR, in-vessel retention)하는 것이다. 이를 구현하기 위해 용융 노심의 파편층(debris bed)을 보존할 수 있는 core catcher가 KALIMER-600의 원자로용기 하단부에 설치된다. Core catcher의 설계 목표는 노심 파편층을 미입계 상태로 냉각하여 보존하는 것이다.

Core catcher 설계개념 개발을 위한 당해년도 연구내용은 우선 기존의 액체금속로에서의 설계 사례를 검토하여 KALIMER-600에 대한 설계개념을 선정하고 Core catcher의 안전해석 기준을 설정하는 것이다. 액체금속로 개발 초기부터 가상적인 노심 용융 사고 후, 노심 파편층 보존을 위한 다양한 대책 및 설계방안이 논의되어 왔으나, 본격적인 Core catcher가 실제로 원자로 용기내에 구현된 액금로로는 Super Phenix를 들 수 있다. 구주공동체의 EFR 설계에서는 Super Phenix와 유사한 일체 상자형 “debris tray” 계통이 원자로 용기 하단부에 장착되어 있다.

환형 집적판(외경 7.8m, 내경 1.97m, 두께 15mm)의 가운데 빈 공간으로 소듐의 자연대류 유동이 형성되며, 집적판은 열차폐체 지붕으로 덮여 있고 shell형 지지구조물에 의해 지지된다. 집적판의 edge 높이는 560mm 이고, 전체 debris tray의 높이는 1.6m에 이른다. 일본의 JSFR 설계에서도 Core catcher의 설계가 진행 중이다. 한편 GE의 PRISM 설계에서는 중대사고 완화 방안에 대한 규제기관의 질의에 따라, 입구 플레넘 밑에 노심 파편층을 집적 하기 위한 지지판(backup plate)을 추가하는 정도의 간단한 조치를 취한 바 있다.

KALIMER-600 노심 파편층의 냉각성능 평가를 위한 안전해석 기준을 표 2-15에 도시하였다. KALIMER-600 설계에서 노심이 용융되어 원자로 용기 하단부의 소듐과 반응하여 다량의 파편층을 형성할 수 있다고 가상할 수 있는 사고는 지진, 화재, 테러, 사보타지 등으로 인한 3중 실패사고인 전격적인 유량상실사고(비보호, no flow coastdown)이다. 이때 전 노심이 용융되어 파편층을 형성하며 잔열제거 계통은 작동한다고 가정한다.

노심 파편층 냉각특성 해석결과에 중요한 영향을 미치는 변수로는 붕괴열의 크기, 파편 입자의 크기 및 모양, Core catcher의 화학반응, 집적판과 소듐의 열전달 계수 등이 있다. 이들 변수의 결정을 위하여 중대사고 초기단계 거동, 용융노심의 재배치 거동 및 용융 노심 fragmentation 현상에 대한 규명이 필요하다.

본 보고서 1) 라) (2) “사고후 열제거단계 분석모델 개발”에 기술된 바와 같이 KALIMER-600에서의 ULOF 사고시 노심 용융으로 core catcher 에 형성된 debris 및 용융풀의 냉각 특성을 분석하였다. 파편층의 다공도 및 입자크기는 각각 0.9, 1.8 이라고 보수적으로 가정하였다. 노심 전체가 용융한 경우, debris bed 는 붕괴열이 1.4 % 이하 일 때 냉각이 가능하였다. 이는 사고 후 30여분 경과했을 때의 붕괴열에 해당한다. 따라서 debris bed의 냉각 여부는 용융 노심이 core catcher에 도달하는 시간에 따라 결정되며, 이의 분석이 필요한 것이다.

노심 파편층이 소듐의 자연대류에 의해 냉각되지 않으면, 파편층이 붕괴열에 의해 계속 가열되어 용융 풀(molten pool)로 전이될 가능성을 배제할 수 없게 된다. 단순한 상관식을 사

용하여 용융 풀의 열전달 특성의 예비 분석 결과, 용융 풀은 냉각되지 않는 것으로 나타났다. 다음 단계에서 mechanistic 방법을 사용한 상세한 분석이 수행되어야 한다.

표 2-15 Core catcher 안전해석 기준

| 안전해석 기준 | 적용값의 범위 또는 가정 | 비고 |
|----------------------|----------------------------|---------------------------------|
| 기준사고 경위 | ULOF (no flow coastdown) | |
| 노심 파편층 질량 | 전 노심 질량 | |
| 최대 붕괴열(%) | 2.0-3.0 | 초기.천이 단계 해석 필요 용융연료 거동 실험 예정 |
| 파편입자 크기 (mm) | 0.1-10.0 | 용융연료-소듐 반응실험 필요 |
| 파편입자 형상 (Sphericity) | 0.1-0.5 | 용융연료-소듐 반응실험 필요 |
| 노심 파편층 기공도 | 0.7-0.95 | 용융연료-소듐 반응실험 필요 |
| 냉각 모드 | 소듐 단상/2상 자연대류, 용융풀 자연대류 | 냉각실험 및 해석모델 개발 예정 |

5. 격납성능 분석

가. KALIMER-600 격납성능 분석

1) 개요

열적 성능이 좋은 액체금속을 냉각재로 사용하는 액체금속로는 HCDA의 발생확률이 거의 없어 가압경수로와 같은 거대하고 두꺼운 격납용기를 필요로 하지 않는다. 하지만, 다중 방호의 관점에서 많은 액체금속로들이 격납용기를 채택하고 있으며, KALIMER-600에서는 이전보다 크기가 늘어난 대규모 격납용기가 검토되고 있다.

본 연구에서는 이러한 격납용기가 사고시에도 격납용기의 건전성을 유지하며, 사고를 완화하고 방사성물질의 방출을 억제하는 본래의 목표를 달성할 수 있는지 검토하기 위해, 사고시 격납용기내 열수력 현상을 해석하고 주위 환경에서의 피폭선량을 평가하였다.

본 4단계의 KALIMER-600에서는 대형 콘크리트 격납용기가 채택되었다. 이는, 격납용기 내부 작업 공간 및 저장공간을 확보하고, 핵연료 재장전 등의 작업시에도 격납 기밀성을 보장할 수 있도록 하기 위함이다. KALIMER-600 격납용기의 개념도를 그림 2-67에 도시하였으며, 본 단계에서 격납용기 설계변수가 변경된 내용을 표 2-16에 정리하였다.

KALIMER-600의 예비 격납성능분석은 다음과 같은 순서로 수행된다. ① 대상사고 선정 및 사고 시나리오 작성 ② 방사선원항 결정 및 각종 방사성 핵종들의 노심내 총 재고량을 계산 ③ 사고시 격납용기 내의 열수력학적 현상 및 방사성 핵종의 분포량을 계산 ④ 사고시 격납용기 외부로의 방사성 동위원소 누출량 및 방사능 피폭량 계산. 이상의 과정을 통하여, 사고가 격납용기에 미치는 영향을 평가하여 격납용기 설계에 반영할 수 있도록 하며, 외부 피폭량 평가를 통하여 격납용기 설계가 기준을 만족하는 지를 확인하게 된다.

표 2-16 격납용기 설계변수

| | 3단계 | 4단계 |
|-----------|--------------------------------------|----------------------|
| 형 태 | 직육면체 | |
| 재질 | 콘크리트 + 내부 스틸 라이너 | |
| 높이 | 10m | 29m |
| 크기 | 24X21m | 22X22m |
| 부피 | 5,040m ³ | 15,000m ³ |
| 두께 | 0.8+0.006m | 0.5+0.006m |
| 누설면적 | 3.22X10 ⁻⁷ m ² | |
| 총 소듐 양 | 1301 m ³ / 1,117 ton | |
| 소듐 초기온도 | 510℃ | 545℃ |
| 격납용기 초기온도 | 38℃ | 40℃ |
| 비고 | 잔열 미고려 | 잔열 고려 |

Upper Containment Structure with Liner

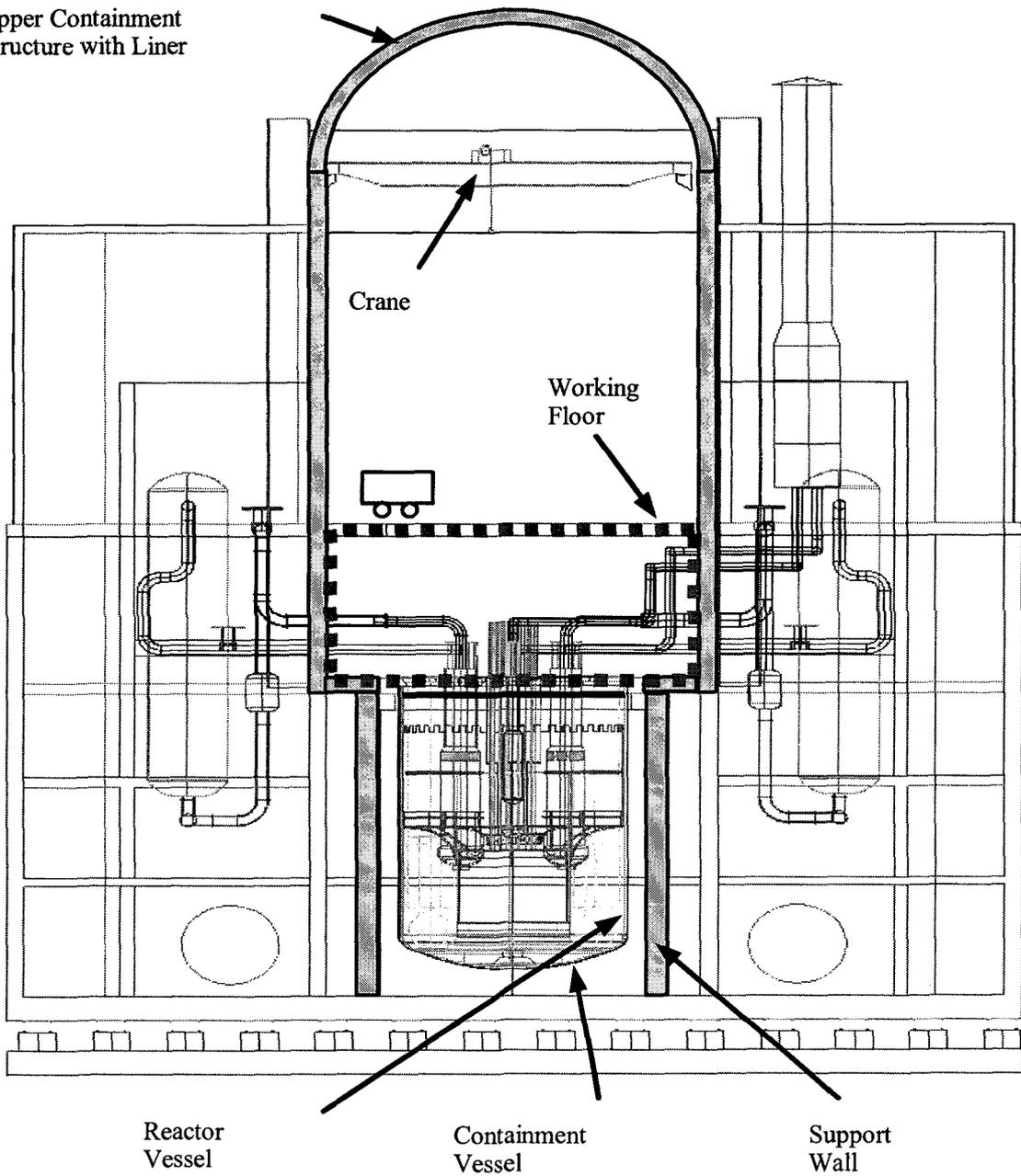


그림 2-67 KALIMER-600 격납용기

2) 시나리오 설정

사고시 발생하는 에너지가 적고 원자로용기 내 압력이 높지 않는 상태에서, 원자로용기 헤드 의 취약한 부분에 비교적 큰 규모의 구멍이 생긴다면, 격납용기의 대기가 커버그스 영역으로 유입되어, 풀 표면의 소듐과 접촉하여 소듐 화재가 발생하게 된다. 이를 소듐 풀 화재라고 한다. 반대로 사고시 원자로 냉각계통의 압력경계에 높은 압력이 가해진다면, 소듐이 격납용기 대기로 분사되어 연소될 가능성이 있다. 이를 소듐 스프레이 화재라고 한다. 풀형 원자로에서는 1차계통의 소듐이 고압으로 분출될 확률은 극히 낮으므로, 본 연구에서는 소듐 풀 화재만을 고려하여 해석을 수행하였다.

KALIMER-600에서의 소듐 풀 화재 사고 전개 과정은 다음과 같다. 어떠한 원인으로 격납용기 헤드에 틈이 생기면, 소듐 풀 상부를 채우고 있던 커버그스가 격납용기내로 방출되게 된다 (Early phase 혹은 First phase). 이때 핵연료 내의 불활성 기체는 커버그스 영역에 모여 있다가, 커버그스와 함께 격납용기내로 방출되게 된다.

본 해석에서 커버그스가 모두 분출되는 시간은 10초이며, 핵연료내의 방사성 핵종은 냉각재로 빠져나와 소듐 내에 골고루 분포하고 있다고 가정하였다. 커버그스가 모두 분출되면 격납용기 대기가 원자로용기 내로 유입되며, 소듐과 반응하여 소듐화제가 발생하게 된다. 이때부터를 Na-Fire phase라고 한다. 이때는 격납용기 대기가 원자로용기에 유입되어 화재가 발생하기 때문에 화재의 면적은 소듐 풀 표면적과 같다.

소듐화제에 의해 열이 발생하면 격납용기 대기 온도 및 압력이 증가하게 되고, 화재에 의해 방사성 핵종도 격납용기 대기로 분출되어 격납용기 내에 재분포된다. 또한, 방사성 핵종들은 다시 격납용기 외부로 방출될 가능성이 있으며, 이는 환경에로의 방사성 핵종의 재배치 및 방사능 피폭으로 이어진다.

3) 방사선원항 및 방사성 핵종 노심 재고량 분석

사고시 격납용기와 환경으로 방출되는 방사성 핵종량을 산출하기 위한 기초자료로써 정상운전시 방사성핵종 노심재고량을 ORIGEN-2 코드를 사용하여 계산하였다. 표 2-17에 정리된 바와 같이 KALIMER -600 노심의 열출력은 1525 MWth이며, 노심내 핵연료의 총 중량은 5411.58 kg, 평균 농축도는 14.35 wt%이다. 보수적인 해석을 위해 사고 시 노심은 EOC 상태라고 가정하였으며, 이때의 평균 burn-up은 79 MWD/kg이다.

방사성 핵종의 노심 내 재고량 중, 격납용기 대기로 빠져나오는 방사성 핵종량의 비를 방사선원항이라고 한다. 본 연구에서는 PRISM을 비롯한 세계 각국 LMR 안전성 해석에서 사용한 방사선원항 및 실험 등을 토대로 보수적으로 결정된 방사선원항을 이용하였으며, 이는 표 2-18과 같다.

표 2-17 해석조건

| 설계변수 | Value (EOC) |
|------------------------|----------------|
| 노심 열출력, MWth | 1525.3 |
| 노심내 핵연료 총중량, kg | 5411.58 |
| 노심내 핵연료의 평균농축도, WT% | 14.35 |
| 평균 burnup, MWD/kg | 79 |

표 2-18 소듐 풀 화재에 대한 방사선원항

| Group | 방사선원항 | |
|--------------------------|------------|-----------|
| | 사고 발생직후 | 소듐 화재시 |
| Noble gas (Xe, Kr) | 100 % | - |
| Halogens (I, Br) | 10 % | - |
| Alkali metals (Cs, Rb) | 10 % | - |
| Te group (Te, Se, Sb) | 10 % | - |
| Noble metal (Ru, Tc, Mo) | 1 % | - |
| Ba, Sr | 1 % | - |
| FPS & other nuclide | 1 % | - |
| Na22, Na24 | - | 0.4 % |

4) 격납용기 내 열수력 거동 분석

격납용기 건전성 확인 및 방사성 동위원소의 외부 누출량을 평가하기 위해, CONTAIN-LMR-K 코드를 이용하여, 소듐 풀 화재시 격납용기 대기내의 열수력 거동을 분석하였다. 격납용기를 모사하기 위해 격납용기 내부를 그림 2-68과 같이 원자로를 중심으로 반경방향과 수직방향으로 2개씩 나눠 4개의 셀로 모델링 하였으며, 격납용기 외부 대기를 모사하는 셀을 포함하여, 총 5개의 셀이 계산에 사용되었다. 격납건물 내부, 3번셀과 4번셀 사이에는 Working Floor가 존재하며 하부 중앙부분 (Cell 1)의 아래에 원자로용기가 있어, 여기에서 소듐 화재가 발생하게 된다.

격납용기 내 열수력 거동에 대한 분석 결과를 그림 2-69부터 2-72에 도시하였다. 격납용기 내 압력은 사고 발생으로부터 약 18분후에 최대값인 0.1616 MPa에 도달하며, 이후 감소하여 10시간 이후에는 압력이 대기압 이하로 떨어지게 된다. 이는 소듐 화재에 의해 격납용기 내의 산소가 소모되면서 고체상태의 소듐산화물을 형성하기 때문이다. 격납용기 대기온도는 약 100분후에 최대 온도 274℃에 도달하지만, 72시간 이후에는 약 136℃까지 떨어지게 된다. 격납용기 내 산소분율은 소듐화재에 의해 급격히 감소하게 되며, 약 14~18시간 이후에는 격납용기 내의 산소가 거의 고갈되어 소듐화재는 종료 된다. 격납용기 표면온도는 약 110℃ 미만으로 분석되었다.

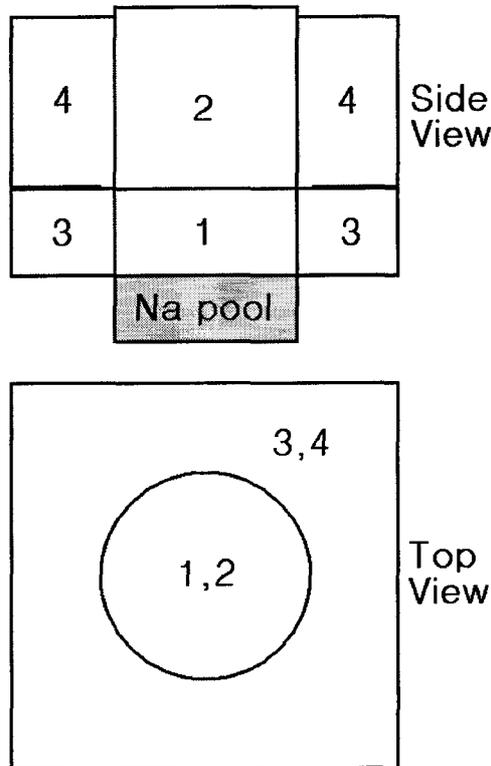


그림 2-68 소듐 풀 화재분석을 위한 격납용기 모델

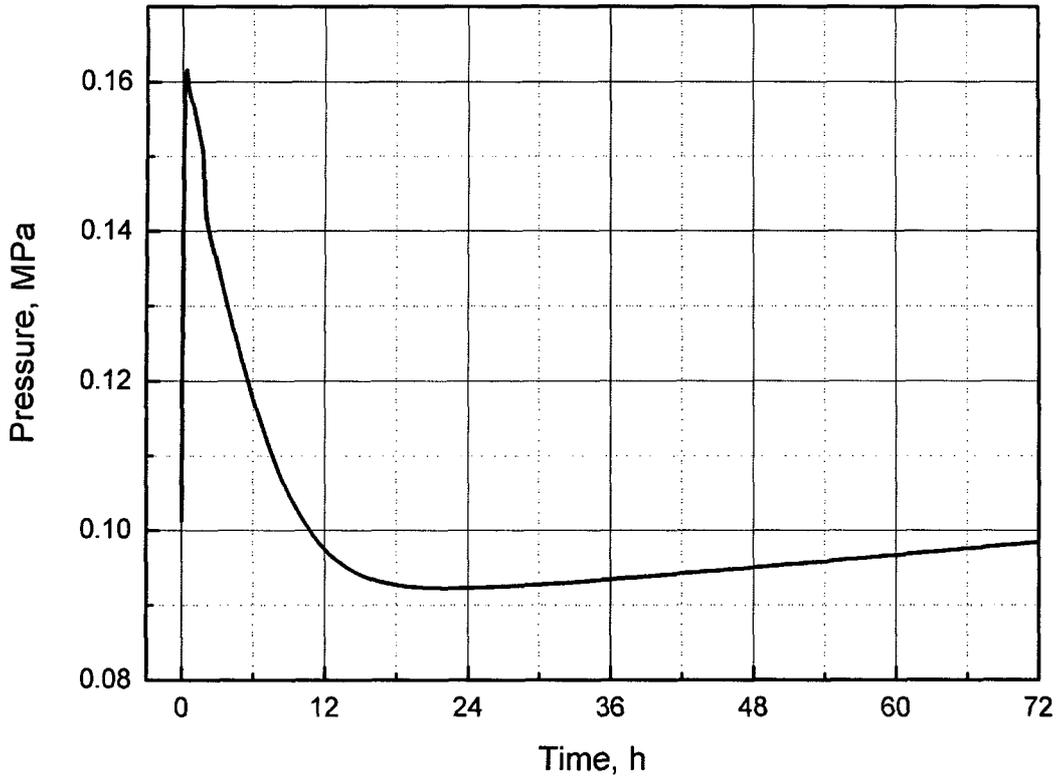


그림 2-69 격납용기 내 압력변화

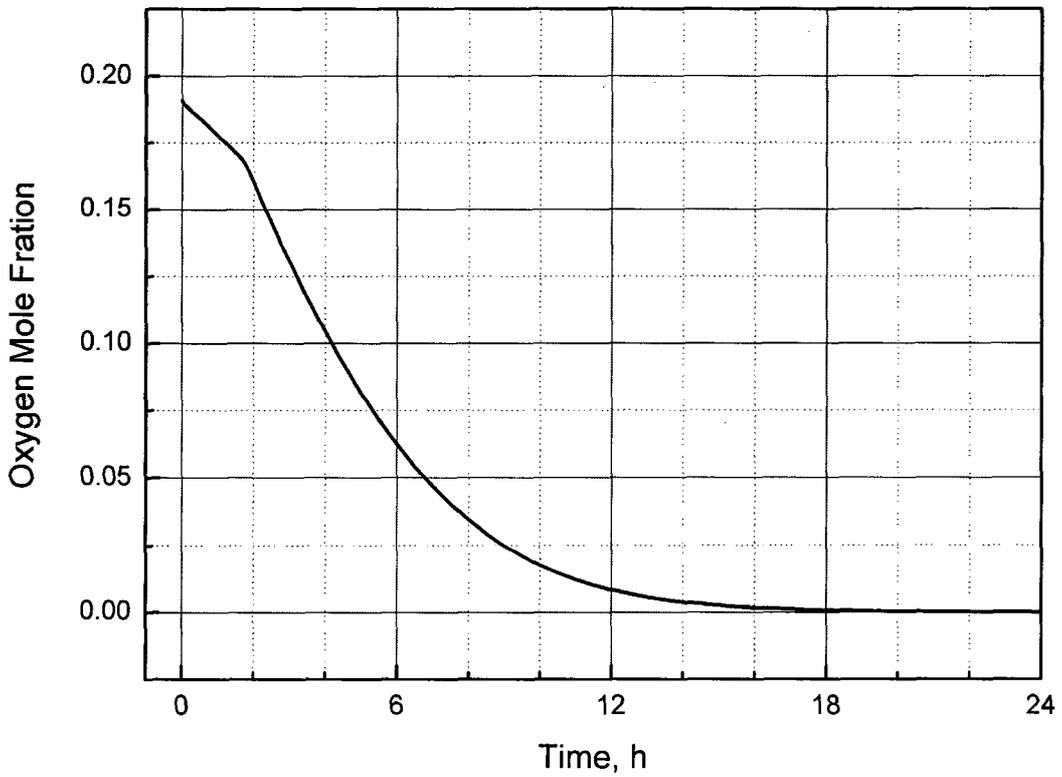


그림 2-70 격납용기 내 산소분율 변화

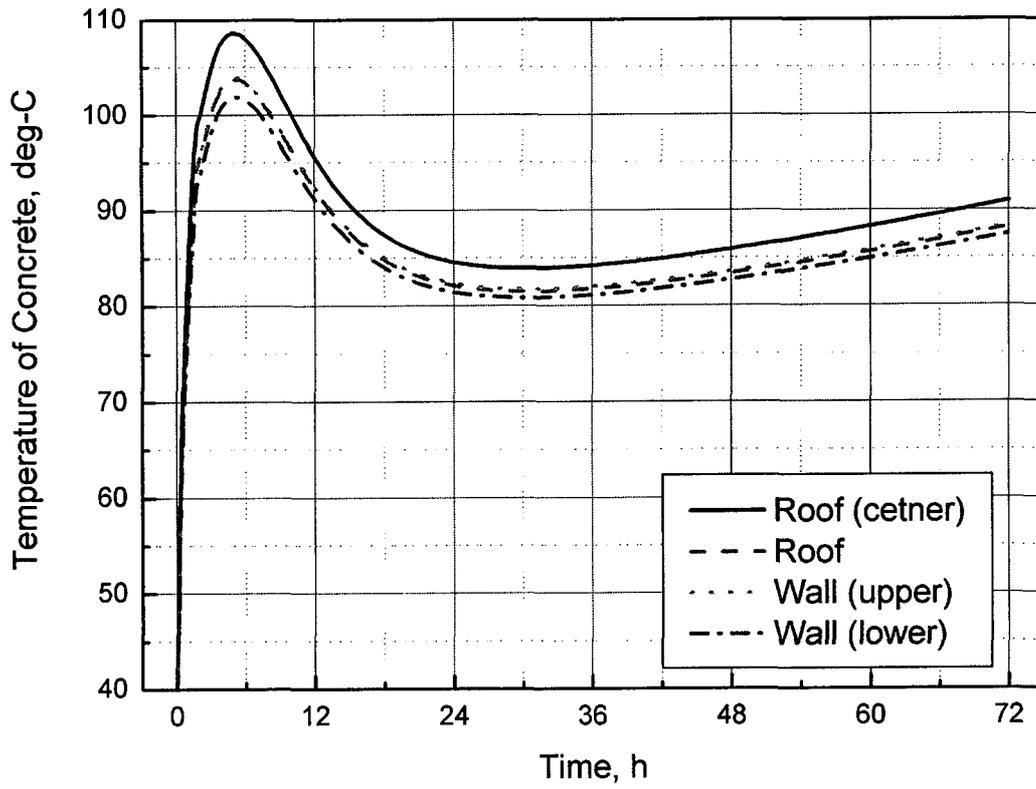


그림 2-71 격납건물 내측 표면 온도

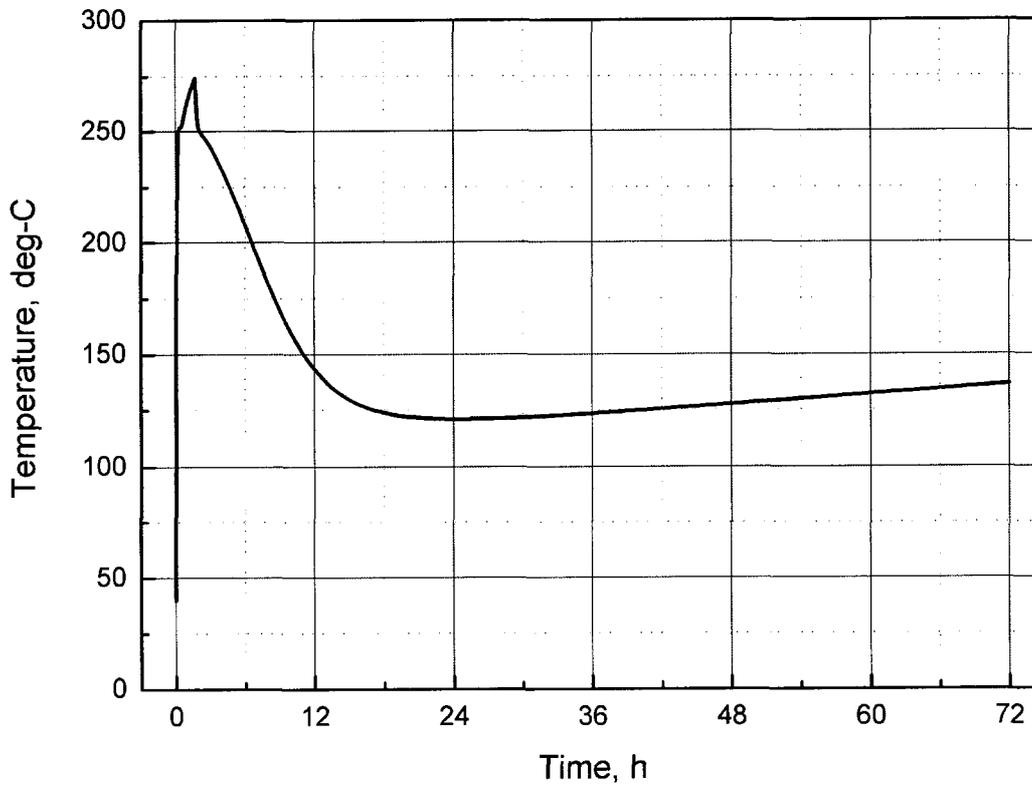


그림 2-72 격납용기 내의 온도 변화

5) 누설 핵종 및 피폭선량 계산

MACCS 코드를 이용하여 사고시 발전소 부지경계에서의 방사성 피폭선량을 계산하였다. CONTAIN-LMR-K 계산 결과에서의 방사능 누출률은 표 2-19와 같으며, 해석에 필요한 부지 및 기상데이터를 영광 3,4호기의 부지 및 기상 데이터를 사용하였다.

액체 금속로의 경우 격납용기 내부 압력이 높지 않으므로 격납용기 외부로의 방사성 물질 방출율이 낮다. 발전소 부지경계에서의 방사선 피폭선량은 표 2-20과 같다. KALIMER-600에서 사고시 방사능 피폭선량은 10 CFR 100 규정치를 만족할 뿐만 아니라, 미국 EPA (Environmental Protection Agency)에서 정하는 PAG(Protective Action Guide) 기준값보다 매우 낮다. 즉, 사고시 격납용기 건전성이 만족하는 한, 소외 비상조치는 필요하지 않게 된다. 표 2-21에서 3단계와 4단계의 격납용기 성능평가 결과를 비교하였다. 4단계의 경우, 3단계보다 부피가 3배 증가하였고 초기온도가 35℃ 상승되었고 잔열을 고려하였기 때문에 최대압력이나 최대온도는 더 높게 나타났다.

표 2-19 방사성 핵종의 그룹별 누설분률

| | Xe, Kr | I | Cs | Te | Sr | Ru | La | Ce | Ba |
|-------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| K-600 | 4.98e-3 | 4.96e-4 | 4.97e-4 | 4.97e-4 | 4.97e-5 | 4.97e-5 | 4.97e-5 | 4.97e-5 | 4.97e-5 |
| YGN | 1.00 | 6.80e-2 | 8.80e-2 | 1.11e-2 | 7.70e-4 | 1.40e-3 | 4.90e-4 | 4.90e-4 | 1.00e-3 |

표 2-20 방사선 피폭선량(단위: rem)

| | KALIMER-600 | KINS | 10CFR100 | PAG |
|-----|-------------|------|----------|------|
| 전 신 | 0.0124 | 25 | 25 | 1.0 |
| 골 수 | 0.0191 | 150 | 150 | 1.25 |
| 폐 | 0.0236 | 47 | 47 | 1.25 |
| 갑상선 | 0.0309 | 300 | 300 | 5.0 |

표 2-21 방사능 피폭량 비교

| | 3단계 | 4단계 | 비 고 |
|-----------------------|---------|--------|-----------|
| 부피, m ³ | 5,040 | 15,000 | 약 3배증가 |
| 소듐표면적, m ² | 6.92 | 6.92 | - |
| 최대압력, MPa | 0.146 | 0.1616 | 0.0156 증가 |
| 최대온도, ℃ | 209 | 274 | 65℃ 증가 |
| 전신피폭선량 | 0.00522 | 0.0124 | 2.3배 증가 |

6. KALIMER-600 안전성 종합 평가

앞에서 수행한 KALIMER-600 설계의 일부 설계기준사고와 ATWS를 포함한 설계기준초과사고에 대한 안전성 평가 결과를 표 2-22와 2-23에 요약하였다. 평가 대상 설계기준사고는 국부손상사고, 유량상실사고 (LOF), 그리고 과출력사고 (TOP)로서 고려할 수 있는 설계 변수와 반응도 변수를 보수적으로 가정하여 적용하였다. 해석 결과는 설계기준사고 시 핵연료 온도, 피복재 온도와 냉각재 온도가 안전 기준이 되는 온도를 초과하지 않으므로 안전 기준을 만족시키고 있음을 알 수 있다.

설계기준초과사고의 한 범주인 ATWS 해석 결과는 ULOF 시 피복관의 온도가 706℃까지 증가하여 건전성이 유지되는 온도인 700℃를 약간 초과하므로, 일부 핵연료 피복관의 손상이 발생할 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 초과하는 온도 범위가 미미하여 피복관이 파손되는 상태까지 이르지 않으므로, 설계기준초과 사고 시 문제가 될 수 있는 대량의 방사능 누출이나 노심의 손상이 발생하지 않을 것으로 판단된다.

대형 유로 폐쇄 사고에 대한 분석 결과는 54개 부수로가 폐쇄되는 상황에서도 피복관의 손상은 일어나지 않음을 보이고 있으며, 대형 소듐 누설 사고에 대한 격납 성능 분석 결과도 법적으로 허용되는 피폭량보다 충분히 낮은 수준을 유지할 수 있음을 확인하였다.

HCDA 초기단계에 대한 MELT-III 분석 결과는 사고 후 핵연료 팽창에 의한 부반응도 효과에 의해 반응도 삽입 사고가 조기에 종결됨을 보였다. 천이단계에서의 HCDA 분석을 위해 VENUS-II 코드에 금속 연료의 압력-에너지 관계식을 반영하여 수행한 해석은 고려할 수 있는 가장 보수적인 조건인 100\$/s의 반응도가 삽입되는 HCDA 발생 시 에너지 방출량은 15,400MJ로 평가되었다.

급격한 에너지 방출에 따라 노심 중심부의 온도는 4,230 K까지 증가하지만, 노심 압력의 급격한 증가 현상은 일어나지 않았다. 사고후 열제거 단계에서의 붕괴열 냉각을 위해 KALIMER-600 설계에서 고려하는 Core Catcher 개념에 대한 열제거 성능 평가를 보수적인 가정을 토대로 수행하였다. 분석 결과, debris bed의 냉각 여부는 노심 용융물이 Core Catcher에 도달하는 시간이 가장 중요한 인자인 것으로 나타났고, 단순한 상관식을 사용한 예비 분석 결과는 용융물의 충분한 냉각을 보장하지 못하므로 보다 상세한 분석의 필요성이 제기되었다.

표 2-22 KALIMER-600 안전성 평가 주요 결과 I

| 기술분류 | 사고분류 | 사고해석 | 주요 해석결과 | | | | | |
|--------------|------------------------|--|--|----------------|----------------|----------------|-----|-----|
| | | | 노심출구 소든펙균온도, ℃ | 피복재 침두온도, ℃ | 핵연료 침두온도, ℃ | 냉각재 침두온도, ℃ | | |
| 계통과도 안전해석 | 온도 제한치 | Moderate Frequency Events (MF) | | 560 | < 650 | 955 | 940 | |
| | | Infrequent Events (IE) | | 560 - 600 | 650 - 670 | | | |
| | | Unlikely Events (UE) | | 600 - 650 | < 700 | | | |
| | | Extremely Unlikely Events (XU) | | 650 - 760 | | | | |
| | 설계기준 사고 (DBE) | 국부적 결함사고 | ▪ 농축도 오류 | XU | - | 617 | 681 | 615 |
| | | | ▪ 인구유로면적 결함 | UE, XU | - | 618 | 680 | 617 |
| | | | ▪ 집합체 내부 유로폐쇄 | UE, XU | - | 643 | 707 | 641 |
| | | 소듐누출 / 화재사고 | TBD | | | | | |
| | | 기타 사고 | | | | | | |
| | | 연료 취급 및 저장사고 | | | | | | |
| 잔열제거 | | | | | | | | |
| 유량 상실사고 | ▪ LOF | UE, XU | 573 | 606 | 717 | 603 | | |
| 반응도 삼입사고 | ▪ TOP | UE, XU | 573 | 598 | 743 | 594 | | |
| 계통과도 안전해석 | 초과설계 기준사고 (BDBE) | ATWS (Anticipated Transient Without Scram) | | ▪ UTOP | 630 | 697 | 769 | 637 |
| | | ▪ ULOF | 694 | 706 | 727 | 695 | | |
| | | ▪ ULOHS | 573 | 597 | 664 | 574 | | |
| | | ▪ Long-term cooling | 662 | - | - | - | | |
| | | ▪ Summary | ▪ 사고 조기종료로 안전성 확보 ▪ PDRC 안전성능 (장기냉각능력) 확인 | | | | | |

표 2-23 KALIMER-600 안전성 평가 주요 결과 II

| 기술분류 | 사고분류 | 사고해석 | 주요 해석결과 | | | | |
|--------------|------------------------|-----------------------|-------------------------------|--|-----------|----|-----|
| 계통과도 안전해석 | 대형 유로폐쇄사고 | ▪ 대형 유로폐쇄 사고 | - 24개, 54개 부수로 폐쇄 시 피복관 손상 없음 | | | | |
| | 대형 SG 전열관 파단사고 | TBD | | | | | |
| 격납성능 분석 | 대형 소듐 누설사고 | ▪ 격납성능 분석 | 274 ℃ | | 0.162 MPa | | |
| | | ▪ 방사능 누출 및 피폭량 계산 | | 전신 | 골수 | 폐 | 갑상선 |
| | | | 10 CFR 100 | 25 | 150 | 47 | 300 |
| KALIMER-600 | 0.0124 | 0.0191 | 0.0236 | 0.0309 | | | |
| HCDA 분석 | 초과설계 기준사고 (BDBE) | ▪ 초기단계 분석 | 최종목표 | - HCDA 조기종결 (Early Termination) ✓ 노심 미임계 도달 여부 (No Prompt Critical) ✓ 용융연료 노심의 분산 (Fuel Dispersion / Sweepout) - 천이단계 초기조건 제공 | | | |
| | | | 4단계 연구내용 | - 노심 미임계 도달 여부 평가 - 천이단계 초기조건 제공 | | | |
| | | ▪ 천이단계 분석 | 최종목표 | - 노심 재임계 방지 (No Criticality) - FCI 에너지 방출량 < 500 MJ | | | |
| | | | 4단계 연구내용 | - 노심 에너지 방출량 평가 | | | |
| | | ▪ 사고후 열제거 단계 분석 | 최종목표 | - 용융연료 노내 보존 ✓ 임계도 ✓ Core Debris / Molten Pool 장기냉각 ✓ 구조건전성 | | | |
| | | | 4단계 연구내용 | - Core Catcher 열수력 성능 평가 | | | |

제 3 절 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축

4단계 기술개발 내용에 대한 세부적인 상세 공정계획서를 작성하였고, 공정계획에 대한 계획 대비 실적을 평가하였다. 세부과제간 설계 및 연구개발 결과의 공유를 위하여 데이터베이스를 구축·활용 (KALIMER Website <http://kalimer.kaeri.re.kr>) 하였으며, 데이터베이스 접근 용이성 및 활용성을 위한 Website 개선을 수행하였다. 시스템형 대과제의 업무특성상 세부과제간 연계가 중요하므로, 이와 같은 연계를 위한 계획수립, 진도점검, 연계회의 개최등 대과제 차원의 총괄업무를 성실히 수행하였다.

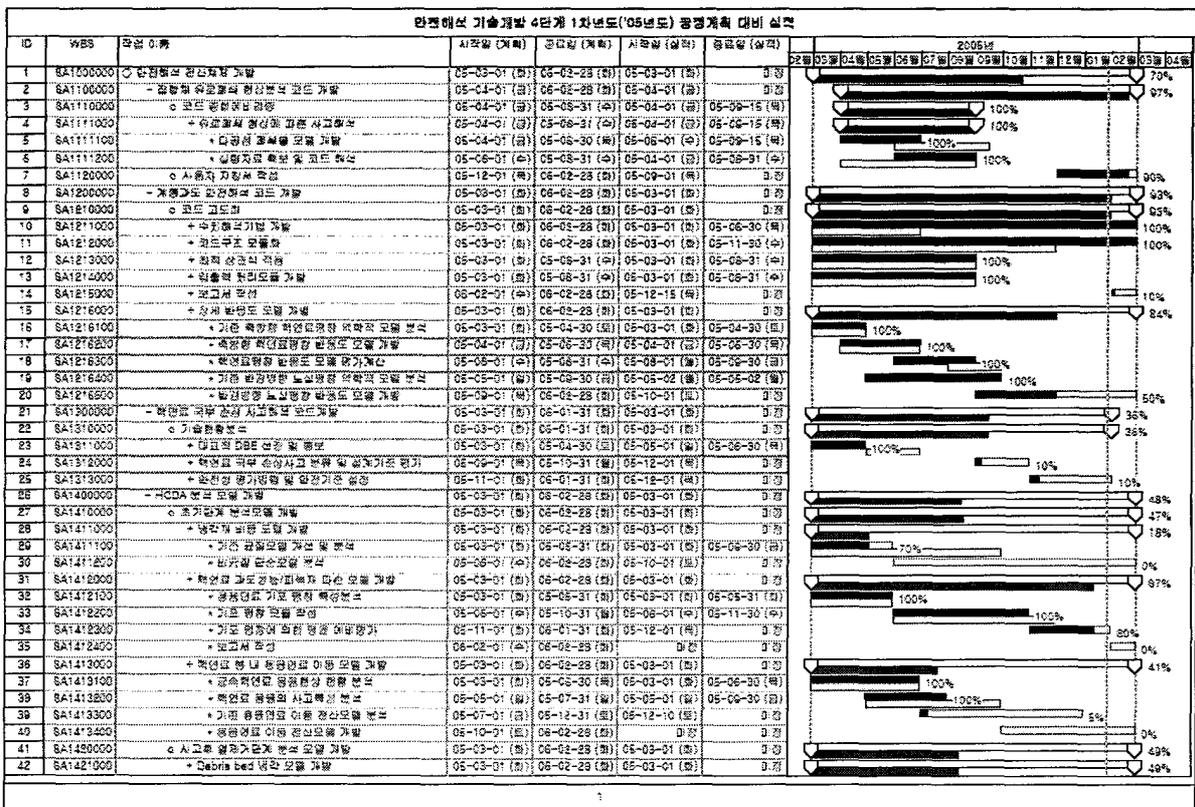


그림 3-1 공정계획 대비 실적

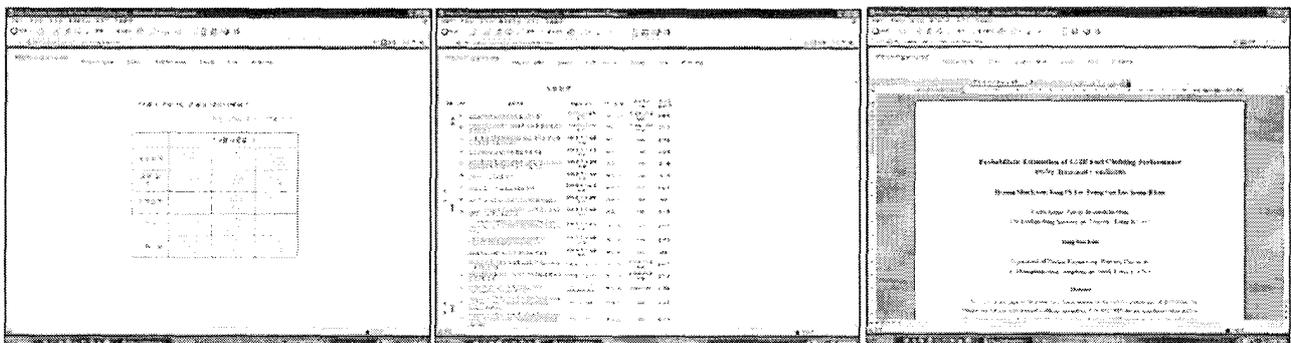


그림 3-2 결과물 데이터베이스 (<http://kalimer.kaeri.re.kr>)

제 4 장 목표 달성도 및 관련분야에의 기여도

당해단계의 연구를 통하여 본 단계의 연구목표인 안전성평가 전략 핵심기술 확보 및 KALIMER-600 개념설계 안전성 평가를 달성하였다. 계통과도 안전해석 코드개발, 집합체 유로 폐쇄 현상분석 코드개발, HCDA 분석 전산체제 개발은 당초 목표대로 개발 및 개선하였다. 또한 개발된 코드와 사고분석 방법론을 활용하여 계통과도 안전해석, 집합체 유로폐쇄 현상분석, HCDA 분석, 격납성능 분석 등 KALIMER-600 개념설계에 대한 안전성 평가를 성공적으로 수행하였으며, 이와 같은 연구개발 업무는 타 설계분야와의 효율적이고 체계적인 연계를 통해 수행하였다. 세부 연구 목표별 주요 연구개발 실적 및 성과물을 요약하면 다음과 같다.

| 번호 | 연구목표 | 세부연구목표 | 달성내용 | 달성도 (%) |
|----|--------------|---------------------|---|---------|
| 1 | 안전해석 전산체제 개발 | 집합체 유로 폐쇄 현상분석 코드개발 | <ul style="list-style-type: none"> - 코드 종합검증 <ul style="list-style-type: none"> • 실험자료를 통한 해석결과의 정량적 평가 • 코드간 비교계산 • 유로폐쇄 형상에 따른 사고해석 및 정량적 평가 - 사용자 지침서 작성 | 100 |
| 2 | | 계통과도 안전해석 코드 개발 | <ul style="list-style-type: none"> - 코드 고도화 <ul style="list-style-type: none"> • 상세 반응도 모델개발 • 노심 3차원 열유체 해석모델 연계 • Window Version 개발 • 최적 상관식 적용 - SFR 기본특성 분석모델 개발 <ul style="list-style-type: none"> • 수치해석기법 개발 • 최적 상관식 적용 • 코드구조 모듈화 - 사용자 지침서 작성 | 100 |
| 3 | | 핵연료 국부 손상 사고해석 코드개발 | <ul style="list-style-type: none"> - 기술현황분석 - 방법론 개발 <ul style="list-style-type: none"> • KALIMER-600 국부손상사고 도출 • 국부손상사고 해석을 위한 MATRA-LMR-FB 개선 • KALIMER-600 국부손상사고 해석 | 100 |
| 4 | | HCDA 분석 전산체제 개발 | <ul style="list-style-type: none"> - 초기단계 분석모델 개발 <ul style="list-style-type: none"> • 냉각재 비등 모델 개발 • 핵연료 과도성능/피복재 파손모델 개발 • 핵연료 봉 내 용융연료 이동 모델 기술현황 분석 - 사고후 열제거단계 분석모델 개발 <ul style="list-style-type: none"> • Debris bed scoping 냉각 모델 개발 • Molten pool scoping 냉각모델 개발 | 100 |

| 번호 | 연구목표 | 세부연구목표 | 달성내용 | 달성도 (%) |
|-----|----------------------------------|-----------------------------|--|---------|
| 5 | 안전성 평가기술 개발 | KALIMER-600 안전해석 기준확립 | - KALIMER-600 안전해석 기준 확립 • 안전 허용기준 및 사고분류체계 • 온도 제한치 및 근거 | 100 |
| 6 | | 집합체 유로폐쇄 현상분석 | - KALIMER-600 집합체 안전성 평가 • 내부 유로폐쇄 안전성 평가 • 기타 집합체 국부손상사고해석 | 100 |
| 7 | | 계통과도 안전해석 | - KALIMER-600 계통 핵심개념 안전성 분석 • ATWS 사고해석 + UTOP / ULOF / ULOHS + KALIMER-600 설계 고유안전성 분석 + 장기냉각능력 평가 • DBE 사고해석 + 제어봉 집합체 허용 반응도가 분석 + TOP + LOF • 보호계통 설정치 해석 + 원자로 비상정지 설정치 해석 + 일차펌프 트립 설정치 해석 | 100 |
| 8 | | HCDA 분석 | - 초기 단계 HCDA 분석 (MELT-III) • KALIMER-600 UTOP 사고해석 - 노심 에너지 방출량 평가 (VENUS-II) • KALIMER-600 초임계 사고해석 - Core catcher 설계개념 개발 • Core catcher 안전해석 기준설정 • Core catcher 열수력 성능평가 | 100 |
| 9 | | 격납성능 분석 | - KALIMER-600 격납성능 분석 • 격납용기내 열수력거동 계산 • 방사능 누출 및 피폭량 계산 | 100 |
| 10 | 기술개발 종합 및 데이터 베이스 구축 | - 상세공정계획 및 실적서 작성 | - 공정계획 수립 • 세부 공정계획서 작성 • 세부과제간 상호 연계 점검 - 공정계획 대비 실적 점검 및 평가 | 100 |
| 11 | | - 결과물 데이터베이스 구축 | - 데이터베이스 구축 | 100 |
| 총 계 | | | | 100 |

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

개발된 안전성평가 전략 핵심기술을 통하여 차기단계 수행 예정인 안전성 평가 핵심기반기술 개발 및 확보에 활용하며, 확보된 전산체제 및 방법론은 제4세대 소듐냉각 고속로 고유개념 안전성 평가 도구로 활용한다.

- 개발완료된 MATRA-LMR-FB 전산코드는 국부손상사고해석, CONTAIN-LMR-K 전산코드는 소듐누출 및 화재사고해석, SSC-K 전산코드는 반응도 삽입사고해석 등 설계기준 사고해석에 활용
- 개발된 SCAMBETA, SWEEP, MELT-III, VENUS-II 전산코드는 HCDA 사고해석, SSC-K 전산코드는 UTOP, ULOF, ULOHS 등 ATWS 사고해석, MATRA-LMR-FB 전산코드는 대형 유로폐쇄사고해석, CONTAIN-LMR-K 전산코드는 대형 소듐 누설사고 및 격납성능 분석 등 초과설계기준 사고해석에 활용

향후 소듐냉각 고속로 및 실험시설 건설시 인허가와 관련하여 각종 사고에 대한 분석을 위하여 개발된 기술을 활용하며, 개발된 액체금속로 안전성평가 전략 핵심기술을 바탕으로 Gen IV 등 국제공동연구에 참여하여 연구개발의 효율성과 투명성을 높이고, 막대한 경제적, 산업적 파급효과가 예상되는 상용화 시기에 대비한다. 또한 기술개발 종합 및 데이터베이스 구축으로 연구개발의 효율적·체계적 수행에 활용한다.

차기단계에는 사고분류 및 시나리오 작성, 코드 선정 및 주요모델 평가, 설계기준사고 해석을 위한 모델개발 및 개선, 변수 민감도분석 및 방법론 구성을 통해 설계기준사고 방법론을 개발하고 MARS-LMR 전산코드를 개발함으로써 유량상실사고, 잔열제거 관련사고, 국부손상사고 등 설계기준사고를 해석할 수 있는 방법론과 전산체제를 완비한다.

소듐냉각 고속로 (SFR)의 안전성 검증뿐만 아니라 경제적 경쟁력 확보를 위한 리스크 정보 활용 설계 최적화가 필요하며 이를 위해 리스크 정보를 활용하기 위한 SFR 고유 PSA 방법론 개발을 수행할 예정이다.

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외 과학정보

- Gen IV 관련 자료
 - Generation IV - Submitted Reactor System Concepts
 - A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems
 - Gen IV Roadmap: R&D Scope Report for Liquid-Metal-Cooled Reactor Systems
 - Gen IV Roadmap: Description of Candidate Liquid-Metal-Cooled Reactor Systems Report
 - R&D Program Plan for the Sodium Fast Reactor (SFR)
- 각국의 고속로 연구개발 현황자료 및 IAEA TWG-FR 활동 현황자료
- 금속 용융연료-소듐 반응 실험설비 관련 자료
- 액체고속로 중대사고 해석 자료

제 7 장 참고문헌

- Atcheson D.B., "Review of the LAFM Code and the Tresca Yield Criterion", GE Report, XL-601-78033 (1977).
- Balard, F. and Carlucc, B., "Evaluation of the LMFBR Cover Gas Source Term and Synthesis of the Associated R&D," Technical Committee Meeting on Evaluation of Radioactive Materials Release and Sodium Fires in Fast Reactors (1996).
- Carlucc, B., Serge Dechelette and Francois Balard, "Radiological Release Analysis for the EFR Project," Technical Committee Meeting on Evaluation of Radioactive Materials Release and Sodium Fires in Fast Reactors (1996).
- Chang, W. P. et al., "Review of the Technical Status on HCDA Analysis of Liquid Metal Reactors," KAERI/AR-498/98 (1998).
- Croff, A. G., "ORIGEN2 - A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code," ORNL-5621.
- Croff, A. G., Bjerke, M. A., Morrison, G. W., and Petrie, L. M., "Revised Uranium-Plutonium Cycle PWR and BWR Models for the ORIGEN Computer Code," ORNL/TM-6051 (1978).
- Croff, A. G., Haese, R. L., and Gove, N. B., "Updated Decay and Photon Libraries for the ORIGEN Code," ORNL/TM-6055 (1979).
- Croff, A. G., and Bjerke, M. A., "Alternative Fuel Cycle PWR Models for the ORIGEN Computer Code," ORNL/TM-7005 (1980).
- Darby, J. L., Shaffer, C. J., Camp, A. L., Payne, A.C., "Methods for assessing the reliability of passive systems," SAND-92-1807C, Sandia National Labs., Albuquerque, NM (United States), US Nuclear Regulatory Commission, 1992 (1992).
- "Design data for KALIMER-600," IOC-CD-013-2004, Interim Report, KAERI (2004).
- Dunn, F. E., Prohammer et al., "The SAS2A LMFBR Accident-Analysis Computer Code," ANL-8183, Oct. 1974 (1974).
- Ergun, S., "Fluid Flow Through Packed Columns," Chem. Eng. Prog., 48 (2), 89-94 (1952).
- Fontana, M. H., "Core Melt-Through in LMFBR's - A Condensed Review," ORNL-TM-3504 (1971).

General Electric, "PRISM-Preliminary Safety Information Document," GEFR-00793 UC-87Ta (1986).

Greene, G. A., "Assessment of the Thermal Hydraulic Technology of the Transition Phase of a Core-Disruptive Accident in a LMFBR," NUREG/CR-3104 (1982).

Gruber, E.E., J.M. Kramer, Gas-Bubble Growth Mechanisms in The Analysis of Metal Fuel Swelling, CONF-860605-2, USA, (1986).

Guppy, J. G., "Super System Code (SSC, Rev.0) An Advanced Thermo-hydraulic Simulation Code for Transient in LMFBRs," NUREG/CR-3169 (1983).

Ha, K. S., "SSC-K Multi-D Transient Thermal Hydraulics (Rev.0)," KAERI/TR-3306/2007 (2007)

Hahn, Dohee et al., "Reactivity Feedback Models for SSC-K," KAERI/TR-1105/98, KAERI (1998).

Hahn, Dohee et al., "Preliminary Safety Analysis for Key Design Features of KALIMER," KAERI/TR-1616/2000 (2000a).

Hahn, D. H. et al., "KALIMER Preliminary Conceptual Design Report," KAERI/TR-1636/2000 (2000b).

Hahn, Dohee et al., "Preliminary Safety Analysis for Key Design Features of KALIMER with Breakeven Core," KAERI/TR-1849/2001 (2001a).

Hake, T. M., "An approach for assessing ALWR passive safety system reliability," SAND-91-1459C, Sandia National Labs., Albuquerque, NM (United States), US Nuclear Regulatory Commission (1991).

Hake, T. M., Heger, A. S., "Assessment of ALWR passive safety system reliability. Phase 1: Methodology development and component failure quantification," SAND-92-1231, Sandia National Labs., Albuquerque, NM (United States), USDOE (1995).

Hardee, H. C. and Nilson, R. H., " Natural Convection in Porous Media with Heat Generation," Nuclear Science and Engineering, 63, 119-132 (1977)

Hicks, E. P., Menzies, D. C., "Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident," Proceedings of a Conference on Safety, Fuels, and Core Design in Large Fast Power Reactors, ANL-7120, 654-670, Argonne National Laboratory, (1965).

Hill, D. J., Ragland, W. A., Roglans, J., "EBR-II Probabilistic Risk Assessment: Results and

- insights," ANL/CP-75951, Department of Energy, Washington, DC. (1993).
- Hughes, T.H. and J.M.Kramer, "The FPIN2 Code - An Application of the Finite Element Method to the Analysis of the Transient Response of Oxide and Metal Fuel Elements", Science and Technology of Fast Reactor Safety, Vol. 2, Guernsey, USA. (1986).
- Hummel, H. H., Okrent, D., "Reactivity Coefficients in Large Fast Power Reactors," Am. Nucl. Soc., La Grange Park, Il.,U.S, (1970).
- IAEA-TECDOC-876, "Progress in Liquid Metal Fast Reactor Technology," May 1995 (1995).
- IAEA-TECDOC-920, Proceedings of an advisory group meeting held in Jlich, "Technical feasibility and reliability of passive safety systems for nuclear power plants -I," Germany, 21-24 November 1994, December 1996, (1996).
- IAEA-TECDOC-1015, "Advances in Fast Reactor Technology," May 1997 (1997).
- Jackson, J. F. and Nichoson, R. B., "VENUS-II, An LMFBR Disassembly Program," ANL-7951, Argonne National Laboratory (1972).
- Jankus, V. J., "A Theoretical Study of Destructive Nuclear Bursts in Fast Power Reactors," ANL-6512, Argonne National Laboratory (1962).
- Jeong, Hae-Yong, "SSC-K Input Preparation for KALIMER-600," LMR/SA 241 - AR - 01/03, Rev. 01, Interim Report, KAERI
- Joseph, M., Sivakumar, N., Manoravi, P., "Studies on equation of state of high temperature nuclear materials," Annals of Nuclear Energy 31, 1163-1175 (2004).
- Kazimi, M. S. and Chen, J. C., "A Condensed Review of the Technology of Post-Accident Heat Removal for the Liquid Metal Fast Breeder Reactor," Nuclear Technology, Vol. 38, pp.339-366 (1978).
- Kim, Y. I., "KALIMER Equilibrium Core Conceptual Design and Analysis," LMR/CD120-ER-01, Korea Atomic Energy Research and Institute (1999).
- Kulacki, F. A. and Emara, A. A., J. Fluid Mech. 3 (2) 375-395 (1977).
- Kwon, Young Min, "KALIMER Design Data for Safety Analysis (Breeder Core)," KALIMER/ SA131-BD-03/99, KAERI (1999).
- Kwon, Young Min et al., "SSC-K Code user's Manual (Rev.0), KAERI/TR-1619/2000," KAERI (2000a).

Kwon, Young Min, "SASSYS-1/SAS4A 코드 특성 분석," LMR/SA218 -WR-01/00, KAERI (2000b).

Kwon, Young Min, "SASSYS-1/SAS4A Basedeck of KALIMER for Code-to-Code Comparison Analysis," LMR/SA218-CN-01/00, Rev.0, KAERI (2000c).

Kwon, Young Min and Dohee, Hahn, "Development of Safety Analysis Basis for KALIMER Conceptual Design," KAERI/TR-1957/2001, KAERI (2001a).

Kwon, Young Min, "Acceptance Criteria for KALIMER Safety Analysis," LMR/SA111-WR-01/01, Rev.01 KAERI (2001b).

Kwon, Young Min, "Design Data for the Plant Safety Analyses for KALIMER Design," KALIMER/SA121-DO-01/01, Rev.0, KAERI (2001c).

Kwon, Young Min, "Design Data for the Plant Safety Analyses for Breakeven Initial Core of KALIMER," KALIMER/SA121-DO-01/01, Rev.0, KAERI (2001d).

Kwon, Young Min, "SSC-K Basedeck for KALIMER Breakeven Equilibrium Core Safety Analysis," LMR/SA121-CN-01/01, Rev.01, KAERI (2001e).

Kwon, Young Min, "SSC-K Basedeck for KALIMER Breakeven Initial Core Safety Analysis," LMR/SA122-CN-01/01, Rev.0, KAERI (2001f).

Kwon, Young Min et al., "Analysis of Local Subassembly Accident in KALIMER," KAER/TR-1659/2000, KAERI (2001b).

Kwon, Young Min, "SSC-K Basedeck for KALIMER Breakeven Equilibrium Core Safety Analysis," LMR/SA121-CN-01/01, Rev.01, KAERI (2001b).

Kwon, Young Min, "SSC-K Basedeck for KALIMER Breakeven Initial Core Safety Analysis," LMR/SA121-CN-01/01, Rev.01, KAERI (2001b).

Kwon, Young Min et al., "SSC-K Code user's Manual (Rev.1)," KAERI/TR-2014/2002, KAERI (2002a).

Lee, Y. B., et al., "Analysis of Thermohydraulic Phenomena in the Hot Pool of KALIMER Design," Proceedings of the Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Taejon, Korea, October 2000 (2000a).

Lee, Y. B., et al., "Development of the Two-Dimensional Hot Pool Model for Pool-Type Liquid Metal Reactors," Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Kori, Korea, May 2000 (2000b).

- Lee, Yong Bum et al., "Development of Two-Dimensional Hot Pool Model," KAERI/TR-1566/2000, KAERI (2000c)
- Lee, Yong Bum et al., "Development of Two-Dimensional Hot Pool Model and Analysis of the ULOHS Accident in KALIMER Design," KAERI/TR-1653/2000, KAERI (2000d)
- Lee, Yong Bum et al., "A Code-to-Code Comparison Analysis for the Hot Pool model between HP2D and CFX," KAERI/TR-1974/2001, KAERI (2001)
- Lee, Yong Bum et al., "Development of Two-Dimensional Model for the Thermohydraulic Analysis of Hot Pool in Liquid Metal Reactors," *Annals of Nuclear Energy*, Vol.29, Issue 1, pp.21-40 (2002).
- Lee, Yong Bum et al., "KALIMER-600 설계개념에 대한 핵심개념 안전해석 보고서," KAERI/TR-2968/2005 (2005).
- Levin, A. E., Saltos, N. T., Tzanos, Constantine P., "Regulatory Treatment of Non-safety Systems for Passive Plants: Application to the AP600," PSA'99 Conference (1999).
- Lewis, E. E., "Nuclear Power Reactor Safety," pp.464, John Wiley & Sons (1977).
- Macdonald, I. F., El-Sayed, M.S., MOW, K., Dullen, F., "Flow through Porous Media - the Ergun Equation Revisited," *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, Vol. 18, No.3 (1979)
- Macdougall, J. B. and Lillington, J. N., "The SABRE Code for Fuel Rod Cluster Thermohydraulics," *Nucl. Eng. Des.* vol.81, p.171-190 (1984).
- Mast, P.K., "A Simple Computational Model for the Prediction of Fuel Pin Failure during a Transient-Overpower Accident", Ph.D Thesis, Univ. Illinois at Urbana-Champaign (1980).
- McDeavitt, S.M., A.A. Solomon, "Hot-Isostatic Pressing of U-10Zr by a Coupled Grain boundary Diffusion and Creep Cavitation Mechanism", *Journal of nuclear materials*, 228 184-200 (1996)
- Merlin M. et al., "Evaluation of the Sodium Retention Factors for Fission Products and Fuel," Proceedings of the LMFBR Safety Topical Meeting, Lyon France, July 1982 (1982).
- Miles, K.J., Jr., "Metal Fuel Modeling for Inherent Safe Reactor Designs", *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 55 (1987).
- Miyahara, M., Sagawa, N. and Shimoyama, K., "Experimental and Analytical Studies of Iodine Mass Transfer from Xenon-Iodine Mixed Gas Bubble to Liquid Sodium Pool," Technical Committee Meeting on Evaluation of Radioactive Materials Release and Sodium Fires in Fast Reactors (1996).

Mohsen Khatib-Rahbar et al., "Modeling and Analysis of Low Heat Flux Natural Convection Sodium Boiling in LMFBRs," NUREG/CR-2006, (1982).

Na, B. C. et al., "Review of Core Disruptive Accident Analysis for Liquid-Metal Cooled Fast Reactors," KAERI/AR-467/97 (1997).

Nicholson, R. B., "Methods for Determining the Energy Release in Hypothetical Fast-Reactor Meltdown Accidents," Nucl. Sci. Eng, 18, 207-219 (1964).

Nicholson, R. B., "Methods for Determining the Energy Release in Hypothetical Fast-Reactor Meltdown Accidents," Ph.D. Thesis, U. Michigan, Ann Arbor (1964).

NRC. U.S., "Preapplication Safety Evaluation Report for the Power Reactor innovation Small Module (PRISM) Liquid-Metal Reactor," NUREG-1368 (1994).

NUREG-1368, "Preapplication Safety Evaluation Report for the Power Reactor Innovative Small Module (PRISM Liquid-Metal Reactor)," Nuclear Regulatory Commission (1993).

NUREG-1512, Final Safety Evaluation Report Related to Certification of the AP600 Standard Design, (1998).

Olive, J., Jolas. P., "Internal Blockage in a Fissile Super-Phenix Type Subassembly: The SCARLET experiments and their Interpretation by the CAFCA-NA3 code," Nucl. Energy, 29 (4), 287-293 (1990).

Padilla, A. Jr., "Analysis of Mechanical Work Energy for LMFBR Maximum Accidents," Nuclear Technology,12, 348 (1971).

Padilla, A. Jr., "Mechanical Work Energy for Sodium-Fuel Thermal Interaction," HEDL-TME-71-94, Hanford Engineering Development Laboratory (1971).

Rauh, E. G., Thorn, R. J., "The Vapor Pressure of Uranium," J. of Chem.Phys., 22, (1954).

Ruge T., "Homsep-2: a One-Dimensional Sodium Boiling Model for the Fast Reactor," Nucl. Energy, 28, No. 3, June, pp 171-181, (1989).

Sahoo, P., Kannan, S. E., Muralidharan, P. and Chandran, K., "Studies on Release and Deposition Behavior of Cesium from Contaminated Sodium Pools and Cesium Trap Development for FBTR," Technical Committee Meeting on Evaluation of Radioactive Materials Release and Sodium Fires in Fast Reactors (1996)

Sauter, H. and Schutz, W., "Fuel and Fission Product Release from a Hot Sodium Pool -

Removal of Methyl Iodine in Sodium Aerosol Atmosphere," Proceedings of the CSNI Specialist Meeting on Nuclear Aerosols in Reactor Safety (1985)

Sofu, T. et al., "SASSYS/SAS4A-FPIN2 Liquid Metal Reactor Transient Analysis Code System for Mechanical Analysis of Metallic Fuel Elements", Nuclear Technology, 113, 268. (1996).

Sonntag, R. E. et al., "Fundamentals of Thermodynamics 5th," JOHN WILEY & SONS INC. (1997)

Stephens, H. P., "Determination of the Enthalpy of Liquid Copper and Uranium with a Liquid Argon Calorimeter," High Temp. Sci. ,6,156 (1974).

Suk, S. D., "Development of the SCHAMBETA Code for Scoping Analysis of HCDA," KAERI/TR-1581/2000, Korea Atomic Energy Research and Institute (2000a).

Suk, S. D., Dohee Hahn, "Scoping Analysis of LMFR Hypothetical Core Disruptive Accidents Using Modified Bethe-Tait Methods," 9th Intl. Conf. Nucl. Eng (ICONE-9), Baltimore, Md, U.S. (2000b).

Suk. S. D. and Kato, I., "Analysis of the CABRI LTX Test Using SAS4A Code," KAERI/TR-1955/2001 (2001).

Takai, T., Hirose, T., Funabashi, H. and Miyahara, S., "Development of Test Apparatus for Fission Product Release from Overheated Fuel Element." Technical Committee Meeting on Evaluation of Radioactive Materials Release and Sodium Fires in Fast Reactors (1996).

Tentner, A. M., "Validation of the Metal Fuel Version of the SAS4A Accident Analysing Code," CONF-910468 (1991).

Tentner, A.M., et al., "Analyzing Unprotected Transients in Metal Fuel Cores With the SAS4A Accident Analysis Code", Int. Top. Mtg. Safety of Next Generation Power Reactors, Seattle USA. 1988).

Thayer, W. L. and Robbins, J. L., "Enthalpy and Heat Capacity of Liquid Plutonium and Uranium," Proc. 5th Int. Conf. on Plutonium and Other Actinides, Karlsruhe (1975).

Tzanos, C. P., Saltos, N. T., "Thermal-hydraulic unreliability of passive systems," ANL/ET/CP-86703, Argonne National Lab., IL (United States), US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC (United States) (1995).

Van Tuyle, G. J. et al., "Safety and Licensing Analysis of 471 MWt PRISM Reactor Module," BNL-NUREG-46512 (1991).

Walter, A. E., et al., "MELT-III, A Neutronics, Thermal-Hydraulics Computer Program for Fast Reactor Safety Analysis," HEDL-TME- 74-47, Handford Engineering Development Laboratory (1974).

Waltar, A. E. and Reynolds, A. B., "Fast Breeder Reactors II," Pergamon Press, New York, Oxford, Toronto, Sydney, Paris, Frankfurt (1980).

Wolfe, S. B., Friedman, N., Riley, D., "Influence of the Doppler Effect on the Meltdown Accident," Proceedings of a Conference on Breeding, Economics and Safety in Large Fast Power Reactors, ANL-6792, 171-192, Argonne National Laboratory (1963).

권영민 외, "Design Data for the Plant Safety Analyses for KALIMER Design," KAERI/SA121-DO-01/2001, Rev.00 (2001)

권영민, "플내부 비대칭 유동 해석모델 개발," LMR/SA213-WR-01/00, Rev.0, KAERI (2001a).

권영민, "해당 전문가 활용 보고서," KAERI (2001b)

과학기술부, "원자력 안전규제요건 설정연구, 액체금속로 안전규제요건 개발," KINS/GR-188, 한국원자력안전기술원 (1999).

이성욱 외, "액체금속로 격납용기 성능분석 기술현황," KAERI/AR-543/99 (1999).

이성욱 외, "KALIMER 예비 격납 성능 분석," KAERI/TR-1240/99 (1999)

한도희 외, "액체금속로 설계기술개발," KAERI/RR-2032/99 (2000).

서 지 정 보 양 식

| | | | |
|------------------------|--|--------------|--------------|
| 수행기관보고서번호 | 위탁기관보고서번호 | 표준보고서번호 | INIS 주제코드 |
| KAERI/RR-2717/2006 | | | |
| 제목 / 부제 | 액체금속로 설계기술개발 / 안전해석 기술개발 | | |
| 연구책임자 및 부서명 | 이용범 (유체공학연구부) | | |
| 연구자 및 부서명 | 권영민, 김의광, 석수동, 장원표, 정해용, 하귀석, 한도희, 김영균, 김영일, 남호윤, 박창규, 어재혁, 이기복, 이동욱, 이병운, 정지영, 황인아, 지준석, 김미희 | | |
| 출판지 | 대전 | 발행기관 | 한국원자력연구원 |
| 페이지 | 253 | 도표 | 있음(○), 없음() |
| 참고사항 | | | |
| 비밀여부 | 공개(○), 대외비(), — 급비밀 | 보고서종류 | 연구보고서 |
| 연구위탁기관 | | 계약번호 | |
| 초록 (15-20줄내외) | <p>안전해석 전산체제 개발 분야에서는 MATRA-LMR-FB의 종합검증을 수행하여 유로페쇄 해석코드의 개발을 완료하였고, 상세 반응도 모델개발, 노심 3차원 열유체 해석모듈 연계, Window Version 개발을 통하여 계통과도 안전해석용 SSC-K 코드 고도화를 수행하여 개발을 완료하였다. 또한 수치해석 기법 개발, 최적 상관식 적용, 코드구조 모듈화 등을 통하여 SFR 기본특성 분석모듈을 개발하였으며, 냉각재 비등 모델 개발, 핵연료 과도성능/피복재 파손모델 개발, 핵연료 봉 내 용융연료 이동 모델 기술현황 분석을 통한 HCDA 초기단계 분석모델 개발을 수행하였고, Debris bed 및 Molten pool scoping 냉각모델을 개발함으로써 사고후 열제거 단계 분석모델을 개발하였다.</p> <p>안전성 평가분야에서는 KALIMER-600 안전해석 기준 확립하였고, 내부유로페쇄 안전성 평가 및 국부 손상 사고해석을 통하여 KALIMER-600 집합체 안전성을 평가하였다. ATWS 사고해석 및 TOP, LOF 등의 설계기준사고해석을 통하여 KALIMER-600 계통 핵심개념 안전성 분석을 수행하였고, 이로 노심 반응도 궤환효과에 의한 고유안전성 분석을 수행하였으며, KALIMER-600에 대한 초기단계 HCDA 분석과 노심 에너지 방출량 평가 그리고 core catcher 안전해석 기준설정과 열수력 성능평가를 수행하였다. 또한 격납용기내 열수력거동과 누설핵종 및 피폭량 계산으로 격납성능 분석을 완료하였다.</p> <p>기술개발 종합 및 데이터베이스 구축 분야에서는 상세공정계획 수립 및 공정진행 현황 분석, KALIMER Website를 통한 연구결과물 데이터베이스를 구축하였다.</p> | | |
| 주제명키워드 (10단어내외) | 칼리머, 액체금속로, 안전해석, 고유안전성, 금속연료, 계통과도, 반응도궤환, 유로페쇄, 노심용융사고 | | |

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET

| | | | |
|--|---|---------------------|-------------------|
| Performing Org. Report No. | Sponsoring Org. Report No. | Standard Report No. | INIS Subject Code |
| KAERI/RR-2717/2006 | | | |
| Title / Subtitle | Liquid Metal Reactor Design Technology Development / Development of Safety Analysis Technology for LMR | | |
| Project Manager and Department | Y.B. Lee (Fluid System Engineering Division) | | |
| Researcher and Department | Y.M. Kwon, E.K Kim, S.D. Suk, W.P. Chang, H.Y. Jeong, K.S. Ha, Hohee Hahn, Y.G. Kim, Y.I. Kim, H.Y. Nam, C.K. Park, | | |
| J.H. Eoh, K.B. Lee, D.W. Lee, B.W. Lee, J.Y. Jeong, I.A. Hwang, J.S. Jee, M.H. Kim | | | |
| Publication Place | Taejon | Publisher | KAERI |
| Page | 253 | Ill. & Tab. | Yes(○), No () |
| Publication Date | 29 March 2007 | | Size |
| Note | A4 | | |
| Classified | Open(○), Restricted(), ___ Class Document | Report Type | Research Report |
| Sponsoring Org. | | Contract No. | |
| Abstract (15-20) | <p>In the safety analysis code system development area, the development of an analysis code for a flow blockage could be brought to completion throughout an integrated validation of MATRA-LMR-FB. The safety analysis code of SSC-K has been evolved by building detailed reactivity models and a core 3 dimensional T/H model into it, and developing its window version. A basic analysis module for SFR features also have been developed incorporating a numerical method, best estimated correlations, and a code structure module. For the analysis of the HCDA initiating phase, a sodium boiling model to be linked to SSC-K and a fuel transient performance/cladding failure model have been developed with a state-of-the-art study on the molten fuel movement models. Besides, scoping analysis models for the post-accident heat removal phase have been developed as well.</p> <p>In safety analysis area, the safety criteria for the KALIMER-600 have been set up, and an internal flow channel blockage and local faults have been analyzed for the assembly safety evaluation, while key safety concepts of the KALIMER-600 has been investigated getting through the analyses of ATWS as well as design basis accidents like TOP and LOF, from which the inherent safety due to a core reactivity feedback has been assessed. The HCDA analysis for the initiating phase and an estimation of the core energy release, subsequently, have been followed with setup of the safety criteria as well as T/H analysis for the core catcher. The thermal-hydraulic behaviors, and released radioactivity sources and dose rates in the containment have been analyzed for its performance evaluation in this area.</p> <p>The display of a data base for research products on the KALIMER Website and the detailed process planning with its status analysis, have become feasible from achievements in the area of the integrated technology development and establishment.</p> | | |
| Subject Keywords (About 10 words) | KALIMER, Liquid Metal Reactor, Safety Analysis, Inherent Safety, Metal Fuel, System Transient, Reactivity Feedback, Flow Blockage, Core Disruptive Accident | | |