

KINS/GR-240

최종연구보고서

원자력 안전규제 기술개발

Development of Nuclear Safety Regulatory Technology

열수력 안전해석 규제기술 개발

Development of Regulatory Technology for Thermal-Hydraulic
Safety Analysis

(제 2 권)

연구기관
한국원자력안전기술원

과 학 기 술 부

Contents

(Volume 1)

Chapter 1	Introduction	1
Section 1	Background and Necessity of the Research	3
Section 2	Objectives and Scope of the Research	11
Chapter 2	Improvement of Thermal-hydraulic Audit Technology for Safety Analysis	21
Section 1	Improvement of Best Estimate Audit Code and Its Reliability	27
1.	Status of the Foreign and Domestic Researches	29
2.	Improvements of RELAP5 Code	45
3.	Improvements of the Audit Calculation Technology through Thermal-hydraulic Separate Effect Tests	74
4.	Assessment of RELAP5 Using LOFT L9-3 ATWS Experiment	113
5.	Assessment of RELAP5 for LSTF Multiple SGTR Test SB-SG-10	122
6.	Code Assessment on Pressurizer Spray Valve Stuck Open Incident of Kori Unit 2	140
7.	Assessment of Capability on Thermal-hydraulic Mixing Behavior during Pressurized Thermal Shock	148
8.	Improvement of Thermal-hydraulic Analysis Capabilities Database	162
Section 2	Development of a Coupled 3-D Neutronics/System Thermal-hydraulic Analysis Capabilities	165
1.	Introduction	167
2.	Analysis of OECD/NEA Benchmark Problem	168
3.	Analysis of Main Steam Line Break Accident in Kori Unit 3	175
Section 3	Development of Safety Analysis Regulatory Audit Capability for CANDU-type Reactors	183
1.	Development of Best Estimate Thermal-hydraulic Safety Analysis Audit Code for CANDU Reactors	185
2.	CHF Model Validation with Separate Effect Tests	230
3.	Assessment Using RD-14 LBLOCA Test B8711	246

4.	Assessment Using RD-14 SBLOCA Test B8604	265
5.	Assessment Using RD-14 SLB Test B8522	278
6.	Assessment Using RD-14M Multi-channel Test B9401	283
7.	Analysis of D ₂ O Leakage Incident at Wolsong Unit 1	291
8.	Analysis of Effect of Code on LBLOCA of Wolsong Units 2/3/4 ...	306
9.	Analysis of Effect of Code on SLB of Wolsong Units 2/3/4	318
Section 4	Improvement of Calculation Model for Safety Evaluation of Korean Nuclear Power Plants	325
1.	Improvement of Kori Unit 1 Plant Model	327
2.	Analysis of the Feedwater Line Break Event of Kori Unit 1	335
3.	Improvement of Calculation Models of Korean NPP	340
Section 5	Development Regulatory Audit Capability for APR-1400	347
1.	Evaluation of Applicability of the Current Audit Technology to APR-1400	349
2.	Development of 3-D Thermal-hydraulic Analysis Capability for Direct Vessel Injection	358
3.	Assessment of Code Capability with UPTF DVI Experiments	364
4.	Analysis of LBLOCA DVI Performance of APR-1400	381
References	433

(Volume 2)

Chapter 3	Development of Technology Evaluating the Major Thermal-Hydraulic Safety Issues	1
Section 1	Safety Evaluation for Shutdown and Low Power Operations	3
1.	Evaluation of Safety on LOCA at Shutdown Condition	4
2.	Safety Evaluation of the Midloop Operation of the Operating NPP	19
3.	Safety Evaluation under Shutdown Conditions	25
4.	Assessment of Loss of RHR Events during Midloop Operation of Kori Unit 1	41
Section 2	Evaluation on Safety of High Burnup Fuels	52

1.	Introduction	59
2.	Safety Issues on High-Burnup Fuel	60
3.	Characteristics of High-Burnup Fuel under RIA Condition	69
4.	Characteristics of High-Burnup Fuels under LOCA Condition	75
5.	Applications and Evaluations of FRAPCON3 Code	79
Section 3	Evaluation of Safety Issues for System T/H Audit Analysis	97
1.	Evaluation of the Post-LOCA Long Term Cooling Performance of KSNP	99
2.	Safety Evaluation of the In-containment Water Storage System of APR-1400	106
3.	Thermal-Hydraulic Evaluation on Pressurized Thermal Shocks	153
4.	Evaluation of Fluid-Structure Interaction, Thermal Stratification	160
Section 4	Evaluation of Safety Issues on Reactor Life Extension	183
1.	Overview	185
2.	Review on Accident Analysis in Kori Unit 1	185
Section 5	Safety Evaluation on Multiple Failure Events	195
1.	Evaluation of Safety on ATWS Events	197
2.	Evaluation of Coping Capability on ATWS Events	204
Chapter 4	Development of Technology Evaluating Regulatory Requirements	223
Section 1	Introduction	225
Section 2	Status of the Art	229
1.	Status in Foreign Countries	231
2.	Status in Korea	244
Section 3	Development of Regulatory Requirements and Regulatory Guide on ECCS Performance Evaluation	253
1.	Development Strategy	255
2.	Development of Regulatory Requirements	259
3.	Development of Regulatory Guide	263
Section 4	Evaluation of Thermal-hydraulic Models	279
1.	Introduction	281

2.	Contents of Evaluation	282
3.	Results from Evaluation	283
Chapter 5	Summary and Conclusions	287
Section 1	Summary	289
Section 2	Conclusions	301
References	305
Appendix 1	Draft Regulatory Guide on Conservative Evaluation Method of Emergency Core Cooling System of Pressurized Water Reactors	319
Appendix 2	Draft Regulatory Guide on Best Estimate Evaluation Method of Emergency Core Cooling System of Pressurized Water Reactors	337

목 차

(제 1 권)

제 1 장	서 론	1
제 1 절	연구개발의 배경 및 필요성	3
제 2 절	연구개발의 목적 및 내용	11
제 2 장	열수력 안전해석 검증기술의 개선	21
제 1 절	최적 규제 검증 코드의 개선 및 신뢰성 향상	27
1.	국내외 현황	29
2.	RELAP5 코드 개선	45
3.	열수력 개별실험을 통한 원전 안전해석 검증 기술 개선	74
4.	LOFT ATWS 실험 L9-3에 대한 코드 평가	113
5.	Multiple SGTR 사건 (SB-SG-10)의 RELAP5 예측성 평가	122
6.	고리 2호기 살수 개방 사고 평가	140
7.	가압열충격 열수력 혼합 거동 예측 능력 평가	148
8.	열수력 평가 기술 데이터베이스의 개선	162
제 2 절	3차원 노심동특성/계통열수력 연계 해석기술 개발	165
1.	개 요	167
2.	OECD/NEA Benchmark 문제 계산	168
3.	고리 1호기 주증기관파단사고 해석	175
제 3 절	중수로 안전해석 검증기술 개발	183
1.	중수로 열수력 안전해석 최적검증코드 개발	185
2.	개별효과 실험 평가를 통한 CHF 모델 검증	230
3.	RD-14 B8711 대형파단냉각재상실사고 실험 평가	246
4.	RD-14 B8604 소형파단냉각재상실사고 실험 평가	265
5.	RD-14 B8522 주증기관파단사고 실험 평가	278
6.	RD-14M B9401 다중채널실험 평가	283
7.	월성 1 호기 중수누출사고 분석	291
8.	월성 2/3/4 호기 대형냉각재상실사고 영향 분석	306
9.	월성 2/3/4 호기 주증기관 파단사고 영향 분석	318

제 4 절	국내 원전 주요 사고 안전성 평가 계산 모델의 개선	325
1.	고리 1호기 검증계산 모델 개선	327
2.	고리 1호기 주급수관 파단사고 검증계산	335
3.	국내 원전 검증계산 입력자료 정비	340
제 5 절	차세대 원전 안전해석 규제검증기술 개발	347
1.	현 검증기술의 신형 경수로 적용성 평가	349
2.	원자로용기 직접주입을 고려한 3차원 열수력 해석 기술 확보	358
3.	UPTF 원자로용기직접주입 실험에 대한 코드 성능 평가	364
4.	신형 경수로 대형냉각재상실사고 DVI 성능 평가 해석	381
참고문헌	433

(제 2 권)

제 3 장	열수력 안전현안 평가기술 개발	1
제 1 절	정지 및 저출력 운전중 사고 안전성 평가	3
1.	정지운전 중 LOCA 안전성 평가	4
2.	국내 원전 부분충수운전 안전성 평가	19
3.	정지운전조건 하에서 안전성 평가	25
4.	고리 3호기 부분충수운전중 잔열제거상실사고 평가	41
제 2 절	고연소도 핵연료 안전성 평가	57
1.	개요	59
2.	고연소도 핵연료 안전현안	60
3.	반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성	69
4.	냉각재상실사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성	75
5.	고연소도 핵연료 성능분석 검증코드 FRAPCON3 평가 및 응용	79
제 3 절	계통/설비 열수력 검증 안전현안 평가	97
1.	한국표준형원전 LOCA후 장기냉각성능 평가	99
2.	격납건물내저장수계통 안전성 평가	106
3.	가압열충격 열수력 평가	153
4.	열유체-구조물 상호작용 열성충화 평가	160

제 4 절	수명 연장 관련 안전 현안 검토	183
1.	개 요	185
2.	고리 1 호기 사고해석 검토	185
제 5 절	다중고장사고 대응 설계 및 운전 안전성 평가	195
1.	다중고장사고 ATWS 안전성 평가	197
2.	다중고장사고 ATWS 대응 능력 평가	204
제 4 장	규제요건 평가기술 개발	223
제 1 절	개요	225
제 2 절	기술 현황 분석	229
1.	국외 현황	231
2.	국내 현황	244
제 3 절	비상노심냉각계통 성능 규제요건 및 지침 개발	253
1.	규제요건 개발 방향	255
2.	규제요건 개발	259
3.	규제지침 개발	263
제 4 절	열수력 모델의 평가	279
1.	개 요	281
2.	연구 내용	282
3.	연구 결과	283
제 5 장	요약 및 결론	287
제 1 절	연구결과 요약	289
제 2 절	결 론	301
참고문헌	305
부록 1	가압경수로 비상노심냉각계통 보수적 평가 방법에 대한 규제 지침 (안)	319
부록 2	가압경수로 비상노심냉각계통 최적 평가 방법에 대한 규제 지침 (안)	337

표 목 차

(제 2 권)

표 3-1-1-1	영광 3/4 호기 정지운전중 LOCA 해석 초기 조건	13
표 3-1-2-1	비정상운전절차서에 대한 평가	23
표 3-1-3-1	RCS 열수력 거동 분석을 위한 초기조건 및 가정	30
표 3-1-3-2	영광 3/4 호기의 정지냉각상실 이후 열수력 분석결과	30
표 3-1-3-3	과도 해석 초기조건	38
표 3-1-3-4	정지냉각상실사고 평가 결과 요약	39
표 3-1-4-1	RHR 기능상실사고 초기 조건	50
표 3-1-4-2	RHR 기능상실 후 RCS 및 증기발생기 상태	50
표 3-1-4-3	고리 3호기 RHR 기능상실 사건 분석결과 요약	51
표 3-2-2-1	USNRC의 고연소도 핵연료 관련 중요 현안 및 선정 기준	62
표 3-2-2-2	국내 원전에서 사용되는 핵연료 종류 및 사양	69
표 3-2-3-1	고연소도 핵연료 반응도사고 조건에서의 중요현상 및 순위 (일부)	74
표 3-2-5-1	Halden IFA-562 핵연료봉 제원 및 실험 조건	85
표 3-2-5-2	한국표준형원전 핵연료봉 제원 및 운전 조건	89
표 3-3-2-1	IRWST 열수력현상 및 관련하중	108
표 3-3-2-2	열수력현상별 설계 및 검토현황	109
표 3-3-2-3	응축수조 실험프로그램 요약	120
표 3-3-2-4	BWR 압력억제수조 및 IRWST 설계 비교	120
표 3-3-2-5	격납건물내저장수계통 관련 규제요건 및 안전성평가 현황	150
표 3-3-2-6	격납건물내저장수계통 관련 안전규제요건	151
표 3-3-3-1	고리 1호기 주증기관 파단사고 초기조건	155
표 3-3-4-1	계산 입력값	178
표 3-4-2-1	고리 1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교	188
표 3-4-2-2	고리 1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 요약	193
표 3-5-2-1	주급수상실사고후 원자로정지 불능 사건 전개과정	211
표 3-5-2-2	감속재온도계수에 따른 냉각재 최대압력 (40% 일정 덤프, 21% 증기발생기 저-저 수위, 25초 AMSAC 지연)	211

표 3-5-2-3	40% 일정 덤프시 민감도 분석에 따른 최대 압력 (21% 증기발생기저-저 수위, -6.1 pcm/ ° F MTC)	211
표 3-5-2-4	보조급수 계통 지연에 따른 민감도 분석 (21% 증기발생기 저-저 수위)	212
표 3-5-2-5	터어빈 정지 지연에 따른 민감도 분석 (21% 증기발생기 저-저 수위)	212
표 3-5-2-6	덤프밸브 완전개방시 민감도 분석에 따른 최대 압력 (21% 증기발생기 저-저 수위, -6.1 pcm/ ° F MTC)	212
표 3-5-2-7	40% 고정 덤프시 민감도 분석에 따른 최대 압력 (30% 증기발생기 저-저 수위, -6.1 pcm/ ° F MTC)	213
표 3-5-2-8	AMSAC 미설치시 감속재계수에 따른 최대 압력	213
표 4-1-1-1	각 국의 비상노심냉각계통 규제 요건 현황	228
표 4-2-1-1	각국의 비상노심냉각계통 설계 기준 비교	231
표 4-2-1-2	비상노심냉각계통 평가 모델의 비교	233
표 4-2-1-3	유럽의 최적 평가 방법론 현황	241
표 4-2-2-1	원자로시설등의 기술기준에 관한 규칙 (비상노심냉각장치)	244
표 4-2-2-2	국내 원전에 적용된 냉각재상실사고 해석코드 및 평가방법론	245
표 4-3-2-1	가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준	261
표 4-3-3-1	규제지침의 구성	268
표 4-3-3-2	보수적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조	269
표 4-3-3-3	최적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조	270

그림 목차

(제 2 권)

그림 3-1-1-1	영광 3/4호기 정지운전중 LOCA분석을 위한 RELAP5 Nodalization	14
그림 3-1-1-2	일차계통 압력 비교	15
그림 3-1-1-3	파단 유량 비교	15
그림 3-1-1-4	정상루프 고온관 액체율 비교	16
그림 3-1-1-5	정상루프 저온관 액체율 비교	16
그림 3-1-1-6	정상루프 고온관 유량 비교	17
그림 3-1-1-7	노심 고온부 피복재 온도 비교	17
그림 3-1-1-8	파단 스펙트럼 분석 결과	18
그림 3-1-1-9	1% 및 2% 파단사고 노심 피복재 온도 비교	18
그림 3-1-3-1	원자로정지냉각계통의 상실 이후 가능한 사건 시나리오	31
그림 3-1-3-2	영광 3/4 호기 정지냉각상실사고 묘사 RELAP5 Nodalization	32
그림 3-1-3-3	Case 1, 2, 3에서의 상부플레넘 압력	33
그림 3-1-3-4	Case 1, 2, 3에서의 개구부를 통한 방출유량	33
그림 3-1-3-5	Case 1, 2, 3에서의 원자로 용기 누적 수위	34
그림 3-1-3-6	Case 1, 2, 3에서의 핵연료봉 피복재 온도	34
그림 3-1-3-7	Case 4, 5에서의 상부플레넘 압력	35
그림 3-1-3-8	Case 4, 5에서의 원자로 용기 누적 수위	35
그림 3-1-3-9	영광 3/4 호기 RCS 배열 및 중력 주입 유로	38
그림 3-1-3-10	중력주입 방식에 대한 상부플레넘 압력	40
그림 3-1-3-11	정지냉각상실사고 후 중력주입의 효과	40
그림 3-1-4-1	고리 3호기 부분충수운전중 RHR 기능상실사고 RELAP5 Nodalization	51
그림 3-1-4-2	고리 3호기의 RHR 기능상실사고 해석 절차	52
그림 3-1-4-3	노심 상부의 압력 거동	53
그림 3-1-4-4	노심 상부의 온도 거동	53
그림 3-1-4-5	핵연료 피복재 온도	54
그림 3-1-4-6	원자로용기 누적 수위	54

그림 3-1-4-7	노심 상부의 압력 거동	55
그림 3-1-4-8	핵연료 피복재의 온도 거동	55
그림 3-1-4-9	원자로용기 누적 수위	56
그림 3-1-4-10	증기발생기 수에 따른 압력차이	56
그림 3-2-3-1	RIA 과정중 핵연료봉 거동의 예상 전개 과정	72
그림 3-2-5-1	FRAPCON-3 코드 연산 과정의 개략적 흐름도	81
그림 3-2-5-2	FRAPCON-3 예제 계산 결과 (24-I-6 핵연료봉의 봉내압 변화)	84
그림 3-2-5-3	FRAPCON-3 예제 계산 결과 (24-I-6 핵연료봉의 산화층 두께 변화)	84
그림 3-2-5-4	IFA-562 실험 Rod 18 핵연료봉의 소결체 평균 중심온도	87
그림 3-2-5-5	한국표준형 원전용 GUARDIAN 핵연료봉의 선출력 이력	90
그림 3-2-5-6	한국표준형 원전용 GUARDIAN 핵연료봉의 축방향 출력 분포	90
그림 3-2-5-7	GUARDIAN 핵연료봉의 소결체 중심온도 및 평균온도	93
그림 3-2-5-8	GUARDIAN 핵연료봉의 피복관 평균온도	93
그림 3-2-5-9	GUARDIAN 핵연료봉의 피복관 응력 및 변형률	94
그림 3-2-5-10	GUARDIAN 핵연료봉의 내압 및 핵분열기체 방출률	94
그림 3-2-5-11	GUARDIAN 핵연료봉의 피복관 산화층 두께 및 수소농도	95
그림 3-3-1-1	한국 표준형 원전 장기냉각 성능 평가 RELAP5 모델	103
그림 3-3-1-2	한국 표준형 원전의 장기냉각 계획	104
그림 3-3-1-3	대형냉각재상실사고 원자로 강수관 및 노심 수위	105
그림 3-3-1-4	소형냉각재상실사고 RWT 누적 안전주입량	105
그림 3-3-2-1	스파저 방출유체의 열수력 현상	110
그림 3-3-2-2	비등수로 원자로	121
그림 3-3-2-3	압력억제수조 상세도	121
그림 3-3-2-4	APR-1400 TLOFW시의 방출유량 및 엔탈피	122
그림 3-3-2-5	충격파관내의 유동특성	137
그림 3-3-2-6	충격파관내의 압력분포, $P_{driver}=101325Pa$, $P_{driven}=10132Pa$	138
그림 3-3-2-7	Expander내 압력분포, $P_{driver}=1013250Pa$, $P_{driven}=101325Pa$, $Time=$ $0.0002sec.$	138
그림 3-3-2-8	관중양부 x-방향 압력분포, $P_{driver}=1013250Pa$, $P_{driven}=101325Pa$, $Time = 0.0002sec.$	139
그림 3-3-2-9	90° Elbow 내 압력분포 (LHS=2-dimensional, RHS = 3-dimensional)	

	140
그림 3-3-2-10	90° Elbow에서 x-방향 벽면으로 작용하는 힘	141
그림 3-3-2-11	다른 곡률반경을 가지는 Elbow에서 x-방향으로 작용하는 힘 ...	141
그림 3-3-2-12	분지관 내의 압력분포	142
그림 3-3-2-13	T-junction 내의 압력 및 마하수 분포	143
그림 3-3-2-14	공기방출시의 유동계산결과	144
그림 3-3-2-15	공기방출시 Sparger Head 높이의 IRWST 벽면에서의 압력변화	145
그림 3-3-2-16	공기방출시 압력분포	146
그림 3-3-2-17	격납건물내저장수계통 안전규제요건 개발절차	152
그림 3-3-3-1	고리 1호기 전출력 주증기관파단사고 수목도	156
그림 3-3-3-2	고리 1호기 주증기관파단사고 RELAP5 Nodalization	157
그림 3-3-3-3	일차계통 및 이차계통 압력	158
그림 3-3-3-4	강수관 온도 분포	158
그림 3-3-3-5	강수관 채널간 완전분리시 온도분포	159
그림 3-3-4-1	Farley 2 온도 데이터	164
그림 3-3-4-2	Farley 2 비상노심냉각계통	164
그림 3-3-4-3	잔열제거계통 흡입구 개략도	165
그림 3-3-4-4	열성층 현상 발생 및 과도 메커니즘	165
그림 3-3-4-5	가압기 밀림관 열성층화	166
그림 3-3-4-6	비직교 격자 생성	170
그림 3-3-4-7	체적제어 셀	170
그림 3-3-4-8	수직 편심도 및 두 원관의 편심 형상	170
그림 3-3-4-9	여러 기법의 정규화 도식	176
그림 3-3-4-10	국부 Nu 수의 변화	179
그림 3-3-4-11	4가지 대류항에 대한 등온분포 변화	180
그림 3-3-4-12	최대 벽면 온도차이	181
그림 3-5-2-1	고리 1호기 RELAP5 Nodalization	214
그림 3-5-2-2	붕소 농도에 대한 감속도밀도 반응도	215
그림 3-5-2-3	RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC)	215
그림 3-5-2-4	Loop 1 증기유량 (-6.1pcm/°F MTC)	216
그림 3-5-2-5	RCS 저온관 및 고온도 온도 (-6.1pcm/°F MTC)	216
그림 3-5-2-6	RCS 유량 (-6.1pcm/°F MTC)	217

그림 3-5-2-7	전체 반응도가 (-6.1pcm/°F MTC)	217
그림 3-5-2-8	증기압력 (-6.1pcm/°F MTC)	218
그림 3-5-2-9	가압기 수위 (-6.1pcm/°F MTC)	218
그림 3-5-2-10	가압기 방출밸브 유량 (-6.1pcm/°F MTC)	219
그림 3-5-2-11	증기압력 (-6.1pcm/°F MTC)	219
그림 3-5-2-12	증기 덤프 유량 (-6.1pcm/°F MTC)	220
그림 3-5-2-13	붕소 농도에 따른 RCS 압력	220
그림 3-5-2-14	RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC, 덤프량 조절)	221
그림 3-5-2-15	증기덤프 유량 (-6.1pcm/°F MTC, 덤프량 조절)	221
그림 3-5-2-16	RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC, 30% AMSAC 설정치)	226
그림 4-2-1-1	RG 1.157의 구성	238
그림 4-2-1-2	CSAU 방법론	240
그림 4-2-1-3	독일 GRS의 불확실성 정량화 방법	243
그림 4-2-2-1	KINS의 불확실성 정량화 방법론	249
그림 4-2-2-2	고리 3/4 호기 PCT 불확실성 분포	250
그림 4-2-2-3	KREM 방법론	251
그림 4-3-3-1	비상노심냉각계통 성능평가 규제요건/지침 개발 방향	258
그림 4-4-1-1	Chexal-Lellouche Model을 사용한 Void Fraction 예측	286

여 백

약어 목록

ACAP	Automated Code Assessment Program
ATWS	Anticipated Transient Without Scram
CAMP	Code Applications and Maintenance Program
CCFL	Count Current Flow Limitation
CFR	Code of Federal Regulation
CFS	Cavity Flooding System
CHF	Critical Heat Flux
CLI	Cold Leg Injection
DBA	Design Basis Accidents
DC	Design Certification
DVI	Direct Vessel Injection
ECCS	Emergency Core Cooling System
FLECHT	Full Length Emergency Core Heat Transfer
FZK	Forchungzentrum Karlsruhe
HPSI	High Pressure Safety Injection
HVT	Holdup Volume Tank
ICAP	International Code Assessment and Application Program
IET	Integral Effect Tests
IRWST	In-containment Refueling Water Storage Tank
IWSS	In-containment Water Storage System
KNGR	Korean Next Generation Reactors
KSNPP	Korean Standard Nuclear Power Plants
LOCA	Loss of Coolant Accident
LOFT	Loss of Fluid Test
LSTF	Large Scale Test Facility
MSLB	Main Steam Line Break
NPA	Nuclear Plant Analyzer
NPP	Nuclear Power Plants
NVP	Normal Vent Path
OA	Operator Action

PHWR	Pressurized Heavy Water Reactors
PMO	Pressurizer Manway Opening
PORV	Pilot Operated Relief Valve
PSI	Paul Scherrer Institute
PTS	Pressurized Thermal Shock
PWR	Pressurized Water Reactors
RCS	Reactor Coolant System
RG	Regulatory Guide
RHR	Residual Heat Removal
SET	Separate Effect Tests
SI	Safety Injection
SMO	Steam Generator Manway Opening
SNAP	Symbolic Nuclear Analysis Package
SRV	Safety Relief Valve
UPTF	Upper Plenum Test Facility
USNRC	United States Nuclear Regulatory Commission

제 3 장 열수력 안전현안 평가기술 개발

여 백

제 3 장 열수력 안전현안 평가기술 개발

미국 TMI 원전 사고 이후, USNRC는 사고의 분석 및 기존 원전의 설계 및 운전 특성 분석, 위험도 평가 등을 통하여 수많은 안전 현안들이 제기되어 왔으며, 각 현안에 대한 원전의 안전성을 확인하고 향상시키기 위해 수많은 연구들이 이루어 졌다. 그 결과 기존 규제 요건 및 규제 지침의 변경 혹은 새로운 규제 요건의 개발 등이 이루어져 왔으며, 이 새로운 규제 요건들을 기존 원전에 Back-fitting 하는 노력이 이루어져 왔다.

국내에서는 원전의 지속적인 건설 및 운전에 따라 체계적이고 일관적인 안전 규제능력의 확보가 중요시되고 있으며 체계적인 안전 규제능력의 확보를 위해서는 미국의 안전현안 뿐만 아니라, 국내의 기존 발전소 운전 및 사고 경험, 규제 및 인허가 등으로부터 발생된 현안들의 적절한 해결과 반영을 통한 안전성 향상이 필요하다.

본 장에서는 이러한 안전현안들 중 열수력 안전해석에 관련된 현안들에 대한 평가 기술 개발에 관하여 기술한다. 특히 수많은 열수력 안전해석 안전현안 중 (1) 정지 및 저출력 운전중 사고 안전성 평가, (2) 고연소도 핵연료 안전현안 평가, (3) 계통/설비 계통/설비 열수력 검증 안전현안 평가, (4)수명연장 관련 열수력 규제현안 검토, (5) 다중고장사고 대응 설계 및 운전 안전성 평가 등의 분야에서 수행된 연구 내용과 결과를 기술한다.

제 1 절 정지 및 저출력 운전중 사고 안전성 평가

정지 및 저출력 운전중 사고 안전성 평가 분야에서는 다음의 연구 내용이 수행되었다.

- (1) 정지운전 중 LOCA 안전성 평가
- (2) 국내 원전 부분충수운전 설계 및 운전특성 평가
- (3) 표준형 원전 정지냉각상실사고 안전성 평가
- (4) 고리 3호기 부분충수운전 중 잔열제거 상실사고 평가

본 절에서는 이들 각각에 대해 기술한다.

1. 정지운전 중 LOCA 안전성 평가

가. 개요

원전 정지 정지운전 중 사고는 정지 운전 모드 중에 다양한 계통 및 설비가 가용하지 않기 때문에 전출력 운전중 사고와는 대조적으로 심각한 상황에 이를 가능성이 있다. 이에 따라 최근 들어 이에 대한 관심이 집중되어 왔다. 정지운전 모드에 대한 확률론적 안전성 평가 연구 [3-1-1-1]는 정지운전중 사고에 의한 위험도 부분은 전체 위험도에 상당한 비율을 차지하고 있음을 말해주고 있다. 이러한 연구에 근거하여 개량형 가압경수로 설계에서는 이에 대한 규제 요건이 설정된 바 있으며 [1-1-9], System 80+ 설계 인증 [3-1-1-2] 과 같은 문서에서는 정지운전 위험도를 최소화하기 위한 특별한 고려 조치가 반영되고 있다.

정지 위험도를 최소화하는 여러 가지 조치 중에서 기술지침서 개선 및 운전원 교육과 같은 다른 많은 중요한 조치들이 붕괴열 제거 능력의 가용성에 기초하고 있으므로, 붕괴열 제거 능력의 대한 평가는 가장 중요한 현안중의 하나로 인식되어 왔다. 이러한 측면에서 모든 설계기준사고에 대한 반응도 제어 능력 및 재고량 제어 능력은 발전소 고유하게 평가되어야 한다.

냉각재상실사고는 중요한 설계기준사고의 하나로서, 정지운전중에는 노심 손상을 방지하는 안전주입계통을 포함한 안전계통 중 일부가 가용하지 않을 수 있으므로, 붕괴열 제거가 되지 않는다면 노심 손상에 이를 수 있다. 따라서 붕괴열 제거능력을 위한 설계 적합성을 평가하기 위해서는, 정지 운전 동안의 다양한 발전소 형상을 고려하여 LOCA에 대한 발전소 고유한 해석이 수행되어야 한다. 이에 대한 예로서 System 80+ 설계 인증 관련 규제 과정에서는, 운전 모드 4 (고온 정지)에서의 LOCA에 대한 정량적인 평가 결과에 근거하여 운전 모드 4에서의 안전주입계통의 자동 기동이 가능하도록 설계 변경을 이행한 바 있다 [3-1-1-3].

본 연구는 한국형 표준 발전소인 영광 3/4호기 정지 운전중 LOCA에 대한 열수력학적 해석을 목적으로 하여 수행되었다. 본 목적을 위하여 정지운전 모드 중의 LOCA중의 계통 열수력 거동이 조사되고, 전출력 운전중의 LOCA 열수력 거동과의 차이를 분석한다. 그리고 고압안전주입이 발전소 거동에 주는 영향을 평가한다. 또한 고압안전주입의 수동 기동을 위한 운전원 조치 시간의 적합성을 평가하기 위해 LOCA 파단 스펙트럼 분석을 수행한다 [3-1-1-4].

나. 발전소 설계 및 운전 특성

영광 3/4 호기는 1995년에 상업운전을 시작한 Combustion Engineering형 1000MWe급의 가압경수로로서, 원자로 용기 및 두 개의 루프로 구성된다. 각 루프에는 하나의 고온관, 증기발생기, 두 개의 교차관 (Crossover Leg), 두 개의 저온관 및 원자로냉각재 펌프가 포함되어 있다. 각 저온관에는 비상노심냉각계통 냉각수를 주입하는 하나의 안전주입탱크 및 두 개의 고압안전주입펌프 및 저압안전주입펌프에 연결 노즐이 설치되어 있다.

발전소의 계획 정지시, 발전소는 고온 대기 (Mode 3), 고온 정지 (Mode 4), 저온정지 (Mode 5) 및 재장전 (Mode 6) 등 4가지 운전 모드를 통해 정상적으로 냉각 및 감압된다. 특히 고온 대기 운전 모드는 노심 붕괴열을 제외한 열출력이 0인 상태로서, 유효 임계도는 0.99보다 작고, 저온관 온도는 350°F 이상으로 정의된다. 또한 고온대기 운전은 운전제한조건에서 정의되는 압력-온도 곡선 내의 영역으로 제한된다.

고온대기 운전모드에서의 발전소 조건을 고온정지 모드에서의 조건과 비교하면, 안전계통의 비가용성에는 차이가 없으며, 노심 붕괴열은 고온 정지 운전모드 때보다 크다. 따라서 고온대기 모드에서의 LOCA는 고온정지모드에서의 LOCA보다 더 심각한 상황에 이를 수 있다. 따라서 본 연구에서는 고온대기 운전모드에서의 LOCA에 초점을 맞추어 해석을 수행한다.

고온대기 운전중에는 노심 붕괴열제거를 위하여 증기발생기 보조급수, 터빈우회밸브 및 대기덤프밸브 등이 가용하며 냉각재 재고량 제어를 위해 충전 및 유출 운전이 가용하다. 비상노심냉각계통에 대해서는 원자로냉각재계통 압력이 12.14MPa 보다 클 때에는 고압안전주입 및 저압안전주입의 두 개의 독립된 트레인 및 4개의 안전주입탱크가 가용하며, 원자로냉각재계통 압력이 이 수치보다 보다 작을 때에는 한 트레인의 고압안전주입 및 저압안전주입과 3개의 안전주입탱크가 가용하다. 운전원은 원자로냉각재계통 압력을 12.14MPa 이하로 감압시킬 때, 사전에 안전주입 기동을 블럭시키거나 안전주입 기동계통 설정 압력을 0.68MPa씩 낮출 수 있다. 또한 고온대기 운전모드에서는 몇몇 계측 및 보조계통들이 가용하지 않을 수 있다.

이러한 설계 조치에 근거할 때, 단일고장 가정과 같은 전출력 설계기준사고시에 사용된 조건들이 일관되게 적용된다면, 고압안전주입의 비가용에 의해 심각한 상황에 이를 수 있다. 따라서 정지운전중 사고에 대해 가용한 안전계통들이 설계

된 대로 의도한 안전기능을 수행할 수 있는지 평가할 필요가 있다. 추가해서 붕괴 열 제거를 위해 어떠한 조치가 필요하며, 운전원이 필요한 조치를 취하는데 얼마나 많은 시간이 가용한지 평가할 필요가 있다.

영광 3/4호기 고온대기 운전중 LOCA의 발전소 고유 해석을 위해 0.4% 저온관 파단사고가 해석되었다. 0.4% 저온관 파단사고를 선정한 근거로서는 이 정도 크기의 파단에서는 사고가 비교적 느린 속도로 전개되므로 이상 자연순환 등을 포함한 열수력학적 현상들이 쉽게 관찰될 수 있다는 점에 근거한다. 본 연구에서 수행된 열수력학적 분석은 다음의 세 가지 유형으로 분류될 수 있다:

- (1) 전출력에서의 0.4% 저온관 LOCA : 이것은 고온대기 운전중 LOCA와의 차이점을 규명하기 위해 수행된다. 초기조건 및 경계조건은 최종안전성분석 보고서 [3-1-1-5]에 사용된 것과 동일하다. 소외전원 상실, 단일고장 가정 등 설계기준사고에서 일반적으로 가정된 사항들이 일관되게 적용되었다.
- (2) 고온대기운전 모드에서의 0.4% 저온관 LOCA : 이것은 정지운전중 LOCA의 열수력 거동을 조사하고, 고압안전주입이 열수력 거동에 미치는 영향을 평가하기 위해 수행된다. 초기조건 및 경계조건은 다음과 같이 선택된다.
 - 붕괴열은 원자로 정지후 한시간 후의 수치로 정해진다.
 - 원자로냉각재계통 압력, 가압기 수위 등등은 발전소 운전절차의 범위 내에 들도록 정한다.
 - 고압안전주입이 가용한 경우와 비가용인 경우를 각각 해석한다. 단일 고장은 일관되게 적용한다.
- (3) 0.4% ~ 4%의 파단면적 범위에서의 저온관 파단 LOCA : 이것은 파단 스펙트럼에 대한 발전소 거동을 조사하기 위해 수행된다. 초기조건 및 경계조건은 다음과 같이 선택한다.
 - 원자로냉각재계통 압력은 고압안전주입 설정치보다 약간 낮은 값으로 12.1MPa (1760psia)가 되도록 한다.
 - 이러한 초기조건 하에서는 단 한 트레인의 고압안전주입이 가용하므로 운전원 수동 작동에 의해 고압안전주입이 가용한 경우와 단일고장기준에 의해 비가용한 경우를 각각 해석한다.
 - 3개의 안전주입탱크는 파단루프의 저온관을 제외한 모든 저온관에 가용하다.
 - 고압안전주입 작동을 위한 운전원 조치시간은 15분으로 가정한다.
 - 기타 다른 조건은 타 경우와 일관되도록 한다.

표 3-1-1-1은 이상에서 기술한 계산들에 대한 초기 조건을 요약해서 보여주고 있다. 이 표에 제시된 모든 변수들은 정상상태 계산으로부터 얻어진 것이며 운전 제한치 및 적용가능한 발전소 절차서 범위 이내에 들고 있으므로 적절함을 알 수 있다.

이상의 계산을 위해 RELAP5/MOD3.2 코드가 사용되었다. 발전소는 일차계통 및 이차계통을 포함하여 189개의 체적, 207개의 Junction, 212개의 열구조물로 묘사되었다. 본 계산에 사용된 RELAP5 모델은 그림 3-1-1-1에 제시되어 있다. 본 모델에는 원자로 용기, 정상 루프 및 파단루프의 고온관, 저온관, 두 개의 증기발생기, 가압기 및 비상노심냉각계통의 모든 부품이 포함되어 있다.

또한 본 모델에는 정상 루프의 두 개의 저온관은 하나의 저온관으로 합쳐져 있는데, 각 저온관의 열수력 거동은 달라지지 않을 것이기 때문에 계산상에 영향은 없을 것이다. 추가해서 원자로 용기 내 노심은 하나의 평균 유로 및 하나의 고온 유로, 그리고 하나의 노심 우회 유로로 묘사하였다. 이것은 LOCA 계산에서 노심 가열 거동을 포착하기 위한 전형적인 모델링 기법이다.

다. 결과 및 토의

(1) Blowdown 거동

그림 3-1-1-2는 고압안전주입이 가용한 전출력 LOCA, 고압안전주입이 가용한 고온대기 LOCA, 고압안전주입이 가용하지 않은 고온대기 LOCA 세 가지 경우에 계산된 일차계통 압력에 대한 비교를 보여준다. 세 가지 경우 모두 유사한 감압 거동을 보이고 있다. 고압안전주입이 가용한 고온대기 LOCA의 경우, 파단 개시 후 일차계통 압력은 급격히 강하하다가, 일차계통 내에 기포의 생성에 의해 감압율은 둔화된다. 50초 정도에는 일차계통 압력은 고압안전주입 설정치인 12MPa에 도달하고 60초의 시간 지연 후 비상노심냉각수가 일차계통에 주입된다. 대략 600초 정도에는 일차계통 압력은 7.5MPa에서 안정화되며 이때 일차계통은 노심 생성 붕괴열과 고압안전주입의 냉각 능력 그리고 파단부를 통한 에너지 방출간의 평형 상태에 도달하게 된다. 2000초경에는 고압안전주입이 가용한 경우 일차계통 압력의 감소를 발견할 수 있는데 이것은 다음에서 논의될 루프시일 제거 (Loop Seal Clearing)에 의한 파단 유량의 증가에 의해 야기된 것이다.

고압안전주입이 가용한 경우, 고온대기 LOCA와 전출력 LOCA와의 차이는 다

음과 같다:

- 전출력 LOCA보다 고온대기 LOCA의 경우 보다 급속한 초기 감압이 발생한다. 이것은 붕괴열 준위가 낮은 데 기인한다.
- 전출력 LOCA의 경우 일차계통 압력의 재상승은 400초에 발생하는데, 고온대기 LOCA의 경우에는 550초에 발생한다. 이 감압율의 차이는 일차계통내의 기포율 증가에 따른 최대 이상 자연순환유동의 형성에 의해 나타난다. 이 차이는 붕괴열 준위, 공급되는 비상노심냉각수량, 그리고 루프내의 기포 분포 등의 차이의 복잡한 상호 작용으로 판단된다.
- 고온대기 LOCA의 경우 루프시일 소거가 지연되어 발생한다. 이것은 전출력 LOCA의 경우보다 낮은 붕괴열 준위로 인해 증기 생성량이 작은 데 연유한 것으로 보인다.

한편 그림 3-1-1-2에서 보는 바와 같이, 고압안전주입이 감압거동에 미치는 영향은 거의 중요하지 않은 것으로 보인다. 그러나 작지만 다음과 같은 효과가 발견될 수 있다:

- 고압안전주입이 가용하지 않은 경우의 최대 이상자연순환 유동의 형성 시점은 가용한 경우보다 빠르게 나타난다. 이것은 일차계통 기포 생성의 차이에 연유한다.
- 고압안전주입이 가용하지 않은 경우에는 3000초까지 루프시일 소거가 발생하지 않는다.

(2) 파단 유동 거동

그림 3-1-1-3은 위에서 설명한 세 가지 경우의 파단 유량에 대한 비교를 보여준다. 위에서 설명한 것처럼 파단 유량 거동도 세 가지 경우 모두 유사한 거동을 보이고 있다. 고압안전주입이 가용한 경우, 1600초에 급작스러운 증가를 보이다가 2000초에 급격한 감소를 보여주고 있다. 이것은 위에서 설명한 바와 같이 루프시일 소거 현상의 결과이다. 이 현상은 다음과 같이 설명될 수 있다. 일차계통의 기포율이 증가하면서, 원자로 용기 상부 플레넘, 고온관 및 증기발생기 U-자관 내의 증기압이 증가하고, 이것은 Crossover Leg의 하향측 관내의 물을 누른다. 이 증기압이 Crossover Leg의 상향측 관내의 정수압보다 크게 되는 시점에서, 상향측 관내의 물은 저온관으로 밀려나간다 (루프시일 소거). 그러나 Crossover Leg 상향측 관내 물의 일부는 원자로 용기 강수관으로 흘러가고, 나머지 물은 루프시일 소거

기간 동안 파단부를 통해서 방출되게 된다.

전출력 LOCA와 고온대기 LOCA의 파단 유동 거동의 차이는 다음과 같다:

- 전출력 LOCA의 경우는 아냉각 및 포화 감압 기간 중에 고온대기 LOCA의 경우보다 더 많은 물이 파단부로 방출된다. 이것은 두 경우의 압력 차이에 기인한다.
- 고온대기 LOCA의 경우 루프시일 소거 시점은 증기 생성량의 차이 때문에 보다 늦게 일어난다. 특히 전출력 LOCA의 경우에는 2차 루프시일 소거가 2500초에 관찰되는데, 고온대기 LOCA의 경우에는 나타나지 않는다.

고압안전주입이 파단유량에 미치는 영향은 다음과 같이 요약될 수 있다:

- 고압안전주입이 가용하지 않은 경우의 파단 유동은 가용한 경우보다 포화 감압 단계 및 루프시일 소거 단계에서 전반적으로 낮다. 3000초까지의 총 파단 유량은 160,000kg 대 220,000kg이며 총 안전주입유량은 144,000kg이다. 이 사실은 유입된 안전주입 유량의 절반 정도가 이 시간까지 파단부로 방출 되었음을 의미한다.
- 루프시일 소거에 의한 파단 유량의 일시적인 증가는 고압안전주입이 가용하지 않은 경우에는 3000초까지 발생하지 않는다. 또한 고압안전주입은 루프시일 소거 이전까지는 고온관의 증기압력 상승에 기여하다가 이후에는 고온관 재충수에 기여한다.

(3) 재고량 분포

그림 3-1-1-4 및 3-1-1-5는 각각 위에서 설명한 세 가지 경우에 대해 정상 루프 고온관 및 저온관에서의 기포율에 대한 비교를 보여주고 있다. 파단 개시 후 고온관에 먼저 기포가 생성되고 다음에 저온관에 기포가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 고온대기 LOCA 경우에는 1000초 정도에 고온관의 40%가 기포화되는데, 같은 시간동안 저온관은 10% 정도밖에 기포화되지 않는다. 이것은 노심에서 발생한 증기가 고온관 쪽으로 이동하는 것에 따른 것이다. 1900 초 정도에는 고온관 액체율은 급격히 떨어지고 그 다음에 저온관의 액체율도 강하한다. 이것은 루프 시일 소거 현상에 의한 것이다. 루프시일 소거 이후에는 고온관 수위는 60%까지 회복되나, 저온관 수위는 고압안전주입수에 의해 서서히 증가된다.

파단루프의 수위 거동은 정상 루프와 유사하다. 고온정지 LOCA와 전출력 LOCA간의 수위 거동의 차이는 노심 붕괴열의 차이에 따른 일차계통 기포화 차이

에 기인한 것이다. 초기에 전출력 LOCA의 경우 일차계통 기포화가 약간 빨리 나타난다는 것과 루프시일 소거 시점의 차이가 발견된다. 이것은 처음 500초간 이상 자연순환거동의 차이로 간주된다. 루프 시일 소거 시점의 차이 및 전출력 LOCA의 경우의 2차 루프 시일 소거 현상도 이 차이에 기인한다.

고압안전주입의 영향도 이 그림들에서 보여질 수 있다. 고압안전주입이 가용한 경우는 가용하지 않은 경우에 비해 고온관 및 저온관에 많은 물이 있음을 보여 준다. 특히 저온관에서는 물은 고온관이 기포화 되기 전인 800초부터 고갈되기 시작하는데 다른 두 가지 경우와는 다르다. 이것은 또한 고압안전주입이 가용하지 않은 경우에 루프 시일 소거 현상이 나타나지 않은 것에 대한 원인이 된다.

(4) 자연 순환

그림 3-1-1-6은 세 가지 경우에 대한 정상 루프 고온관에서의 질량 유량의 비교를 보여주고 있다. 사고 개시 후 원자로냉각재펌프가 정지하고, 루프 유량은 7720kg/sec에서 200kg/sec 정도로 줄어드는데, 이것은 노심 붕괴열과 증기발생기 이차측 조건으로부터 결정되는 단상 자연순환 유량에 해당된다. 일차계통의 기포가 증가될수록 계통내의 최대 밀도 구배가 형성되고 최대 이상 자연순환 유동이 얻어지는데 약 800kg/sec 정도에 달한다. 계속적인 일차계통 기포화는 다시 루프 유량을 감소시키고 궁극적으로는 영 유량으로 떨어진다. 그림 3-1-1-6의 각 곡선은 진동을 수반한 유사한 자연순환 거동을 보여준다. 유량 진동의 패턴은 그림 3-1-1-4에 제시되었던 고온관 수위 진동 패턴과 유사한데 이로부터 진동의 원인은 고압안전주입에 의한 응축 효과라고 사료된다.

고온대기 LOCA의 경우 두 번째 유량 피이크는 전출력 LOCA의 경우보다 상당히 지연되어 나타남을 알 수 있다. 이것 또한 붕괴열 준위 및 일차계통 기포화의 차이에 연유한 것이라고 판단된다.

고압안전주입이 자연순환에 미치는 영향은 이 그림에서는 확실히 나타나지는 않는다. 그러나 고압안전주입이 가용하지 않은 경우 유량 진동의 진폭은 고압안전주입이 가용한 경우보다 작는데, 이것은 증기와 비상노심냉각수의 응축이 줄어들어 따른 것으로 사료된다. 특히 2000초 이후에 고압안전주입이 가용하지 않는 경우에는, 루프 유량은 거의 0에 근접하며, 거의 진동이 없다. 이것은 고온관이 비워짐에 따라 루프 유동 패턴이 이상 자연순환으로부터 역류 응축 (Reflux Condensation)으로 변화되었음을 의미한다.

(5) 노심 열적 응답

그림 3-1-1-7은 세 가지 경우에 대한 노심 고온부에서의 피복재 온도의 비교를 보여준다. 본 그림에서 고압안전주입을 갖는 두 가지 경우는 유사한 거동을 보이고 있으며 3000초까지 노심 가열은 나타나지 않는다. 반면에 고압안전주입이 가용하지 않은 경우는 2900초에 급격한 노심 가열을 보이고 있다. 이것으로부터 고압안전주입에 의해 노심 수위가 충분히 유지됨을 알 수 있다.

(6) 파단 스펙트럼 분석

그림 3-1-1-8은 파단 면적 0.4%에서 4%의 범위에서, 고압안전주입이 없는 경우의 고온대기 LOCA에 대해 계산된 노심 가열 시간과 최대 피복재 온도의 비교를 보여준다. 0.4% 파단사고의 경우 노심 가열 개시 시간은 사고 후 2000초 이후지만, 계산된 최대 피복재 온도는 LOCA의 허용기준인 1447K (2200°F)보다 크다. 4% 파단사고의 경우 노심 가열 개시 시간은 사고 후 300초에 일어나며, 계산된 최대 피복재 온도는 500K 정도였다. 예상한 바와 같이, 파단면적이 클수록 노심 가열이 일찍 시작되며, 파단면적이 작을수록 최대피복재온도는 더 높은 것을 알 수 있다. 이것은 안전주입탱크에 의한 냉각에 기인한다. 2% 이상의 파단사고에 대해서는 일차계통 압력은 급격히 떨어져서 1200초 내에 안전주입탱크 주입 설정치 (4.2MPa)에 도달한다. 그러나 1% 파단사고의 경우에는 안전주입탱크 주입설정치까지 일차계통 압력을 강하시킬 만큼 파단면적이 충분히 크지 않게 된다. 따라서 1% 와 2% 사이에 임계 파단 크기가 존재할 수 있다.

임계 파단 크기 이하의 파단 사고에 대해서는, 계산된 PCT가 LOCA 허용기준을 초과할 수 있다는 점이 인식될 수 있다. 그러나, 1% 이하의 파단에 대해서는, 운전원의 조치시간이 15분 이하일 때, 수동 고압안전주입 작동에 의해 원자로 노심을 냉각시킬 수 있다. RELAP5/MOD3에 의해 계산된 PCT와 노심 가열 개시시간에는 불확실성이 있을 수 있으므로, 이를 고려한다면, 현재 계산 결과의 여유도는 더 줄어들 수 있다. 그림 3-1-1-9는 15분에 수동 고압안전주입을 갖는 2% 파단 사고, 자동 고압안전주입을 갖는 2% 파단사고, 30분에 수동 고압안전주입을 갖는 1% 파단사고 등 세 가지 경우에 대한 피복재 온도 거동의 비교를 보여준다. 앞서 언급한 바와 같이, 두 가지 경우의 2% 파단사고에 대해서는 안전주입탱크의 주입

에 의해 노심 가열이 정지하며, 최대피복재온도는 850K 이하이다. 30분에 운전원 조치가 수반되는 1% 파단사고에 대해서는 계산된 PCT는 1400K에 근접한다. 따라서 임계 파단사고에 대해서는 노심 가열이 발생하기 이전 (700 ~ 1300초까지), (가용하다면 증기발생기 이차측 주입-유출운전 등) 일차계통 압력을 안전주입탱크 주입압력 설정치까지 강하시키기 위한 적절한 조치가 필요하다.

라. 결론

영광 3/4호기 정지운전중 LOCA에 대한 열수력 해석이 수행되었다. 영광 3/4호기의 설계 및 운전에 대한 발전소 고유 특성을 검토하였으며, 해석을 위한 모델을 개발하였다. RELAP5 계산에 근거하여, 정지운전모드에서의 LOCA에 따른 주요 열수력 현상을 분석하였고, 전출력 LOCA와의 차이를 규명하였으며, 고압안전주입이 발전소 거동에 미치는 영향을 평가하였다. 그리고 고압안전주입을 위한 수동조치에 필요한 운전원 조치 시간의 적합성을 분석하였다. 본 연구의 결과로서 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 사고 이후의 발전소 열수력 거동은 감압 거동, 파단 유동 거동, 재고량 분포, 자연 순환 및 노심 열적 응답 등으로 특성화할 수 있었으며, 이들간의 복잡한 상호 작용은 급격한 감압, 일차계통 기포화에 의한 감압률의 변화, 이상 자연순환의 형성, 루프 시일 소거 등의 현상으로 이해될 수 있다.
- (2) 전출력 LOCA와 열수력 거동상의 차이는 보다 빠른 감압률, 최대 이상 자연순환 유동의 형성 시점 및 루프시일 소거 시점의 지연 등이었으며, 이것은 노심 붕괴열 및 결과로 발생하는 일차계통 기포화의 차이에 기인한다.
- (3) 고압안전주입이 열수력 거동에 미치는 영향은 루프시일 소거에 의한 감압률의 증가, 고온관 재충수에 의한 이상 자연순환의 연장, 그리고 노심 가열 방지 능력 등이다.
- (4) 파단 스펙트럼 분석 결과 1%와 2% 사이에 임계 파단크기가 존재할 수 있으며, 본 계산의 불확실성을 감안한다면 안전주입 기동을 위한 운전원 조치 시간의 여유도는 더욱 줄어들 수 있다.

표 3-1-1-1 영광 3/4 호기 정지운전중 LOCA 해석 초기 조건

변수	전출력 LOCA (0.4%) HPSI 가용	고온대기 LOCA(0.4%) HPSI 가용	고온대기 LOCA HPSI 비가용	발전소 기술지침서 및 절차서
원자로 출력, MW	2871	97.1	97.1	0*
가압기 압력, MPa	15.51	14.8	12.1	LCO
고온관 온도, K	601.3	563.4	563.4	
RCS 아냉각도, K	16.7	51.3	35.7	>15
저온관 온도, K	568.9	562.3	562.4	>449.7
루프유량, kg/sec	7673	7720	7826	N/A
가압기 수위, %	46	18.3	17.2	15~
증기발생기수위, %**	44	43	42	23.4~90
증기발생기압력, MPa	7.58	7.21	7.21	
급수유량, kg/sec	817	36.3	36.3	>36
증기유량, kg/sec	818	34	34	

주) * 붕괴열은 배제되었음, ** 증기발생기 협역 수위

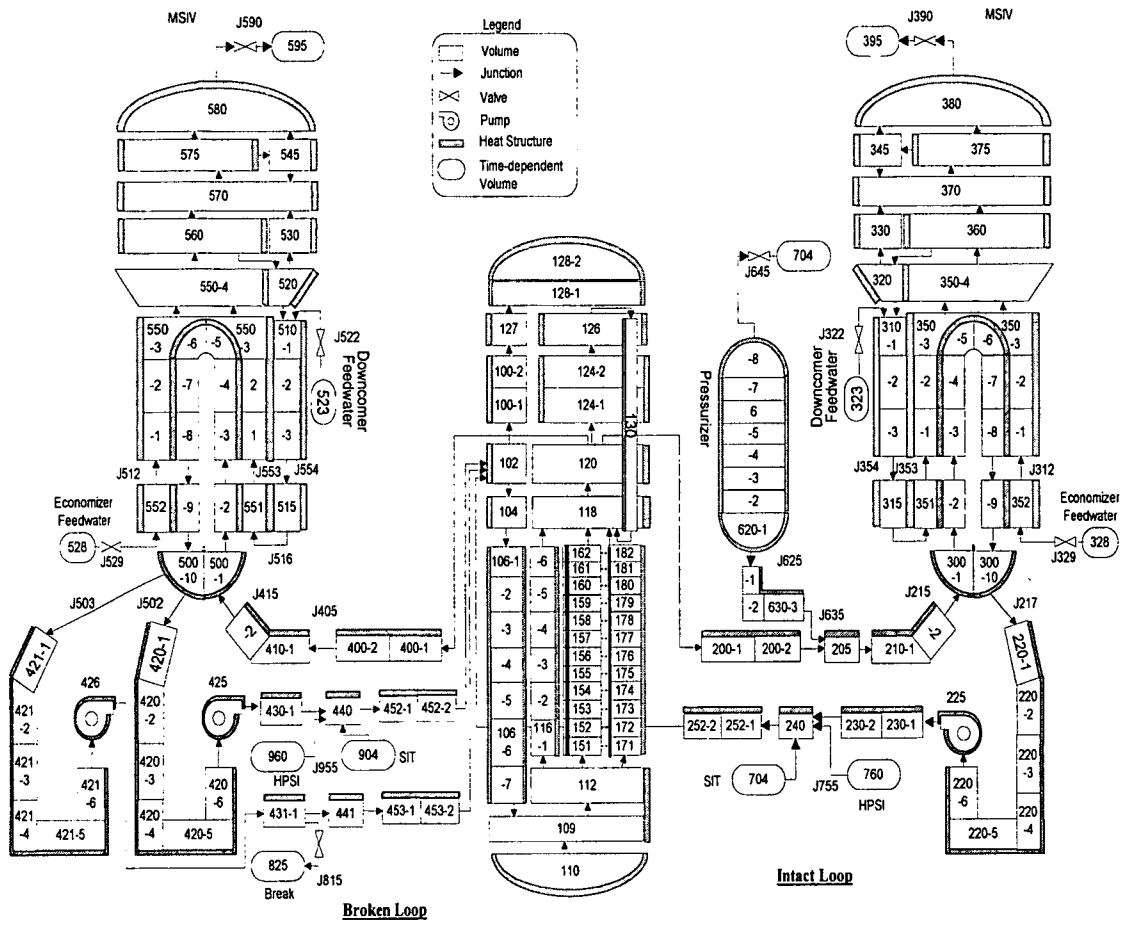


그림 3-1-1-1 영광 3/4호기 정지운전중 LOCA분석을 위한 RELAP5 Nodalization

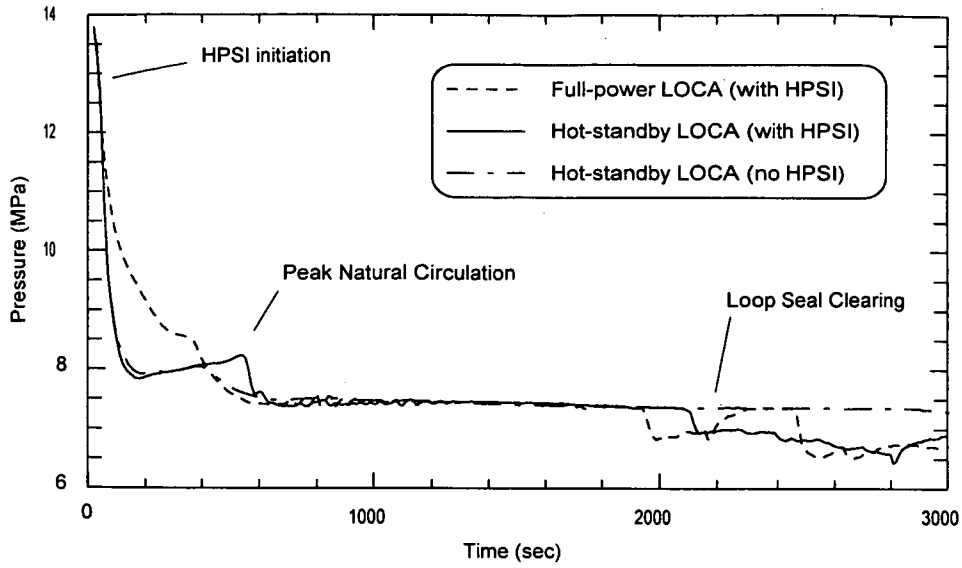


그림 3-1-1-2 일차계통 압력 비교

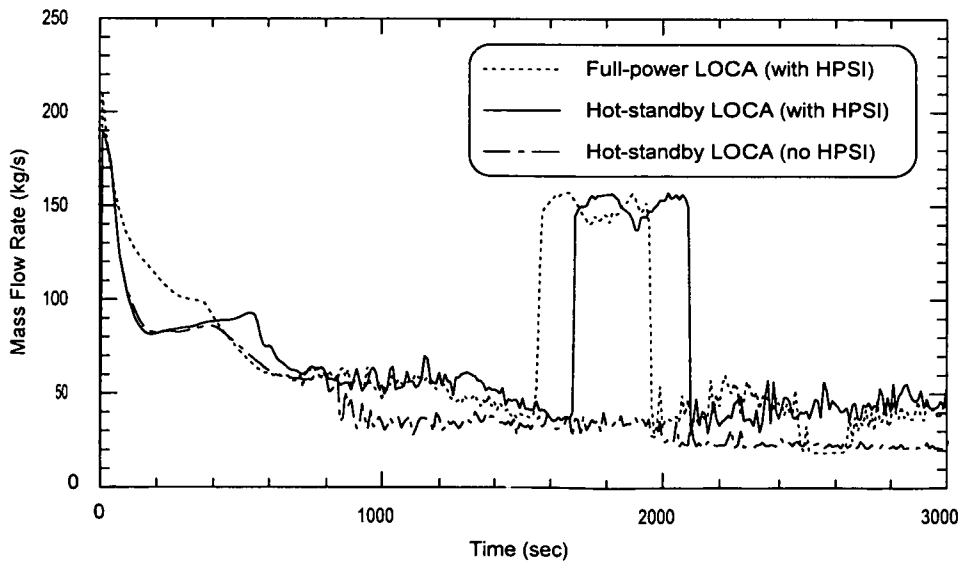


그림 3-1-1-3 파단 유량 비교

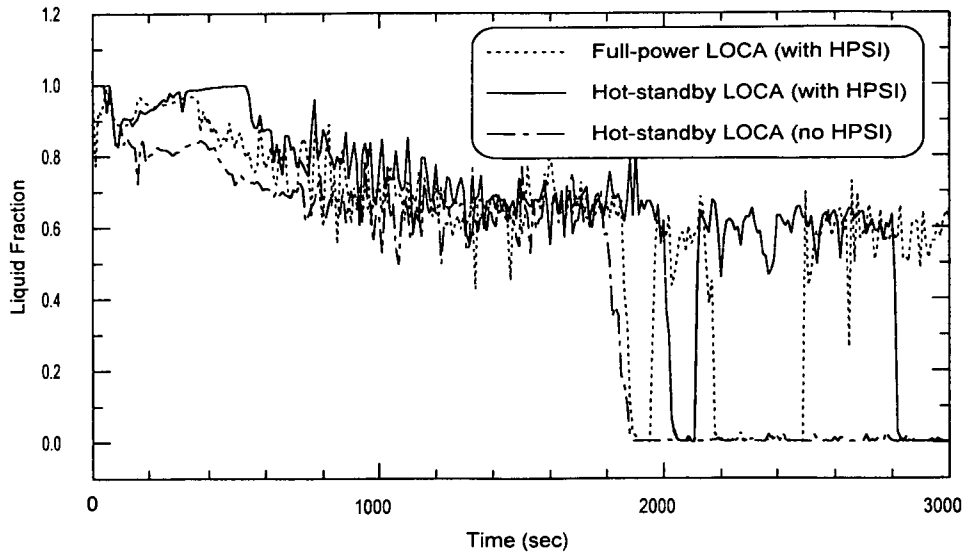


그림 3-1-1-4 정상루프 고온관 액체율 비교

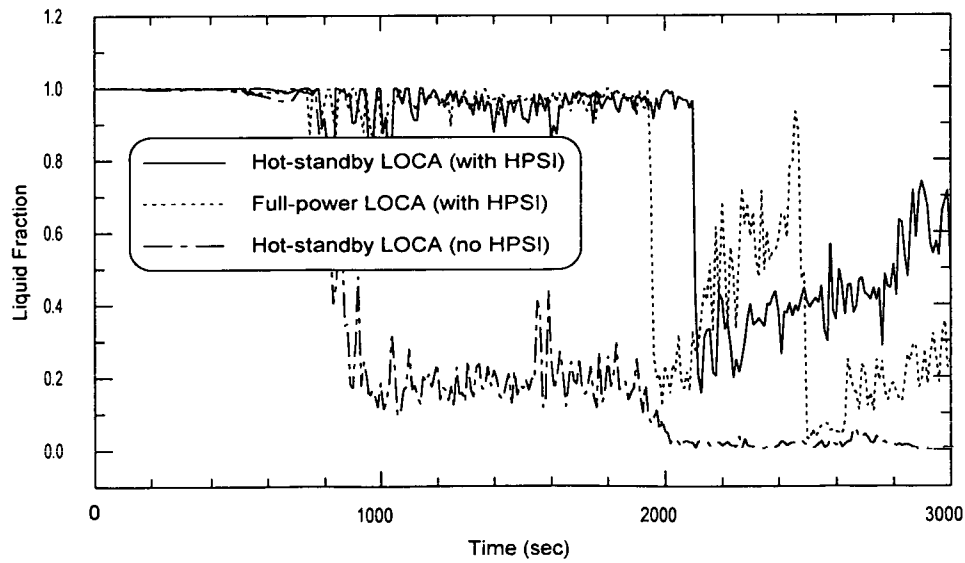


그림 3-1-1-5 정상루프 저온관 액체율 비교

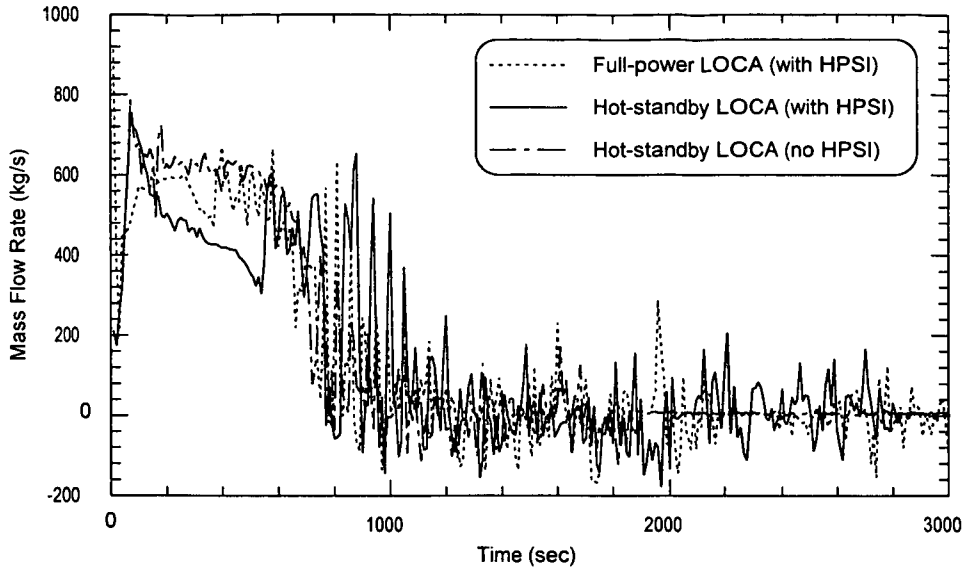


그림 3-1-1-6 정상루프 고온관 유량 비교

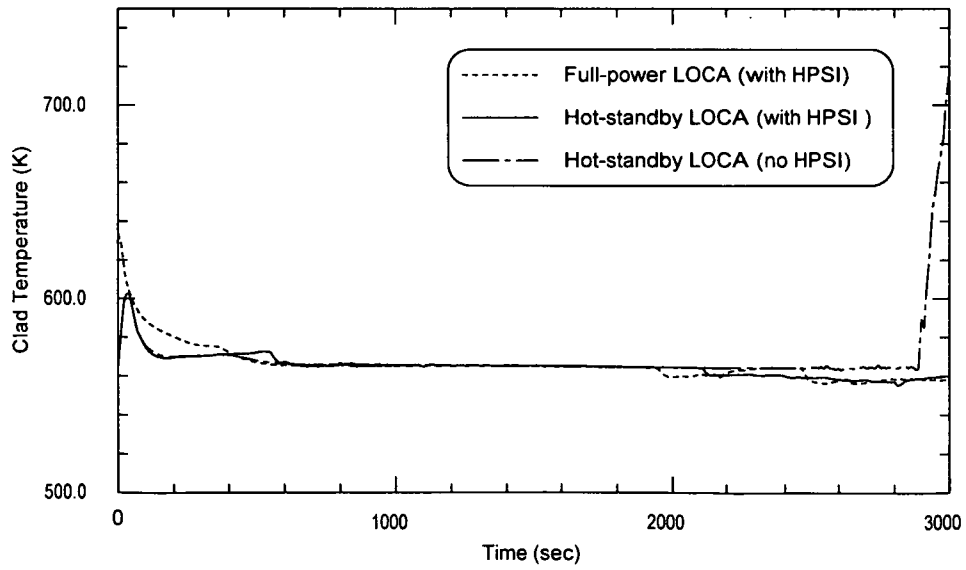


그림 3-1-1-7 노심 고온부 피복재 온도 비교

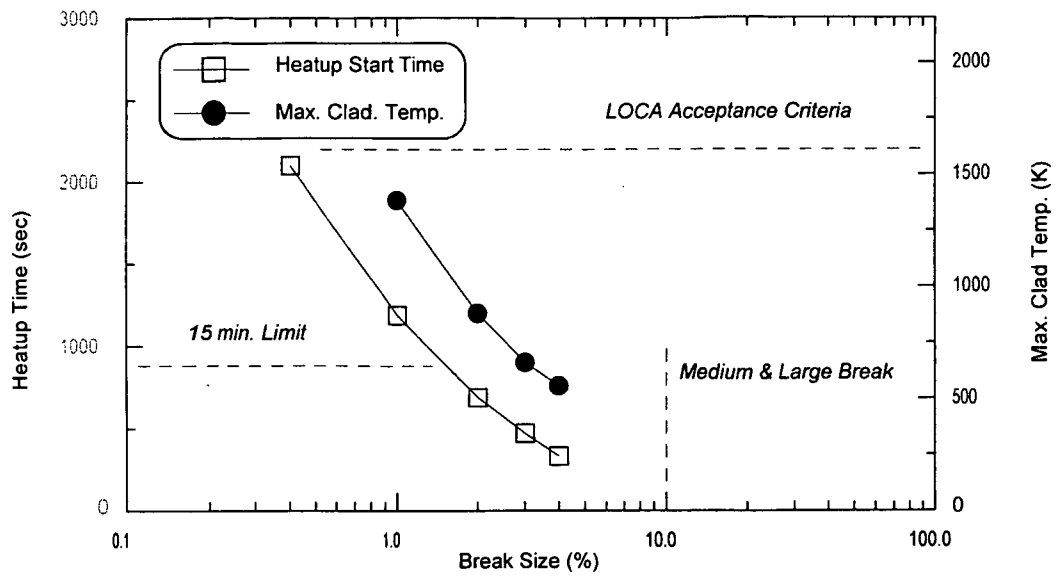


그림 3-1-1-8 파단 스펙트럼 분석 결과

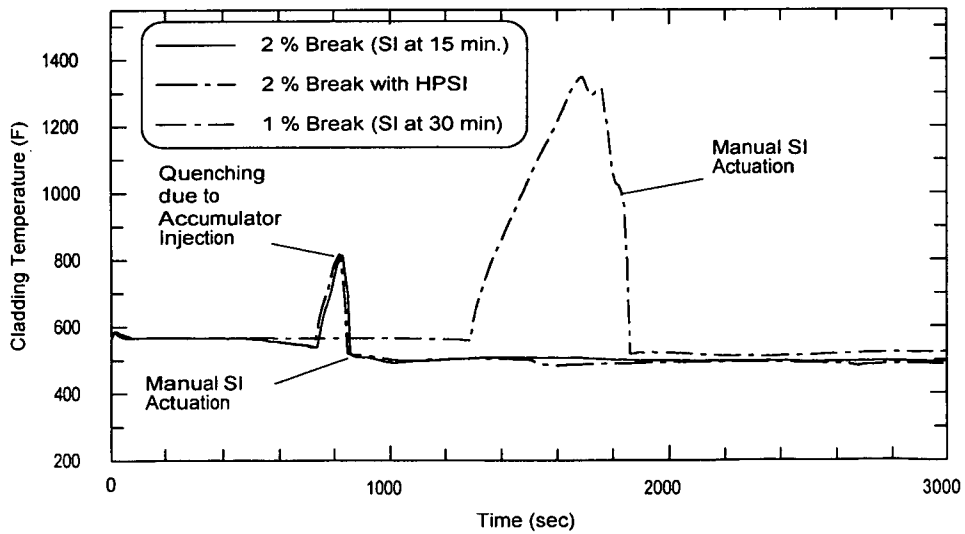


그림 3-1-1-9 1% 및 2% 파단사고 노심 피복재 온도 비교

2. 국내 원전 부분충수운전 안전성 평가

가. 개요

원자력 발전소의 정지운전중의 잔열을 제거하지 못하면 원자로계통의 냉각재는 비등하게 되며 최악의 경우 노심 노출을 가져올 수 있으므로 모든 원자력 발전소는 두 개의 독립된 잔열제거계통을 갖고 있으며 기타 발전소 설비들이 잔열제거 기능에 사용된다. 그러나 원자로 정지 운전중 두 개의 잔열제거계통이 동시에 이용 불가능하여, 일정 시간 동안 잔열을 제거하지 못하는 사고가 자주 보고되었으며, 사업자 및 규제기관은 핵연료 재장전 등 원자로 정지 운전 기간 동안 잔열제거기능 상실 가능성에 대하여 지대한 관심을 갖고 안전성 제고를 위한 노력을 여러 분야에서 수행하였다. 원자로 정지 운전중 특히 부분충수운전은 원자로 정지후 원자로계통과 연결된 밸브, 원자로냉각재 펌프 그리고 증기발생기 등의 보수를 위하여 원자로계통내 냉각수를 필요한 수위까지 배수하여 운전하는 상태를 말하며, 이 경우 잔열제거기능 상실 사고가 발생하면 노심 냉각수의 전체적인 양이 상대적으로 적어 냉각수 비등이 단시간에 이루어지므로 운전원들은 부분충수 운전시 운전 정보 감시 및 사고 회복에 필요한 계통 관리를 매우 세심하게 수행하고 있다.

과거의 운전 경험자료를 보면 1980년 Davis-Besse 발전소에서 두 개의 잔열제거펌프가 모두 사용 불능인 사건이 발생하여 NRC는 Bulletin 80-42 및 Generic Letter 80-43을 통해 두개의 잔열제거계통이 모든 운전모드에서 항상 이용 가능할 것을 요구한 바 있다. 그러나 1987년 Diablo Canyon 발전소의 특정 운전조건, 즉 부분충수운전중 발생한 정지냉각기능 상실 사고는 원자로냉각재 배수시 수위감시 설비의 중요성을 부각시켰으며 정지냉각펌프의 공기유입 가능성을 제기하였다. 이에 NRC는 동 발전소의 사고원인을 심층 분석하고 확률론적 안전성 평가를 통하여 정지운전중 사고 확률을 낮출수 있도록 Generic Letter 88-17을 발행하고 각 사업자에게 이행하도록 지시하였다.

이후 1990년 Vogtle 발전소에서 발생한 AC 전원 상실 사고는 정지운전중 사고 위험성을 또 다시 부각시켰으며 NRC는 NUREG-1410을 통하여 정지운전의 관리 및 개선 사항을 제시하였다. 1993년에는 NUREG-1449 "Shutdown and Low-Power Operations at Nuclear Power Plants in the United States" 을 통하여 자국내 발전소의 평가 및 문제점들을 도출하였다.

국내에서도 고리 2호기 및 고리 3호기에서 부분충수운전중 잔열제거기능 상실사고가 각각 '84년과 '87년에 발생한 사례가 있으며 고리 2호기는 배수측 연결 밸브의 개방으로 인한 냉각재 상실이 원인이었으며 고리 3호기는 수위측정설비의 오지시로 RCS 수위가 펌프의 요구수위를 만족하지 못하였기 때문이다. 이들 사고시 원자로 냉각수가 비등되었으나 발전소에 준비되어 있는 여러 보충수를 주입하여 사고를 회복하였다.

정지운전중 발생한 국내의 발전소 사고와 더불어 외국의 규제 기관들의 경험, 그리고 계속된 사고 인자들을 종합할 때 원자로 정지 운전중 노심 손상 확율은 정상 운전시의 노심 손상 확율에 비해 결코 낮지 않으므로 가능한 한 노심 손상 확율을 감소시켜야 한다. 이에 따라 96년 3월, 부분충수운전 안전조치 요건을 개발 각 발전소 별로 이행하도록 요구한 바 있다.

본 연구에서는 이 조치에 따른 국내 원전의 이행 현황을 평가한다. 특히 비정상운전절차서에 대한 사항을 중점적으로 평가한다.

나. 평가

부분충수운전의 안전성 확보를 위하여 KINS에서는 가압경수형 원전 부분충수운전 안전조치 요건을 개발하였으며 각 발전소 별로 조치를 이행토록 '96년 3월에 요구한 바 있다. 동 안전조치 요건은

- (1) 계측기(수위측정 감시설비, 노심출구온도 감시설비, 정지냉각펌프감시설비)
- (2) 절차서(원자로냉각재 배수 및 부분충수운전 절차, 비정상 운전절차, 행정 통제 절차)
- (3) 운전원 교육
- (4) 기술지침서 개정 및 분석 수행

등을 기술하고 있으며, 안전조치 요건에서 (1)~(3) 항은 15개월 경과후 핵연료 장전 전까지 완료를 요구하고 있으며, (4) 항의 기술지침서 개정 및 분석 수행은 기간이 명시되지 않다. 국내 발전소들은 동 요건의 이행 및 정지 운전과 관련된 안전성 문제들을 해결하기 위하여 설비 보완, 절차서 개발 그리고 운전원 교육 등의 조치를 외국의 분석자료 및 운전 경험 자료를 기준으로 거의 완료하였으나 각 호기별 특성에 맞는 부분충수운전중 예상되는 사고와 관련된 분석들은 현재 수행 중 혹은 수행 완료되고 있다. 이중에서 본 연구의 열수력 해석과 관련된 국내원전의 절차서 현황은 다음과 같다.

부분충수 운전과 관련되는 절차서는 정상운전절차서, 비정상운전절차서, 행정 통제절차서 등이 있으며, 다시 정상운전절차서에 대한 조치 요건에서는 RCS배수 운전 및 부분충수운전에 대한 사항을 발전소 특성에 적합하게 기술할 것을 요구 하고 있다.

RCS배수운전에 대해서는 다음 사항이 평가되었다:

- (1) 배수율/질소가스 주입/배기 유로 등으로 인한 RCS 내 압력 균형
- (2) 냉각재의 온도 및 붕산수 농도에 따른 수위지시계의 오차
- (3) 수위지시계의 설치위치 및 특성 (설계온도 및 압력을 포함한 운전 주의사항)
- (4) 배수단계별 각 수위지시계의 활용전략 및 각 수위 지시계의 편차
- (5) 수위지시계 고장시 조치
- (6) 정지냉각기능 상실시 조치
- (7) 정지냉각펌프 공기유입 방지를 위한 제한사항 명시
- (8) RCS Inventory 배수용량 및 배수탱크의 붕산수 농도 관리
- (9) RCS 개구부에 대한 이물질 유입방지 관리

부분충수운전 절차에 대해서는 다음 사항이 주로 평가되었다:

- (1) 정지냉각운전과 관련된 보조계통의 운전관리
- (2) 정지냉각계통의 운전변수관리 및 '경보발생시 조치'
 - 수위(RCS 수위지시계 및 VCT 수위지시계)
 - 정지냉각펌프 성능 (유량, 입/출구압 등)
- (3) 고온관 차단전 RCS 배기유로 확보
- (4) RCS에 교란 및 수위변동을 줄 수 있는 운전/점검/
- (5) 정비사항 관리
- (6) 노즐댐의 설치/제거순서
- (7) 증기발생기 노즐댐의 설계압력 및 가압으로 인한 영향
- (8) 정지냉각상실시 조치
 - 노즐댐이 설치되지 않은 경우
 - 노즐댐이 설치된 경우
 - 저온관측에 대/소 개구부가 있을 경우
 - 기타 RCS 의 개구부가 있을 경우
- (9) 수위지시계 고장시 조치
- (10) 정지냉각펌프 공기유입 방지를 위한 제한사항 명시

(11) 격납용기 개구부 관리

비정상운전절차서에 대해서는 크게 펌프고장, 전원상실, 원자로냉각재 열제거원 상실 등의 절차에 대해서 각각

(1) 원인진단

(2) 사고회복

- RCS 가압 및 노심비등/노출 시간 예측
- 잔열제거기능 회복조치 수행
- 수 보충 유로/ 탱크 결정
- 잔열제거운전 또는 수보충 운전
- 정상 잔열제거 운전

(3) 사고 완화

- 잔열제거
- 노심 노출 방지
- 인원 대피
- 격납용기 격리

등에 대해서 평가하였다. 행정통제 절차서에 대한 평가는 본 보고서에서는 생략한다. 이러한 절차서 내용중 본 연구의 열수력학적 평가와 관련되는 비정상 운전절차에 대한 평가 결과는 표 3-1-2-1에 제시되어 있다.

이 표에 ○표로 표시된 부분은 평가 요건에 적합한 것을 의미하며 영1-2 등으로 표시된 부분은 해당 부분에 대한 보완이 필요함을 의미한다. 비정상 운전절차서 평가 내용은 다음과 같다:

고1-10) 사고회복 절차에서 다음사항들이 정량적으로 평가되어야 한다.

- RCS 가압 및 노심비등/노출 시간 예측
- 잔열제거기능 회복조치 수행
- 수 보충 유로/ 탱크 결정
- 잔열제거운전 또는 수보충 운전
- 정상 잔열제거 운전

영1-2) 비정상 운전절차서

영광 1,2 호기는 비정상 상태에 대한 국내외 분석자료 및 운전 경험 자료를 이용하여 비정상 운전절차서를 개발되어야 한다.

울1-3) 비정상 운전절차서

부분충수운전 안전조치요건에서 기술하고 있는 내용을 포함한 교육 교재를 개발 작성하고 운전원 교육을 주기적으로 수행할 필요가 있다.

표 3-1-2-1 비정상운전절차서에 대한 평가 (1/2)

제 목	안 전 조 치 요 건	호기별 검토의견						비고
		고리 1,2	고리 3,4	영광 1,2	울진 1,2	영광 3,4	울진 3,4	
비정 상 운 전절 차서	1) 원인진단	○	○	영1-2	울1-3	○	○	
	2) 사고회복 - RCS 가압 및 노심비등/노출 시간 예측 - 잔열제거기능 회복조치 수행 - 수 보충 유로/ 탱크 결정 - 잔열제거운전 또는 수보충 운전 - 정상 잔열제거 운전	고1-1 0)	○	영1-2	울1-3	○	○	
	3) 사고 완화 - 잔열제거 - 노심 노출 방지 - 인원 대피 - 격납용기 격리	○	○	영1-2	울1-3	○	○	
	1) 원인진단		○	영1-2	울1-3	○	○	
	2) 사고회복 - RCS 가압 및 노심비등/노출 시간 예측 - 잔열제거기능 회복조치 수행 - 수 보충 유로/ 탱크 결정 - 잔열제거운전 또는 수보충 운전 - 정상 잔열제거 운전		○	영1-2)	울1-3	○	○	
	3) 사고 완화 - 잔열제거 - 노심 노출 방지 - 인원 대피 - 격납용기 격리		○	영1-2	울1-3	○	○	

표 3-1-2-1 비정상운전절차서에 대한 평가 (2/2)

제 목	안 전 조 치 요 건	호기별 검토의견						비고
		고리 1,2	고리 3,4	영광 1,2	울진 1,2	영광 3,4	울진 3,4	
비정 상 운 전 절 차 서	1) 원인진단		○	영1-2	울1-3	○	○	
	2) 사고회복 - RCS 가압 및 노심비등/노출 시간 예측 - 잔열제거기능 회복조치 수행 - 수 보충 유로/ 탱크 결정 - 잔열제거운전 또는 수보충 운전 - 정상 잔열제거 운전		○	영1-2	울1-3	○	○	
	3) 사고 완화 - 잔열제거 - 노심 노출 방지 - 인원 대피 - 격납용기 격리		○	영1-2	울1-3	○	○	

3. 정지운전조건 하에서 안전성 평가

가. 개요

원자로 정지운전 및 핵연료 재장전 기간동안에 잔열제거 (Residual Heat Removal, RHR) 계통은 붕괴열제거를 위해 사용된다. 그리고 이러한 운전기간 중에 자주 발생하는 붕괴열제거기능의 상실(CE형 PWR에서는 정지냉각기능상실 (Loss of Shutdown Cooling) 사건은 지속적인 안전 현안으로 고려되어 왔다. 예로써, 1987년, 미국 Diablo Canyon 2 발전소에서는 부분충수 운전 (Mid-loop operation) 중에 RHR 펌프의 고장으로 잔열제거 기능이 상실되는 사건이 발생하였으며, 이로 인해 잔열제거 성능의 신뢰성을 향상시키고자 하는 많은 노력이 진행되었다 [3-1-1-1]. 또한, 1990년에는 미국 Vogtle 1 발전소에서 핵연료 재장전 기간 중에 전력계통의 상실로 잔열제거 기능이 상실되는 사건이 발생하였으며, 이후 이러한 사건에 적절히 대처할 수 있는 방안이 운전중인 발전소에 요구되어져 왔다 [3-1-1-1].

우리나라 영광 3&4호기에서는 이러한 사건에 대처하기 위해 비정상절차 45, 정지냉각계통 상실시 조치라는 운영절차서가 1994년 개발되었으며, 이후 일부 개정을 거쳐 사용되고 있다. 여기에는 사건 발생 이후 노심 열제거 기능을 회복시키고, 핵분열생성물의 유출로부터 작업자를 보호하기 위한 다양한 완화수단을 포함하고 있다. 하지만, 사고 이후 적절한 시점에서 원자로냉각재를 보충하고 격납용기를 폐쇄하기 위해서는 발전소 거동이 자세히 분석될 필요가 있다. 본 연구에서는 다양한 발전소 조건에 대한 사고 이후의 발전소 거동분석을 통해 우선적으로 사건발생이후 격납용기 폐쇄시간을 예측해 보고자 한다. 이를 위해, 영광 3&4 호기 정지운전중 정지냉각상실사고 이후에 가능한 사건 시나리오를 도출하고, 원자로 정지운전 중의 발전소 조건을 검토하며, 여러 가지 RCS의 기하학적 조건에 대한 발전소의 열수력 거동을 RELAP5/MOD3.2 코드를 사용하여 분석하고자 한다 [3-1-3-1].

나. 원자로 정지열제거 기능 상실 이후 가능한 사건 시나리오

초기 사건으로서 정지운전중 정지냉각 상실 사건이 발생하였을 때, 운전상태 및 발전소의 조건에 따라 다양한 사건 전개과정을 갖는다. 만약, RCS 수위가 감

소된 재고량 (Reduced Inventory) 혹은 고온관 중수위 (Mid-loop)로 가정되고, 원자로 정지 이후 경과시간에 의해 결정되는 노심의 붕괴열을 보수적으로 가정한다면, 사고 이후 가능한 사건 시나리오는 그림 3-1-3-1과 같이 도시될 수 있다.

그림 3-1-3-1에서 보는 바와 같이, 사고 후 완화 조치에 따라 9개의 사건 전개가 가능하며, 이중에 몇 가지는 성공적인 노심 열제거 수단을 확보하고 있음을 보여 준다. 예로서, Seq. 1은 사고 후 적절한 시간 이내에 정지냉각기능이 회복되는 경우이며, Seq. 2는 증기발생기를 이용한 이차측 열제거에 의해 노심열이 제거되는 경우이다. 또한, Seq. 6 과 9는 RCS 내로의 냉각재 보충 및 증기 유출, 즉 일차측 Feed-and-bleed 운전이 가용하여 일차측 열제거 기능이 확보되는 경우이다. 하지만, 원자로정지냉각의 회복이 사고 후 오랜 시간동안 지연되거나, 이차측 냉각이 가용하지 않을 경우 혹은 일차측 Feed-and-bleed 운전이 이용불능일 경우에는 Seq. 3, 4, 5, 7 및 8과 같이 노심이 노출되고 결국에는 노심이 손상될 수 있다. 이러한 노심손상에 의해 생성된 핵분열생성물은 RCS 개방부를 통해 격납용기로 유출될 수 있으며, 격납건물 내에서 작업하고 있는 작업자들을 위협할 수 있다.

사고 후 발전소 거동은 일반적으로 두 가지 전개과정으로 나누어질 수 있다. 즉 RCS 개방부가 있는 경우와 RCS 개방부 없는 경우이다. 만약 RCS가 개방되어 있다면 일차측 과압 방지를 위한 증기유출 경로 (Bleed Path)는 형성되지만, 이차측 냉각은 제공될 수 없다. 반면, RCS가 닫혀있으면, 추가적인 핵분열 생성물의 방벽을 제공함으로써 격납용기 내에서 오랫동안 작업할 수 있는 능력을 제공해 준다. 사건 이후 발전소의 거동은 이러한 RCS의 개방부 위치 및 크기에 상당히 영향을 받으므로, 본 해석에서는 고온관측에서 가장 큰 개방부를 가지는 2개의 위치와 저온관측에서 가능한 2개의 개방부 크기에 대해 상세한 열수력 분석을 수행하였다. 또한, 이차측의 수위조건이 RCS의 열수력 거동에 상당한 영향을 미치므로 이에 대한 영향을 분석할 필요가 있다. 따라서, RCS의 개방부와 이차측 수위조건을 근거로, 최악의 사건 시나리오 (Seq. 7), 즉 노즐 댐의 설치 혹은 보조급수 계통의 불용 등으로 이차측 냉각기능이 가용하지 않으며, 일차측 Feed-and-bleed 운전이 불용인 사고 시나리오를 추가적으로 고려하였다. 이에 따라 다음과 같은 5가지 RCS 기하학적 조건에 대한 발전소 거동을 분석하였다:

- (1) Case 1: 증기발생기 이차측 수위 정상 및 가압기 Manway 개방
- (2) Case 2: 증기발생기 이차측 영수위 및 가압기 Manway 개방
- (3) Case 3: 증기발생기 이차측 영수위 및 증기발생기 입구플레넘 Manway 개

방

- (4) Case 4: 증기발생기 이차측 영수위 및 저온관 단면적의 5% 개방
- (5) Case 5: 증기발생기 이차측 영수위 및 저온관 단면적의 30% 개방

다. 격납용기 폐쇄 시점

일반적으로 사고 후 격납용기의 폐쇄시간은 RCS 내의 비등시간 (Time to Boil), 노심노출시간 (Time to Core Uncovery) 및 노심가열시간 (Time to Core Heatup)들로부터 결정될 수 있다. 이러한 열수력 변수들을 계산하기 위해, 앞서 도출된 5가지의 RCS 조건에 대해 최근에 USNRC에 의해 배포된 RELAP5/MOD3.2 코드를 사용하여 열수력 분석을 수행하였다. 표 3-1-3-1에는 본 계산에 사용된 초기조건 및 가정을 보여주고 있으며, 그림 3-1-3-2는 영광 3&4 호기의 정지냉각상 실사건을 모사하기 위한 모델링을 보여주고 있다. 이 모델은 214개의 수력학적 체적과 242개의 Junction 그리고 228개의 Heat Structure로 구성되어 있으며, 초기조건은 1,000초 동안의 정상상태 계산으로부터 얻었다. 정지냉각상실 사건은 정상적인 증수위 운전중에 정지냉각유량을 제거하고 RCS 개방부를 열면서 시작된다.

(1) Cases 1, 2 및 3의 해석결과

원자로 정지냉각기능의 상실 이후에 원자로압력용기 (RPV) 내의 냉각재온도는 증가하기 시작하며, 포화온도에서 비등하기 시작한다. 냉각재의 비등 및 증발은 결국 Upper Plenum 및 Upper Head를 가압하게 되며, 그림 3-1-3-3은 이러한 Upper Plenum에서의 압력 거동을 보여주고 있다. Case 1은 초기 비등을 제외하고 사건 이후에 완만한 압력상승을 보여주고 있으며 약 11,600초에서 최고 압력 220kPa에 도달한다. 반면, Case 2는 비등 이후 짧은 시간 안에 급격한 압력 상승을 보여주며 약 3,600초에서 최고 압력 265kPa에 도달한다. 이러한 가압률의 차이는 Case 1의 경우에 이차측이 정상 수위의 물로 채워져 있기 때문에 일차측으로부터 이차측으로의 열전달이 활발하게 이루어지기 때문이다. 이때 지배하는 열전달현상은 Reflux Condensation 현상이다. 계산에서는 총 14.125MW 노심 출력 중에 약 8MW 이상이 증기발생기를 통해 제거되는 것으로 평가되었다. 한편 SG Inlet Plenum에 Manway 개방부를 가지는 Case 3은 상대적으로 낮은 가압률을 보여주는 데, 이는 상대적으로 높은 위치의 가압기 개방부를 가지는 Case 1 및 2보다 일찍 증기가 개방부를 통해 격납용기로 유출되기 때문이다.

그림 3-1-3-4는 개방부를 통한 유출 시작 시점이 서로 다르게 예측되고 있음을 보여주고 있다. 같은 개방부에 서로 다른 이차측 수위 조건을 가지는 Case 1 및 2의 경우는 단지 시작 시점의 지연만 있을 뿐 유사한 유동 형태를 보여주고 있다. Case 1의 경우 약 10,400초에서 결정적인 유출이 시작되며, Case 2의 경우는 상당히 빠른 약 3,200초에서 시작된다. 이는 이차측을 정상수위의 물로 채운 경우가 비워놓은 경우에 비해 약 2시간 정도 냉각재 유출을 지연시킬 수 있다는 것을 의미한다. 또한 상대적으로 낮은 위치의 개방부를 가지는 Case 3의 경우는 냉각재 유출이 사건 초기에, 즉 비등 이후 약 1,800초에 집중적으로 발생하고 있다. 이러한 계산결과는 개방부를 통한 냉각재의 유출이 이차측 수위조건과 함께 개방부의 위치에 결정적으로 좌우된다는 것을 보여준다.

냉각재의 개방부를 통한 유출과 더불어, 냉각재는 가압기의 하단 부분 혹은 고온관의 경사부분에서 Flooding 현상에 의해 Hold up되며, 이에 의해 그림 3-1-3-5에서 보는 바와 같이 RPV 내의 수위가 감소하게 된다. Case 3은 개방부를 통한 냉각재 유출에 의해 급격한 수위 감소를 보여주고 있으며, Case 1의 경우는 초기에 가압기 하부에서의 Water Holdup에 의한 수위감소 이후에 상당한 기간 동안 수위가 유지되고 있음을 보여주고 있다. 수위가 노심상부까지 감소할 때 노심 노출은 시작되며, 그림 3-1-3-6에서 보는 바와 같이 Case 1의 경우는 11,200초에서, Case 2의 경우는 5,600초에, Case 3의 경우는 상당히 빠른 2,600초에서 노심이 노출되기 시작한다. 또한 노심 가열은 노심 노출 이후 약 2,000초 지나서 시작되고 있다. 결과적으로, 이차측이 비어있는 경우는 이차측이 물로 채워져 있는 경우에 비해 약 93분 일찍 노심노출이 발생하였으며, 상대적으로 낮은 개방부를 가지는 경우는 높은 위치의 개방부보다 약 55분 일찍 노심 노출이 발생하는 것으로 평가되었다. 이러한 결과는 사고 발생 후 노심손상 시점이 이차측 수위 조건 및 RCS 개방부의 위치에 결정적으로 영향을 받는다는 것을 보여 주고 있다.

(2) Cases 4 및 5의 해석결과

저온관측의 개방부를 모사한 Case 4 및 5는 고온관측의 개방부를 모사한 경우와 다소 다른 계통의 거동을 보여주고 있다. 우선 저온관의 냉각재가 비등이전에 개방부를 통해 유출되기 시작하는데, 이는 개방부의 위치가 RCS 수위와 같은 정도이기 때문이다. 또한, 그림 3-1-3-7에서 보는 바와 같이 Upper Plenum에서의 압력이 비등 이후 급격히 증가하고, 결국에는 저온관측과 고온관측의 압력차를 증

가시킴에 된다. 이러한 높은 압력차는 Crossover Leg 및 원자로 용기의 물을 개방부가 있는 저온관으로 밀어내며, 사고 초기에 냉각재를 급격히 개방부를 통해 유출시킨다. 따라서, Crossover Leg의 하향관 측의 수위와 원자로 용기의 수위가 급격히 감소하여 그림 3-1-3-8에서 보는 바와 같이 노심 상부 이하로 감소된다. Case 4의 경우 고온관의 압력이 147kPa에 도달했을 때, Case 5의 경우는 130kPa에 도달했을 때, Crossover Leg의 상향관측의 물은 순간적으로 밀려나가며, (이를 루프시일 소거 (Loop Seal Clearing, LSC)라고 함), 동시에 상부 플레넘의 압력은 저온관의 압력으로 떨어진다. 이러한 압력 강하는 곧바로 원자로 용기 내의 수위를 회복시키는데, 이는 원자로 용기 상부 증기부분에서 고압에 의해 눌러주는 힘이 사라지기 때문이다. 이러한 LSC 현상 및 원자로 용기 수위의 회복은 H.Nakamura 등의 LSTF 실험에서도 관찰된 바 있다. 결과적으로 저온관의 개방부는 사건 초기에 많은 양의 냉각재 유출 및 순간적인 노심노출을 야기하였으며, LSC 이후에 냉각재 유출이 거의 멈추고 노심이 다시 물로 채워지는 열수력 거동을 보여 주었다.

계속적인 증기 생성에 의해, 상부 플레넘에서의 압력은 다시 증가하게 되며, 특히 작은 개방부를 가지는 Case 4의 경우는 상대적으로 높은 가압률을 보여주고 있다. 일차계통이 다시 가압됨에 따라, 증기가 개방부를 통해 유출되고 원자로 용기 내의 수위는 계속적으로 감소한다. 결국 작은 개방부의 경우 5,200초에서, 큰 개방부의 경우는 2,800초에서 다시 노심이 노출된다. 노심의 가열은 노심이 노출된 이후 약 1시간이 지나서 시작되며, 이는 LSC 이후에 가압률이 상대적으로 낮아 수위 감소율이 낮기 때문이다. 결과적으로 계산은 저온관의 개방부 크기에 관계없이 사건 초기에 일차적인 노심 노출을 야기하였으며, 이차적인 노심의 노출은 개방부의 크기에 따라 영향을 받고 있음을 보여주고 있다.

(3) 종합 평가

상기 다섯 가지 조건에 대해 각각 RELAP5 코드 계산을 통해 구해진 결과는 표 3-1-3-2에 제시되어 있다.

이 결과에 의하면 가장 심각한 시나리오는 Case 3으로서 증기발생기 입구 통로가 개방되고 증기발생기가 가용하지 않은 경우 사고 후 약 41분에는 노심 노출이 발생할 수 있어 최소한 이 시간 이전에는 격납용기 폐쇄가 완료되어야 함을 알 수 있다.

표 3-1-3-1 RCS 열수력 거동 분석을 위한 초기조건 및 가정

Major Parameters	YGN Units 3/4 Conditions
- Core power (3 days after reactor shutdown) [kWt]	14,125 (0.5% of full power)
- Primary / Secondary pressure	atmosphere/atmosphere
- Hot leg / Cold leg / Secondary water temperature [K]	327.6 / 313.1 / 313.1
- RCS water level / Noncondensable gas	mid-level of hot leg / air
- Initial mass inventory [kg] / RHR flowrate [kg/s/loop]	104,618 / 126.0
- Pressurizer/SG plenum manways area[m ²]	0.13 / 0.13
- Cold leg open area of 5 % and 30 % [m ²]	0.0228 / 0.1368

표 3-1-3-2 영광 3/4 호기의 정지냉각상실 이후 열수력 분석결과

RCS openings (units: minutes)	Time to boil	Time to core uncover	Time to core heatup
Pzr manway open with water-filled SGs (Case 1)	12.5	186.7	220.0
Pzr manway open with emptied-SGs (Case 2)	12.3	91.7	144.0
SG inlet manway open with emptied-SGs (Case 3)	13.2	41.7	88.3
Small cold leg open with emptied-SGs (Case 4)	10.2 (13.6)*	86.3 (91.5)*	136.7
Large cold leg open with emptied-SGs (Case 5)	9.8 (13.6)*	45.8 (59.9)*	116.3

* CE typed-PWR data

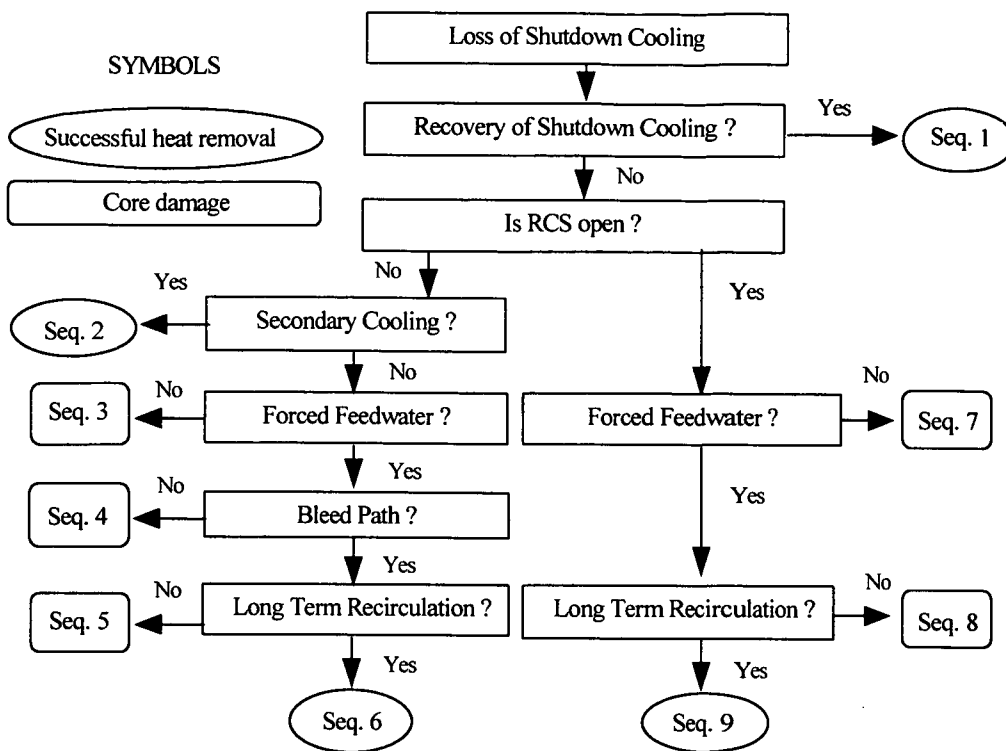


그림 3-1-3-1 원자로정지냉각계통의 상실 이후 가능한 사건 시나리오

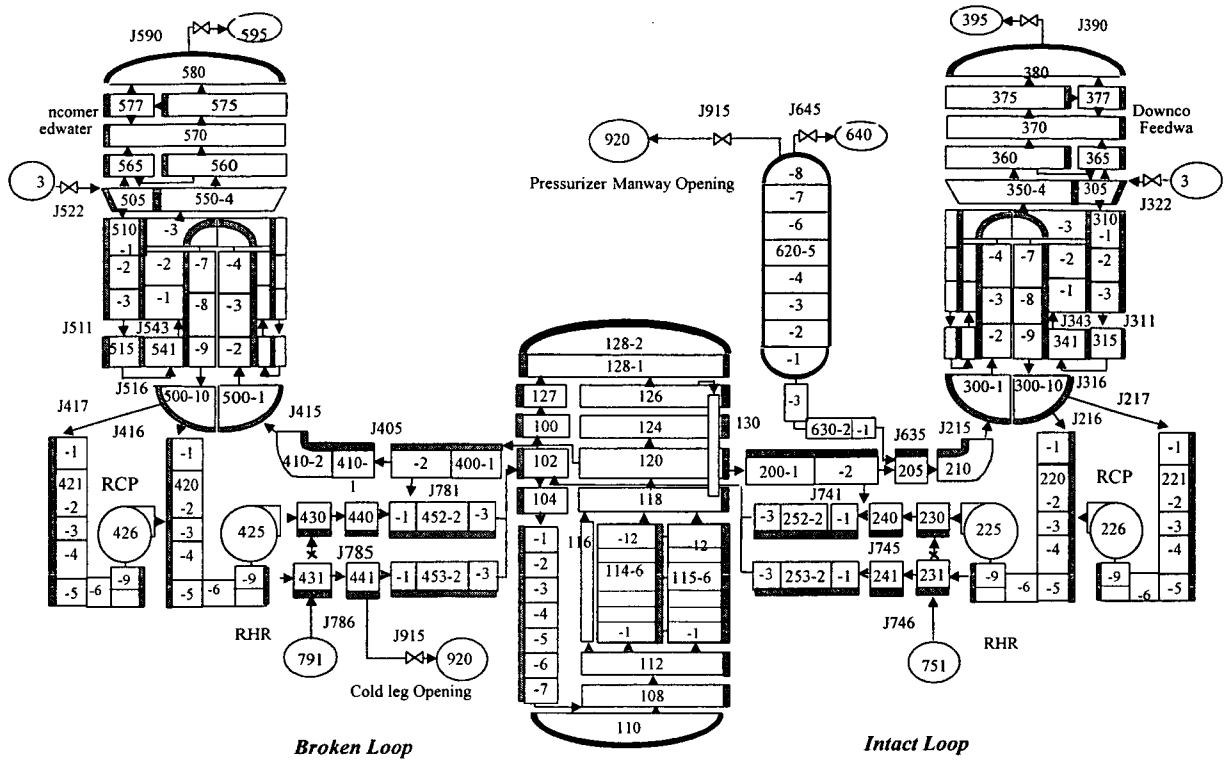


그림 3-1-3-2 영광 3/4 호기 정지냉각상실사고 묘사 RELAP5 Nodalization

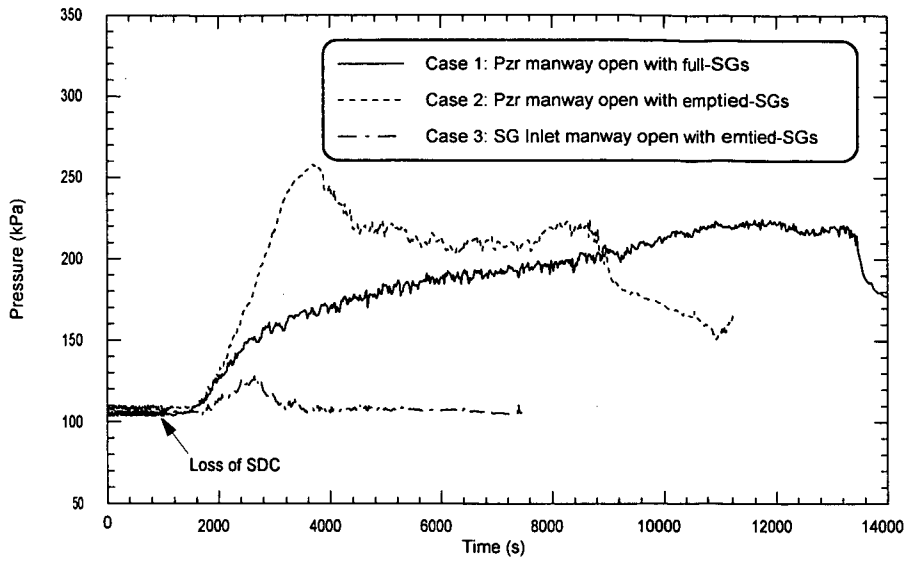


그림 3-1-3-3 Case 1, 2, 3에서의 상부플레넘 압력

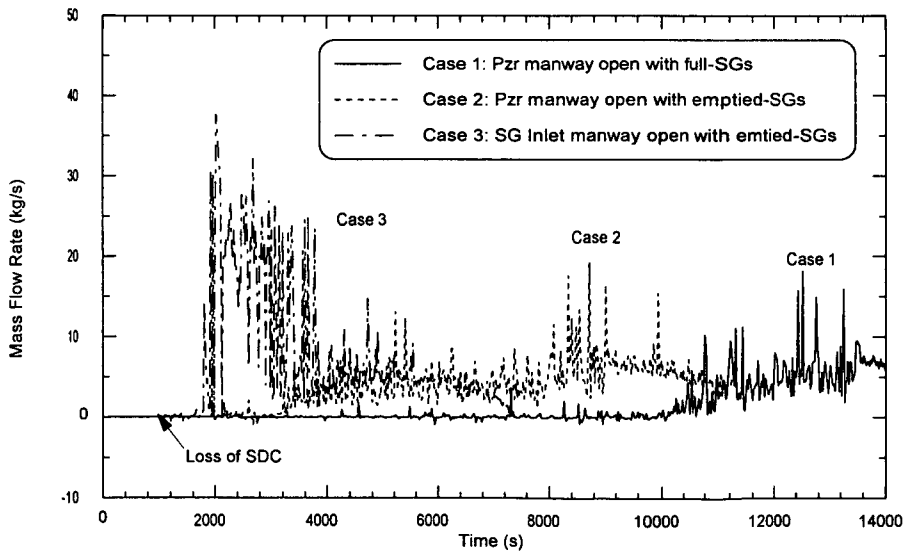


그림 3-1-3-4 Case 1, 2, 3에서의 개구부를 통한 방출유량

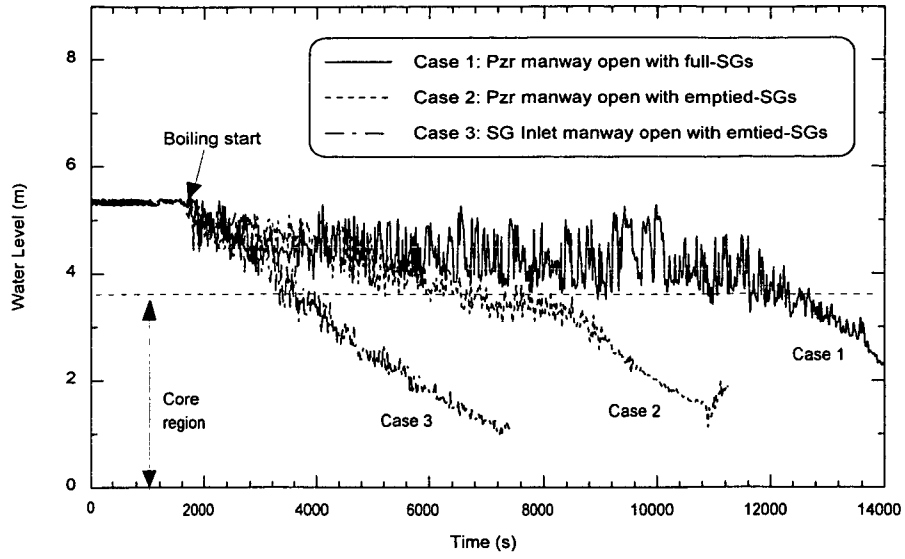


그림 3-1-3-5 Case 1, 2, 3에서의 원자로 용기 누적 수위

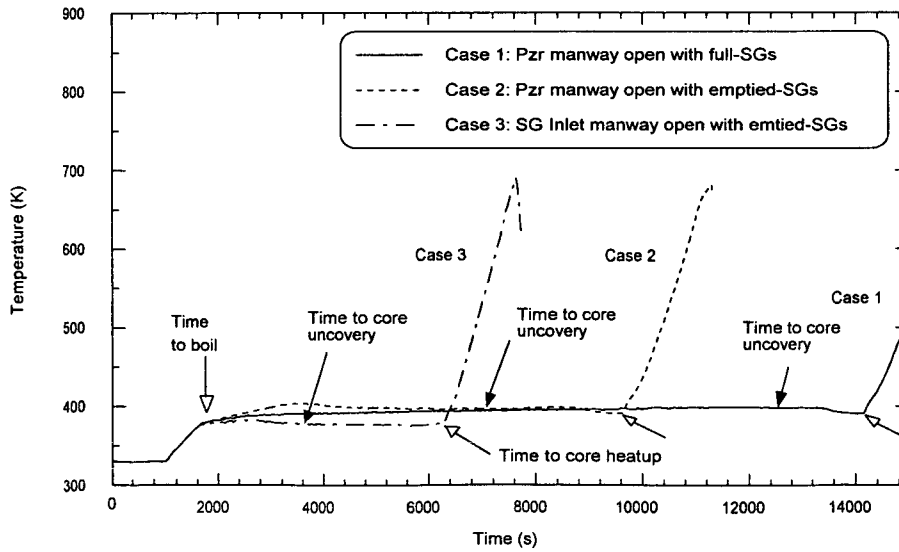


그림 3-1-3-6 Case 1, 2, 3에서의 핵연료봉 피복재 온도

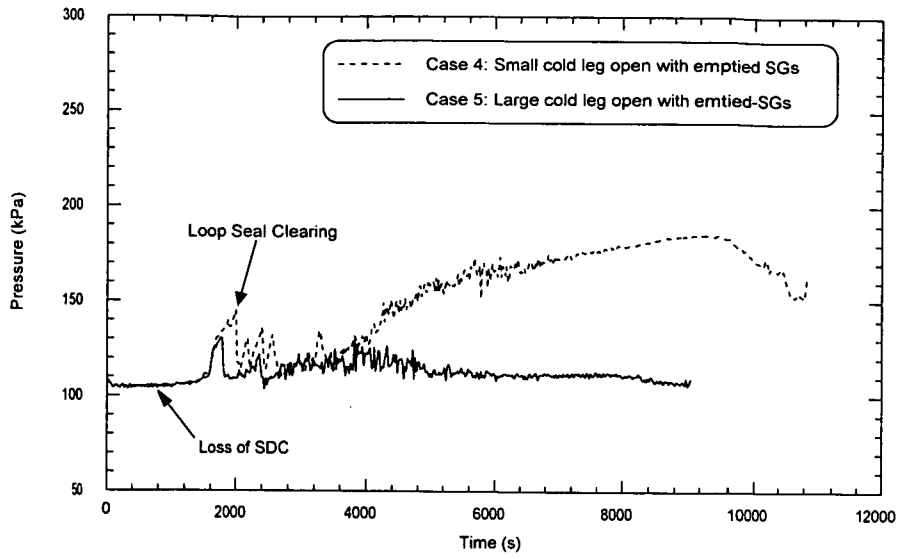


그림 3-1-3-7 Case 4, 5에서의 상부플레넘 압력

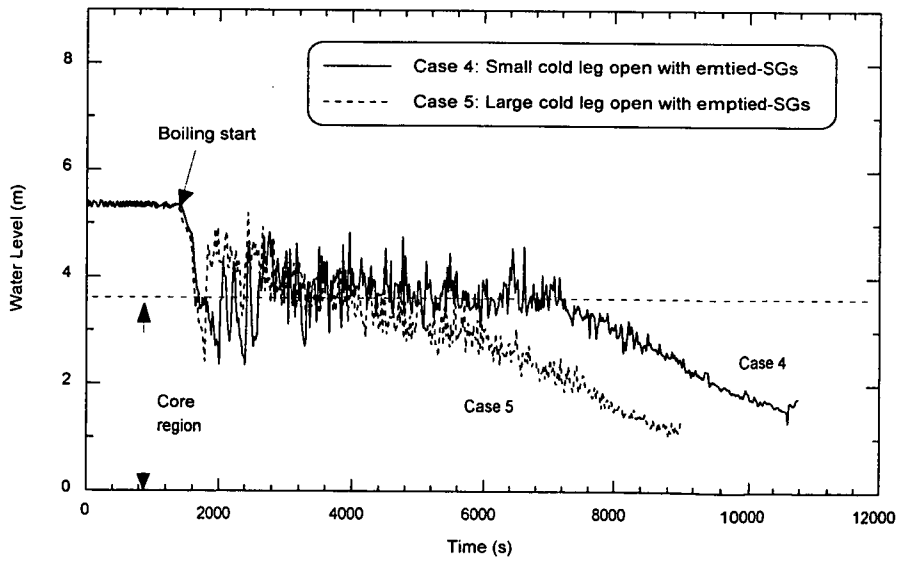


그림 3-1-3-8 Case 4, 5에서의 원자로 용기 누적 수위

라. 중력 주입 방식의 적합성 평가

정지냉각상실사고에 따른 비정상운전절차서에는 사고를 완화하고 노심냉각을 보장하기 위해 재장전수저장탱크 (Refueling Water Storage Tank)로부터 안전주입계통 유로를 이용하여 고온관 혹은 저온관에 냉각수를 공급하는 중력주입 방식을 제안하고 있다. 본 연구에서는 이러한 중력주입에 따른 열수력 거동을 평가하여 이 방식의 타당성을 평가하는 데 목표를 두고 분석을 수행하였다. 그림 3-1-3-9는 영광 3/4호기에서 사고시 사용 가능한 중력주입 유로와 상대 위치를 보여주고 있다.

이를 위하여 절차서에 제시된 사항을 근거로 하여 다음과 같은 6가지 경우를 가정하고 해석을 수행하였다:

- (1) Case A: 가압기 Manway가 개방된 상태에서 고온관 주입
- (2) Case B: 증기발생기 입구 통로 개방상태에서 고온관 주입
- (3) Case C: 저온관의 작은 개방부가 있을 때의 고온관 주입
- (4) Case D: 가압기 Manway가 개방된 상태에서 저온관 주입
- (5) Case E: 증기발생기 입구 통로 개방상태에서 저온관 주입
- (6) Case F: 저온관의 큰 개방부가 있을 때의 저온관 주입

한편 예비계산 결과에 의하면 위의 Case C가 가장 제한적인 결과를 주는 조건으로 판명되었으므로 이 경우에 대해 중력주입의 유량에 대한 민감도 분석계산을 추가로 수행하였다. 주입배관의 크기를 10인치에서 5인치까지 변화시킴으로써 중력주입유량을 변화를 묘사하였다. 계산에 사용된 초기조건은 표 3-1-3-3에 제시되어 있다. 상세 내용은 참고 문헌 [3-1-3-1]에 제시되어 있다.

평가결과, 정지냉각상실사고에 따른 격납용기 폐쇄 시점 및 중력주입 경로에 따른 해석 결과는 표 3-1-3-3에 제시되어 있다. 이 표에 의하면 격납용기 폐쇄시점 분석에서 가장 심각한 시나리오는 Case 3으로서 증기발생기 입구 통로가 개방되고 증기발생기가 가동하지 않은 경우 사고 후 약 41분에는 노심 노출이 발생할 수 있어 최소한 이 시간 이전에는 격납용기 폐쇄가 완료되어야 함을 알 수 있다.

중력주입 성능 평가에서는 다음이 분석되었다:

- (1) 가압기 Manway가 개방되어 있는 경우에 중력주입이 저온관으로 이루어지건, 고온관으로 이루어지건 간에 모두 노심 노출이 발생할 수 있는 것으로 밝혀졌다. 이것은 그림 3-1-3-10에 제시된 일차계통 압력에 대한 비교를 통해서 확인될 수 있다. 모든 경우에 대해서 정지냉각상실사고 후 일

차계통 압력의 증가가 나타나다가 중력주입 개시 후 감소하게 되는 것을 볼 수 있다. 그러나 두 가지 Case B, C와는 달리 Case A의 압력은 계속해서 상승하는 것을 볼 수 있다. 이것은 가압기 Manway가 개방된 경우 가압기 배기 통로의 높이가 RWT의 자유수면 높이 보다 높아, 압력이 축적되어, 어느 정도 이후에는 더 이상의 주입이 불가능하게 됨을 의미한다. 따라서 이러한 경우에는 중력 주입이 효과적으로 이루어 질 수 없음을 알 수 있다.

- (2) 해석 결과, 저온관 측에 개방부가 있는 때에는 고온관측으로 주입하는 경우 그리고 고온관 측에 개방부가 있을 때에는 저온관 측으로 주입하는 경우가 노심 통과 유동을 유지시킬 수 있어 노심 노출 방지에 적절함을 확인할 수 있다.
- (3) 중력주입의 유량에 대한 민감도 분석 결과 (Case C0~C3), 최소한 6인치 이상의 배관 (유량으로는 54kg/sec)이 노심 노출 방지에 유효함을 알 수 있었다. 이것은 RWST용량의 70%가 가용하다고 가정한 경우 10.6시간 동안의 유량 공급을 할 수 있는 크기이다. 그림 3-1-3-11에서는 소형 저온관 개방시 고온관 중력주입에 의해 유입되는 유량의 시간에 따른 변화를 보여준다. 그림에서 보는 바와 같이 배관 크기가 작아질수록 유입 유량이 작아지는 것을 볼 수 있으며, 5인치 배관의 경우에는 8000초 근방에서 중력 주입이 불가능해지는 것을 알 수 있다.

이에 대한 상세한 내용은 문헌 [3-1-3-1]에 제시되어 있다.

표 3-1-3-3 과도 해석 초기조건

Major Parameters	Simulation Conditions
Core power (MW thermal)	14.125 (0.5% of full power)
Primary and secondary pressures	Atmospheric
Hot leg, cold leg water temperature (K)	327.6 and 313.1
SG secondary water temperature (K)	313.1
Water level in primary side	Mid-level of loop
Water level in SG secondary side (m)	empty or 11.0
Initial mass inventory (kg)	104618
Noncondensable gas	Air
RWST water level	70 % of full height
RWST water temperature (K)	307.0
PMO and SMO area (m ²)	0.13
5 % and 30 % of CLO area (m ²)	0.0228 and 0.1368

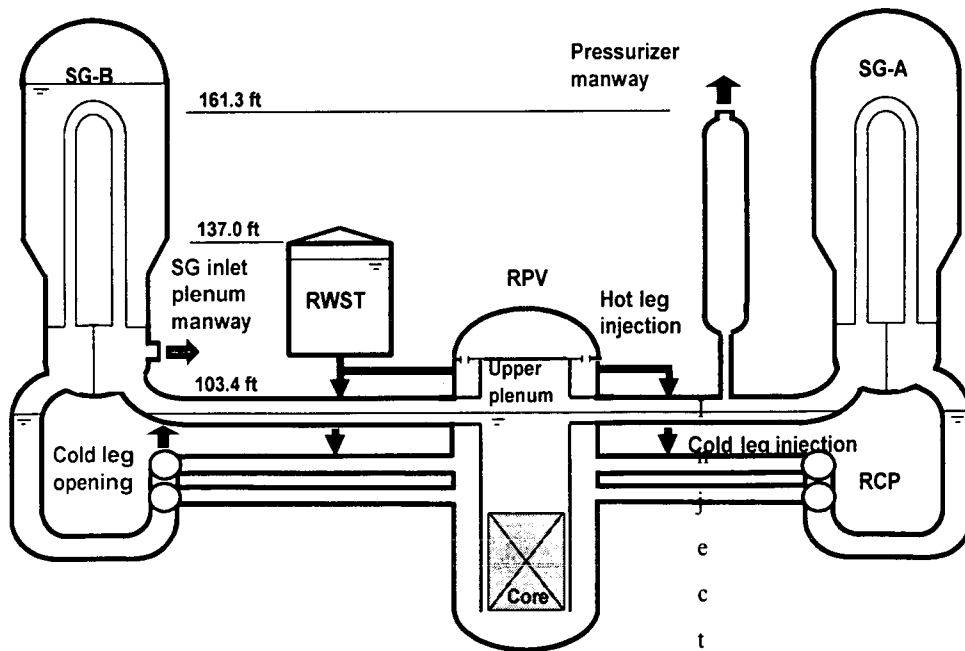


그림 3-1-3-9 영광 3/4 호기 RCS 배열 및 중력 주입 유로

표 3-1-3-4 정지냉각상실사고 평가 결과 요약

	RCS Configurations				Timing (minutes)			Remarks
	Case	Opening	SGs Status	Gravity Injection	Boil-off	Core uncover ry	Core heatup	
격납 용기 폐쇄 시점 평가	Case 1	Pzr manway	water-filled	none	12.5	186.7	220.0	
	Case 2	Pzr manway	emptied	none	12.3	91.7	144.0	
	Case 3	SG inlet manway	emptied	none	13.2	41.7	88.3	
	Case 4	Small cold leg	emptied	none	10.2	68.3	131.0	
	Case 5	Large cold leg	emptied	none	9.8	45.8	116.3	
중력 주입 성능 평가	Case A	Pzr manway	emptied	Hot Leg (10-in)		96.6		Core Uncovered
	Case B	SG inlet manway	emptied	Hot Leg (10-in)				OK
	Case C0	Small cold leg	emptied	Hot Leg (10-in)				OK
	Case C1	Small cold leg	emptied	Hot Leg (7-in)				OK
	Case C2	Small cold leg	emptied	Hot Leg (6-in)				OK
	Case C3	Small cold leg	emptied	Hot Leg (5-in)		after 180		Core Uncovered
	Case D	Pzr manway	emptied	Cold Leg (10-in)		95.1		Core Uncovered
	Case E	SG inlet manway	emptied	Cold Leg (10-in)				OK
Case F	Large cold leg	emptied	Cold Leg (10-in)				OK	

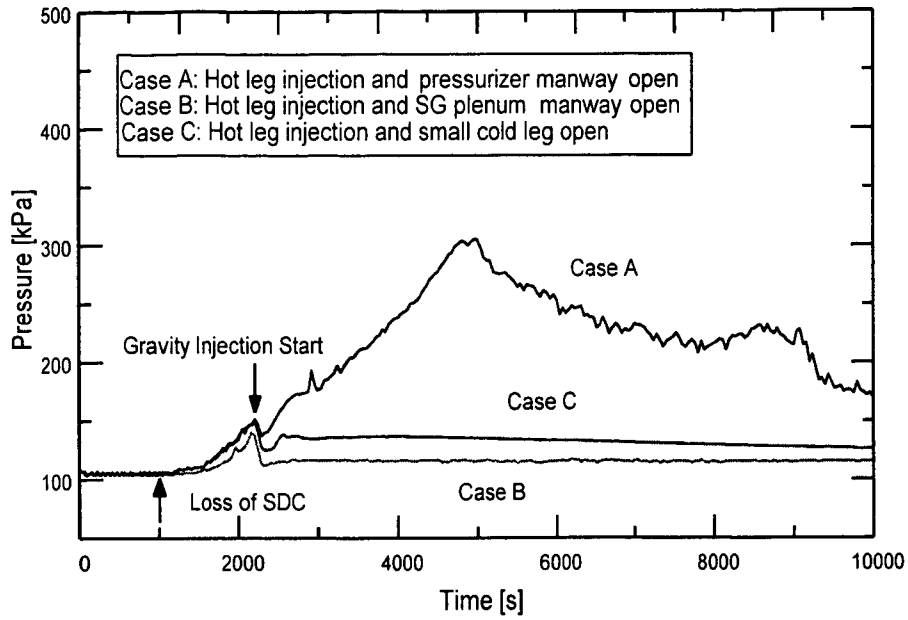


그림 3-1-3-10 중력주입 방식에 대한 상부플레넘 압력

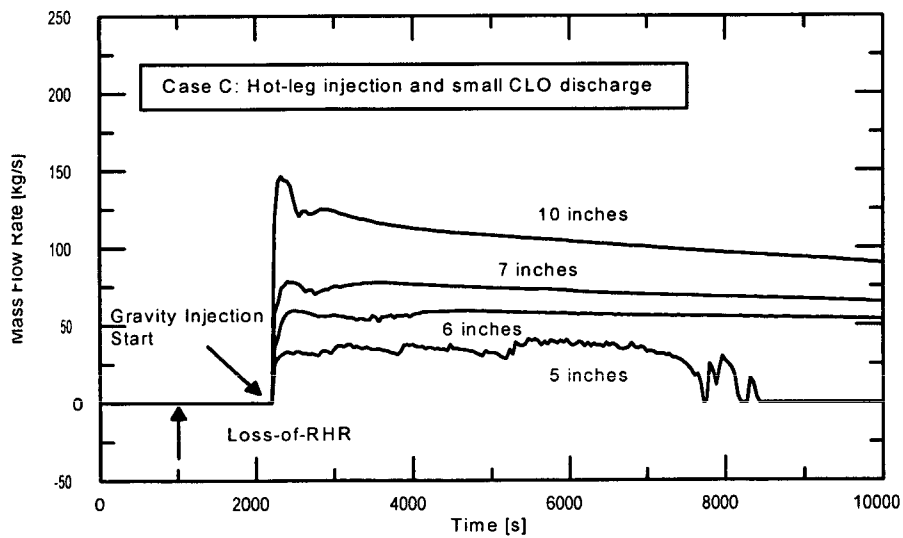


그림 3-1-3-11 정지냉각상실사고 후 중력주입의 효과

4. 고리 3호기 부분충수운전중 잔열제거상실사고 평가

가. 개요

부분충수운전 (Mid-loop Operation)시 고온관내의 냉각재 수위가 임계수위 보다 낮아지면 정지냉각계통으로 유입되는 유량에 의해 와동이 발생되고 이로 인한 공기 유입은 저압안전주입펌프의 기능상실을 초래하게 된다. 이는 정지운전시 원자로내의 잔열제거 기능이 상실됨에 따라 노심 손상까지 초래할 수 있다. 1987년 Diablo Canyon 2호기에서 RHR 상실사고 이후 미국 내에서 RHR 기능상실사고가 반복적으로 발생함에 따라 U.S. NRC는 GL88-17을 발간하여 모든 원전에 대한 정지운전시 RHR 기능상실사고를 방지하기 위하여 사업자가 취해야 할 조치사항을 신속조치사항과 단계적 요구사항으로 구분하여 이행하도록 요구하였다. 또한, 국내에서도 1984년 고리 2호기와 1987년 고리 3호기는 각각 핵연료 재장전 운전 모드 및 부분충수운전중 RHR 기능상실사고가 발생하였으며, 동 사고들로부터 원자로 정지운전중 안전성확보의 필요성이 부각되었다.

국내·외에서는 원자로 정지운전시 RHR 기능상실사고의 발생 가능성을 감소시키고, 원자로 정지운전에 대한 안전성을 향상시키기 위해 사고해석을 통하여 관련 계통의 설계변경 및 관련 절차서 개정 작업을 추진 중에 있다. 그러나 정지운전시 RHR 기능상실사고후 원전의 열수력 거동 및 관련 절차서 (운전절차서 및 비정상절차서)는 발전소의 설계 특성에 따라 차이가 있으며, 분석결과 및 관련 절차서들의 적합성을 평가할 규제기술 개발이 필수적이다. 그러므로 본 연구에서는 1987년 부분충수운전중 RHR 기능상실사고를 경험한 고리 3호기를 대상 발전소로 선정하고 RELAP5/MOD3.2 코드를 이용하여 다양한 발전소 조건에 대한 사고 이후의 열수력 거동을 분석하여 사고 대응 조치시간을 예측하고, 해석결과를 근거로 관련 절차서 (고리 3,4호기 절차서, 계통-19 잔열제거 계통, 비정상-25 잔열제거 계통 비정상, 종합-19 원자로냉각재 부분충수운전)들의 적합성을 평가함으로써 부분충수운전중 RHR 기능상실사고에 대한 규제 검증기술을 증진하고자 한다.

본 연구에서 수행된 발전소 조건을 실제 증기발생기 설치 등과 비정상 운전 절차서상 실현 가능한 9가지의 다양한 발전소 조건에 따라 RHR 기능상실사고 이후의 RCS 열수력 거동을 추가적으로 분석하였으며, 분석결과를 근거로 RHR 상실 사건 발생시 배기경로 및 배기 크기에 따른 열수력 거동의 차이를 이해하였으며, RHR 기능상실사건 이후 RCS 압력, 온도 및 원자로용기 수위변화에 미치는 증기

발생기의 영향을 이해하였다. 본 연구의 상세 내용은 문헌 [3-1-4-1]에 제시되어 있다.

나. 해석 모델

고리 3호기의 부분충수운전 조건에서 RHR 기능상실사고에 대한 RELAP5/Mod3.2.2 beta 입력모델은 그림 3-1-4-1에서 보여지는 것처럼 총 214개의 제어체적과 233개의 Junction, 284개의 Heat Structure 그리고 경계조건을 나타내는 11개의 Time Dependent Volume으로 구성되어 있다. RHR계통의 정상상태 및 과도 조건을 계산하기 위해 RHR 계통의 모사는 Time Dependent Volume 및 Time Dependent Junction들이 이용되었으며, 동 그림에서 보여지는 것처럼 RHR 계통의 유량흐름은 Loop 1의 200에서 Time Dependent Volume 250으로 일정량이 빠져나가고, 역시 time dependent volume들인 255, 455, 655로부터 250으로 빠져나간 유량이 동일하게 고온관인 235, 435, 635로 분산되어 재 공급된다. 고리 3호기 부분충수 운전중 RHR 기능상실사고를 모사하기 위해 노심출력은 원자로 정지 후 48시간에 발생하는 잔열로써 원자로 전출력의 0.413%이며, 기타 초기조건의 데이터와 사고 시 잔열에 의해 발생된 증기 배출경로는 표 3-1-4-1에 기술된 것과 같다. 부분충수 운전 중에 잔열제거계통 기능상실 사건을 모의하기 위하여 정상상태 계산을 과도상태 계산의 초기조건으로 하였으며, 노심의 열출력은 보수성을 고려하여 과도상태 분석동안 일정하다고 가정했다. 또한, 과도상태 분석동안 잔열제거계통은 0초부터 1000초까지 일정유량이 공급되다가 1000초에 유량이 완전 상실되는 것으로 하였다.

본 연구의 추진 방향은 그림 3-1-4-2와 같으며, 다음의 원자로 운전 조건에서 고리 3호기 RHR 기능상실사고 관련 절차서의 적합성을 열수력 안전해석 코드로써 평가되었다. 본 연구를 통하여 여러 발전소 조건에 따라 RHR 기능상실사고 후 발전소의 거동을 예측하고, 사고를 대처하고 완화하기 위한 비정상 절차에 대한 정보를 제공하고 기 작성된 절차서의 적합성을 평가할 수 있을 것이다:

- (1) Pressurizer Manway Opening (Case 1)
- (2) Pressurizer Manway and Cold Leg Opening (Case 2)
- (3) Pressurizer Manway and SG Inlet Plenum Manway Opening (Case 3)
- (4) Pressurizer Manway and SG Outlet Plenum Manway Opening (Case 4)
- (5) Pressurizer Manway Opening with Nozzle Dams (Case 5)

상기의 5 가지 원자로 운전 조건을 토대로 배기경로 및 건전한 증기발생기의 수에 따른 영향을 조사하여, 표 3-1-4-2와 같이 9가지의 발전소 배열 조건에 대한 잔열제거 기능 상실 과도해석을 수행하였다. 위의 발전소 배열은 가압기 Manway 개방관련 된 것을 제외하고는 고리 3,4호기 운전절차서를 근거로 부분충수 운전시 실제로 가능한 경우를 도출한 것이다. 모든 경우에 대한 모의 계산에 대하여 증기발생기에 추가적인 냉각수 주입은 없는 것으로 가정하였으며, 본 해석에서는 핵연료저장조탱크 (RWST) 또는 안전주입탱크 (SIT)로부터의 추가적인 냉각수 주입은 없는 것으로 가정했다. 또한 증기발생기의 압력을 대기압으로 유지하기 위하여 주 증기배관에 주증기 안전감압밸브가 열려 있는 것을 모의했다.

다. 해석 결과 및 토의

정상상태 (Steady State) 계산을 수행한 후 정상상태 계산값을 초기값으로 하여 과도계산을 수행하였으며, 잔열제거 (RHR) 계통을 모델한 Time Dependent Volume 및 Time Dependent Junction의 유량을 1000초 후에 제거하여 RHR 기능상실사고를 모의하였다. 여러 번의 반복계산을 통해 충분한 시간동안 계산하여 RCS의 비등시간 (Time to boil), 노심노출시간 (Time to Core Uncovery) 및 노심가열시간 (Time to Core Heat up)등을 예측하였다. 금년에는 고리 3호기 부분충수운전중 RHR 기능상실사고에 대한 과도해석이 표 3-1-4-2에 기술된 것과 같이 RCS 배기경로와 증기발생기 상태에 따라 9가지 경우에 대하여 수행하였으며, 과도해석을 수행한 결과는 표 3-1-4-3에 요약된 것과 같다.

(1) 배기경로 영향 분석

부분충수운전동안 잔열제거 기능 상실에 따른 발전소의 열수력 거동을 이해하기 위하여 실제 발전소의 가능한 배열을 9가지로 구분하여 과도분석을 수행하였다. 배기경로에 대한 영향을 조사하기 위하여 다음과 같이 3개의 증기발생기가 충수되어 있어 모두 열제거 가능한 경우와 모든 증기발생기 Manway 개방 또는 Nozzle Dam 설치로 인하여 증기발생기로의 열제거가 불가능한 경우에 대하여 배기조건에 따른 발전소 거동을 분석해 보았다.

(가) 모든 증기발생기 열제거 가능상태

그림 3-1-4-3은 증기발생기가 건전한 네 가지 발전소 조건 (SG3NOV, SG3RHV, SG3SMO 및 SG3PMO)에 대한 잔열제거 기능상실 사건 발생 후 노심상부 공동부의 압력거동을 보여 준다. 그림에서 노심상부의 압력은 배기경로와 무관하게 약 1,350초 (잔열제거 상실 후 350초)까지는 거의 일정하며, 그 이후부터 단조롭게 증가하기 시작하는데, 이는 노심이 비등하기 시작했기 때문이다. 노심의 비등시점은 노심의 열출력과 노심의 냉각재 온도 및 재고량에 관계가 있고, 발전소의 배기 경로와 무관하므로 네 가지의 분석결과가 모두 유사하게 나타난 것이다. 노심에서 비등이 시작되면, 생성된 증기에 의해 원자로냉각재계통의 압력을 상승시키게 된다. 노심이 비등이 시작된 후 노심의 잔열은 건전한 3개의 증기발생기를 통해 제거될 수 있지만, 원자로냉각재 계통의 압력거동은 발전소의 배기경로 및 크기에 따라 크게 달라지는 것을 그림을 통해 알 수 있다. 배기경로가 전혀 없는 SG3NOV와 원자로용기 상부 1인치 배기를 가진 SG3RHV에 대한 압력은 25,000초 분석시간동안 각각 약 55psia 및 약 45psia까지 지속적으로 증가하였으며, 다소 배기 단면적이 큰 SG3SMO 및 SG3PMO에 대한 압력은 위의 두 경우보다는 훨씬 낮게 분석되었다. SG3SMO 및 SG3PMO에 대한 침투 압력은 중력주입을 위해 가능한 수두인 재장전수저장탱크 (RWST)의 정적수두 (9.4m)에 해당되는 압력 (28psia)보다 훨씬 낮게 예측되었다. 그러므로 SG3SMO 및 SG3PMO시에 잔열제거 기능상실사건이 전원상실에 의해 발생되어 펌프에 의한 강제주입이 불가능할 경우에도 재장전수저장탱크의 냉각수를 중력으로 주입 가능하다는 것을 알 수 있다. 반면에 SG3RHV 및 SG3NOV에 대한 압력은 표 3-1-4-3에 기술되어 있는 바와 같이 잔열제거 기능상실 후 각각 96.1분 및 83.5분에 28psia에 도달하게 되므로 중력주입으로 사고를 완화시키기 위해서 잔열제거 기능상실 사건 발생 후 최소 83.5분이 경과하기 전에 조치를 취해야 함을 알 수 있다.

그림 3-1-4-4는 네 가지 경우에 대한 노심상부의 유체온도에 대한 거동을 보여주고 있다. 그림에서 보여지는 것처럼 배기경로 및 크기와 무관하게 네 가지 모든 경우에 대한 유체온도는 잔열제거계통의 기능이 상실된 후 약 350초까지 평탄하게 증가하며, 그 시점 이후부터는 배기경로 및 크기에 따라 유체온도의 거동이 서로 다르게 나타났다. 이미 기술한 바와 같이 그 약 350초부터 노심이 비등하기 시작하고, 그 이후부터는 노심의 압력이 증가함에 따라 노심의 유체온도가 변화하게 된다. SG3NOV 및 SG3RHV 경우의 노심 유체온도는 약 280℃까지 지속적으로 증가하는데, 이는 원자로냉각재계통의 배기 크기가 불충한 경우 노심 비등과

함께 생성된 증기가 배기경로로 충분히 빠져나가지 못함으로써 압력상승을 유발하게 되고 이로 인해 유체의 포화온도도 함께 상승한 것으로 이해된다. 하지만, SG3SMO 및 SG3PMO는 노심의 유체온도가 포화상태로 유지되어 있다가 RCS의 압력이 낮아지면서 유체온도도 함께 떨어지는 것으로 분석되었다.

그림 3-1-4-3과 3-1-4-4에서 알 수 있듯이 원자로냉각재계통의 압력 및 온도는 동일한 증기발생기 조건에서 배기경로 및 배기 크기에 따라 매우 다른 거동을 보여 주고 있다. 그림 3-1-4-5는 네 가지 발전소 조건에 대한 핵연료 피복재의 온도 거동의 분석결과를 보여 주고 있다. 그 그림은 노심의 가열이 SG3SMO에 대해서는 약 8,620초에 시작되고, SG3PMO에 대해서는 11,730초에 노심이 가열되기 시작하는 것으로 분석되었다.

SG3NOV 및 SG3RHV에 대해서는 그림 3-1-4-6과 같이 원자로용기의 누적수위가 노심의 상부 아래로 낮아지지 않았기 때문에 노심의 가열은 발생하지 않은 것으로 분석되었다. 그 그림에서 보여지는 것처럼 배기경로를 통한 지속적인 증기 방출은 원자로냉각재계통의 재고량을 감소시키는 원인이 된다. 원자로냉각재계통의 재고량 감소는 핵연료 피복재 온도를 증가시키고, 완화조치가 취해지지 않으면 핵연료의 손상을 발생시키게 된다. 그림은 배기경로 및 크기에 관계없이 잔열제거 기능이 상실된 후 초기의 원자로용기 수위는 노심상부까지 급격하게 감소하였으며, SG3SMO 및 SG3PMO에 대한 원자로용기 수위 감소율은 상대적으로 배기 크기가 작은 나머지 두 경우보다 훨씬 빠르게 나타났다. 최종적으로 원자로용기 수위는 SG3SMO의 경우는 약 3,950초에 노심의 상부 영역이하로 감소하였고 SG3SMO보다 배기크기는 동일하나 배기위치가 상대적으로 높은 SG3PMO 경우는 10여분 늦은 약 4,650초에 노심 상부 이하로 수위가 낮아지는 것을 분석되었다. 그러나 SG3NOV 및 SG3RHV에 대한 원자로용기 수위는 연속적인 감소없이 노심 상부에서 거의 일정하게 유지되었는데, 이는 배기크기가 상대적으로 작으므로 생성된 증기는 모두 배출되지 못하고 압력상승을 유발하지만 더 이상의 수위 감소는 발생시키지 않는다. 그림 3-1-4-5와 3-1-4-6의 결과로부터 노심 노출시점 및 노심 가열시점은 동일한 증기발생기조건에서 원자로냉각재계통의 배기 크기 및 배기 위치에 따라 상당히 달라짐을 알 수 있다. 표 3-1-4-3에 요약된 바와 같이 모든 증기발생기가 건전한 경우 다른 어떠한 배기 경로보다도 증기발생기 맨웨이가 개방된 경우인 SG3SMO 조건에서 노심 노출이 빨리 일어났으며, 본 계산에서는 잔열제거 기능상실 후 약 49.2분 (2,950초)에 노심 노출이 일어나는 것으로 예측되었다.

(나) 모든 증기발생기 열제거 불가능 상태

모든 증기 발생기에 물이 충수되어 있지 않거나, 모든 고온관 및 저온관에 노즐댐이 설치되어 있으면 증기발생기로 열제거가 불가능하게 된다. 고리 3호기의 절차서에 따르면, 원자로냉각재를 배수하기 위한 전제조건으로 모든 증기발생기 2차측이 충수되어 있어야 하므로 실제로 증기발생기 3개가 충수되어 있지 않은 경우는 절차서상 불가능 배열이다. 또한, 모든 노즐댐의 설치 및 원자로용기 헤드의 제거가 완료되면, 일반적으로 가능한 빠른 시간 내에 원자로냉각재 수위를 원자로용기 상부이상 또는 핵연료 재장전이 가능한 수위로 상승시키므로 본 분석에서 수행된 약 25,000초까지 부분충수운전이 지속되는 것은 현실과는 다소 거리가 있으나, 부분충수 운전동안 발생될 수 있는 최악의 조건을 분석함으로써 노심의 손상가능 최단시점을 예측하여 최적의 운전원 조치시간을 예측하기 위한 것이다.

그림 3-1-4-7은 부분충수 운전동안 잔열제거 기능상실 사건 발생이후 모든 증기발생기가 열제거 능력을 갖고 있지 않은 상태에서 3가지 배기경로 (원자로용기 상부 1인치 배기경로, 증기발생기 맨웨이 개방 및 가압기 맨웨이 개방)에 대한 노심 상부의 압력거동을 보여주고 있다. 3가지 모두 약 1,350초 (RHR 상실 후 350초)에서부터 노심에서 비등이 일어나기 시작하면서 노심 상부의 압력은 증가하기 시작하였다. 그림은 SG0RHV에 대한 압력이 약 778psia까지 지속적으로 증가하는 것으로 분석되고 있는데, 이 압력은 RHR 계통을 보호하기 위해서 원자로냉각재 계통과 RHR계통 사이에 설치된 격리밸브의 닫힘 설정치 (764.7psia)를 초과하는 것이다.

그림에서 알 수 있듯이 SG0RHV경우, 원자로냉각재계통의 압력은 잔열제거 기능상실 사건 발생 후 약 42.5분에 중력주입이 불가능한 압력 (28Psia 이상)이상으로 증가하였고, 사건발생 후 약 52.5분에 증기발생기 노즐댐의 건전성을 위협하는 압력 (고리 3,4호기, 35psia) 이상으로 증가하였다. SG0RHV보다 상대적으로 큰 배기구를 가진 SG0SMO 및 SG0PMO에 대한 압력의 최대치는 각각 20.0psia 및 26.0psia로 분석되었으며, 이 압력들은 모두 중력주입이 가능한 압력이며, 노즐댐의 설계압력보다 훨씬 낮은 값으로 사건 발생후 사고완화를 위한 중력주입은 언제든지 가능함을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 전원상실을 동반한 잔열제거 기능상실 사건으로 인하여 강제주입이 불가능한 경우는 RWST로부터 중력주입을 통하여 추가적인 냉각수를

원자로냉각재계에 주입해야 하는데, 이런 경우 SG0RHV 경우를 참고해서 최소한 사건발생 후 42.5분에는 증력주입 조치가 취해져야 함을 알 수 있다.

그림 3-1-4-8은 증기발생기로 열제거가 불가능한 3가지 배기경로에 대한 잔열제거 기능상실 사건 후 노심의 핵연료 피복재의 온도거동에 대한 분석결과를 보여 주고 있다. 3가지 발전소 배열에 대한 분석결과, SG0RHV에 대한 노심의 가열은 잔열제거 기능상실 후 약 20,900초에 발생하였으며, SG0SMO 및 SG0PMO에 대해서는 각각 7,200초 및 약 9,300초에 노심의 가열이 발생되었다. 그림으로부터 노심의 가열은 증기발생기로 열제거가 불가능한 경우는 장시간동안 사고완화 조치를 취하지 않으면 배기경로 및 배기크기에 따라 시간의 차이는 있지만 모두 발생하는 것으로 예측되었다. 하지만, 앞서 기술한 바와 같이 SG3RHV 경우는 급변계산시간동안 노심의 가열이 발생되지 않은 것과 비교하면, 부분충수 운전동안 잔열제거 기능상실시 원자로냉각재계의 압력유지 및 잔열제거에 증기발생기의 역할이 상당히 중요함을 알려주고 있다.

그림 3-1-4-9는 원자로용기의 수위를 나타내고 있으며, 앞에서 기술한 바와 같이 배기경로를 통한 연속적인 증기의 배출은 원자로냉각재계의 재고량을 감소시키는 것이 되므로 동일한 증기발생기 조건이라면, 배기경로의 단면적이 큰 경우 (SG0SMO, SG0PMO)에 원자로용기 수위가 배기 단면적이 작은 경우 (SB0RHV)보다 훨씬 빨리 감소하는 것을 알 수 있다.

그림 3-1-4-6과 그림 3-1-4-9를 통하여 원자로냉각재계의 재고량 감소율 또는 수위거동은 원자로용기 개방위치 및 배기경로의 단면적에 크게 좌우됨을 알려주고 있다. 그림 3-1-4-9에서 보여지는 것처럼 잔열제거 기능상실 후 초기에는 배기경로 및 배기구의 크기에 무관하게 원자로용기 누적수위가 노심 상부까지 급격하게 감소한다. SG0RHV에 대한 수위는 SG0SMO 및 SG0PMO와 같이 지속적으로 노심의 수위가 감소하는 것이 아니라 노심 상부 근처에서 더 이상 감소되지 않고 거의 일정하게 유지되었다가 충분한 시간이 흐른 뒤에 노심의 노출이 시작되면서 급격하게 감소하는 것으로 분석되었다. 이는 나머지 두 경우보다 상대적으로 배기구의 크기가 작은 SG0RHV 경우는 잔열제거기능 상실 후 노심에서 생성된 증기가 다른 경우들처럼 충분히 빠져나가지 못하고 원자로냉각재계의 압력만 상승시켰으며, 이로 인해 원자로용기의 수위는 상당 시간동안 노심상부에서 일정하게 유지된 것이며, 지속적인 배기로 인하여 잔열제거 기능상실 후 약 18,251초 (304.2분)가 경과한 뒤에 노심 노출수위에 도달하였다. 하지만, 배기구의 크기가 SG0RHV보다 큰 SG0SMO 및 SG0PMO 경우의 원자로용기의 수위는 잔열제거기능

상실과 더불어 지속적으로 감소하였고, 각각 RHR 기능상실 후 약 2,871초 (47.8 분) 및 약 2,920초 (48.7분)에 노심 노출수위까지 낮아졌다. 이에 대한 요약 자료는 표 3-1-4-3과 같다.

(2) 증기발생기 영향 분석

이미 언급한 바와 같이 잔열제거기능상실 사건이 발생했을 때 노심의 붕괴열을 제거하고 노심의 손상을 방지하기 위해서는 증기발생기의 역할이 매우 중요함을 알게 되었다. 본 장에서는 동일한 배기경로 및 배기구의 크기를 갖는 조건에서 건전한 증기발생기의 수에 따른 RHR 기능상실 후 발전소의 열수력 거동의 차이를 이해하고자 한다. 본 해석에서는 실제 절차서상 RHR 기능상실시 확보하는 원자로용기 헤드 상부 1인치 배기구를 갖고, 노즐댐 설치 또는 증기발생기 2차측의 충수 여부에 따라 이용 가능한 증기발생기의 수가 달라 질 수 있으므로 모든 증기발생기가 건전한 경우부터 모든 증기발생기가 열제거 불가능한 경우를 포함하여 총 4가지 경우 (SG3RHV, SG2RHV, SG1RHV, SG0RHV)에 대하여 증기발생기의 영향을 조사하였다.

그림 3-1-4-1은 위의 4가지 발전소 조건에 대한 잔열제거 기능상실 후에 원자로냉각재계통의 압력거동을 보여주고 있다. 그림에서 RCS 압력은 건전한 증기발생기의 수에 매우 민감함을 나타내고 있다. SG0RHV, SG1RHV, SG2RHV, SG3RHV 4가지에 대한 RCS의 첨두 압력은 각각 778psia, 52.8psia, 52.6psia 및 45.0psia 이다. 결과로부터 동일한 배기경로 조건 하에서 하나의 증기발생기가 건전한 경우와 모든 증기발생기로의 열전달이 불가능한 경우의 RCS의 압력은 상당한 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. 이것은 증기발생기가 잔열제거 기능상실 후 노심의 붕괴열 제거에 상당한 역할을 하고 있음을 보여 주고 있다. 또한, 건전한 증기발생기의 수가 늘어남에 따라 RCS의 첨두 압력은 조금씩 낮아지며, 압력상승율을 다소 떨어짐을 알 수 있었다. 이상의 결과는 본 해석에서 사용된 노심의 출력과 연관성이 있을 것으로 판단되나, 이런 경우 하나의 증기발생기가 건전하면 RCS의 압력을 상당히 낮게 유지시킬 수 있음을 알 수 있다.

그림 3-1-4-10 및 표 3-1-4-3에서 알 수 있듯이 SG0RHV, SG1RHV, SG2RHV, SG3RHV 4가지에 대한 RCS의 압력이 증력주입 불가능한 압력 28.0psia에 도달하는 시점은 각각 잔열제거 기능상실 후 42.5분, 77.0분, 80.6분 및 96.1분으로 분석되었고, 이상의 4가지 경우에 대한 분석결과를 통하여 건전한 증기발생기 수가 적

을 수록 (또는 증기발생기 노즐댐의 설치수가 많을수록) 사고시 중력주입을 취할 시간적 여유가 많을 수 있다. 또한, 전원상실이 동반된 잔열제거 기능상실 사건이라면 사고를 완화하기 위한 중력주입은 최소 사건발생 후 42.5분 이내에 수행되어야 할 것이며, 본 분석을 통하여 발전소 조건에 따른 시기 적절한 완화조치가 매우 중요함을 알게 했다. SG0RHV, SG1RHV 및 SG2RHV와 같은 경우 고온관이 나 저온관에 노즐댐을 설치한 상태일 수 있으므로 증기발생기의 노즐댐이 RCS 압력 경계가 될 수 있다. 고리 3호기의 노즐댐의 설계압력은 앞에서 기술한 바와 같이 약 35psia이므로 RCS 압력이 이보다 높게 되면, RCS의 건전성이 위협받게 되어 잔열제거 기능상실 후 냉각재상실사건이 발생할 가능성이 있다. 그림 3-1-4-10과 표 3-1-4-3과 같이 RCS 압력이 노즐댐의 설계치에 도달하는 시점을 조사한 결과, SG0RHV, SG1RHV 및 SG2RHV는 각각 잔열제거 기능상실 후 약 52.5분, 104.3분 및 124.3분으로 확인되었다. 이와 같이 건전한 증기발생기의 수가 많을수록 노즐댐의 건전성을 위협하는 압력에 도달하는 시점이 오래 걸림을 알 수 있다. 이를 통하여 증기발생기는 잔열제거 기능상실시 노심의 열제거뿐만 아니라, RCS 압력경계의 건전성에도 상당한 영향을 미치고 있음을 의미한다.

라. 결론

본 연구에서는 RELAP5/MOD3.2.2beta 코드를 이용하여 고리 3호기에서 발생한 잔열제거 기능상실 사건에 대한 열수력 거동을 모의 해석하여 과거 사건을 이해하고, 동 사건 발생 후 배기경로와 건전한 증기발생기의 수에 따른 열수력 거동 차이를 조사하고, 여러 가지 노심비등, 노심노출 및 노심손상과 같은 노심의 반응 시간들과 중력주입 가능시점 및 증기발생기 노즐댐과 같은 RCS 건전성이 실패되지 않는 시간 등을 분석하였다. 또한, 과거 고리 3호기에서 발생한 사건을 모의 분석함으로써 RHR 기능상실에 따른 비정상 운전절차서는 타당함을 확인하였으며, RHR 기능상실사건과 같은 사고를 대처하고, 완화하기 위해서는 시기 적절하게 조치를 취한 것이 매우 중요함을 확인하였다.

표 3-1-4-1 RHR 기능상실사고 초기 조건

주요 변수	발전소 조건
노심 출력(MWth)	11.461 (원자로정지후 48시간, 전출력 0.48%)
고온관 온도(°F/°C)	140/60
저온관 온도(°F/°C)	122/50
1차측 압력(Psia)	14.7(대기압)
루프의 냉각재 수위	고온관 중간수위
2차측 압력(Psia)	14.7(대기압)
2차측 유체온도(°F/°C)	122/50
증기발생기 상태	습식/건식
비응축성 기체	공기
잔열제거계통 유량(lb/sec)	627(3루프 × 209/루프)
배기경로 및 단면적(m ²)	Rx. Vessel 헤드 1인치 밸브(RHV), 0.00051
	SG 16인치 맨웨이(SMO), 0.12972
	Pzr 16인치 맨웨이(PMO), 0.12972

표 3-1-4-2 RHR 기능상실 후 RCS 및 증기발생기 상태

Cases	RCS venting path	S/G status
SG3RHV	원자로용기 상부 헤드 1인치 밸브	3개의 SG 충수
SG3NOV	RCS에 배기경로 없음	3개의 SG 충수
SG3SMO	증기발생기 16인치 맨웨이 개방	3개의 SG 충수
SG3PMO	가압기 16인치 맨웨이 개방	3개의 SG 충수
SG0RHV	원자로용기 상부 헤드 1인치 밸브	모든 SG 열제거 불가능
SG1RHV	원자로용기 상부 헤드 1인치 밸브	1개의 SG 충수
SG2RHV	원자로용기 상부 헤드 1인치 밸브	2개의 SG 충수
SG0SMO	증기발생기 16인치 맨웨이 개방	모든 SG 열제거 불가능
SG0PMO	가압기 16인치 맨웨이 개방	모든 SG 열제거 불가능

표 3-1-4-3 고리 3호기 RHR 기능상실 사건 분석결과 요약

(단위 : 분(초), 잔열제거기능상실 이후 시간)

Cases	Time to Boil-off	Limiting Time to Gravity Injection	Time to Nozzle Dam Failure	Time to Core Uncovery	Time to Core Heatup	Peak Pressure (Psia)	Plant Description														
SG3RHV	6.0(360)	96.1(5,765)	Not install	Not uncover	No heatup	45.3	No Nozzle Dam and RHV														
SG3NOV	6.0(360)	83.5(5,011)	Not install	Not uncover	No heatup	53.1	No Nozzle Dam and Closed RCS														
SG3SMO	6.0(360)	N/A due to overflow	Not install	49.2(2,950)	127.0(7,620)	20.3	No Nozzle Dam and SMO														
SG3PMO	5.8 (350)	Always injection	Not install	61.1(3,666)	178.3(10,730)	27.0	No Nozzle Dam and PMO														
SG0RHV	6.0(360)	42.5(2,550)	52.5(3,150)	304.2(18,251)	331.7(19,900)	778.0	No Active SG or 6 Nozzle Dams														
SG1RHV	6.0(360)	77.0(4,620)	104.3(6,260)	Not uncover	No heatup	52.8	2 Nozzle Dams														
SG2RHV	6.0(360)	80.6(4,836)	124.3(7,458)	Not uncover	No heatup </tr <tr> <td>SG0SMO</td> <td>6.0(360)</td> <td>N/A due to overflow</td> <td>Not fail</td> <td>47.8(2,871)</td> <td>103.3(6,200)</td> <td>26.0</td> <td>4 or 6 Nozzle Dams and SMO</td> </tr> <tr> <td>SG0PMO</td> <td>5.8(350)</td> <td>Always injection</td> <td>Not fail</td> <td>48.7(2,920)</td> <td>138.3(8,300)</td> <td>20.0</td> <td>6 Nozzle Dams and PMO</td> </tr>	SG0SMO	6.0(360)	N/A due to overflow	Not fail	47.8(2,871)	103.3(6,200)	26.0	4 or 6 Nozzle Dams and SMO	SG0PMO	5.8(350)	Always injection	Not fail	48.7(2,920)	138.3(8,300)	20.0	6 Nozzle Dams and PMO
SG0SMO	6.0(360)	N/A due to overflow	Not fail	47.8(2,871)	103.3(6,200)	26.0	4 or 6 Nozzle Dams and SMO														
SG0PMO	5.8(350)	Always injection	Not fail	48.7(2,920)	138.3(8,300)	20.0	6 Nozzle Dams and PMO														

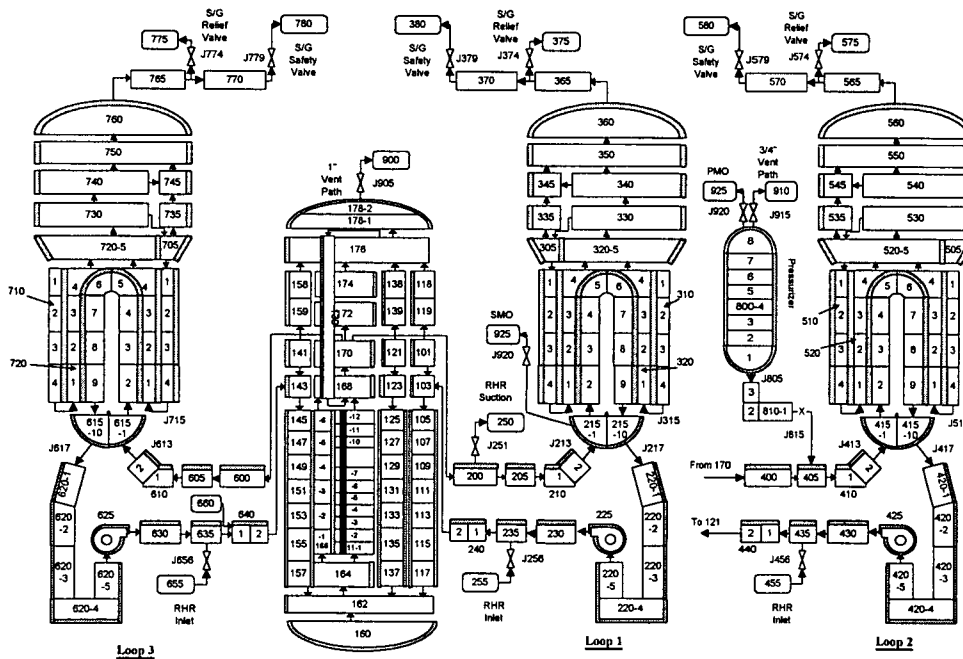


그림 3-1-4-1 고리 3호기 부분충수운전중 RHR 기능상실사고 RELAP5 Nodalization

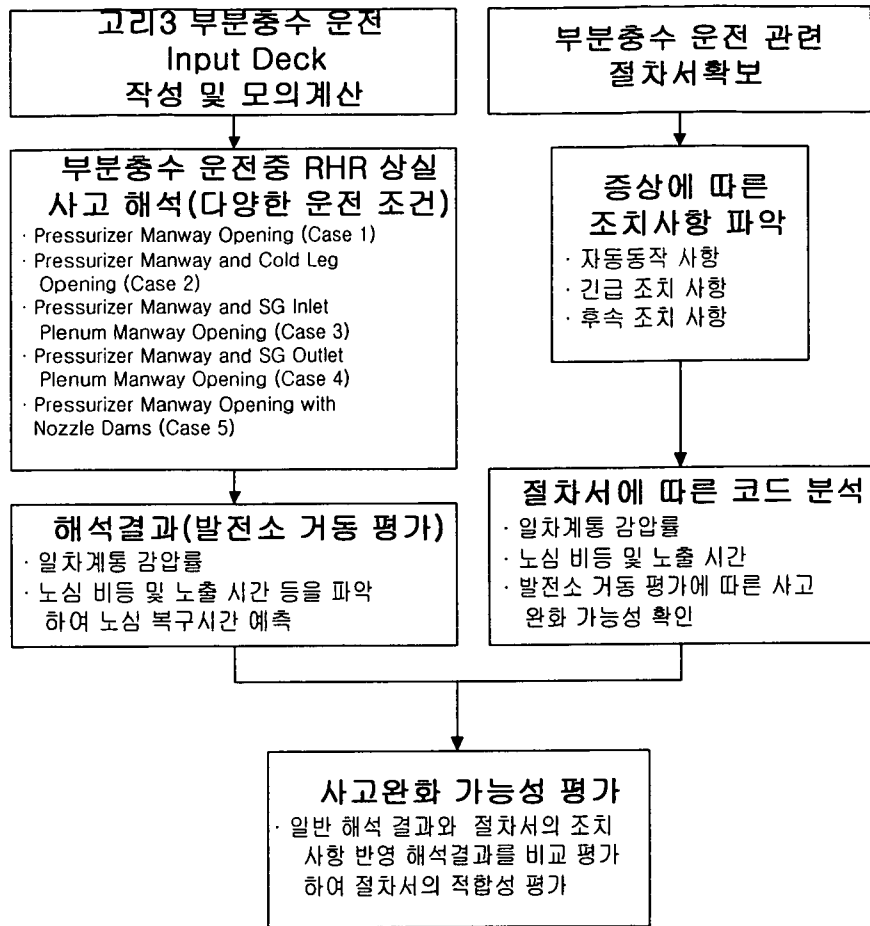


그림 3-1-4-2 고리 3호기의 RHR 기능상실사고 해석 절차

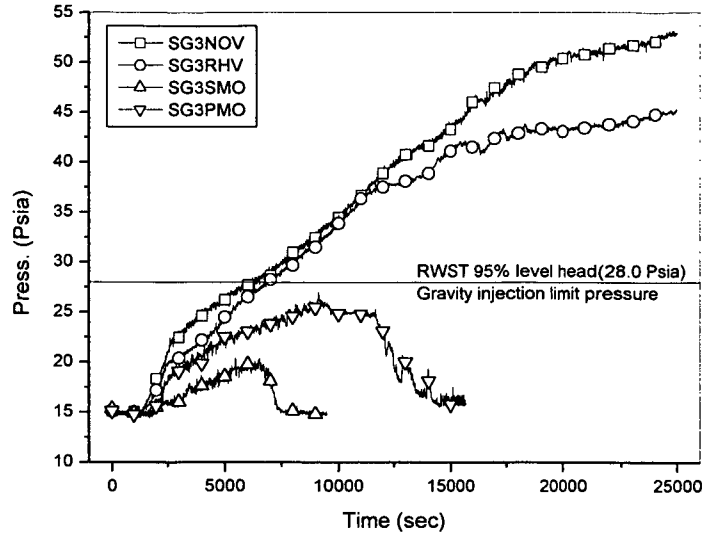


그림 3-1-4-3 노심 상부의 압력 거동

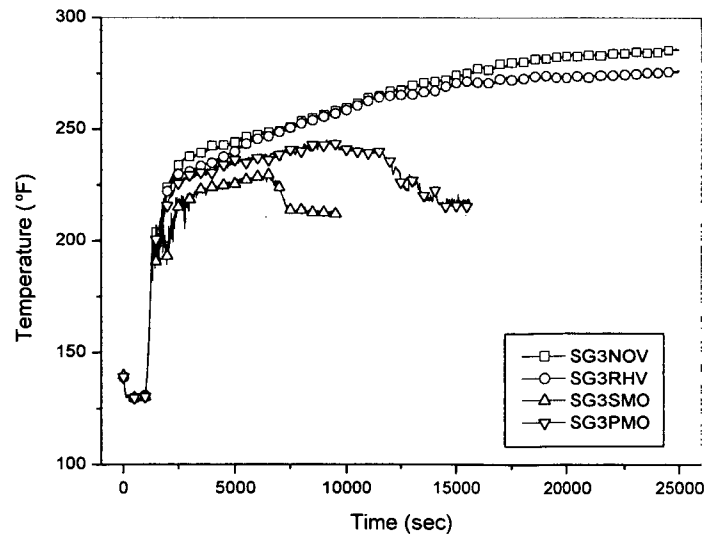


그림 3-1-4-4 노심 상부의 온도 거동

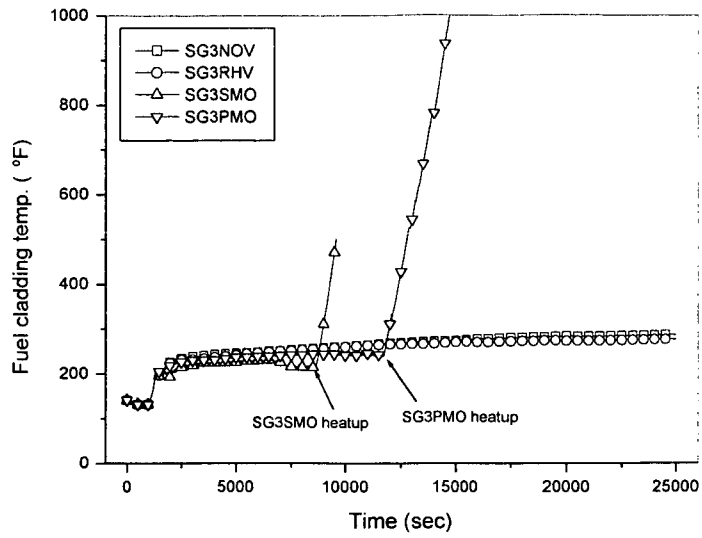


그림 3-1-4-5 핵연료 피복재 온도

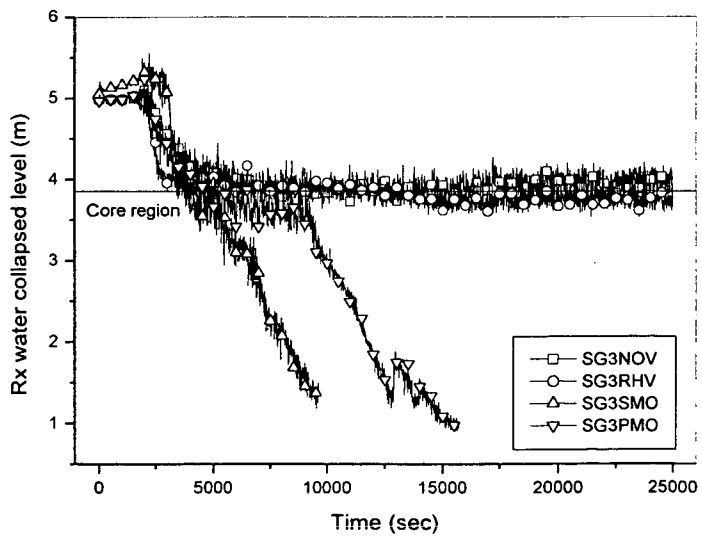


그림 3-1-4-6 원자로용기 누적 수위

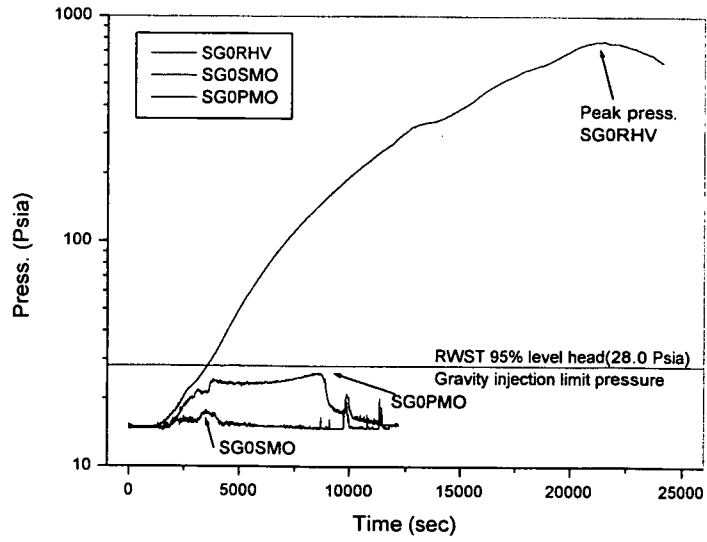


그림 3-1-4-7 노심 상부의 압력 거동

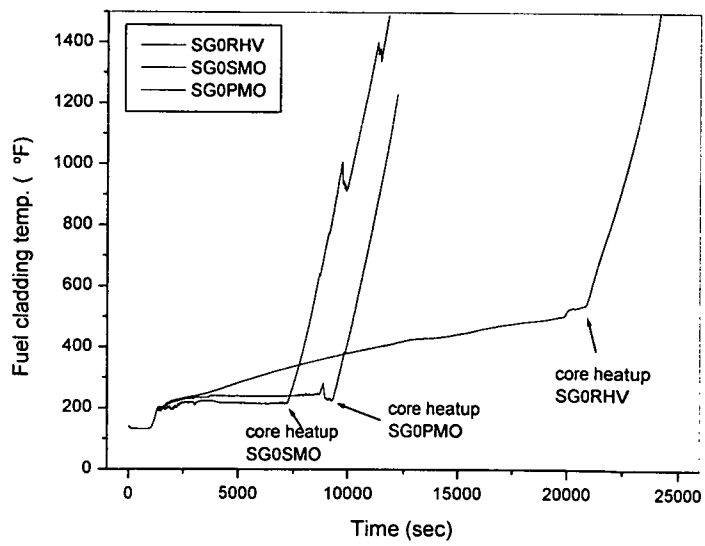


그림 3-1-4-8 핵연료 피복재의 온도 거동

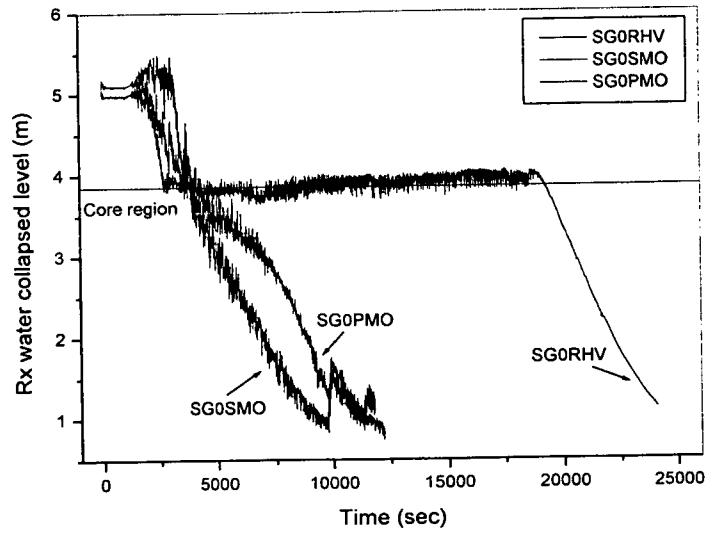


그림 3-1-4-9 원자로용기 누적 수위

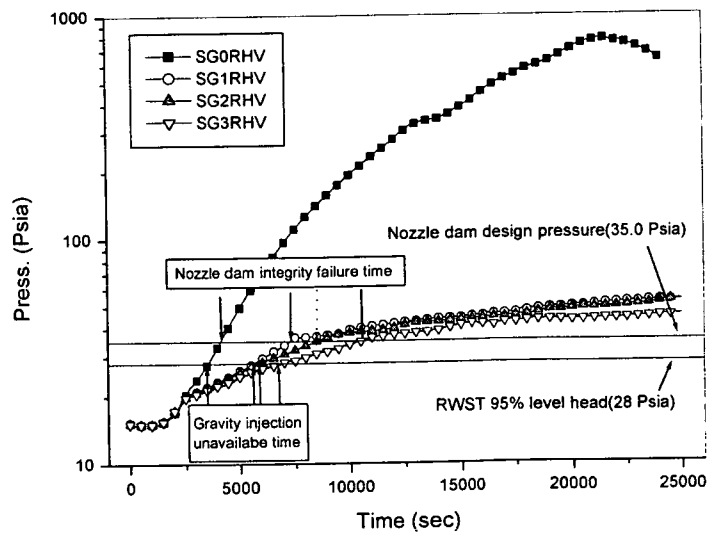


그림 3-1-4-10 증기발생기 수에 따른 압력차이

제 2 절 고연소도 핵연료 안전성 평가

여 백

제 2 절 고연소도 핵연료 안전성 평가

1. 개요

현재 전 세계적으로 핵연료와 발전소 주기 운영비 및 폐기물 감소 등을 목적으로 핵연료의 고연소 사용이 증가되고 있다. 미국의 경우 경수로 핵연료봉의 인허가 최대연소도는 62 GWD/MTU이며 국내의 경우에는 60 GWD/MTU의 연소도까지 인허가 되어 있다.

이러한 고연소도 핵연료의 인허가에 적용된 핵연료 규제기준 및 관련 분석방법은 상대적으로 낮은 연소도(< ~40 GWD/MTU)까지의 핵연료 자료에 근거한 것이다. 따라서 기존의 규제기준 및 분석방법을 고연소도 핵연료에 연장 적용하는 것은 핵연료의 거동이 고연소 범위에서도 큰 변화가 없을 경우에만 타당하다고 할 수 있다. 그러나 실제로 핵연료 연소도 증가에 의한 운전조건 변화에 따라 예측되지 않은 노내 특성이 국내/외에서 경험되고 있다. 또한 1993년, 프랑스 CABRI Reactor에서 수행된 핵연료 관련 실험 이후 고연소도 핵연료의 안전성 기준 타당성이 전 세계적 현안으로 대두되고 있다.

지금까지의 운전경험, 실험 결과 및 기본 현상에 대한 이해 등을 근거하여 제기된 고연소도 핵연료 관련 현안으로는 정상운전중 핵연료의 성능, 제어봉 불완전 삽입, 과도 및 사고조건에서의 핵연료 안전성 기준과 분석모델 타당성, Source Term, 운송 및 저장, 농축도 증가 등이 있으며 이와 같은 현안에 대한 관련 실험 및 분석이 원자력 선진국에서 진행되고 있다.

이러한 고연소도 핵연료 관련 문제에 대하여 현재까지 국내에서는 핵연료 규제 입장이 확립되지 않은 상태이다. 따라서 타당한 국내 규제 기준 및 규제 기술을 정립하기 위해서는 고연소도 핵연료 안전 현안에 대한 지속적인 연구와 평가가 필요하다.

본 연구의 목적은 고연소도 핵연료의 안전 현안을 평가하여 타당한 국내 규제 기준 및 규제 기술의 근거를 정립하는 것이다. 이를 위해서는 핵연료의 고연소도 운전과 관련된 현안을 분류하여 안전성을 검토하고, 국내/외 핵연료 관련 연구 동향 및 규제 경험을 반영하여 국내에서 우선적으로 수행되어야 할 안전 현안을 도출하여야 하며 고연소도 핵연료의 성능 및 설계 안전성을 평가할 수 있는 규제 기술 체계를 구축하여야 한다. 따라서 본 연구에서는

- (1) 고연소도 핵연료에 대한 해외의 운전경험, 관련 실험 결과, 기본 현상에 대한 해석적 이해 및 연구 동향에 대한 자료에 근거하여 지금까지 수행된 안전 현안에 대한 검토 결과를 정리하고 이러한 검토 결과와 국내의 핵연료 규제 경험을 고려하여 국내에서 우선적으로 수행되어야 할 고연소도 핵연료 안전 현안을 도출한다.
- (2) 고연소도 핵연료 관련 현안중 반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 설계 안전성에 대한 해외의 실험 및 분석 결과 자료를 검토하여 향후 국내의 반응도사고 관련 연구와 규제 방향 정립의 기본 자료로 사용될 수 있는 핵심 인자 및 중요 현상의 종류와 순위를 선정한다.
- (3) 냉각재상실사고 조건에서 고연소도 핵연료의 거동 및 안전성에 대한 최근 현안을 검토하여 향후 국내의 냉각재상실사고 관련 연구와 규제 방향 정립에 필요한 핵심 인자와 중요 현상을 정리한다.
- (4) 정상 및 사고 조건에서 고연소도 핵연료봉의 성능 및 안전성 분석 결과를 검증할 수 있는 코드 체계를 구축하기 위하여 우선적으로 FRAPCON-3 코드를 설치하고 한국표준형 원전 핵연료봉의 성능에 대한 계산을 수행한다.

본 연구의 상세 내용은 문헌 [3-2-1-1]에 제시되어 있다.

2. 고연소도 핵연료 안전현안

가. 개요

핵연료 설계기준의 목적은 핵연료의 설계가 핵연료 제원 및 기능적 성능을 유지하며 핵연료봉의 파손을 방지하고 노심 냉각능력을 항상 유지할 수 있도록 하는 것이며 궁극적으로 방사능을 누출하는 중대사고 발생을 방지하는 것이다. 현재 핵연료 설계에 사용되고 있는 대부분의 기준, 코드 및 규제지침들은 1960년대 말 ~1970년대 초 기간에 결정된 것으로 당시의 노심 및 핵연료 설계 특성이 반영된 최대연소도 ~40 GWd/MTU 이하의 핵연료봉에 대한 실험 및 분석 결과에 근거하여 설정되었다. 그러나 이 기간 이후에 주기 운전시간 및 출력의 증가 등 핵연료의 사용 효율을 최적화하기 위하여 핵연료 및 노심의 설계가 크게 변화하였으며 이러한 결과 핵연료의 최대연소도의 증가, 피복관 및 소결체 변경 등의 새로운 핵연료 설계 특성이 도입되었다. 따라서 현재의 핵연료 및 노심 설계 조건은 현행

설계기준이 설정된 시기의 조건과는 큰 차이가 있다.

현재까지는 핵연료 설계기준 자체의 부적적성 때문에 핵연료 손상 등의 운전경험이 발생된 바는 없으며 현행 기준은 전반적으로 각 기준의 목적에 부합되는 것으로 평가되고 있다. 그러나 핵연료의 연소도 증가 및 운전, 설계 조건의 변화는 충분한 연소경험 및 실험 자료로 입증된 운전 범위 이외에서 핵연료를 사용하는 것으로 기존에 고려되지 않았던 새로운 현상을 핵연료에 발생시킨다. 실제로 최근 핵연료의 연소도 증가에 따라 소결체의 미세구조 변화, 피복관 부식 속도 증가 및 제어봉 불완전 삽입(Incomplete Control Rod Insertion) 등 예측되지 않은 현상의 발생이 확인되고 있다. [3-2-1-1] 이와 함께 1993년 프랑스 CABRI의 고연소도 핵연료 반응도사고(Reactivity Initiated Accident ; 이하 'RIA') 모사실험 이후 사고조건중 핵연료 안전성 유지를 위한 현행 기준을 고연소도 핵연료에 적용하는 것에 대한 의문이 제기되고 있다.

이와 같은 배경 하에 1998년 USNRC는 지금까지의 운전경험, 관련 실험 연구결과 및 기본 현상에 대한 이해 등에 근거하여 고연소도 핵연료의 중요 문제를 선정하고 위험도, 법규 준수성, 심층방어의 관점에서 각 문제에 대한 평가 결과 및 향후의 계획을 제시하였다. 표 3-2-2-1은 USNRC가 제시한 고연소도 핵연료 관련 중요 문제를 나타낸다. USNRC가 제시한 고연소도 핵연료 관련 중요 문제는 미국에서의 규제경험과 해외의 운전경험 및 연구 결과를 종합적으로 평가한 결과로써 객관적인 평가라고 판단된다. 또한 국내의 발전소 및 핵연료 설계는 미국의 경우와 동일하기 때문에 상기 USNRC의 평가 결과는 국내의 고연소도 핵연료 관련 연구 및 중점 규제 현안 도출에 직접 적용될 수 있다고 판단된다. 본 절에서는 USNRC의 평가 결과를 기준으로 고연소도 핵연료에 대한 중요 현안을 정리하고 이러한 평가 결과에 근거하여 국내 고연소도 핵연료의 중점 규제 현안을 도출하였다.

표 3-2-2-1 USNRC의 고연소도 핵연료 관련 중요 현안 및 선정 기준

항목	선정 기준
1. 정상운전중 피복관 건전성 및 설계기준 적합성	- 법규 준수성
2. 제어봉 불완전 삽입 문제	- 법규 준수성 - 심층 방어
3. 반응도사고 조건에서의 설계기준 및 분석	- 위험도 - 법규 준수성
4. 냉각수상실사고 조건에서의 설계기준 및 분석	- 위험도 - 법규 준수성
5. 비등형 경수로 출력 진동 조건에서의 설계기준과 분석	- 위험도
6. 핵연료봉 분석 및 핵설계 분석 코드	- 위험도
7. 방사선원항 및 노심 용융 전개	- 위험도
8. 사용후 연료 이송 및 건식 저장	- 확률론적 위험도 분석이 필요함
9. 고농축(>5%) 연료	- 위험도 분석이 수행된 바 없음

나. 현안별 안전성 평가

전 절의 표 3-2-2-1에 기술한 현안들중 본 연구에서 주관심을 두는 5번 비등수로 문제를 제외하고 1번부터 6번까지의 현안에 대해서 각각 고연소도의 영향, 위험도 관점 및 안전성 평가 결과의 세 가지 사항에 대해 분석하였다. 이에 대한 상세 내용은 문헌 [3-2-1-1]에 제시되어 있다.

(1) 정상운전중 피복관 건전성

(가) 고연소도의 영향

핵연료봉은 정상 및 예상운전과도 조건에서 피복관의 건전성이 유지되어 핵분열 생성물의 누출이 방지될 수 있도록 응력, 변형률, 피복관 산화, 핵연료봉 내압 등에 대한 핵연료 설계기준을 만족하여야 한다.

현재 핵연료 설계에서는 피복관의 응력, 변형률에 대하여 보수적인 기준이 적용되고 있다. 그러나 피복관의 기계적 성질은 피복관의 화학조성 및 가공 방법뿐만

아니라 연소도 증가와 관련된 중성자 조사 및 수소 흡수 등에 크게 영향을 받는다.

정상운전중 발생하는 핵분열기체의 방출 및 이에 따른 내압의 증가도 핵연료봉 성능에 큰 영향을 준다.

피복관 산화 및 수소 흡수도 핵연료봉 성능에 영향을 준다. 피복관에 산화층이 형성되면 하중을 감당하는 유효 단면적이 감소되고 열전도도가 낮아진다. 또한 산화 과정중에 흡수되는 수소는 피복관내에서 수화물(Hydride)로 석출되어 피복관을 취화시킨다. 피복관의 산화층이 너무 두꺼우면 산화막 박리(Oxide Spalling) 현상이 발생되어 수화물 석출 분포를 변화시키고 국부적 위치에서의 피복관 연성을 크게 저하시킬 수 있다. 따라서 피복관의 응력/변형을 설계에 피복관 산화 및 수소 흡수의 영향을 반영하여야 한다. 이와 같은 피복관의 산화 및 수소 흡수는 연소도에 크게 영향 받으며 연소도 증가에 따라 비선형적으로 증가한다.

(나) 위험도 관점

정상 및 예상운전과도 조건에서의 핵연료봉 손상은 노심 용융 등의 중대사고가 발생하는 것은 아니며 단지 작은 양의 핵분열 생성물이 냉각수로 유출되기 때문에 발전소의 위험도를 증가시키지 않는다. 그러나 연소도 증가는 피복관의 파손 정도를 증가시켜 정상운전중 핵분열 생성물의 누출량을 증가시킬 수는 있다.

(다) 안전성 평가 결과

핵연료봉 연소도의 증가에도 불구하고 현재까지 정상운전 조건에서의 핵연료봉 손상 비율은 점진적으로 감소되고 있다. 그러나 피복관 산화층 증가 등의 고연소도에 의한 특이 현상이 경험되고 있으며 따라서 핵연료봉 설계방법론에 대한 검증과 함께 운전 성능에 대한 지속적인 감시가 필요하다.

(2) 제어봉 불완전 삽입

(가) 고연소도의 영향

최근 고연소도 핵연료의 위치에서 제어봉집합체가 완전히 삽입되지 않는 현상이 Westinghouse사 설계의 핵연료집합체를 사용하는 수 개 발전소에서 경험되었다. 검사 결과 이러한 제어봉 불완전 삽입 현상은 고연소도 핵연료집합체의 변형 때문인 것으로 확인되었다.

(나) 위험도 관점

해당 발전소의 경우에는 제어봉집합체의 불완전 삽입에 의한 정지 여유도 감소가 매우 작은 양이었다. 그러나 제어봉집합체의 불완전 삽입이 높은 위치에서 발생할 경우 정지 여유도는 크게 감소될 가능성도 있다.

(다) 안전성 평가 결과

검사 결과 제어봉 불완전 삽입은 핵연료집합체 안내관의 변형 때문에 발생하며 이러한 안내관 변형은 연소도 증가에 따른 안내관의 과도 산화에 주로 기인하는 것이 확인되었다. 설계자는 이러한 제어봉 불완전 삽입 현상을 방지하기 위하여 핵연료집합체의 설계를 변경하고 노심 설계를 개량하였으며 이러한 조치로써 동일 현상의 재발 가능성은 낮아진 것으로 평가되었다. 그러나 제어봉 낙하시험 등에 대한 지속적인 감시가 필요하며 새로운 핵연료 설계 및 연소도 증가의 경우에는 이에 대한 충분한 입증 필요하다.

(3) 반응도사고에서의 핵연료 설계기준 및 분석

(가) 고연소도의 영향

가압경수로에서의 제어봉 방출 사고와 같은 반응도사고에 대하여 핵연료의 냉각 구조를 유지하기 위한 기준(280 ca/g)과 핵연료봉 손상 발생 관련 기준(DNB)이 현재 사용되고 있다. 1993년 프랑스 CABRI 실험로에서의 반응도사고 모사실험 결과 고연소도 핵연료봉은 매우 낮은 엔탈피에서 피복관 파손 및 핵연료 입자 분산이 발생하였다. 관련 실험에 대한 상세 분석 결과, 고연소도 핵연료봉의 파손은 현재의 규제기준이 가정하고 있는 소결체 및 피복관 과열에 의한 것이 아니라 소결체와 피복관의 기계적 상호작용에 의한 피복관의 취성 파괴 때문인 것으로 확인되었다. 따라서 현재의 규제기준은 고연소도 핵연료봉에 적합하지 않을 수 있다.

(나) 위험도 관점

가압경수로에서 핵연료의 대량 손상을 발생시킬 수 있는 급격한 반응도 증가는 제어봉집합체 Drive Mechanism의 파손에 의한 제어봉집합체 방출 사고로 발생할 수 있다. 현재까지 가압경수로에서의 제어봉 방출 사고 발생 확률에 대한 분석이 수행된 바는 없으나 전 세계의 발전소 운영에서(> ~2,400 Reactor Year) 제어봉집합체 Drive Mechanism의 파손이 발생되지 않았다는 것을 고려하면 파손 발생

확률은 $\sim 2 \times 10^{-4}$ 보다 크지 않을 것으로 판단된다. 또한 즉발적 임계를 발생시킬 수 있는 제어봉 방출은 발전소 운전시간의 1% 이하인 Hot Zero Power 조건에서만 가능하다는 것을 고려하면 핵연료 손상을 발생시킬 수 있는 가압경수로의 반응도 사고 발생 확률은 $\sim 10^{-6}$ 정도로 매우 낮을 것으로 판단되나 일반 안전성 현안의 평가 대상 확률 범위에 속한다. 따라서 기존의 보수적 분석 방법보다는 실제적인 방법으로 분석하는 것이 적절하다고 판단된다.

(다) 안전성 평가 결과

CABRI의 실험 이후 사고의 발생 확률과 핵연료봉 출력 정도에 대한 규제기관 및 산업체의 평가가 수행되었다. 평가 결과 고연소도 핵연료의 반응도사고는 즉각적인 규제가 요구되는 안전 현안은 아니라고 판단되었으나 이러한 평가에도 불구하고 일반 안전성 분석과 관련 실험 결과 및 발전소 과도 특성에 대한 상세 평가가 계속 수행되고 있다. 현재까지의 평가 결과에 근거하여 USNRC는 현재까지의 평가 결과에 근거하여 반응도사고에 대한 다음과 같은 잠정적 임시 기준을 제시하였다.

- 피복관의 Oxide Spalling ; 허용되지 않음
- 피복관 파손에 대한 기준 ; 엔탈피 증가량 < 100 cal/g
- 냉각 능력에 대한 기준
 - 최고 엔탈피 < 280 cal/g (연소도가 30 GWd/t 이하일 때)
 - 피복관이 파손되지 말 것 (연소도가 30 GWd/t 이상일 때)

현재까지의 연구 결과에 의하면 반응도사고 조건에서 고연소도 핵연료봉의 안전성에 가장 중요한 변수는 피복관의 취화를 발생시키는 산화인 것으로 판단된다. 따라서 상기의 잠정적 임시 기준에서도 핵연료봉 연소도에 대한 제한치 대신에 피복관의 국부적 취화를 발생시키는 Oxide Spalling을 방지하기 위하여 피복관의 과도 산화를 제한하고 있다.

그러나 현재까지 수행된 고연소도 핵연료의 RIA 실험 자료는 다음과 같은 실험 조건의 제한성 및 결과의 불확실성 때문에 계속 논란이 되고 있다.

- 출력에너지 Pulse ; 출력 폭이 너무 작음(즉, 출력증가 속도가 너무 빠름)
- 피복관 ; 현재 상용로에서 사용되는 종류가 아님
- 냉각수 ; Na 또는 Stagnant Water
- 온도 ; NSRR의 경우 상온 조건

- 압력 ; CABRI 및 NSRR 모두 너무 낮음

따라서, 현 시점에서 상기의 잠정적 임시 기준을 적용하는 것은 부적절 하다고 판단된다. 그러나 이러한 논란에도 불구하고 반응도사고에 대한 기존의 규제기준을 고연소도 핵연료봉에 계속 적용하는 것은 적합하지 않은 것으로 판단되며 현재 고연소도 핵연료의 성능 및 안전성 평가를 위하여 개별 국가별(프랑스 CABRI Water Loop Program, 일본 NSRR의 고온/고압 실험) 및 국제 공동 실증실험(OECD Halden Reactor Project)이 활발하게 진행되고 있다.

(4) 냉각수상실사고에서의 핵연료 설계기준 및 분석

(가) 고연소도의 영향

냉각수상실사고 조건에서 노심 냉각가능 구조에 영향을 줄 수 있는 피복관 취화 발생을 방지하기 하여 피복관 최대 온도(< 1204°C)와 산화량(< 17%)을 제한하는 규제기준이 현재 사용되고 있다. 또한 장시간 냉각이 유지될 수 있음을 입증하기 위하여 사고분석에는 피복관 산화속도, 팽창 및 파열 그리고 집합체내 냉각수 유로 차단에 대한 모델이 반드시 포함되어야 한다. 이와 함께 냉각수상실사고 및 지진에 의한 외부 하중이 작용하여도 핵연료봉이 파괴되지 않고 제어봉이 삽입 가능하여야 한다. 그러나 상기의 규제기준과 분석 모델은 대부분 미조사된(Unirradiated) 피복관의 실험 자료에 근거하여 설정된 것이며 이러한 이유로 고연소도 핵연료봉으로의 현재 기준 적용은 적절하지 않을 수 있다. 실제로 고연소도 핵연료봉에서는 정상운전중 조건에서 17% 제한치에 근접하는 피복관 산화층이 발생되고 있다. 따라서 냉각수상실사고 분석을 위한 규제기준과 관련 분석 모델은 고연소도에서 영향받을 수 있다.

(나) 위험도 관점

냉각수상실사고에 의한 가압경수로 노심 손상빈도는 최대 $\sim 5 \times 10^{-5}$ 정도로써 일반 안전성 현안의 평가 대상 확률 범위에 포함된다. 그러나 이러한 확률의 크기 보다는 사고 발생 결과의 심각성 때문에 냉각수상실사고에 대한 고연소도의 영향은 반드시 평가되어야 한다.

(다) 안전성 평가 결과

반응도사고의 경우와는 다르게 현재까지 고연소도 핵연료가 냉각수상실사고에 대한 규제기준 및 분석 모델에 영향을 준다는 명백한 증거는 없다. 피복관 취화에

대한 현재의 규제기준은 매우 보수적이며 정상운전중 발생하는 산화층을 적절히 고려하다면 고연소도 핵연료봉에도 적용될 수 있을 것으로 판단된다. 냉각수상실 사고 조건에서 발생하는 고온 산화량은 대부분 17% 제한치 보다 작으며 따라서 정상운전중의 초기 산화량을 포함할 수 있는 여유도가 유지될 것으로 판단된다. 또한 고연소도 핵연료봉의 피복관은 연성(Ductility)이 감소하기 때문에 냉각수상실 사고 조건에서 발생하는 피복관 팽창 및 유로 차단도 감소될 것으로 판단된다. 이와 함께 고연소도 핵연료봉의 출력 침투인자가 신연료의 경우 보다 작다는 것도 연소도의 영향을 보완하는 여유도를 제공할 것으로 판단된다.

그러나 최근 발전소에서 연소된 핵연료봉의 산화층 분석 결과, 정상운전중 발생한 고연소도 핵연료봉 피복관의 산화 예측량을 포함하면 냉각수상실사고 조건에서 17% 제한치가 초과될 수도 있다는 것이 제시되었다. 또한 고연소도 피복관의 강도와 연성 변화 때문에 냉각수상실사 중 및 사고후의 지진에 대한 허용하중의 변화가 필요할 수도 있다. 현재까지 이러한 하중에 대한 평가는 재료가 충분한 연성을 유지하고 있다는 전제하에 탄성분석 방법론으로 수행되고 있다. 그러나 고연소도 핵연료봉의 피복관은 중성자 조사 및 산화 등에 의하여 연성이 크게 감소하며 따라서 탄성분석 방법론에 의한 평가는 적절하지 않을 수 있다.

이러한 이유로 냉각수상실사고 조건에서의 규제기준 타당성 및 거동 특성 확인을 위하여 고연소도 핵연료봉에 대한 실증실험과 분석이 계속 수행되고 있다.

(5) 핵연료봉 성능분석 검증 코드

(가) 고연소도의 영향

핵연료봉의 노내 성능을 검증하기 위하여 국내에서는 USNRC가 개발한 FRAPCON-2 코드와 FRAPTRAN 코드가 사용되어 왔다. FRAPCON-2는 정상운전중 핵연료봉 거동을 분석하는 코드로써 핵연료봉 내압, 소결체/피복관 간극내 핵분열기체 농도, 초기 저장에너지 등을 계산하는 사업자의 설계 코드 검증 및 관련 인허가 분석 수행에 사용되며 FRAPTRAN은 과도조건에서의 핵연료봉 성능 분석에 사용된다. 그러나 FRAPCON-2와 현재의 FRAPTRAN 코드는 ~40 GWD/t 정도의 자료에 근거하여 개발된 것으로 고연소도 핵연료봉의 성능분석에는 적합하지 않다.

(나) 위험도 관점

FRAPCON-2 및 FRAPTRAN 코드는 냉각수상실사고 등의 안전성 분석에 사용

된다. 따라서 냉각수상실사고의 중요도를 고려하면 상기 코드에 대한 고연소도의 영향은 위험도 관점에서도 중요하다.

(다) 안전성 평가 결과

최근 FRAPCON 코드는 ~65 GWD/t까지의 고연소도 핵연료봉에 적용될 수 있도록 개량되어(FRAPCON-3) 평가가 수행되었으며 FRAPTRAN 코드는 개량이 진행되고 있다. 그러나 현재까지 상기 코드들의 개량은 주로 열적 성능 분석 모델에 국한되어 있다. 따라서 기계적 모델에 대한 추가의 개량이 필요하며 가연성 독봉에 대한 열적 성능 모델의 추가 개량도 계획되어 있다.

다. 국내 관련 현안

국내의 16개 원자력 발전소에서는 가동 이후 여러 가지 종류의 핵연료가 사용되었다. 표 3-2-2-2는 현재 국내의 각 원전에서 사용되고 있는 핵연료의 종류와 개략적인 설계 사양을 나타낸다. 이 표에서와 같이 국내 가압경수로 핵연료의 인허가 최대연소도는 60 GWD/MTU로써 동일한 설계의 핵연료에 대한 미국의 인허가 연소도와 거의 동일하다. (Westinghouse형 핵연료 ; 62 GWD/MTU, CE형 핵연료 ; 60 GWD/MTU)

국내에서는 고연소도 핵연료에 대한 최초의 인허가 이후(Westinghouse형 핵연료 ; 1995년, CE형 핵연료 ; 1998년) 현재까지 고연소도 핵연료의 노내 성능은 전반적으로 큰 문제는 없는 것으로 판단된다. Westinghouse V-5H 핵연료의 경우에도 제작 결함으로 추정되는 손상을 제외하면 핵연료봉의 평균 손상률이 0.002%로써 전 세계적인 핵연료봉 평균 손상률과 동일하다.

그러나 상기와 같은 양호한 노내 성능에도 불구하고 해외 원전에서 발생된 고연소도 핵연료집합체의 제어봉 불완전 삽입 현상과 유사한 핵연료 이상 현상이 국내 가압경수로에서도 경험되고 있다.

국내 원전에서의 양호한 노내 성능을 고려하면 현 시점에서 국내 고연소도 핵연료의 노내 운전과 관련된 즉각적인 규제는 필요하지 않다고 판단되나 고연소도 핵연료의 노내 성능에 대한 감시 수행과 함께 지속적인 관련 정보 수집 및 연구가 규제 현안으로 수행되어야 한다고 판단된다.

한편 현재 국내에서는 고연소도 핵연료의 설계 안전성, 특히 반응도사고 및 냉각재상실사고 조건에서의 핵연료 안전성 기준과 분석 모델의 타당성에 대한 명확

한 규제 입장이 정립되어 있지 않다. 따라서 고연소도 핵연료의 안전성에 대한 연구와 정상 및 사고 조건에서의 고연소도 핵연료 성능 분석에 대한 검증 코드 체계의 확립도 필요하다.

표 3-2-2-2 국내 원전에서 사용되는 핵연료 종류 및 사양

	14X14 W-OFA	16X16 W-STD	17X17 W-V5H	CE 16X16	중수 핵연료	
최대 봉연소도(MWD/MTU)	60,000	60,000	60,000	58,000	290 MWh/kgU	
최대 농축도(wt%)	3.8	3.8	4.2	5.0	0.71	
집 합 체 당	핵연료봉 개수	179	235	264	236	37
	안내관 개수	16	20	24	5	-
	지지격자 개수	7	8	8(IFM 3개 추가)	11	-
	핵연료봉 길이(mm)	3868	3844	3865	4094	-
	집합체 길이(mm)	4063	4058	4063	4528	495
사용 호기	고리 1	고리 2	고 3/4, 영 1/2, 을 1/2	영광 3/4 을진 3/4	월성1/2/3/4	

3. 반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성

가. 개요

반응도사고(Reactivity Initiated Accident ; 이하 'RIA')는 경수로의 인허가에서 반드시 분석되어야 하는 중요한 설계기준사고(Design Basis Accident)이다. 가압경수로의 경우, 가장 심각한 RIA는 Hot Zero Power 상태에서 압력용기 Head에 위치한 Control Rod Mechanism Housing이 파손되고 제어봉집합체 및 구동축이 압력용기 내외의 압력 차이에 의하여 완전 방출되는 사고(Control Rod Ejection Accident) 유형에서 발생한다고 가정하고 있다.

상기와 같은 제어봉집합체 방출에 의한 RIA가 발생되면 순간적인 반응도 급증에 의하여 핵연료봉의 심각한 파손이 발생할 수 있으며 최악의 경우 노심의 냉각 가능 구조 손상 및 일차압력경계의 손상이 발생할 수 있다. 따라서 RIA에 대한 안전분석에서는 적절한 규제기준이 사용되어야 한다.

현재 RIA 조건에서의 핵연료 설계에 대하여 다음과 같은 2 종류의 규제기준이 적용되고 있다.

(1) RIA 조건에서의 핵연료봉 파손에 대한 규제기준

- 순간적인 반응도 급증으로 핵연료 및 피복관이 과열되어 피복관이 파손될 수 있다. 피복관 과열에 의한 파손 기준으로 가압경수로의 경우 핵비등이탈 (Departure from Nucleate Boiling; 이하 'DNB')과 관련된 임계열유속을 사용하고 있다. 이러한 기준은 사고시 선량 평가에 필요한 파손 핵연료봉 개수 계산에 사용된다.

(2) 노심 냉각능력 유지를 위한 규제기준

- RIA 조건에서 순간적으로 핵연료봉에 집적되는 에너지는 핵연료 소결체의 용융, 파편화 및 분산 그리고 최악의 경우 1차 계통에 압력파를 발생시킬 수 있다. 이와 같은 핵연료 파편화 및 분산의 방지 그리고 가압경수로 1차 계통 내의 압력과 발생 방지를 위한 규제기준으로 핵연료봉 반경방향 평균 엔탈피 제한치 280 cal/g을 사용하고 있다.

상기의 RIA에 대한 규제기준은 핵연료 설계에 적용되고 있는 다른 규제기준 및 해석적 방법들과 함께 ~40 GWd/t 연소도까지의 핵연료봉 자료에 근거하여 설정된 것이며 이러한 기준들은 40 GWd/t 이상의 핵연료봉 연소도에도 확장 적용될 수 있다는 전제하에 현재의 최대 연소도 62 GWd/t의 인허가에서도 사용되었다. 그러나 고연소도 핵연료 거동에 대한 최근의 연구 결과, 이전까지 예상하지 못한 핵연료 소결체의 미세조직 변화와 피복관 부식 속도 증가 등의 특이 현상 발생이 확인되었다. 실제로 1993년 프랑스 CABRI 실험로에서 수행된 고연소도 핵연료봉에 대한 RIA 실험에서 30 cal/g의 엔탈피에서의 핵연료봉 파손 및 핵연료 입자의 분산과 핵분열 생성물 방출의 증가가 확인되었다. 이 실험 이후 RIA 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성에 대하여 많은 실험적, 해석적 연구가 국제적으로 수행되고 있으나 현재까지도 관련 규제기준의 타당성 및 고연소도 핵연료의 거동에 대한 의문이 명확히 규명되지 않고 있다.

본 연구에서는 RIA 조건에서 고연소도 핵연료의 거동 및 안전성과 관련하여 지금까지 수행된 실험로에서의 실험 결과와 이러한 실험 및 관련 연구에서 도출된 고연소도 핵연료의 성능 특성을 정리하였다. 또한 최근 USNRC에서 수행한 가압경수로 RIA에 대한 Phenomena Identification and Ranking Table(이하 'PIRT') 결과를 정리하였다. 상세내용은 문헌 [3-2-1-1]에 제시되어 있다.

나. CABRI 실험로에서의 종합 실험

1993년, 프랑스 CABRI 실험로에서 수행된 고연소도 핵연료의 RIA 모사실험에서 기존의 규제기준이 고연소도 핵연료에는 적합하지 않을 수 있다는 최초의 결과가 제시되었다. CABRI 실험로의 Test Loop은 $\sim 280^{\circ}\text{C}$ 및 저압 조건의 액체 Na를 냉각재로 사용하며 현재까지 7개의 UO_2 핵연료봉과 3개의 MOX 핵연료봉에 대한 실험이 수행되었다.

CABRI에서 수행된 실험 결과는 RIA 발생 초기에서의 고연소도 핵연료봉, 특히 UO_2 핵연료봉의 거동에 대한 중요한 자료를 제시하고 있다. 실험에서는 피복관 산화층에서 Oxide Spalling이 존재하지 않는 UO_2 핵연료봉(Na-2, Na-3, Na-4, Na-5)은 RIA 실험에서 모두 건전하였다. 그러나 피복관 산화층에 Oxide Spalling이 존재하는 UO_2 핵연료봉(Na-1, Na-8 및 Na-10)은 낮은 엔탈피에서 모두 파손되었다. 이러한 CABRI의 실험 결과로부터 RIA 조건에서의 고연소도 핵연료봉 파손은 피복관의 초기 상태(즉 Oxide Spalling의 존재 유무)에 의존하며 핵연료 입자의 분산은 출력증가 속도에 의존한다는 것이 밝혀졌다.

RIA에 대한 현재의 규제기준은 열적 손상기구(즉, DNB 발생 및 소결체 용융)에 의한 핵연료봉 파손을 전제로 규정된 것이나 CABRI의 실험 결과로부터 고연소도 핵연료봉은 매우 낮은 엔탈피에서 기계적 손상기구(즉, PCMI)에 의해 파손된다는 것이 확인되었다. 따라서 현재의 규제기준을 고연소도 핵연료봉에 계속 적용하는 것은 타당하지 않은 것으로 판단된다. 그러나 CABRI 실험에서 파손이 발생한 핵연료봉 피복관(1.5% Sn Standard Zircaloy-4)은 현재 상용원자로에서 사용되고 있는 피복관(1.3% Sn Improved Zircaloy-4)과 다르다. 피복관의 부식 특성(따라서 Oxide Spalling 발생 가능성 및 수소 흡수량)은 Tin(Sn) 조성에 따라 크게 다르다. 이러한 실험조건 및 결과의 제한성 때문에 현재 CABRI 실험로의 Test Loop을 실제 가압경수로의 조건과 동일하게 변경하여 추가의 실험을 수행하려는 국제공동연구가 진행되고 있다.

이상과 같은 CABRI 및 NSRR의 RIA 모사실험 결과로부터 고연소도 핵연료봉의 파손은 핵연료 소결체와 피복관의 기계적 상호작용에 의하여 발생되며 고연소도 핵연료봉에 대한 기존 규제기준의 적용은 적합하지 않을 수 있다는 것이 확인되었다. 그림 3-2-3-1은 RIA 과정중 발생이 예상되는 핵연료봉 거동의 전개 과정을 나타낸다.

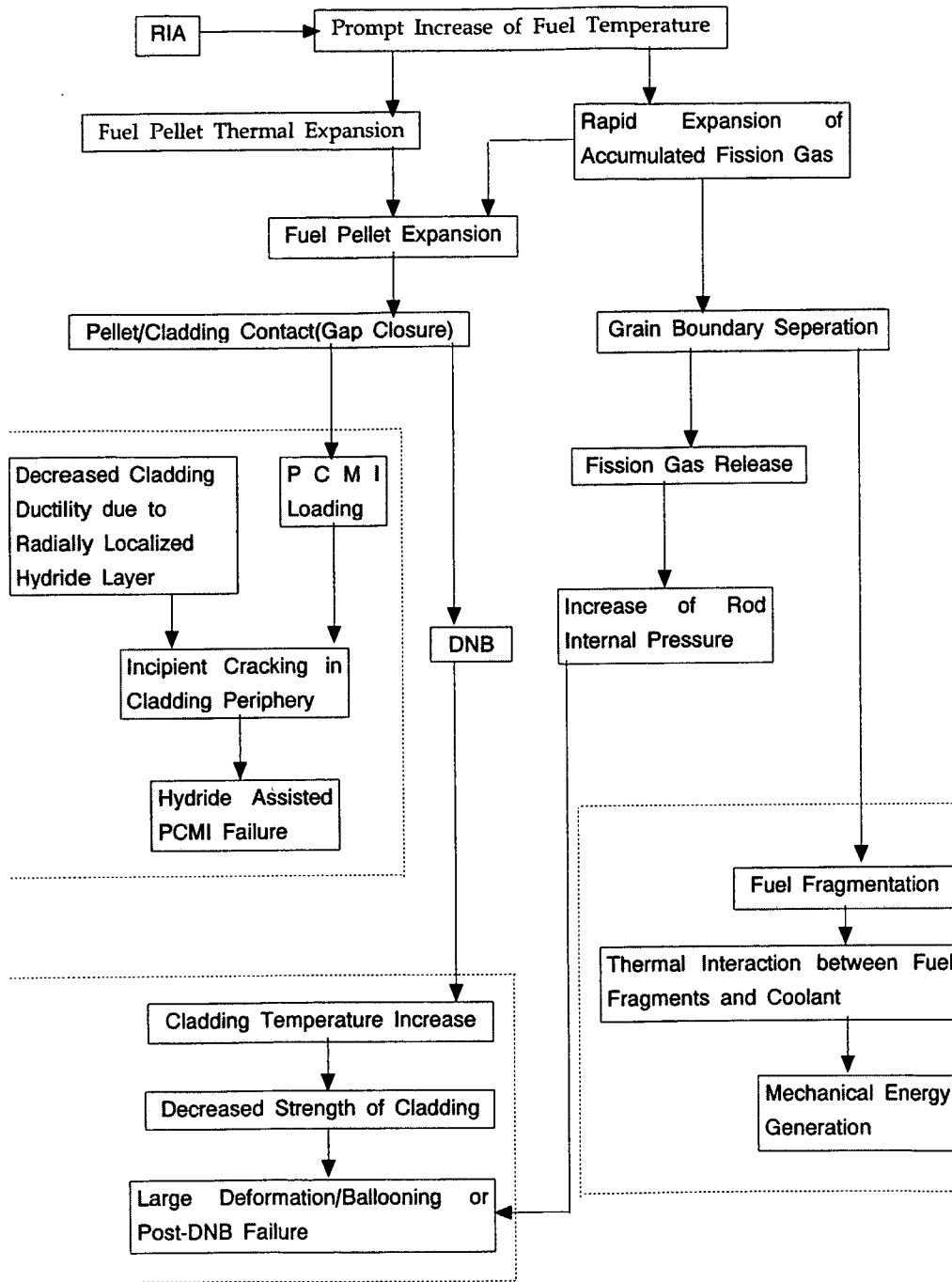


그림 3-2-3-1. RIA 과정중 핵연료봉 거동의 예상 전개 과정

다. 반응도사고 조건시 핵연료 거동 PIRT

이상과 같이 수행된 고연소도 핵연료봉에 대한 CABRI 에서의 RIA 모사실험 이후 RIA 조건에서 고연소도 핵연료봉의 거동 및 파손에 영향을 미치는 중요 현상의 많은 부분이 규명되고 있다. 그러나 현재까지도 CABRI 및 NSRR의 결과는 상용 원자로에서 사용되고 있는 피복관 및 운전조건과 비교하여 실험에 사용된 피복관 종류, RIA 모사 조건 및 냉각재 조건 등에서의 차이와 불확실성 때문에 실험 결과에 대한 해석 및 이의 적용에 대한 이견이 각 국의 규제기관과 산업체 사이에서 최근까지 계속되고 있다. 특히 RIA 모사실험 결과중 가장 낮은 엔탈피에서 가장 심각한 파손 및 핵연료 소결체 분산을 나타낸 CABRI Na-1 실험의 Preconditioning 타당성 및 그 영향에 대하여 논쟁이 진행되고 있다. 최근(1999년) USNRC는 고연소도 핵연료의 성능 자료 취득을 위한 향후 연구 방향을 정립하고 RIA조건에서 적용되는 새로운 핵연료 규제기준을 개발하기 위하여 고연소도 핵연료가 사용되는 가압경수로 반응도사고에 대한 중요 현상 및 순위표 (Phenomena Identification and Ranking Table for Reactor Reactivity Events in Pressurized Water Reactors Containing High Burnup Fuel ; 이하 'PIRT')를 작성하였다. [3-2-1-1] 상기 PIRT는 RIA 조건에서의 고연소도 핵연료 현안을 핵연료 출력 이력 및 엔탈피 계산 등에 대한 발전소 과도 분석 분야, 실험 핵연료봉 초기 상태와 실험 시설의 조건 등에 대한 고연소 핵연료 실험 분야 그리고 피복관 및 소결체의 응력과 온도 분석 등에 대한 핵연료봉 과도 거동 분석 분야로 구별되어 있으며 각 분야별 중요 현상 및 순위는 RIA에서 발생하는 여러 가지 현상들이 핵연료의 분산과 유량 차단에 미치는 영향에 대하여 산업체, 설계자, 규제기관 및 해외 전문가간의 기술적 논의와 투표(Voting)로써 선정되었다. 표 3-2-3-1은 이러한 PIRT 결과를 요약한 것이다. 상기 PIRT는 기존에 수행된 고연소도 핵연료 RIA 모사실험 및 향후 관련 실험 수행의 적합성 검토와 발전소 과도 분석, 핵연료봉 거동 분석 방법론의 타당성 및 정확성 평가의 중요한 지침으로 적용될 수 있다고 판단되며 향후 국내에서의 RIA 관련 연구 및 규제 방향 정립의 기본 자료로 사용될 수 있다고 판단된다.

이와 함께 상용 가압경수로와 동일한 냉각 조건에서 현재 사용되고 있는 피복관이 장착된 고연소도 핵연료봉에 대한 추가 실험 결과의 필요성 때문에 OECD의 주관하에 CABRI Water Loop Program이 국제공동연구로 추진되고 있다. CABRI Water Loop Program을 통하여 RIA 조건에서 고연소도 핵연료봉 거동 및 파손 특

성에 대한 정확한 규명과 적절한 설계기준이 도출될 수 있을 것으로 예상된다. 국내에서는 한국원자력안전기술원, 한전원전연료(주), 한전전력연구원, 한국원자력연구소가 컨소시엄을 구성하여 Program의 참여할 예정이다.

표 3-2-3-1 고연소도 핵연료 반응도사고 조건에서의 중요 현상 및 순위 (일부)

Category A - Plant Transient Analysis PIRT

Subcategory	Phenomena	Importance			Applicability			Uncertainty		
		H	M	L	F	C	R	K	PK	UK
Calculation of Power History During Pulse (Includes Pulse Width)	Control Rod Worth	12	0	0	N	N	N	7	0	0
	Rate of Reactivity Insertion	3	5	1	N	N	N	4	3	0
	Moderator Feedback	0	6	2	Y	N	N	5	3	0
	Fuel Temperature Feedback	12	0	0	N	N	N	6	1	0
	Delayed Neutron Fraction for High-burnup Fuel	10	1	0	N	N	N	7	0	0
	Reactor Trip Reactivity	0	0	10	N	N	N	6	0	0
	Fuel Cycle Design (Include Loading and Control Rod Pattern)	11	2	0	N	N	N	6	0	0
Calculation of Pin Fuel Enthalpy Increase During Pulse (Includes Cladding Temperature)	Heat Resistance in High-burnup Fuel, Gap and Cladding (Including Oxide Layer)	3	15	0	N	Y	N	3	6	0
	Transient Cladding to Coolant Heat Transfer Coefficient	2	15	0	N	N	N	3	6	0
	Heat Capacities of Fuel and Cladding	15	2	0	N	N	N	7	3	0
	Fractional Energy Deposition in Pellet	0	1	13	N	N	N	7	2	0
	Pellet Radial Power Distribution	4	12	0	N	N	N	5	3	0
	Pin Peaking Factor	15	1	0	N	N	N	7	0	0

In Importance Columns, H ; High, M ; Medium, L ; Low
 Applicability Columns are related to the following issues related to extended applicability,
 F ; Fuel type, e.g., mixed oxide fuel (MOX)
 C ; Cladding alloy, e.g., ZIRLO, M5, Duplex
 R ; Reactor type, e. g., CE, WH
 Y ; Y means the cases in which the importance ranking will be altered from the base case ranking
 In Uncertainty Column,
 K ; Known, approximately 75~100% of full knowledge and understanding
 PK ; Partially Known, 30~70% of full knowledge and understanding
 UK ; Unknown, approximately 0~20% of full knowledge and understanding

4. 냉각재상실사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성

가. 개요

원자로의 운전중 냉각재상실사고(이하 'LOCA')가 발생하면 핵연료봉은 핵분열 생성물의 붕괴열에 의한 온도 급증의 과도조건 상태가 되어 최악의 경우 핵연료봉의 용융 및 노심의 파괴 등이 발생할 수 있다. 사고 기간중 및 사고 발생후에도 노심 냉각가능 구조(Core Coolable Geometry, 또는 Core Coolability)가 유지되기 위해서는 온도 과도에 의한 고온 조건에서 노심 냉각 구조에 영향을 주는 핵연료 및 피복관의 과도 손상 발생전에 핵연료봉이 냉각되어야 한다. 온도 과도조건중 노심 냉각 가능 구조에 영향을 줄 수 있는 피복관 손상은 피복관 팽창/파열(Ballooning & Rupture) 및 냉각수 채널 차단(Coolant Channel Blockage)을 유발하는 연성 형태의 손상과 고온 과도산화후 재급수 과정의 열충격으로 핵연료봉 파괴가 발생하는 취성 형태의 손상이 있다.

현재 사용되고 있는 설계기준과 분석 모델은 RIA에 대한 현 설계기준의 경우와 유사하게 대부분 미조사된(Unirradiated) 피복관의 실험 자료에 근거하여 설정된 것이다. 따라서 전 절에서 기술한 연소도 증가에 따른 핵연료 소결체 및 피복관의 물리적/기계적 특성 변화를 고려하면 현재의 설계기준 및 관련 분석 모델을 고연소도 핵연료봉이 사용되는 노심의 LOCA 분석에 적용하는 것은 적절하지 않을 수 있다. 실제로 고연소도 핵연료봉에서는 정상운전중 조건에서 17% 제한치에 근접하는 피복관 산화층이 발생하는 것이 확인되고 있으며 [3-2-1-1] LOCA 발생시 고연소도 핵연료는 노심 모형의 조건에 따라 설계기준을 만족하지 못할 수 있다고 예상되고 있다.

이러한 이유로 최근 해외에서는 LOCA 조건에서 피복관의 거동 및 안전 여유도의 확인을 위하여 고연소도 핵연료봉 피복관 및 개량 피복관에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 본 검토에서는 LOCA 조건의 핵연료봉 성능에 대하여 현재 전 세계적으로 논의되고 있는 세부 현안과 연구 동향을 정리하였다.

나. 현행 설계기준의 배경

(1) 피복재산화도 17% 제한치

피복관 산화량 제한치 17%는 고온 산화후 급냉에 의한 열충격(Thermal Shock during Quench) 손상 실험 자료보다는 주로 급냉후 피복관 연성(Post Quench Ductility)을 측정한 Hobson의 실험 자료에 근거하여 재급수 과정의 포화온도 135°C 이하에서 고온 산화된 피복관의 연성을 보수적으로 유지하기 하기 위하여 설정된 것이다. 그러나 이러한 과정으로 설정된 산화량 제한치 17%는 열충격에 의한 피복관 취성과파괴 방지에도 충분히 보수적이라는 것이 실험적으로 입증되었다. 실험으로 부터 산화량이 17% 미만인 시편은 열충격으로 손상된 경우가 없으며 따라서 산화량 제한치 17%는 급냉 과정의 열충격 뿐만 아니라 급냉후 발생할 수 있는 지진, 열수력, 취급 및 수송 등의 여러 하중 조건에서도 피복관의 취성과파괴를 충분히 방지할 수 있음을 나타낸다. 이상과 같이 상기에서 기술된 바와 같이 산화량 제한치 17%는 Baker-Just의 산화속도 상관식에 근거한 것이다. 따라서 17% 제한치는 Baker-Just의 산화속도 상관식의 사용을 전제로 한 것이며 만약 Baker-Just의 산화속도 상관식 이외의 다른 산화속도 관계식이 사용된다면 산화량 제한치는 17%보다 작아질 수 있다.

(2) 피복재 온도제한치 1204°C

실험 결과 이 제한치는 급냉 과정의 열충격 뿐만 아니라 급냉 이후 발생할 수 있는 하중 조건에서도 피복관의 취성과파괴를 방지하기에 충분하다는 것이 확인되었다.

또한 고온산화된 피복관의 취성과파괴를 방지하기 위해서는 산화량 제한치 17% 및 최대온도 제한치 1204°C를 동시에 만족하여야 한다. 전 절에서 기술한 바와 같이 산화량 제한치 17%는 Baker-Just의 산화속도 상관식의 사용을 전제로 한 것이다. 따라서 Baker-Just의 산화속도 상관식 및 산화량 제한치 17% 그리고 최대온도 제한치 1204°C는 LOCA 조건에서 핵연료봉 취성과파괴를 방지하고 노심 냉각구조를 유지하기 위한 종합적인 기준으로 상관관계를 유지하고 있으며 서로 분리하여 적용되어서는 안된다.

(3) 피복관 팽창/파열 및 유로 차단에 대한 모델

핵연료봉 팽창 및 파열은 핵연료봉 및 운전조건과 관련된 여러 변수의 영향을 받는 복합적 현상으로 ECCS 성능에 대한 현행 규제요건 10 CFR 50.46, Appendix

K에는 특정한 핵연료봉 팽창 및 파열 계산 모델의 사용이 명시되어 있지 않으며 실제로 LOCA 해석을 위한 사업자의 방법론에는 각기 고유한 모델이 적용되고 있다. 그러나 USNRC의 NUREG-0630 “Cladding Swelling and Rupture Models for LOCA Analysis”에 기술된 피복관 팽창 및 파열 모델은 Appendix K의 관련 요건을 전반적으로 충족하고 있다. NUREG-0630에 기술된 핵연료봉 피복관 팽창 및 파열 모델은 USNRC가 LOCA 조건에서의 핵연료 거동 및 분석의 인허가 기준으로 사용하기 위하여 Oak Ridge National Laboratory, Battelle Columbus Laboratories, Kernforschungszentrum Karlsruhe 및 Japan Atomic Energy Research Institute에서 수행된 내부 핵연료모사 가열(Internal Fuel Pellet Simulator) 형태의 핵연료봉 실험 자료 및 실제 핵연료봉 실험 자료를 근거로 개발한 것이다. NUREG-0630에서는 핵연료봉 피복관 팽창과 파열의 파열온도(Rupture Temperature), 파열변형률(Burst Strain), 집합체 유로차단(Assembly Flow Blockage)에 대한 실험적 상관식과 기술적 상관관계가 제시되어 있으며 피복관 온도와 봉내압의 시간 의존성은 파열온도, 파열변형률 및 유로 차단에 대한 피복관 가열 속도(Heating Rate)의 영향으로 제시되어 있다.

NUREG-0630에 기술된 핵연료봉 피복관의 팽창 및 파열 모델은 기본적으로 10 CFR 50.46, Appendix K의 관련 요건을 충족하는 모델로써 개발 당시에 수행된 산업체 모델과의 비교 결과, 핵연료봉의 파열 가능성, 파단변형률 및 집합체 유로차단에 대하여 보수적인 평가 결과를 나타내었다. 그러나 NUREG-0630에 기술된 바와 같이 모델 개발에 사용된 관련 실험의 제한성 및 실제 LOCA 조건의 보수성을 고려하면 해당 모델은 최적평가 관계식이라고도 할 수 있다.

다. LOCA 조건시 핵연료 안전현안

핵연료봉의 연소도가 증가하면 소결체와 피복관의 물리적/기계적 특성은 미조사 핵연료봉의 경우와 큰 차이를 나타낸다. 이와 같이 연소도 증가에 따른 특성 변화는 LOCA 조건에서 핵연료봉의 거동 특성에 영향을 줄 수 있으며 미조사 또는 저연소도 핵연료봉의 거동과 큰 차이가 있을 수 있다. 또한 고연소도 핵연료의 안전성 여유를 확보하기 위하여 최근 사용되고 있는 개량 성능의 피복관(ZIRLO, M5 등)도 합금 원소의 차이 때문에 LOCA 조건에서 기존 피복관과 다른 거동을 나타낼 가능성이 있다. 따라서 현행 설계기준의 설정 이후에 도입된 핵연료봉의 새로운 설계특성이 미조사 피복관 자료에 근거한 현행 설계기준에 미치는 영향을 평

가하여야 하며 필요시 새로운 설계기준을 설정할 필요가 있다. 또한 고연소도 및 개량 피복관의 영향 이외에 현행 설계기준 설정시에는 고려되지 못하고 이후 실험에서 확인된 핵연료 소결체 및 피복관 특성의 영향도 다시 검토되어 반영될 필요가 있다.

이러한 이유로 최근 해외에서는 LOCA 조건에서 피복관의 거동 및 안전 여유도의 확인을 위하여 다음과 같은 현안에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.

1. 정상운전중 형성되는 산화층이 LOCA 조건의 고온산화에 미치는 영향
2. Post-LOCA Ductility에 대한 피복관 수소 농도의 영향
3. 고연소도 핵연료봉 피복관의 팽창 및 파열 거동
4. 소결체 재배치(Fuel Relocation)의 영향
5. 핵연료봉 열충격 파손에 대한 축방향 구속의 영향
6. 개량 피복관의 고온산화후 연성

이상과 같이 고연소도 핵연료봉의 Zircaloy-4 피복관 및 개량 피복관에 대하여 현행 LOCA 설계기준 및 관련 모델을 적용하는 것의 타당성에 대한 논의가 활발히 진행되고 있다. 이와 함께 고연소도 핵연료봉 피복관과 개량 피복관의 산화 특성, 강도, 연성 및 팽창, 파열 등의 기계적 특성에 대한 실험도 현재 전 세계적으로 활발히 수행되고 있다. 이러한 배경하에 USNRC는 최근 LOCA 조건에서 고연소도 핵연료봉에 대한 현행 설계기준의 타당성 및 고연소도 핵연료에 대한 향후 연구 방향의 도출을 위하여 각계 전문가와 함께 LOCA 조건에서 발생하는 여러 가지 현상에 대하여 기술적 논의를 수행하고 발전소 사고분석 분야, 핵연료봉 종합 실험(Integral Testing) 분야, 핵연료봉 과도 거동 분석 분야 그리고 개별 영향 실험(Seperate Effect Testing) 분야별로 중요 현상 및 순위표(Phenomena Identification and Ranking Table for Reactor Reactivity Events in Pressurized Water Reactors Containing High Burnup Fuel ; 이하 'PIRT')를 작성하였다. [3-2-1-1] 이러한 자료들은 LOCA 조건에서의 핵연료봉 안전성에 대한 중요한 참고 자료로 적용될 수 있다고 판단되며 향후 국내에서의 관련 연구 및 규제 방향 정립의 기본 자료로 사용될 수 있다고 판단된다.

5. 고연소도 핵연료 성능분석 검증코드 FRAPCON3 평가 및 응용

본 연구에서는 고연소도 핵연료봉의 안전성 분석 검증 코드 체계 구축의 1단계로써 FRAPCON-3 코드를 도입, 설치하고 FRAPCON-3 코드의 구조 및 특성에 대한 검토를 수행하였다. 또한 벨기에 BR-3 원자로에서 연소된 고연소도 핵연료봉 예제 입력 자료 및 노르웨이 Halden 실험로에서 연소된 IFA-562 시험집합체 Rod 18 핵연료봉의 측정 자료를 사용하여 설치된 FRAPCON-3 코드의 정상적 계산 수행을 확인하였다. 이와 함께 한국표준형 원전에 사용되는 GUARDIAN 핵연료봉의 노내 성능에 대하여 FRAPCON-3 코드를 사용하여 예측 계산을 수행하였다. 본 연구의 상세 내용은 문헌 [3-2-1-1]에 제시되어 있다.

가. 코드 구조

FRAPCON-3 코드는 핵연료봉 출력과 연소 시간에 따라 변화하는 소결체 및 피복관의 온도, 변형, 핵연료봉 내압, 핵분열기체 방출률, 소결체 팽윤 및 고밀화, 피복관 열팽창 및 중성자 조사성장, 피복관 부식 등의 상호 영향을 반복적으로 계산한다.

FRAPCON-3 코드의 계산 과정은 그림 3-2-5-1의 개략적 흐름도와 같다. 그림에서와 같이 FRAPCON-3은 입력 자료에 따른 자체 초기 조건을 계산하여 핵연료봉 초기 상태를 결정하며 시작된다. 입력된 시간증분의 크기에 따라 시간이 진행되며 정상상태 계산을 수행하여 새로운 핵연료봉 상태를 결정한다. 새로운 핵연료봉 상태는 다음 시간 증분에 대한 핵연료봉의 초기 조건으로 사용되며 이와 같은 방법으로 사용자가 입력에서 규정한 시간증분 개수에 대하여 계산이 반복된다.

각각의 시간증분에서는 소결체와 피복관의 온도 및 변형, 핵분열 생성물의 생성 및 방출, 공극(Void) 체적, 핵연료봉 내압 등이 계산된다. 그림에서와 같이 각 시간증분에서의 핵연료봉 상태는 소결체/피복관간 간극의 온도 차이와 핵연료봉 내압이 수렴될 때까지 2개 Loop에서 반복 계산되어 결정된다.

핵연료봉 온도와 변형은 그림 3-2-5-1의 내부 Loop에서 계산된다. 각 시간증분에 대한 내부 Loop의 처음 계산에서는 이전 시간증분의 간극 크기를 사용하여 간극 전도도 및 핵연료봉 온도 분포를 계산한다. 계산된 핵연료봉 온도 분포를 사용하여 소결체와 피복관의 열팽창과 피복관의 응력-변형을 상관관계에 의한 핵연료봉 변형이 계산되며 이로부터 새로운 간극 크기가 계산된다. 새로운 간극 크기는 내부 Loop를 통한 다음 반복 계산의 간극 전도도 계산에 사용된다. 각 시간증분

에서 내부 Loop을 통한 반복 계산은 2개의 연속된 계산 결과가 동일한 온도 분포를 보일 때까지 반복된다.

핵연료봉 내압 계산을 위한 그림 5-1의 외부 Loop 계산은 내부 Loop 계산과 동일한 방법으로 수행된다. 외부 Loop에서는 핵연료봉 공극 체적 및 봉내압과 핵연료봉 온도 분포를 반복 계산한다. 각 시간증분에 대한 외부 Loop의 처음 계산에서는 이전 시간증분의 봉내압을 사용한다. 외부 Loop을 통한 각각의 반복 계산에서는 기체의 mol과 새로운 기체압이 계산되며 이러한 계산 결과를 사용하여 핵연료봉의 변형과 온도가 다시 계산된다. 각 시간증분에서 외부 Loop을 통한 반복 계산은 2개의 연속된 계산 결과가 동일한 핵연료봉 내압을 보일 때까지 반복된다. FRAPCON-3 코드는 핵연료봉 성능 계산에 필요한 핵연료봉 구성 부품의 재료 성질(Material Property)을 사용하기 위하여 MATPRO 부코드(Subcode) 패키지와 연결되어 있다. MATPRO에서는 특정한 재료 성질 각각을 모두 별도의 부코드로 정의하고 있으며 FRAPCON-3 코드 적용 연소도 범위까지의 재료 성질 변화 특성이 반영되어 있다.

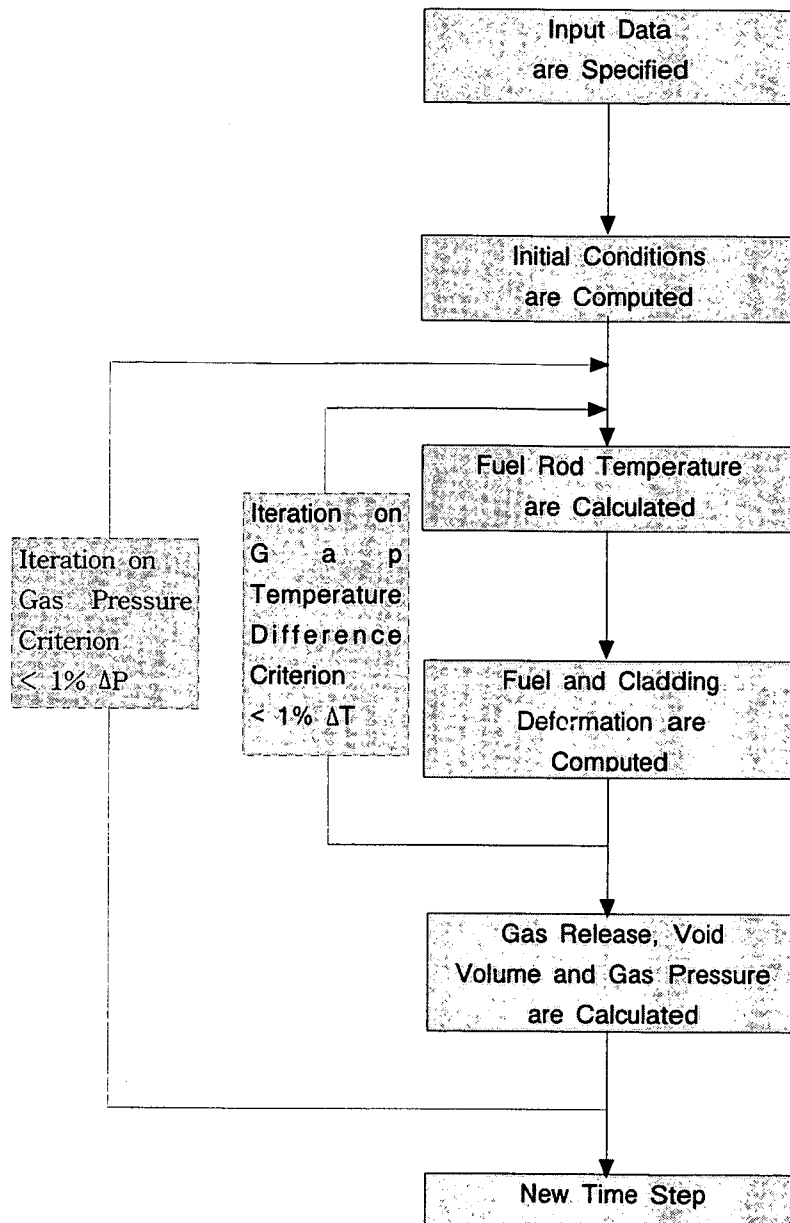


그림 3-2-5-1 FRAPCON-3 코드 연산 과정의 개략적 흐름도

FRAPCON 코드의 최근 개선 사항은 다음과 같다.

1. 핵분열기체 방출 모델
2. 소결체 열전도도 모델
3. 소결체 팽윤 모델
4. 소결체 균열 발생 및 재배치 모델
5. 출력 및 연소도의 소결체 반경 방향 분포 모델
6. 소결체-피복관 접촉 열전도도 모델
7. 피복관 산화 및 수소 흡수 모델
8. 피복관 기계적 성질 모델
9. 핵연료봉 축방향 성장 모델

그러나 이러한 개선에도 불구하고 현재의 FRAPCON-3 코드는 다음과 같은 적용 제한성이 있다.

- (1) FRAPCON-3 코드의 열적 성능 모델은 정상 상태의 조건과 방정식에 근거한 것이며 반경 방향의 열전달만 계산한다. 또한 핵분열기체 방출 모델도 정상 상태 및 완만한 출력 변동 조건의 자료에 근거한 것이다. 따라서 핵연료봉 선 출력의 변화율은 코드의 시간증분당 1.5 kW/ft를 초과할 수 없으며 시간증분도 0.1일보다는 크고 50일보다는 작아야 한다.
- (2) 피복관의 변형은 5% 이하이어야 하고 코드내 모든 열적 성능 모델과 기계적 성능 모델은 축방향으로 대칭이며 구속이 없는 핵연료봉을 가정하고 있다. 또한 피복관의 온도는 700 K 이하이고 소결체 중심선의 온도는 융점 이하이어야 한다.
- (3) FRAPCON-3 코드는 소결체/피복관의 기계적 상호 작용에 의한 피복관 변형률을 평가할 수 없다. 또한 출력이력과 변형률 이완(Strain Relaxation)을 정확히 예측할 수 없다.
- (4) FRAPCON-3 코드는 Mixed Oxide Fuel에 대하여 검증되지 않았으며 반경 방향 출력 분포도 정확히 예측할 수 없다. 또한 FRAPCON-3 코드에는 Standard Zircaloy-4 피복관의 사양만 반영되어 있으며 현재 원자로에서 주로 사용되고 있는 Low-Sn 계열의 Zircaloy-4 및 개량 피복관의 사양은 반영되어 있지 않다. 이와 함께 Gd_2O_3 을 포함하는 가연성 독물질봉에 대한 검증도 매우 제한적인 경우만 수행되었다.

나. FRAPCON-3 코드 설치 및 예시 계산

(1) FRAPCON-3 코드의 설치

USNRC 및 PNNL을 통하여 정상운전중 고연소도 핵연료봉의 성능 분석 검증 코드 FRAPCON-3 Version 1.3을 도입하였다. FRAPCON-3 코드는 UNIX Workstation 용과 PC용의 2 종류가 있으나 PC용을 도입하였다. 도입된 FRAPCON-3 코드 Package는 Source 파일과 PC용 실행 파일 그리고 예제 입력 파일과 UNIX Workstation에서 수행된 예제 출력 파일로 구성되어 있다. PC용 FRAPCON-3 코드 실행 파일은 Window용 Visual Fortran(Version 5.0 이상)을 이용하여 FRAPCON-3 코드 Source 파일을 Compile하면 생산된다. FRAPCON-3 코드 실행 파일의 계산 수행은 Visual Fortran을 이용하여 수행될 수 있으며 또는 입력자료 파일을 지정한 간단한 배치 파일을 작성하여 수행될 수도 있다.

(2) FRAPCON-3 코드의 예시 계산

PC용 FRAPCON-3 Version 1.3 코드의 정상적 작동을 확인하기 위하여 FRAPCON-3 코드 Package에 첨부된 예제 입력 파일(벨기에 BR-3 원자로에서 60.1 GWD/MTU까지 연소된 가압경수로형 제원의 핵연료봉 24-I-6)을 사용하여 예시 계산을 수행하였다. 상기 예제에 대한 수행 결과, PC에서 계산된 출력 결과는 FRAPCON-3 코드 Package에 같이 첨부된 UNIX Workstation의 예제 출력 결과와 동일하였으며 따라서 설치된 FRAPCON-3 코드가 PC에서 정상적으로 작동됨을 확인할 수 있었다. 그림 3-2-5-2와 그림 3-2-5-3은 상기 예제 입력을 사용하여 계산된 핵연료봉 내압 및 피복관 산화에 대한 FRAPCON-3 코드의 계산 결과이다.

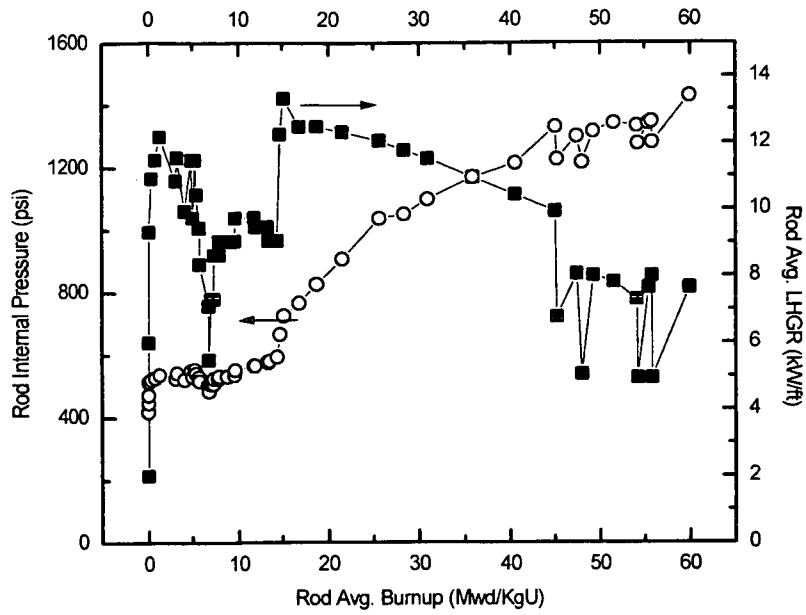


그림 3-2-5-2. FRAPCON-3 예제 계산 결과
(24-I-6 핵연료봉의 봉내압 변화)

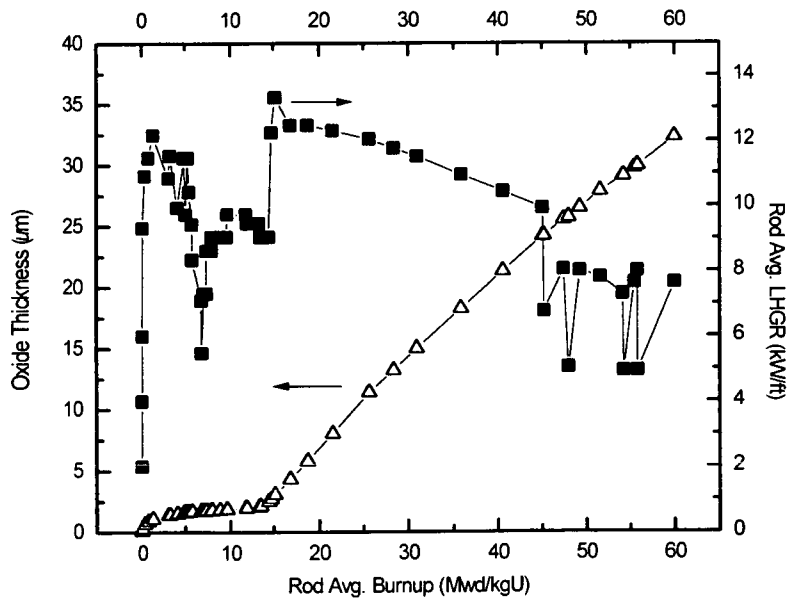


그림 3-2-5-3. FRAPCON-3 예제 계산 결과 (24-I-6 핵연료봉의 산화층 두께 변화)

(3) 핵연료봉 실증실험 자료를 사용한 FRPACON-3 코드 예제 계산

노르웨이의 Halden Boiling Heavy Water Reactor에서 수행된 Halden Reactor Project의 IFA-562(IFA ; Instrumented Fuel Assembly) 실험 결과중 Rod-18에 대한 측정 자료를 이용하여 FRPACON-3 코드 예제 계산을 수행하였다. IFA-562 실험은 핵연료 소결체에 대한 연소도의 영향을 연구하기 위하여 1989년부터 1997년까지 고연소도로 수행된 실험이다. IFA-562 실험은 총 6개의 핵연료봉으로 구성되었으며 실험 종료시 봉 평균 최대연소도는 ~76 GWd/MTU 이었다. Rod-18 핵연료봉에는 소결체 중심에 2 mm 직경의 구멍이 가공되었다. 이러한 가공 구멍으로 텅스텐 재질의 Expansion Centerline Thermometer가 장착되었으며 텅스텐 Rod의 저항 변화 측정으로 도출된 열팽창 자료를 사용하여 핵연료봉 길이 전체에서의 평균 중심온도가 측정되었다.

FRPACON-3 코드 예제 계산에 사용된 IFA-562 실험 Rod-18 핵연료봉의 구체적 설계 제원과 Halden Reactor 운전 조건은 다음 표 3-2-5-1과 같다.

표 3-2-5-1 Halden IFA-562 핵연료봉 제원 및 실험 조건

핵연료봉 제원		소결체 밀도(% TD)	94
전체 길이(in)	Not Specified	외경(in)	0.2329
외경(in)	0.2762	내경(in)	0.0787
소결체 적층 높이(in)	17.44	소결체 형상	Cylinder (Flat End)
Plenum 길이(in)	1.28	결정립도(μm)	5~30
소결체 개수	59	Halden 원자로 운전조건	
충진가스 및 압력(atm)	9.9 atm He	출력(MW)	12
피복관 제원		냉각재 압력(psi)	500
재질	Zircaloy-2	중수 포화온도(°F)	464
외경(in)	0.2762	Plenum 입구 온도(°F)	459
내경(in)	0.2368	고속중성자속(N/m ² /s)	~5×10 ¹⁵
두께(in)	0.0197	열중성자속(N/m ² /s)	~2×10 ¹⁶
소결체 제원			
재질	UO ₂		
농축도(%)	13		

상기와 같은 핵연료봉 및 원자로 운전 조건과 함께 Rod 18 핵연료봉의 출력이력을 모사한 입력 자료를 사용하여 소결체 중심온도에 대한 FRAPCON-3 코드 예측 계산을 수행하였다.

그림 3-2-5-5는 연소 시간에 따른 Rod 18 핵연료봉의 봉 평균 소결체 중심온도 측정 자료와 FRAPCON-3 코드 예측 결과를 나타낸다. Rod 18 핵연료봉 소결체 온도 변화에 대한 FRAPCON-3 코드 예측 결과는 낮은 연소도에서 약간 과대예측하고 ~40 GWd/MTU 이상의 고연소도에서는 약간 과소 예측하고 있으나 전체적으로 측정 자료에 잘 부합되고 있다.

낮은 연소도에서 Rod 18 핵연료봉의 소결체 중심온도에 대한 FRAPCON-3 코드의 과대 예측은 연소 초기의 간극 크기에 대한 FRAPCON-3 코드의 과대 예측에 기인한 것으로 추정된다.

고연소도에서의 FRAPCON-3 코드의 과소 예측은 간극 크기에 대한 과소 예측과 함께 고연소에 따른 소결체의 열전도도 열화에 대한 불확실성 때문인 것으로 추정된다. FRAPCON-3 코드에서는 열전도도 열화에 대한 고연소도의 영향을 반영한 Lucuta의 열전도도 모델을 사용하고 있다. 그러나 고연소도 조건에서의 소결체 열전도도 특성에 대한 측정 자료는 현재까지 충분하지 않으며 이러한 이유로 상기 제 2절에서 기술한 바와 같이 FRAPCON-3 코드의 소결체 열전도도 모델은 온도 및 연소도 조건에 따라 7~15%의 불확실도가 있는 것으로 평가하고 있다. 이와 같이 고연소도 조건 자료의 제한성 때문에 FRAPCON-3 코드 예측 결과는 부분적으로 실제 자료와 차이가 발생하는 경우가 있으나 전체 경향에 대한 예측 결과 및 코드의 불확실도 등을 고려하면 고연소도 조건의 핵연료봉 거동을 적절하게 평가하는 것으로 판단된다.

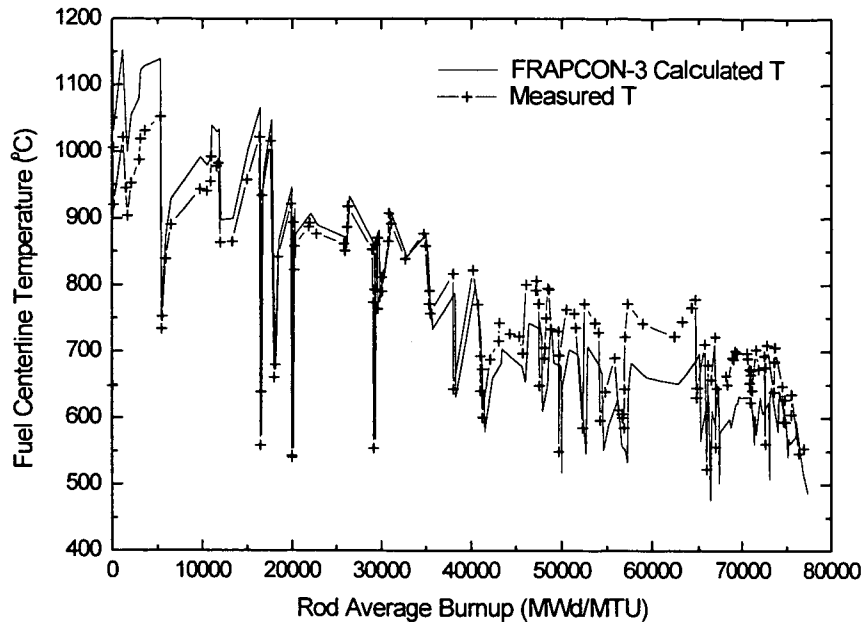


그림 3-2-5-4. IFA-562 실험 Rod 18 핵연료봉의 소결체 평균 중심온도

다. FRAPCON-3 코드를 사용한 한국표준형 원전 핵연료봉 성능 계산

영광 3/4호기를 포함한 한국표준형 원전에서 현재 사용되고 있는 핵연료봉의 노내 성능을 예측하기 위하여 FRAPCON-3 코드를 사용하여 주요 성능 인자에 대한 정량적 계산을 수행하였다. 정상 조건의 원자로 운전 환경과 핵연료봉 설계 자료를 사용하여 최종 방출시까지 연소도에 따른 소결체 온도, 피복관 온도, 피복관 산화, 봉내압 등의 변화를 예측하고 이러한 성능 인자가 최대연소도까지 관련 기준을 만족하는 지 확인하였다.

본 절에서 기술된 한국표준형 원전 핵연료봉의 성능 인자에 대한 FRAPCON-3 코드 예측 결과는 핵연료봉의 실제 성능 평가에 적용될 수 없다. 소결체, 피복관 및 핵연료봉은 설계 특성에 따라 각기 다른 노내 거동을 나타내며 이러한 노내 거동은 대부분 실제 측정 자료에 근거한 경험식으로 모델되어 설계자의 설계 방법론(즉, 코드)에 반영되어 있기 때문이다. 이러한 사항을 고려하면 한국표준형 원전 핵연료봉의 노내 성능에 대한 FRAPCON-3 코드의 예측 결과는 상기에 기술한

바와 같이 핵연료봉의 실제 성능에 대한 정량적 확인 결과는 아니며 전형적인 한국표준형 원전 설계 및 가동 조건에서의 핵연료봉 노내 성능에 대한 참고 기준으로만 사용되어야 한다. 이에 대한 상세 사항은 문헌 [3-2-1-1]에 제시되어 있다.

(1) 한국표준형 원전 핵연료봉의 설계 및 운전 조건

현재 한국표준형 원전에서는 2 종류의 핵연료봉이 사용되고 있다. 영광 3/4호기 및 울진 3/4호기에는 초기 노심부터 전형적인 표준 핵연료집합체가 사용되었으나 최근 이물질에 의한 핵연료봉 손상 방지를 위하여 핵연료집합체 하단에 이물질 여과 기능을 강화한 GUARDIAN 핵연료집합체가 사용되고 있다. GUARDIAN 핵연료집합체에 사용되는 핵연료봉은 하단 봉단마개의 길이가 증가되고 핵연료봉 상부의 Plenum 길이가 감소된 것을 제외하고는 전체적 제원이 기존의 표준 핵연료봉과 동일하다. 또한 최근에는 고연소도 조건에서 핵연료봉의 성능, 특히 피복관 산화에 대한 여유도를 추가 확보하기 위하여 기존에 사용되었던 Low Tin Zircaloy-4 피복관 대신에 개량된 성능의 ZIRLO 피복관이 사용되고 있다.

FRAPCON-3 코드를 사용한 한국표준형 원전 핵연료봉의 성능 예측에서는 Zircaloy-4 피복관이 사용된 GUARDIAN 핵연료봉 및 영광 4호기를 기준으로 계산을 수행하였다. 한국표준형 원전 핵연료의 설계자인 한전원전연료(주)의 협조하에 FRAPCON-3 코드의 입력으로 필요한 핵연료봉 초기 조건 및 원자로 운전 조건에 대한 상세 자료를 도출하였다. 다음은 FRAPCON-3 코드의 입력에 사용된 중요한 핵연료봉 설계 조건 및 원자로 운전조건을 나타낸다.

표 3-2-5-2 한국표준형원전 핵연료봉 제원 및 운전 조건

핵연료봉 제원		소결체 밀도(% TD)	95.25
전체 길이(in)	161.168	외경(in)	0.325
외경(in)	0.382	내경(in)	N/A
소결체 적층 높이(in)	150	소결체 형상	Cylinder(Dish End)
Plenum 길이(in)	8.248		
충진가스 및 압력(psi)	380 psi He	영광 4호기 운전조건	
핵연료봉간 간격(in)	0.506		
피복관 제원		냉각수 압력(psi)	2,250
재질	Zircaloy-4	냉각수 입구 온도(°F)	464
외경(in)	0.382	고속중성자속(N/m ² /s)	6~9×10 ¹⁷
내경(in)	0.332		
두께(in)	0.025		
소결체 제원			
재질	UO ₂		
농축도(%)	4 wt%		

(2) 한국표준형 원전 핵연료봉의 출력이력

FRAPCON-3 코드의 계산을 위해서는 핵연료봉의 초기 조건 및 원자로 운전 조건과 함께 핵연료봉의 선출력 이력과 축방향 출력 분포가 필요하다. 한국표준형 원전 핵연료봉의 노내 성능 예측 계산을 위하여 한전원전연료(주)의 협조하에 FRAPCON-3 코드의 입력으로 필요한 출력이력을 도출하였다. 그림 3-2-5-6과 그림 3-2-5-7은 FRAPCON-3 계산에 사용된 한국표준형 원전 GUARDIAN 핵연료봉의 연소도에 따른 선출력 변화와 축방향 출력분포를 나타낸다. 제시된 출력이력은 정상 조건으로 운전되는 노심에서 핵연료봉의 방출연소도까지 사용할 경우 각 시간대에서 가장 제한적인 출력을 나타내는 모든 핵연료봉을 포함하는 한계출력이력이며 사용되는 핵연료봉에 대하여 보수적인 것이다.

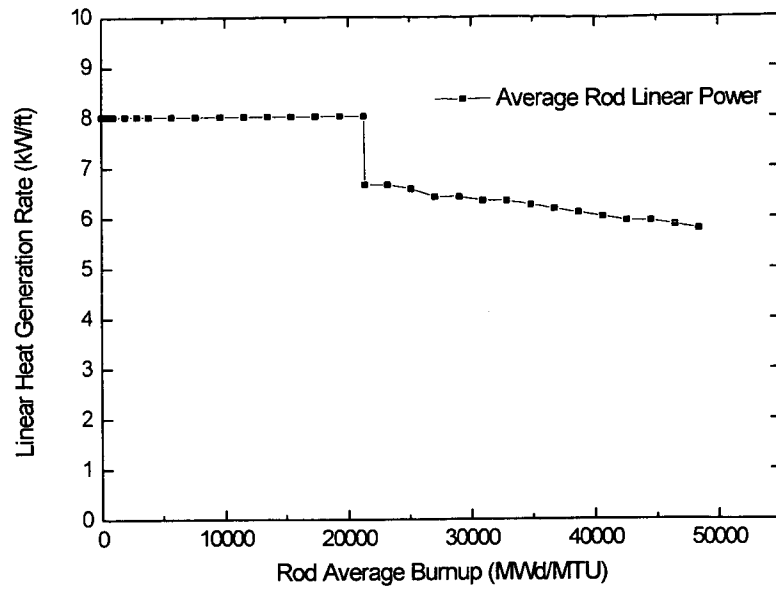


그림 3-2-5-5. 한국표준형 원전용 GUARDIAN 핵연료봉의 선출력
이력

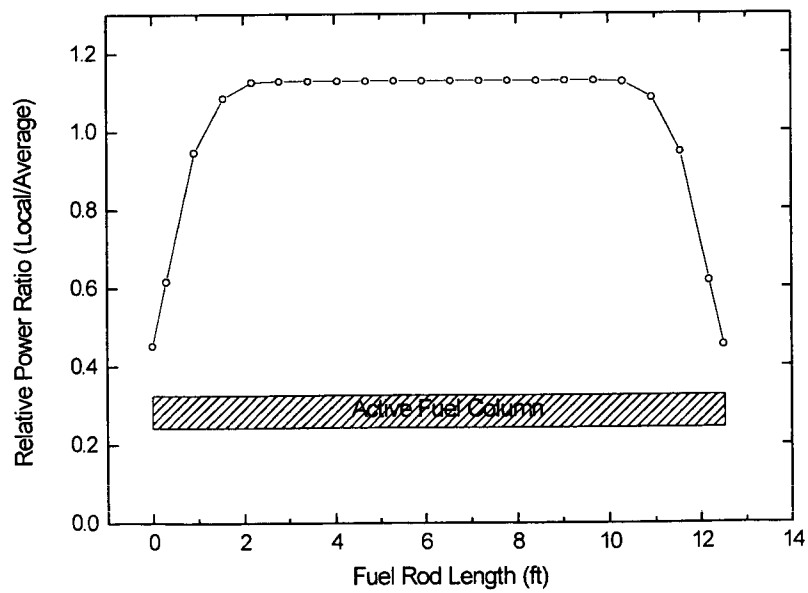


그림 3-2-5-6. 한국표준형 원전용 GUARDIAN 핵연료봉의 축방향
출력 분포

(3) FRAPCON-3 코드를 사용한 한국표준형 원전 핵연료봉의 성능 예측 결과

상기와 같은 핵연료봉 설계 조건 및 출력이력을 FRAPCON-3 코드의 입력으로 사용하여 한국표준형 원전 GUARDIAN 핵연료봉 노내 성능 인자에 대한 계산을 수행하였다. FRAPCON-3 코드의 예측 결과, 핵연료봉의 최대연소도는 축방향의 국부적 위치에서 최대 53.2 GWd/MTU까지 도달하나 핵연료봉 평균 최대연소도는 49.4 GWd/MTU로 계산되었다. 현재 국내에서는 Zircaloy-4 피복관이 사용된 한국표준형 원전 핵연료봉의 최대 인허가 연소도는 55 GWd/MTU임을 고려하면 핵연료봉 최대연소도의 예측 결과는 충분한 여유가 있는 것으로 판단된다.

그림 3-2-5-8은 FRAPCON-3 코드로 예측된 핵연료봉 소결체의 중심온도와 평균온도의 변화를 나타낸다. 그림에서와 같이 운전 초기에는(~2 GWd/MTU까지) 소결체 고밀화에 의한 간극 크기 증가 때문에 소결체 중심온도가 증가한다. 이후 피복관의 Creepdown에 의한 간극 크기 감소 영향으로 중심온도는 감소하게 되며 ~15 GWd/MTU 이후에는 소결체 내부에서의 핵분열 생성물 축적 때문에 소결체 열전도도가 감소하여 중심온도가 다시 증가한다. 그러나 소결체 중심온도는 방출 연소도까지 소결체 용융온도(미조사 소결체의 경우 ~2840°C)보다 훨씬 낮은 온도를 유지하며 용융온도에 대한 연소도의 영향을 고려하여도 충분한 여유도를 유지하는 것으로 판단된다.

그림 3-2-5-9는 FRAPCON-3 코드로 예측된 피복관 평균온도의 변화를 나타낸다. FRAPCON-3 코드 계산에서 냉각수 조건은 방출 연소도까지 동일한 조건이 사용되었고 소결체 온도는 그림 3-2-5-8에서와 같이 연소도에 따라 변화한다는 것을 고려하면 피복관 온도가 연소도에 따라 일정하게 계속 증가한 것은 피복관 외경에서의 산화층 두께 증가 때문인 것으로 판단된다. 한편 FRAPCON-3 코드 계산 결과, 방출연소도까지 피복관/산화층 계면에서의 최대온도는 377°C 인 것으로 계산되었으며 이러한 온도는 과도산화가 발생할 수 있는 온도와 비교하여 충분한 여유도가 있는 것으로 판단된다.

그림 3-2-5-10은 FRAPCON-3 코드로 예측된 피복관 응력과 변형률 변화를 나타낸다. 그림 5-11에서 연소 초기(~2 GWd/MTU까지)에 피복관 응력이 감소하는 것은 간극 크기 증가에 의한 핵연료봉 내압의 감소 때문에 발생한 것이다. 이후 간극 크기 감소에 따른 핵연료봉 내압 증가로 피복관 응력이 증가하게 되며 ~30 GWd/MTU 이후부터는 소결체/피복관의 접촉으로 인장응력이 작용하게 된다. 피복관 압축변형률도 고압의 냉각수 압력에 의한 피복관의 Creepdown 때문에 계속적

으로 증가하다가 피복관과 소결체의 접촉이 발생하는 연소도부터 감소하게 된다. 피복관의 응력과 변형률은 온도의 영향을 고려하여도 관련 기준에 충분한 여유도가 있다.

그림 3-2-5-11은 FRAPCON-3 코드로 예측된 핵연료봉 내압 및 핵분열기체 방출률(Fission Gas Release ; 이하 FGR) 변화를 나타낸다. 위에서 기술한 바와 같이 핵연료봉 내압은 ~2 GWd/MTU의 연소도까지 간극 크기 증가에 의한 핵연료봉 내부 자유 공간의 증가 때문에 감소하게 되나 이후 간극 크기 감소 및 FGR 때문에 증가하게 되며 특히 ~38 GWd/MTU 연소도 이후에는 FGR의 증가 때문에 핵연료봉 선출력 및 소결체 온도의 감소에도 불구하고 내압이 지속적으로 증가한다. 그림에서와 같이 핵연료봉 내압은 최대연소도 부근에서 1,870 psi까지 증가하나 냉각수 압력 2,250 psi보다 낮으며 따라서 충분한 여유도를 유지한다. FGR도 38 GWd/MTU 연소도 이후부터 크게 증가하고 있으나 일반적으로 알려져 있는 ~60 GWd/MTU 연소도까지의 FGR 측정자료의 범위에 포함되고 있다.

그림 3-2-5-12는 FRAPCON-3 코드로 예측된 피복관 산화층 두께 및 수소 고용량의 변화를 나타낸다. 그림에서와 같이 방출연소도에서 피복관 산화층은 90 μ m까지, 피복관내 수소 농도는 640 ppm까지 증가한다. 그러나 이러한 계산에 사용된 FRAPCON-3 코드의 산화 모델은 Sn의 농도가 1.5wt%인 Normal-Sn Zircaloy-4 피복관에 대한 것이어서 실제로 한국표준형 원전용 핵연료봉과는 차이가 있다. 따라서 피복관 산화와 수소 농도에 대한 상기의 FRAPCON-3 코드 예측 결과는 현재 사용되고 있는 한국표준형 원전 핵연료봉에 적절한 것은 아니지만 피복관 종류의 차이를 고려하면 충분한 여유가 있는 것으로 판단된다.

이상의 결과는 핵연료봉의 실제 성능에 대한 정량적 확인 결과는 아니며 전형적인 한국표준형 원전 설계 및 가동 조건에서의 핵연료봉 노내 성능에 대한 참고 기준으로만 사용되어야 한다.

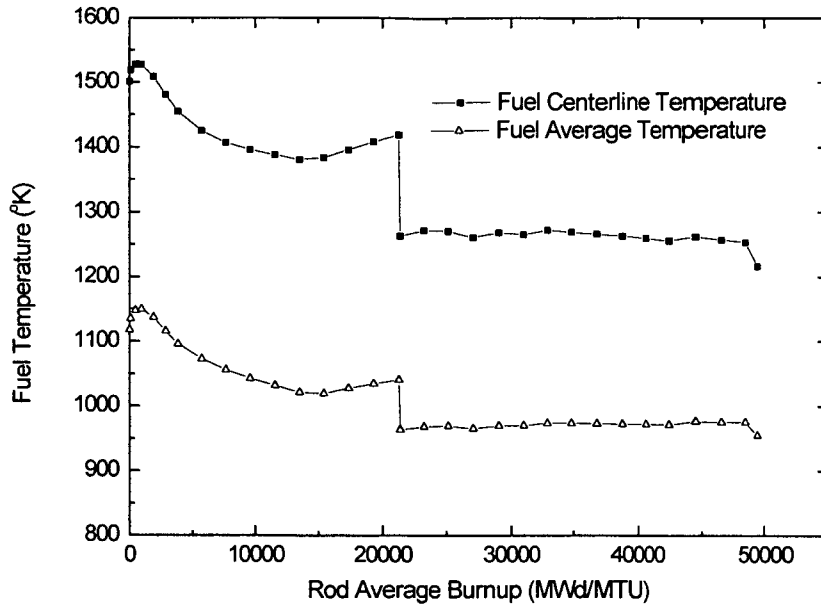


그림 3-2-5-7. GUARDIAN 핵연료봉의 소결체 중심온도 및 평균온도

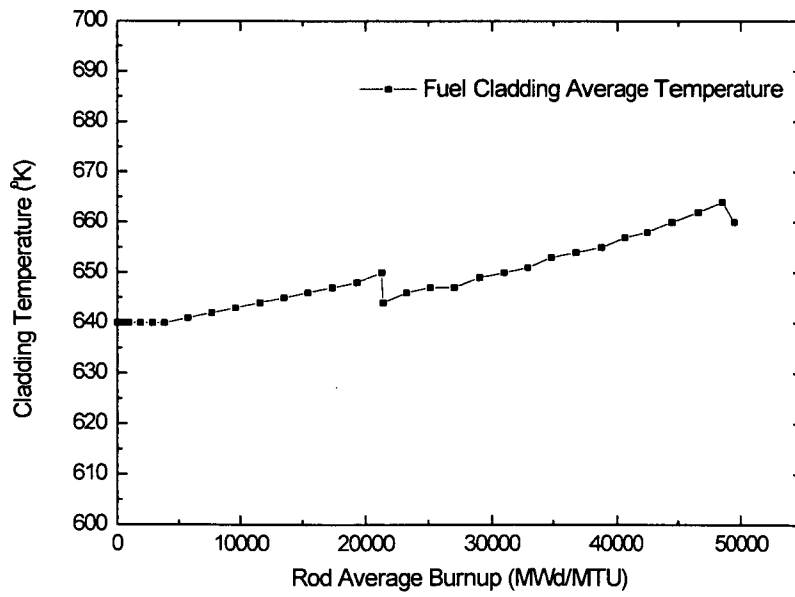


그림 3-2-5-8. GUARDIAN 핵연료봉의 피복관 평균온도

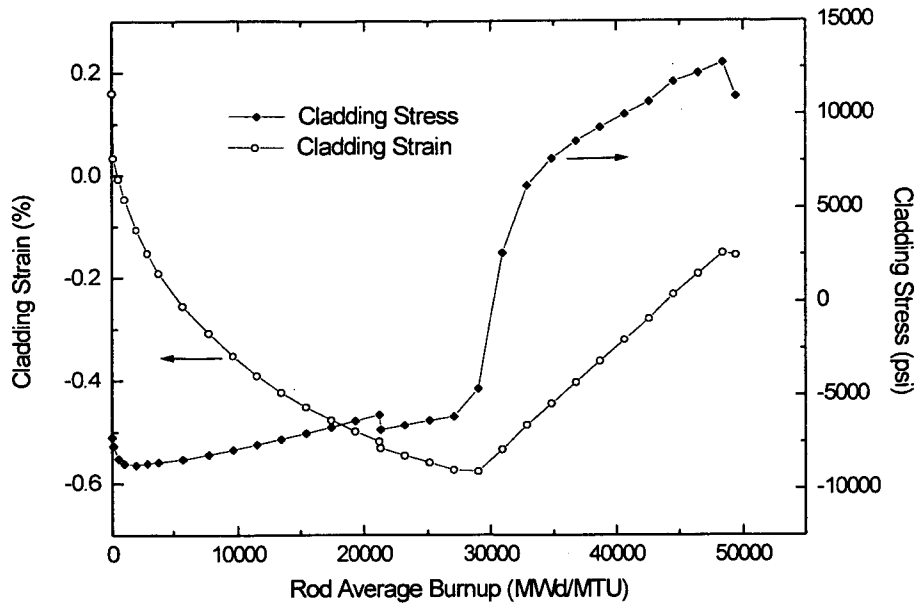


그림 3-2-5-9. GUARDIAN 핵연료봉의 피복관 응력 및 변형률

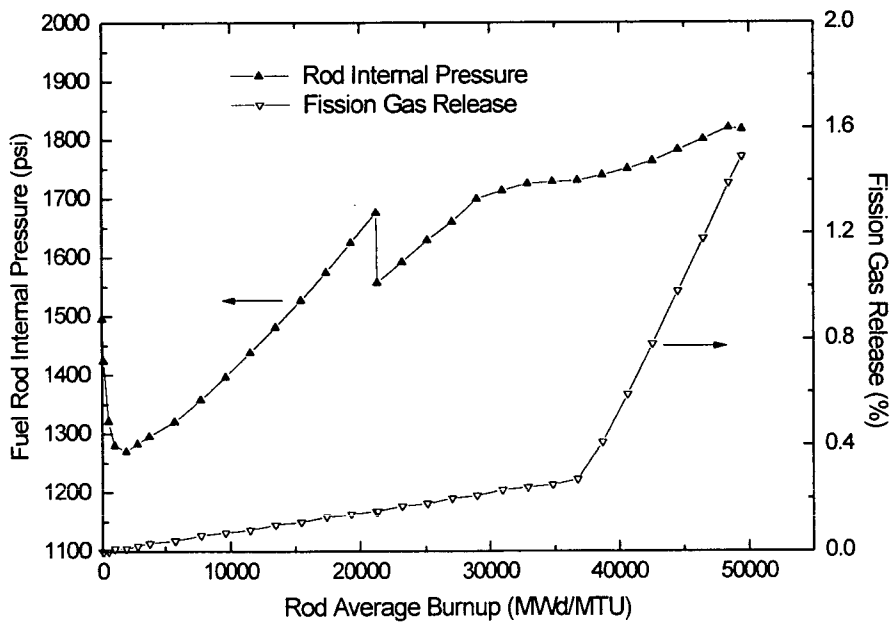


그림 3-2-5-10. GUARDIAN 핵연료봉의 내압 및 핵분열기체 방출률

- 반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성
 - 냉각수상실사고 조건에서의 고연소도 안전성
 - 고연소도 핵연료봉 성능 분석 검증 코드 체계 구축
2. 반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성에 대한 해외의 실험 및 분석 결과를 검토하였다. 현재까지의 연구 결과, 반응도사고 조건에서 고연소도 핵연료봉은 기존의 설계기준보다 낮은 Enthalpy에서 소결체/피복관의 기계적 상호작용에 의하여 파손될 수 있음이 확인되었으나 사고 조건에서의 고연소도 핵연료봉 거동을 명확히 이해하고 설계기준의 타당성을 확인하기 위해서는 지속적인 연구가 필요하다. 최근 USNRC가 수행한 고연소도 핵연료의 반응도 사고에 대한 중요 현상 및 순위 선정 결과는 매우 객관적이라고 판단되며 따라서 향후 국내의 반응도사고 관련 연구와 규제 방향 정립의 기본 자료로 사용될 수 있다고 판단된다.
 3. 냉각재상실사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성에 대한 해외의 실험 및 분석 결과를 검토하였다. 현재 냉각재상실사고 조건에서의 핵연료봉 안전성 현안으로는 Pre-Transient 산화층의 영향, 피복관 연성에 대한 수소 흡수의 영향, 고연소도 피복관의 팽창 및 파열 거동, 소결체 재배치의 영향, 열충격 파손에 대한 축방향 구속의 영향 및 고온 산화된 개량 피복관의 연성 특성 등이 대두되고 있으며 이러한 현안이 현행의 설계기준에 미치는 영향에 대하여 지속적인 연구가 필요하다. 최근 USNRC가 수행한 고연소도 핵연료의 냉각재상실사고에 대한 중요 현상 및 순위 선정 결과는 매우 객관적이라고 판단되며 따라서 향후 국내의 냉각재상실사고 관련 연구와 규제 방향 정립의 기본 자료로 사용될 수 있다고 판단된다.
 4. 고연소도 핵연료봉의 성능 분석 검증 코드 체계의 구축을 위하여 우선적으로 정상운전 조건의 핵연료봉 성능 분석 검증 코드인 FRAPCON-3 코드를 설치하고 코드의 구조와 내용을 검토하였다. 예제 입력자료 및 핵연료봉 실증 실험자료를 사용하여 FRAPCON-3 코드 계산을 수행한 결과, FRAPCON-3 코드는 연소도에 따른 핵연료봉 거동 변화를 적절하게 예측할 수 있다는 것이 확인되었다. 이와 함께 FRAPCON-3 코드를 사용하여 한국표준형 원전에서 사용되는 GUARDIAN 핵연료봉의 성능을 예측한 결과, GUARDIAN 핵연료봉의 중요 성능 인자는 방출연소도까지 관련 설계기준을 만족하고 있는 것으로 예측되었다.

**제 3 절 계통/설비 열수력 검증
안전현안 평가**

여 백

제 3 절 계통/설비 열수력 검증 안전현안 평가

본 절에서는 원자력 발전소의 다양한 안전현안 중 정량적인 검증을 요구하는 열수력 현안들에 대한 평가 기술 및 평가 결과를 기술한다. 이러한 현안들은 계통 혹은 펌프, 밸브, 배관 등 부품 고유의 열수력 현안들로부터 발전소 계통 전체에 관련되는 현안들까지 매우 광범위한 분야의 문제들이 관련되어 있다. 또한 각 열수력 현안들의 평가 및 해결에는 각 현안별 고유의 해석 방법이 요구될 수도 있다. 따라서 이들의 고유한 속성에 따라 분류하는 것은 매우 어려운 일이므로 본 연구에서는 계통/설비 열수력 검증 현안으로 통칭하였다. 한편 주어진 연구 기간 및 연구자원 하에서 많은 현안들을 분석하는 것은 어려운 일이므로 본 연구에서는 규제 중요도 및 예상 수요에 따라 다음과 같이 4가지 현안에 초점을 맞추어 연구를 수행하였다:

- (1) 한국표준형 원전 LOCA후 장기 냉각성능 평가
- (2) 차세대 원전 격납건물내저장수계통 안전성 평가
- (3) 고리 1 호기 가압열충격 열수력 거동 평가
- (4) 열-유체 구조물 상호작용 열성충화 평가

본 절에서는 이들 각각에 대한 연구 결과를 기술한다. 각 현안에 대한 상세 내용은 인용된 참고 문헌에서 참조할 수 있다.

1. 한국표준형 원전 LOCA후 장기냉각성능 평가

가. 개요

냉각재상실사고 후 장기냉각 (Post-LOCA Long Term Cooling, 이하 LTC라 함)을 위해서는 장기 붕괴열 제거에 필요한 사항들이 비상노심냉각계통의 설계 및 운전에서 고려되어 있어야 하며, 해석을 통해 장기냉각성능의 만족이 입증되어야 한다. 표준원전의 설계에서는 재장전수저장탱크 (Refueling Water Tank, RWT) 등의 계통 및 설비와 운전절차에서 장기냉각성능에 대한 고려가 반영되어 있으며 노심 내 붕산 침적을 방지하기 위한 고온관-저온관 동시주입 방법이 제안되어 있다. 또한 단순성 및 보수성에 근거한 성능해석 방법론에 의해 표준 원전의 장기냉각계획이 적절한 운전원 판단에 기준한 최소한의 수동 조치만으로도 원자로를 안전한 온도 준위로 유지시키며 노심 내의 붕산 침적을 방지할 수 있음을 보여준다.

그러나 표준형 원전 설계에서 사용된 해석 방법론의 보수성이 인정된 것이라고 해도, 발전소 열수력 거동에 대한 장기냉각계획의 실제적 유효성 및 안전 여유도 그리고 개별적인 조치의 유효성에 대해서는 실제적인 평가가 필요하다. 본 연구에서는, 발전소 고유 설계 및 운전 특성에 근거하여, 장기냉각계획에 제시되어 있는 개별적인 운전원 조치를 실제적으로 고려한 독립적 검증계산을 통해 표준 원전의 장기냉각성능을 평가하는 데 목적을 두고 있다.

나. 연구 내용

본 연구에서는 한국 표준형 원전의 설계 및 운전 특성에 근거한 냉각재상실사고 후 장기냉각 성능을 평가하기 위하여 다음을 분석하였다:

- (1) 표준형 원전의 장기냉각계획, 사용된 장기냉각 성능 해석 방법론, 장기냉각 성능에 관련된 안전주입계통 및 기타 관련계통의 설계 내용, 비상운전절차 등에 대해 평가하고, 검증계산을 위해 필요한 정보를 생산한다.
- (2) 위의 평가 과정에서 정해진 범위 및 정보를 이용하여 표준 원전 고유한 계산 입력자료를 개발하고, 최적 계산 코드인 RELAP5/MOD3.2.2를 이용하여 독립적 검증계산을 수행한다. 그리고 수행된 검증 계산 결과에 근거하여 열수력 거동을 분석하고 가능한 설계 해석 결과와 비교하여 보수성을 평가한다.
- (3) 장기냉각 계획에 제시된 개별 조치에 대한 민감도 계산을 수행하고 개별 조치의 유효성을 평가한다.

다. 연구 결과

(1) 장기냉각계획 및 성능해석방법론

한국 표준형 원전의 LOCA후 장기냉각계획은 운전원의 조치를 최소화하면서 발전소를 안전한 상태로 냉각하고 유지시키는 데 목적을 두고 있으며, 증기발생기를 이용한 냉각, 안전주입탱크 격리, 고온관 저온관 동시주입, 정지냉각계통 운전 등의 주요 요소로 구성되어 있다. 장기냉각계획의 타당성을 입증하는 성능 해석 방법론은 대형냉각재상실사고에 대해서는 BORON 코드, 소형냉각재상실사고에 대해서는 CEPAC, NATFLOW, CELDA, BORON 등의 코드들을 이용하고 있다. 이

방법론은 미국 원자력규제위원회의 평가에서도 보수성이 인정되고 있으며, 본 연구의 검토 결과 봉산 침적 한계치의 설정, 비상노심냉각계통의 운전 등 다양한 부분에 보수적인 가정 및 해석 방법을 사용하고 있음이 확인되었다.

장기냉각성능에 관련되는 고압 및 저압안전주입계통, 안전주입탱크, 고온관 주입을 위한 설계, 재장전수탱크 및 격납용기 재순환 배수조로의 전환시의 운전 특성, 단일고장 특성, 증기발생기 대기방출밸브 설계 및 운전 특성 등을 포함한 계통의 설계 및 운전 특성이 검토하여 전반적인 계통 설계 및 운전은 제시된 장기냉각계획에 적합함을 확인하였으며 검증계산에 필요한 정보를 취득할 수 있었다.

LOCA후 장기냉각 운전에 관련된 비상운전절차를 검토하여 대기덤프밸브 운전, 재순환모드 전환, 동시주입 등의 일련의 절차가 FSAR에 제시된 장기냉각 계획과 일관됨을 확인하였으며, 검증 계산에 필요한 정보를 취득할 수 있었다.

(2) 독립적 검증계산

0.02 ft² ~ 0.5 ft² 저온관 소형파단 냉각재상실사고 스펙트럼 및 저온관 양단 파단 대형냉각재상실사고에 대한 장기냉각 과도 기간에 대한 계산을 통하여 원자로냉각재계통의 압력거동, 온도거동, 냉각재재고량 거동 등이 분석되었으며, 정지냉각 진입 요건 달성 여부 및 노심 봉산농도의 거동이 해석되었다.

해석 결과 0.02 ft² 파단사고에서는 30,000초 정도에 정지냉각 진입조건이 성취될 수 있었으며, 이것은 FSAR 해석에서의 정지냉각 진입 시간인 32,600초보다 작았으므로 FSAR 해석 결과의 보수성을 확인할 수 있다.

0.1ft² 이상의 파단사고에 대해서는 정지냉각 진입에 50,000초 이상의 시간이 소요되는 것으로 평가되었다. 또한 모든 파단 스펙트럼 범위 내에서 장기냉각기간 동안 원자로 노심은 낮은 온도 준위를 유지하고 있었으며, 노심 봉산 농도는 최대 14wt%로서 침적 한계치 이하로 유지되고 있었다.

대형 파단 냉각재상실사고의 경우 비상노심냉각계통에 의해 노심의 충수가 성취되어 노심 냉각이 보장될 수 있었으며, 노심 봉산 농도는 최대 15wt%로서 침적 한계치 이하로 유지되고 있었으며 계산된 노심 세척 유량은 최대 200gpm 이었다. FSAR 해석에서의 최대 봉산 농도 및 노심세척 유량이 각각 28wt% 및 80gpm 과 비교할 때, FSAR 해석 결과의 보수성을 확인할 수 있었다.

(3) 유효성의 평가

소형냉각재상실사고 파단 스펙트럼에 대한 증기발생기의 냉각성능, 안전주입 탱크 격리의 효과, 저온관/고온관 동시주입의 효과 등을 조사하기 위해 민감도 분석이 수행되었다. 그 결과 대략 0.1 ft^2 보다 작은 파단사고에 대해서는 증기발생기를 이용한 냉각운전이 유효함을 알 수 있었다.

안전주입탱크를 1시간에 격리시키는 경우, 안전주입탱크를 계속 운전하는 경우와 비교할 때, 0.02 ft^2 및 0.5 ft^2 파단사고에 대해서는 열수력 거동 및 노심 내 붕산 거동에 큰 영향을 보이지 않으나, 0.1 ft^2 파단사고에서는 노심 붕산 농도의 상당한 증가를 야기시킬 수 있었다.

사고 후 3시간에 고온관/저온관 동시 주입을 개시하는 경우와 2 시간으로 하는 경우를 비교할 때, 0.02 ft^2 및 0.5 ft^2 파단사고에 대해서는 열수력 거동 및 노심 내 붕산 거동에 큰 영향을 보이지 않으나, 0.1 ft^2 파단사고에서는 노심 붕산 농도의 상당한 증가를 야기시킬 수 있었다.

이러한 분석 결과에 따라 FSAR의 장기냉각계획에서 안전주입탱크 격리에 대한 효과를 파단면적에 따라 상세히 평가할 필요가 있다.

연구 결과를 보여주는 예로서 그림 3-3-1-1은 표준형 원전 장기냉각성능 검증 계산에 사용된 RELAP5 Nodalization을 보여주고 있으며, 그림 3-3-1-2는 표준형 원전 장기냉각 절차를 보여준다. 그림 3-3-1-3은 대형냉각재상실사고 후 장기냉각기간중의 노심 수위에 대한 검증계산 결과를 보여주며, 그림 3-3-1-4는 소형냉각재상실사고 후 장기냉각기간중의 RWT 누적 안전주입량을 보여준다. 본 연구의 상세한 내용은 참고문헌 [3-3-1-1]에 제시되어 있다.

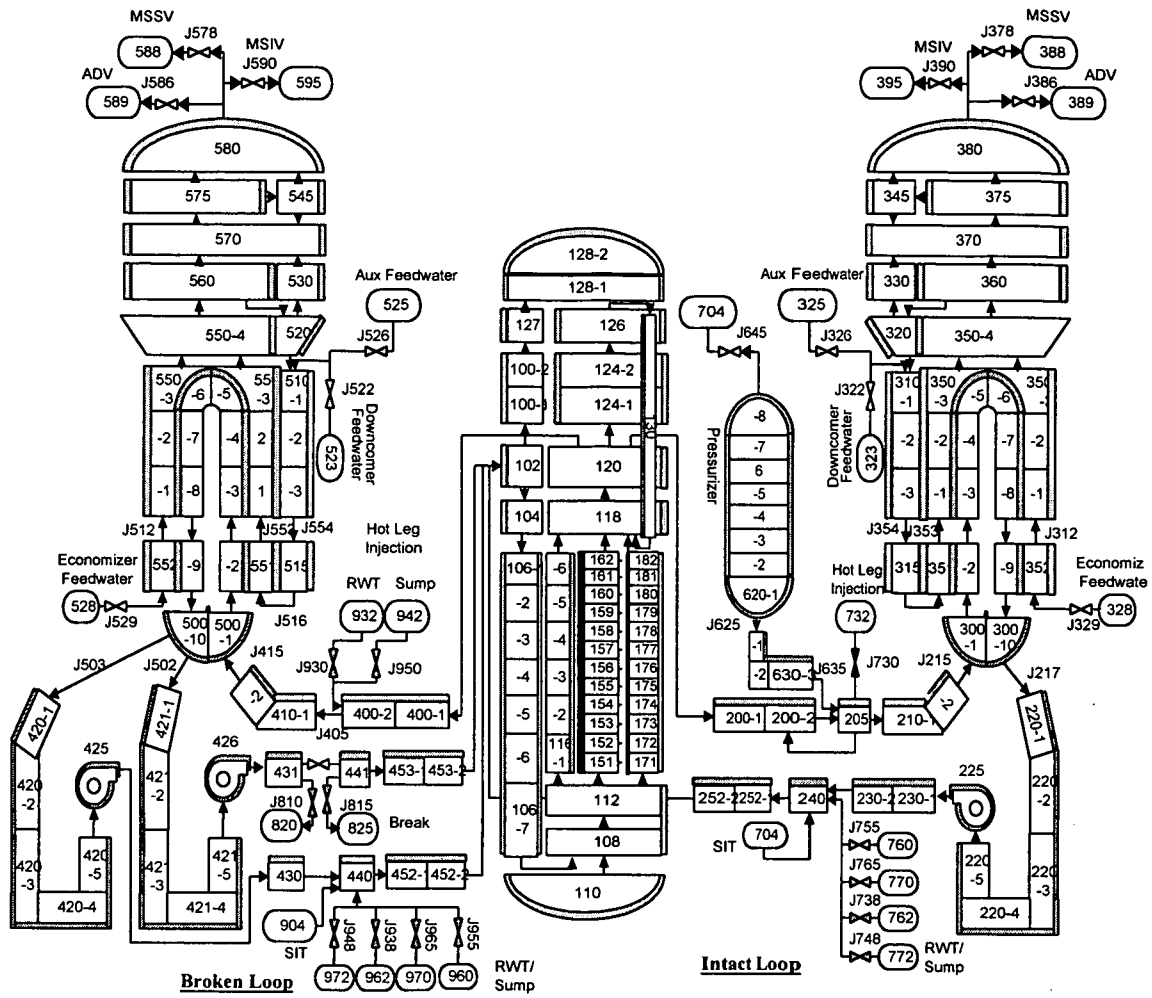


그림 3-3-1-1 한국 표준형 원전 장기냉각 성능 평가 RELAP5 모델

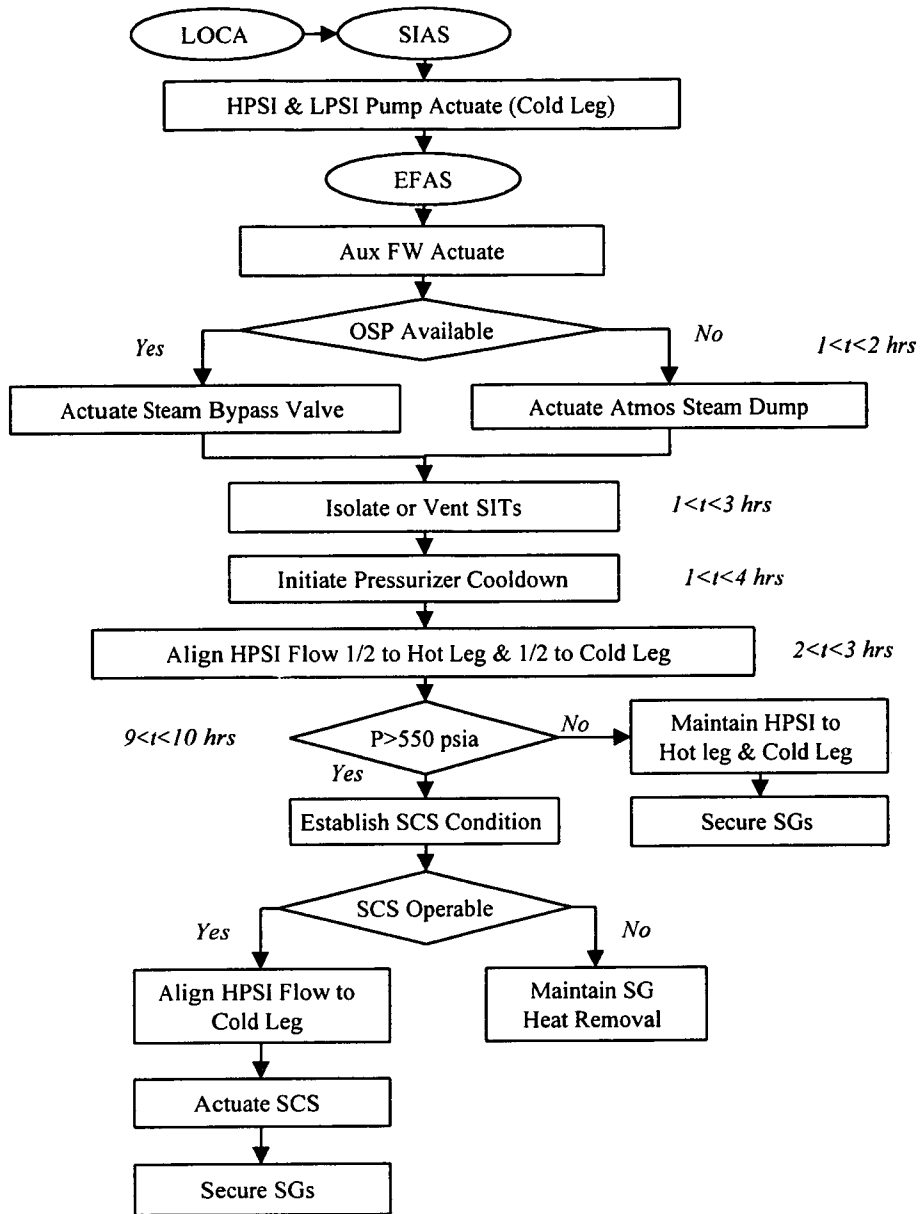


그림 3-3-1-2 한국 표준형 원전의 장기냉각 계획

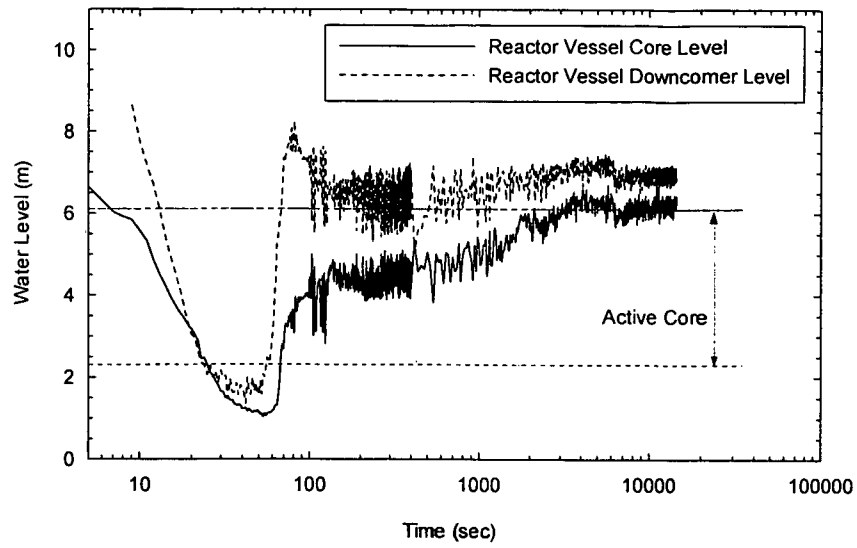


그림 3-3-1-3 대형냉각재상실사고 원자로강수관 및 노심수위

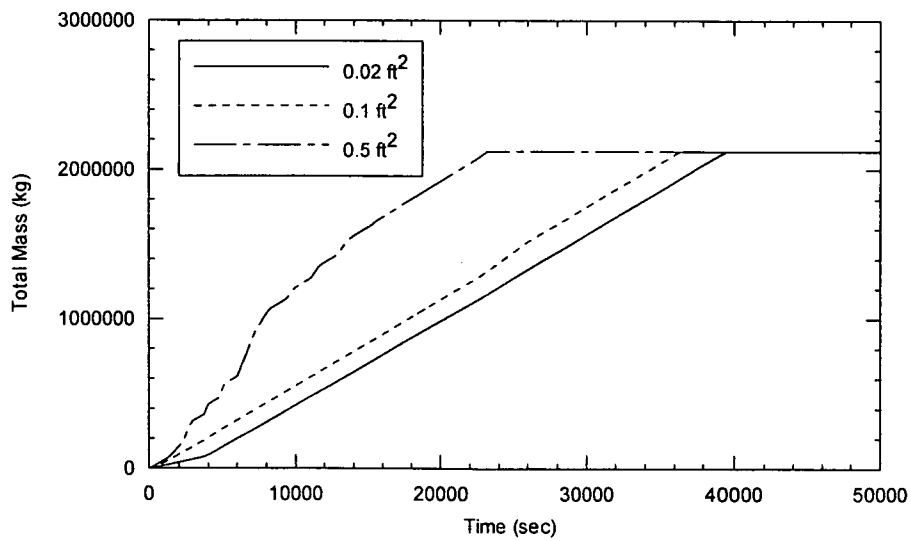


그림 3-3-1-4 소형냉각재상실사고 RWT 누적 안전주입량

2. 격납건물내저장수계통 안전성 평가

가. 열수력현상

격납건물내저장수계통 (IWSS: In-Containment Water Storage System)과 관련하여 대상사고로는 설계기준사고와 설계기준초과사고의 경우를 고려하고 있다 [2-5-3-1]. 대표적인 설계기준사고로는 우발적인 안전방출밸브 개방사고 (IOPOSRV: Inadvertent Opening of Pilot Operated Safety Relief Valve)를 들 수 있으며 이 경우 격납용기로의 방사성물질 누설 및 노심 손상의 가능성이 있다. 안전방출밸브 (POSRV)가 열린 후 가압기 압력이 안전방출밸브 격리밸브의 닫힘설정치까지 감소하여 격리밸브가 닫히면 과도상태는 종결된다. 그러나 만일 가압기 압력이 안전방출밸브 격리밸브의 닫힘설정치까지 감소하여도 닫힘이 실패할 경우에는 가압기 유체가 계속 격납건물내재장전수탱크 (IRWST: In-Containment Refueling Water Storage Tank)로 누설되므로 그 영향을 평가할 필요가 있다. 대표적인 설계기준초과사고로는 완전급수상실 (TLOFW: Total Loss of Feedwater)이 고려된다. 이 차계통상실로 인하여 일차계통이 가압되면 안전방출밸브가 자동 개방되고 안전방출밸브의 열림 및 닫힘설정치 사이로 압력을 유지한다. 그러나 압력이 높기 때문에 안전주입(SI)펌프가 기동되지 않는다. 완전급수상실의 영향을 완화하기 위해서는 안전방출밸브를 수동 개방하여 압력을 감소시키고 안전주입펌프가 운전되도록 하여 충전-유출(feed-bleed) 유로를 형성한다. 이러한 사고의 경우 안전감압배기계통 (SDVS: Safety Depressurization and Vent System) 배관 및 IRWST에서의 열수력현상에 의하여 하중이 발생되므로 우선 열수력현상을 평가할 필요가 있다. 안전감압배기계통 배관에서의 고려하여야 하는 중요한 사항은 안전방출밸브 작동시 발생하는 배관 내 동하중 및 열하중, 공기기포 거동으로 인한 IRWST 동하중, 안전방출밸브가 닫힐 때 발생하는 재유입의 영향에 대한 사항 등이다.

가압기 안전방출밸브가 작동하기 전 안전감압배기계통의 배관에는 공기와 IRWST 수위만큼의 물이 차 있다. 안전방출밸브가 작동하게 되면 증기가 배관으로 유입됨에 따라 배관 내 압력이 증가하게 되고 그로 인하여 IRWST로 물이 방출된다. 이어서 배관내의 공기가 방출하게 되고 마지막으로 증기가 방출된다. 안전방출밸브가 닫히게 되면 증기응축율이 증기방출율보다 크게 되어 배관 내 압력이 감소하고 배관 내로 유체가 재유입되는 현상이 일어난다. 이 후 부압방지장치 (Vacuum Breaker)가 작동하고 안전감압배기계통 배관은 평형상태에 도달하게 된

다.

이러한 일련의 열수력 현상을 그림 3-3-2-1에 나타내었으며 현상별 관련 하중을 표 3-3-2-1에 나타내었다. 표에서 볼 수 있듯이 주요하중으로는 IRWST 경계면(벽과 바닥)에 미치는 하중, 침수구조물에 미치는 Drag Loads, 스파저 지지대에 미치는 하중으로 분류할 수 있다. 그 중 물방출(Water Clearing)의 경우에는 IRWST 경계면에 미치는 하중은 거의 미미하며 공기방출(Air Clearing)의 경우 최대의 하중을 일으킨다고 알려져 있다. 증기방출(Steam Clearing)의 경우에는 초기에 비교적 안정응축(Stable Condensation) 현상이 발생하게 된다. 수조 내 물 온도가 낮은 경우에 발생하는 안정응축 영역에서의 응축하중은 비교적 작으므로 IRWST 침수면에 미치는 하중은 무시할 수 있다. 그러나 증기가 계속 방출되면 IRWST내의 물 온도가 상승하게 되어 불안정한 응축이 발생한다. 따라서 심각한 압력파동이 발생하게 되고 주변 구조물에 많은 하중을 가하게 된다.

IRWST내 유동현상은 크게 두 가지 형태로 예상된다. 증기가 방출되면 응축이 되어 수온이 증가되어 유동이 수면으로 상승한다. 이 물이 수면에서 다시 아래로 흘러 일부는 증기응축에 기여하고 일부는 온수유동에 유입됨으로써 국부적인 재순환이 일어난다. 또 하나의 흐름은 수면에 도달한 온수는 수면을 따라 바깥쪽으로 흘러서 온수의 흐름을 보상하기 위하여 스파저 밑으로 유입됨으로써 전체적인 재순환이 일어나게 된다.

APR-1400 격납건물내저장수계통의 설계와 검토현황 등을 종합적으로 요약하면 표 3-3-2-2와 같다. 표에서 “설계현황”은 국내 설계 및 연구현황을 나타낸 것이며 [3-3-2-1~3], “검토현황”은 한국원자력안전기술원이 수행하는 검토 관점을 요약한 것이다 [3-3-2-4~7]. “연구방향”은 최대의 하중이 예상되는 공기방출시의 하중과 진동, 증기방출시 탱크 내 수온상승으로 인한 증기응축하중과 진동 등이 중요한 사항을 나타내고 있으며 따라서 이들이 주요 연구대상이 될 것이다. 다음 절에는 이러한 주요 열수력현상에 대한 분석 및 계산, 규제요건에 대한 사항을 기술한다.

표 3-3-2-1 IRWST 열수력현상 및 관련하중

	열수력현상	관련하중
물 방출 (Water Clearing)	<ul style="list-style-type: none"> • POSRV 작동 후 유체방출 • 방출배관 내 고압증기에 의한 공기의 압축 • IRWST로 물 제트 형성 	<ul style="list-style-type: none"> • 물 제트 하중 • 침수구조물 Drag Loads • 스파저 지지대 하중
공기방출 (Air Clearing)	<ul style="list-style-type: none"> • 압축공기의 IRWST내 가속 • 고압의 공기기포 형성 • 공기기포의 팽창 및 수축에 의한 진동 • IRWST수면으로 기포상승 	<ul style="list-style-type: none"> • 공기방출하중 • IRWST 경계면(벽과 바닥) 하중 • 침수구조물 Drag Loads • 스파저 지지대 하중 *최대의 하중
증기방출 (Steam Clearing) $X \cong 1$	<ul style="list-style-type: none"> • IRWST로 증기제트방출 • 증기기포 형성 • 응축 및 진동 • 증기제트/물 경계면 존재 • 안정되고 효과적인 응축 • 구조의 온도가 낮고 응축이 비교적 양호 	<ul style="list-style-type: none"> • 증기응축 및 진동하중 • IRWST 경계면(벽과 바닥) 하중 • 침수구조물 Drag Loads • 스파저 지지대 하중
계속적인 증기방출 (Continuous Steam Clearing) $0 < X < 1$	<ul style="list-style-type: none"> • 증기/물 제트방출 • IRWST 수온 증가 • 난류 증기/물 경계면 존재 • 응축율이 감소 • 불안정한 증기응축 • 증기기포의 진동 및 붕괴 • 심한 압력진동 발생 	<ul style="list-style-type: none"> • 심한 증기응축 및 진동하중 • IRWST 경계면(벽과 바닥) 하중 • 침수구조물 Drag Loads • 스파저 지지대 하중 *IRWST 수온이 제한치를 초과할 경우 하중이 크게 증가할 가능성
처깅 (Chugging)	<ul style="list-style-type: none"> • 증기방출율이 감소 • 증기기포가 급격히 응축 및 붕괴 	<ul style="list-style-type: none"> • 처깅하중 • IRWST 경계면(벽과 바닥) 하중 • 침수구조물 Drag Loads • 스파저 지지대 하중

표 3-3-2-2 열수력현상별 설계 및 검토현황

계통	열수력현상	설계현황	검토현황	연구방향
안전감압 및 배기계통	공기 -최대하중 -충격파영향 증기	<ul style="list-style-type: none"> 계산(KOPEC):RELAP 실험(KAERI): 배관내 온도 및 압력측정 	<ul style="list-style-type: none"> POSRV배관 및 IRWST에 미치는 하중분석 방법의 검증 및 실증실험을 통한 입증 RELAP 예비계산 	-공기방출 시 계통내 유동분석
격납건물내저장수탱크	공기 -최대하중	<ul style="list-style-type: none"> 계산(KOPEC) -POP:21.2 psid -PUP:-11.5 psid -Frequency:4-14Hz -ABB-Atom Test에 근거한 Scaling Analysis and Rayleigh Plesset Eqn. 실험 (ABB-Atom) Unit Cell Test (KAERI) 진동 및 하중분포 측정 압력하중함수 개발 	<ul style="list-style-type: none"> 계산 -해석시의 가정, Rayleigh-Plesset 방정식 등의 지배방정식 검토 -해석프로그램의 적용성 및 검증관련 사항 실험 -정확한 공기기포의 거동 예측 -ABB-Atom의 실험결과 활용 가능성 및 문제점 도출 (Scaling Analysis, Forcing Function) -실험결과 활용의 타당성이 미흡할 경우 APR-1400의 운전조건을 고려한 공기방출 실험 수행방안 -실증시험 또는 발전소내시험 (Inplant Test)을 통한 입증방안 	-공기방출 거동 계산(VOF 모델적용 등)
	증기 <ul style="list-style-type: none"> 응축진동 온도제한치: -SRP 6.2.2.1.C (BWR) :200°F -NUREG-0783: Steam flux에 따른 수온요건 	<ul style="list-style-type: none"> 계산(KOPEC):하중 -증기응축하중:±5.8 psid (30% margin) -Frequency:90-180 Hz -ABB-Atom Test에 근거하고 여유도 고려 계산(KOPEC):온도 -DBE:local temp 200°F이하 (TEMPEST) -BDBE:bulk temp 포화온도이하(Energy, Mass Eqn.) -FLUENT(KAERI) 실험:DCC(KAERI) *분석방법론과 결과는 실증실험으로 보정필요 *KAERI실험결과와 설계 반영 	<ul style="list-style-type: none"> 계산 -국부온도 및 평균온도의 모델링, 냉각계통에 의한 IRWST 물혼합 영향평가 모델링 관련사항 -해석프로그램의 적용성 및 검증관련 사항 펌프유효흡입수두 및 열혼합 실증실험을 통한 입증 실험 -설계기준사고 및 설계기준초과사고시 수조 수온제한치의 설정 및 타당성 (특히 스파저가 기존 연구된 비등수로와 다른 ABB-CE의 I형 스파저를 사용할 경우) -Studsvik 실험결과 활용 타당성 (실험범위는 상온에서 IRWST 운전온도까지 고려하여 불안정 응축영역 확인) -발전소내시험을 통한 입증방안 	-local 및 bulk 온도 분포계산 -스파저(sparger) 방출조건 등 고려 -실험결과와의 비교 분석
발전소내확인시험 (Inplant Test)	물, 공기, 증기	<ul style="list-style-type: none"> 발전소내확인시험 사례 조사·분석 	<ul style="list-style-type: none"> 열수력현상별 실험 및 검증방안 검토 	-보수성 입증에 따른 시험의 범위

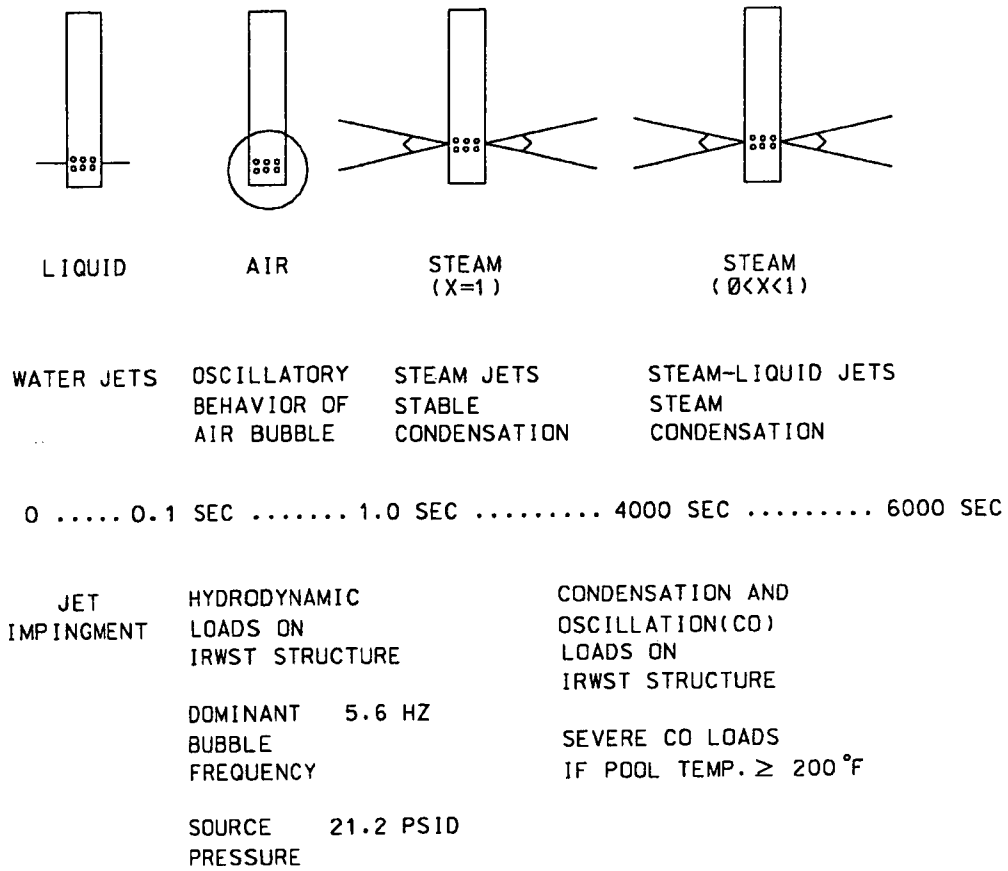


그림 3-3-2-1 스파저 방출유체의 열수력 현상

나. IRWST 수온 분석

(1) 개요

앞 절에서 언급한 바와 같이 APR-1400의 IRWST 설계에서 고려되어야 하는 요건의 하나로서 사고시 수조 온도제한이 있다. 이 요건은 당초 비등수형 원자로의 압력억제수조 (Pressure Suppression Pool)에 대한 규제요건에 기초한 것이다. 그 내용은 압력방출밸브 개방시 수조에 방출되는 증기의 유속에 의해 수조 온도가 상승하면 응축 능력이 약화되어 궁극적으로 불안정 응축 (Unstable Condensation)을 발생시켜 배관 및 수조의 건전성에 위협을 줄 수 있는 수력 하중을 야기시킬 수 있다는 것이며 이를 방지하기 위해 수조의 온도를 제한하는 데 있다. 이 사항은 미국 원자력규제위원회의 표준심사지침 6.2.2.1C “비등수로 응축수조” [3-3-2-8] 에 기술되어 있으며 상세 내용에 대해서는 NUREG-0783 [3-3-2-9] 을 따르도록 하고 있다.

한편 APR-1400 IRWST는 비상노심냉각계통 펌프 및 격납용기 살수펌프의 안전등급 수원을 제공하므로, 적절한 NPSH (Net Positive Suction Head)가 보장되어야 한다. APR-1400의 IRWST 설계는 증진된 안전 개념의 실현을 위해서 이러한 응축수조 개념에 기초하여 제시되어 있으므로, 설계의 성능의 확인 및 건전성 확인을 위해서 APR-1400에 적절한 규제요건 및 규제입장의 확립이 필요하다.

IRWST의 열수력 성능은 사고시 수조 및 방출 계통/배관의 건전성을 보장하면서 원자로계통으로부터 방출되는 증기 혼합물을 효과적으로 응축 냉각할 수 있는 성능을 의미하므로 특히 불안정 응축을 방지하는 수조 온도제한치에 대한 확인이 필요하다. 이 절에서는 현재 APR-1400 안전성 평가에서 IRWST 분야의 현안사항으로 고려되고 있는 IRWST 온도제한치에 대한 규제입장을 확립하기 위하여 다음 사항에 대한 내용을 기술한다:

- (가) 기존 비등수로에 적용된 수조 온도제한치 요건의 기술적 근거 조사
- (나) 기존 비등수로의 방출배관 및 응축수조와 APR-1400 안전감압계통 및 IRWST 간의 설계 차이에 대한 조사
- (다) 기존 비등수로에 적용된 수조 온도제한치 요건의 APR-1400에의 적용성 평가
- (라) APR-1400 IRWST 열수력 성능 평가에 필요한 기타 사항의 도출 등

(2) APR-1400 IRWST 수조 온도해석

APR-1400 IRWST 수조 온도해석에 대해서는 표준안전성분석보고서에서는 상세한 내용을 기술하고 있지 않으나, 사전 안전성평가의 질의 답변 과정에서 제출된 문서 [3-3-2-1] “KNGR IRWST Load Analysis Report, N-001-END461-201, Rev.1”의 제 8장에 비교적 상세한 정보가 제시되어 있다. 이에 따르면 설계기준사고 및 설계기준초과사고 (Beyond Design Basis Accident)에 대해서 POSRV를 개방시키는 사고를 고려하였다. 이 중에서 복수기진공상실 사고 (Loss of Condenser Vacuum (LOCV))의 경우는 2744psia 에서 4.67초간 POSRV를 개방시킨다. 급수관과단사고 시 (Feedwater Line Break (FLB))에는 약 18초간 POSRV를 개방된다. 우발적 POSRV 개방사고 (Inadvertent Opening of POSRV (IOPOSRV))에서는 30분간의 개방을 가정한다. 따라서 설계기준사고중 이 사고가 수조 온도에 대한 제한사고로 볼 수 있다. 이 사고에 대해서는 2개의 고압안전주입 (High Pressure Safety Injection, HPSI) 트레인과 1개의 정지냉각계통 트레인을 사용하는 것으로 가정되어 있다,

설계기준초과사고 (Beyond Design Basis Accident)에 대해서는 완전급수상실사고 (Total Loss of Feedwater Accident)를 제한사고로 보고 있으며, 이 사고해석 가정에서는 2개의 POSRV가 개방된 경우에 2 HPSI 및 1 SCS 트레인을 사용하는 경우, 4개의 POSRV 개방시 4 HPSI 및 2 SCS 트레인을 사용하는 경우 두 가지를 고려하였다. 이 해석에서는 DBA에 대해서는 NUREG-0783의 국부온도 기준 (200°F)을 적용하였으나, BDBA시에는 평균온도가 포화온도 이하임을 보이는 것으로 대체하였다.

평균온도 해석에서는 단일 체적으로 묘사한 IRWST에 대한 Mass and Energy Balance Method을 사용하였고, POSRV 주입 증기 유량/엔탈피, System 해석결과로 구해진 HPSI 유량 등을 사용하였다. 정지냉각계통의 운전에 의해 IRWST냉각을 위해 사용되는 유량은 5000 gpm/train으로 하였고, 이를 통해 20°F 냉각이 이루어진다고 가정하였다.

해석 결과, IOPOSRV에 대해서는 200°F 미만의 평균온도, TLOFW 경우에는 212°F 미만의 평균온도가 구해졌다. 국부온도 해석에서는 TEMPEST Code가 사용되었으며, IOPOSRV 사고에 대해서만 해석을 수행하여 200°F 미만의 국부온도를 얻을 수 있었다. 이러한 해석의 범위, 가정, 방법론, 허용 기준에 대해서는 다음에 상세히 논의한다.

(3) 수조 온도제한치 요건 및 기술적 근거

최근까지 전 세계적으로 약 100 여기의 비등수로 원전이 운전되고 있으며, 많은 수의 미국 원전은 GE 설계의 비등수로 원전으로서 격납용기 형태 및 구조에 따라 Mark-I, Mark-II, Mark-III 등으로 대별된다. 그림 3-3-2-2는 Mark-I 격납용기를 갖는 비등수 원자로의 전형적인 모습을 보여준다. 비등수형 원자로 격납용기는 Wetwell 과 Drywell로 나뉘어져 있다. 그림에 보는 바와 같이 원자로 용기 상부 증기관에 압력방출배관이 연결되어 사고시 증기밸브를 폐쇄하게 되면 원자로에서 생성된 증기는 격납용기 하부에 도너츠 모양(Torus)으로 설치된 압력억제수조로 보내진다. Torus형 압력억제수조에는 증기 방출 및 응축을 위한 분사장치(Quencher)가 설치되어 물 속에 잠겨 있으며 그림 3-3-2-3에 보는 바와 같이 수조 내부에는 복잡한 형상의 배관 연결 및 T자형 Quencher, Drywell로의 증기 방출 배관들이 설치되어 있다.

이러한 비등수형 원자로의 운전에 있어서, 지금까지 많은 수의 응축 수조에서의 불안정 응축 과도상태가 보고되었다. 그중 대표적인 불안정 응축 사고의 예는 다음과 같다:

- (가) 1972년 독일의 Wurgassen BWR 원전에서 안전방출밸브를 통한 응축 수조로의 증기 방출이 있었는데, 배관은 16인치였고 방출배관 말단은 수조에 6.5ft 잠겨져 있었다. 이 과도사고는 기동운전중 약 20분간에 걸친 증기 방출에 의해 야기된 것으로 수조의 온도는 160°F를 초과하였으며 불안정 응축 및 진동을 수반하였다. 이 결과로 배관 및 지지대 일부가 파손되는 사고를 경험하였다.
- (나) 1972년 스위스의 GE 설계 BWR의 방출밸브 시험에서는 노심출력 40%에서 약 385lbm/ft²-sec 의 유속으로 8분간의 증기방출이 있었으며 이 결과 수조 온도는 140°F로 되면서 불안정응축 및 진동에 의한 손상이 발생되었다.
- (다) 미국의 BWR 원전에서 경험된 많은 사고 중 수조 온도 100°F를 초과하는 과도상태를 조사한 결과, 11개의 과도사고 중 5개의 사고에서는 불안정 응축이 발견되지 않았으며 이들은 모두 양뿔형 (Ramshed) Quencher를 장착한 경우였다.

이러한 과도사고의 경험을 통해서 안전방출밸브 방출배관 말단의 Quencher가 불안정 응축에 매우 중요한 역할을 함을 알게 되었으며, BWR 기술지침서에 근거

한 운전원의 조치가 불안정 응축을 피하는데 매우 중요함을 알게 되었다. (일반적인 BWR 기술지침서에서는 수조 온도 110°F에서 원자로 정지, 120°F에서 원자로 감압을 규정함)

1970년대 후반 이후, 수조 내에서의 불안정응축 및 진동 과도현상을 조사하기 위해 다양한 실험 프로그램들이 수행되어 왔다. 다음의 표 3-3-2-3은 NUREG-0783에서 조사된 수행된 실험프로그램의 요약을 보여주고 있다.

이 표에서 보는 바와 같이 실험은 GKM 등의 실험장치 및 Monticello BWR 원전 등의 실제 응축수조에서 발전소 내 실험으로 수행되었으며, X-quencher, T-quencher 등이 사용되었음을 알 수 있다. 실험 결과에서는 국부온도 및 평균온도가 측정되었으며, 잔열제거계통 운전 등의 영향도 조사되었다.

이러한 실험 프로그램의 내용 및 결과를 통해서 형성된 Database는 실험 영역이 수조온도로 213~237°F, 아냉각도는 20~160°F의 범위이며, 증기유속은 0~200 lbm/ft²-sec의 범위를 포괄하고 있다. 이러한 범위에 대해 안정적 증기 응축영역이 제시되었으며, 이 영역 외부의 영역은 불안정 응축영역으로 정의되었다. (아냉각도가 작고, 증기 유속이 큰 경우) USNRC는 이러한 데이터의 검토 결과 (94 lbm/ft²-sec, 200°F), (42 lbm/ft²-sec, 20°F 아냉각도)를 안정 증기응축 영역으로 결정하였다. 또한 이 데이터를 통해 평가된 국부-평균 온도 차이는 모두 Confined Tank에 대한 것이어서 실제 응축수조와는 차이가 있었다. 국부 수조온도는 Quencher Arm이 설치된 방향의 격납건물 경계에서 발생될 수 있는 것으로 보여졌다. 그리고 잔열제거계통을 운전하여 수조를 냉각시키는 운전 및 다른 계통 운전과의 상호작용에 의해 상당한 영향을 받을 수 있음이 밝혀졌다. 이 결과 NUREG-0783에서는 다음의 요건을 제시하고 있다:

(가) 수조 온도제한치는 격납건물에 중대한 하중을 야기시키지 않는 안정적인 증기 응축을 보장하는 최대 수조 온도로 의미하며

- Quencher 관통부의 증기유속이 94lbm/ft²-sec를 초과하는 SRV운전 관련 된 모든 과도상태에 대해 수조 국부 온도는 200°F를 초과하지 말 것
- 증기유속이 42lbm/ft²-이하의 과도상태에 대해 수조 국부온도는 최소 200°F의 아냉각도를 가질 것 (Quencher의 침수 깊이가 14ft인 경우 210°F에 해당)
- 증기유속이 42~94lbm/ft²-sec인 Transients에 대해 수조 국부온도는 1)과 2)의 국부온도제한치 사이에서 선형 보간할 (Linearly Interpolate) 것
- 이러한 국부온도제한치의 적용상 제한사항으로서 이 요건은 Monticello

원전의 T-quencher, Caorso 원전 등의 Quencher등과 같은 Hole Pattern을 갖는 Quencher에 대해서 적용되며, 이와 다른 경우에는 증빙자료를 제시할 것

(나) 국부-평균 온도 차이

- 국부-평균 온도 차이를 구할 때에는 발전소 고유한 Quencher 방출 형상 및 RHR 흡입 및 주입 형상을 고려할 것.
- 발전소 고유한 국부-평균 온도 차이를 구할 때에는 기존 수조 온도 데이터 또는 추가적인 in-plant test에 의한 입증 필요함.
- 국부-평균 온도 차이를 구하는 데 In-plant Test를 사용한다면 시험 절차 및 계측은 NUREG-0763 준수

(다) 정의

- 평균 (Bulk) 온도: 수조를 하나의 균일 열제거원으로 가정하여 과도해석에 의해 계산되는 평균 수조 온도
- 국부온도: 증기방출시 Quencher장치 인근의 유체 온도로 Quencher 와 동일 높이에서 Quencher arm이 원자로 쪽으로 포괄하는 영역 내에서 관찰되는 평균 온도. 단 RHR이 사용되는 발전소: Quencher 하류 측정 온도 (평균시 Arm 위 온도 포함)
- 국부 아냉각도 : Quencher 위치의 정수압 및 대기압에 해당하는 포화 온도와 국부수조온도의 차이 (격납용기 대기의 가압 효과는 배제)

(라) 수조온도 해석 사고

- 이러한 국부온도 제한치는 다양한 안전방출밸브 개방 과도사고에 대해서 해석할 것. SRV Blowdown 동안의 응축수조의 질량/에너지 평형 해석은 최소 다음을 포함한 모든 사고에 대한 평균온도 과도 상태를 해석하고, 국부-평균 온도차이를 고려하여 허용기준 만족을 입증
- 출력운전중 안전방출밸브 고착개방 (SORV)
- 출력운전중 부적절한 SRV 개방 및 단힘 실패 (잔열제거계통 열교환기 상실, 원자로 정지시 주증기차단밸브 (MSIV) 단힘신호 개시의 2가지 경우 해석)
- Isolation/Scram에 의한 SRV 방출
- 운전과도현상에 의한 주증기차단밸브 급작 단힘 및 원자로 정지 (원자로 감압을 위한 SRV 개방 (원자로 정지 후 2~3 시간 후 최대온도))
- 소형과단냉각재상실사고 (SBLOCA)

(마) 해석시 일반 가정

- 출력준위, 붕괴열, 용수온도, 잔열제거계통 열교환기 성능, 응축수조 초기 온도 등은 SRP 6.2절의 Containment 압력/온도 해석과 일관성을 가질 것
- 응축수조 초기 수위는 기술지침서의 최소 수위로 할 것
- MSIV 닫힘은 격리신호 후 3.5초 에 개시되는 것으로 가정할 것
- 원자로 용기 Pedestal 내에 존재하는 물의 체적은 해석시 배제할 것
- 급수펌프에 대한 가정
- Isolation/Scram 및 SBLOCA시에는 소외전원 비가용을 가정할 것. (급수 펌프 제외)
- 고압노심냉각수 주입 (HPCI, High Pressure Core Injection) 혹은 HPCS는 설정된 고 수조온도에 의해 종료되는 것으로 가정할 것
- 단일고장 효과 고려
- 응축 수조로 질량/에너지 방출 계산 (Letter Bucholz)
- 격납용기 대기 및 구조물로의 열전달 무시
- RHR은 기술지침서 온도 (TS1) 초과 후 10분 후에 운전개시로 가정할 것 (TS1 온도는 연속 출력운전시 최대 수조온도에 대한 기술지침서 제한치)
- 다른 요건에 의해 RHR 운전이 방해받을 경우 RHR 운전 재개, 방해 시간 및 효과를 고려할 것.

(바) 응축수조 감시계통

- 발전소 T/S 에서 정한 허용 기준이내임을 보장하도록 감시계통을 설치할 것
- 수조 온도 센서의 수와 분포의 적합성 입증 (Quencher 및 수조 벽면온도 측정으로 대체 가능)
- 최소수위 이하에 센서 설치 (T/S)
- 수조온도는 제어실에 지시 및 기록 (평균수조온도 결정을 위한 운전원 조치를 최소화시키는 절차 및 해석 장비 설치, 계측 계통의 상대적인 정확도를 고려하여 경보 설정치 설정)
- 경보 설정치
- 모든 센서는 내진등급 1, 품질그룹 B, 소내 비상전원 사용

(4) 설계 차이 평가

위에서 제시된 수조온도 제한요건은 BWR 압력억제수조에 대한 것으로서 이 요건이 APR-1400에 적절하게 적용될 수 있는지 평가하였다. 표 3-3-2-4는 일반적인 BWR 압력억제수조와 APR-1400 IRWST 설계의 주요 항목에 대한 비교를 보여주고 있다.

이 비교에 의하면 NUREG-0783 Database 에 고려된 BWR Pool/Quencher와 APR-1400 IRWST/Sparger 특성의 차이 존재함을 알 수 있다. 그러나 이 차이가 수조온도 제한치에 미치는 영향은 작을 것으로 예상된다. 또한 I-type Quencher에 대해서는 In-plant Test 수행된 바 없으므로 시험을 수행하여 NUREG-0783 기준이 적용 가능함을 입증할 필요가 있다.

한편 허용기준이 적용되어야 하는 조건을 비교하면 APR-1400의 사고조건과 NUREG-0783 Database 간에는 방출증기의 압력/건도 (엔탈피) 및 수조 초기조건상의 차이가 존재하며 수조 온도제한치도 영향을 받을 수 있을 것으로 보이지만, NUREG-0783 기준이 보수적일 것으로 예상되며 이에 대해서는 상세한 평가가 요구된다.

또한 APR-1400의 안전방출밸브 (POSRV)의 방출량은 NUREG-0783 요건을 적용하기 위해서는 방출기간 30분 동안의 시간평균으로 환산할 필요가 있다. 참고문헌 [3-3-2-9]에 제시된 바에 따르면 완전급수상실사고 (TLOFW)시 100~600lbm/sec (Sparger 유속 65.6~337lbm/ft²-sec), 이며, 우발적인 POSRV 개방 사고시 100~400lbm/sec (Sparger 유속 65.6~258.56lbm/ft²-sec)이었다. 따라서 APR-1400에서 수조 온도제한치가 적용되는 모든 대상 사고들은 NUREG-0783 기준치 94lbm/ft²-sec를 초과하는 경우로서 국부온도 제한치 200°F가 적용됨을 알 수 있다.

그림 3-3-2-4는 APR-1400의 완전급수상실사고에 대한 해석 결과로 POSRV를 통해 방출되는 질량유량 및 엔탈피를 보여준다.

분석대상사고에 대해서는 BWR과 APR-1400의 설계 및 운전 차이 때문에 NUREG-0783 요건을 직접 적용하기 어려울 것으로 보이지만 기본적으로 POSRV를 개방시키는 모든 사고를 고려하여야 할 것으로 보인다.

해석시의 가정에 대해서도 BWR과 APR-1400의 설계 및 운전 차이 때문에 NUREG-0783 요건을 직접 적용하기 어려울 것으로 보이지만 NUREG-0783의 기본적인 배경은 사고해석 가정의 보수성에 있다고 보아서, 단일고장 등 보수적인 가정이 적용되어야 할 것으로 보인다.

국부-평균온도 차이에 대해서는 NUREG-0783 개발 당시 국부온도 해석 능력 제한으로 인해 주로 In-plant Test에 의해 국부온도를 결정했던 것으로 보인다. 이러한 국부온도 해석방법은 1984년에 수조 내 열적 혼합거동 해석에 관한 NRC의 보고서 (NUREG/CR-3471 [3-3-2-10])를 통해서 처음으로 제시되었으나, 현재의 APR-1400에 대해서는 CFX, FLUENT 등 현대의 CFD 기술의 발달로 국부온도 해석이 가능할 것으로 판단된다.

그러나 CFD 해석을 통한 국부온도 예측시 코드해석의 타당성 및 정확도 검증과 민감도 분석을 통한 신뢰도 입증에 요구된다. 이러한 해석 타당성 입증에서는 특히 다음의 내용이 고려되어야 한다:

- 주요 현상 묘사 타당성
- Full-scale Test와의 비교를 통한 검증 (e.g. 1978 Monticello T-quencher Thermal Mixing Test, Chap. 6, NUREG/CR-3471)
- Two-phase Model, 해석 Modeling 등에 따른 영향.

NUREG/CR-3471에 의하면 국부온도 해석시의 다음 현상이 고려되어야 한다:

- 수중 증기제트 (Steam Jet in Water)
- 밀도류 (Density Currents)
- 열성층화 (Thermal stratification)

NUREG/CR-3471에 제시된 해석 모델에서는 다음 사항들이 고려되었다:

- 거시적 열혼합모델 (Overall Thermal Mixing Model)
- Quencher 인근 열대류유동 모델
 - Quencher 인근 증기응축모델
 - 플럼 전달 역학 (Plume Transport Dynamics)
 - 플럼 충돌 역학 (Plume Impingement Dynamics)
 - Merging Plume Dynamics
 - 수면 확산 모델 (Surface Spreading Model)
 - 국부 재순환 모델 (Local Recirculation Model)
 - Quencher 인근 에너지 평형
- 원격유동 모델
- Quencher 인근-원격 유동 상호작용

BWR에서는 압력억제수조의 중요성에 근거하여 수조온도에 의한 원자로 트립 및 감압운전 설정치 등이 T/S에 명시되고 충분한 온도 계측이 제공될 것을 NUREG-0783 에서 요구하고 있는데 비해, 현재 APR-1400에서는 IRWST 내 3개

의 위치에서 온도 측정을 하는 것으로 명시되어 있다. 이는 기존 BWR (>16)에 비해 매우 빈약한 것으로서, 이러한 온도 계측으로는 In-plant Test를 수행해도 신뢰성 있는 국부온도 측정이 어려울 것으로 보인다. 따라서 이에 대한 보완이 필요할 것으로 생각된다.

표 3-3-2-3 응축수조 실험프로그램 요약

Type	Plant	Purpose	Scale	Quencher	Submerge	Test Condition	Result
Mark-I	GKM Model Tank	Develop discharge device	1/100				Optimum Quencher Dev.
	GKM Test facility	Scale-up	1/4		18.5 ft	95/40 lbm/ft ² -sec	Smooth Cond. Up to 203/214 °F
	KKB (1974)	In-plant Test	1/1	KWU X-type	13 ft	75-1100 psia 1000 tests	150~170 °F Uniform temp.(9°F)
	KKP (1975)	In-plant Test	1/1		15 ft	Similar to '74 Test	
	Monticello (1977)	In-plant Test Load/Pool Mixing	1/1	Mark-I T- type		1000 psia 2 test w/o RHR	Bulk-local temp. diff. 43/38°F
	Monticello (1977)	In-plant Test Modified T-type	1/1	Modified T- type		7-min. discharge	Bulk-local temp. diff. 15°F, RHR credit check
Mark-II	Karlstein Facility (77)			KWU T- type	21 ft	30-1199 psia	140 °F Smooth steam condensed
	Caorso (1978, 79)	In-plant Test Pool Mixing	1/1	X- type	18 ft	13-min. discharge	102 °F, Bulk-local temp. diff. 5°F
Mark-III	Kuoseng (81)	In-plant Test	1/1	X- type			
	Grand Gulf (83)	In-plant Test	1/1				

표 3-3-2-4 BWR 압력억제수조 및 IRWST 설계 비교

항목	APR-1400	BWR	비고
원자로출력	1400 MWe	~1436 MWe	
수조 전체체적	117,391 ft ³	254,000 ft ³	Suppression of drywell air during LOCA
수조 물 체적	84,391 ft ³	135,000 ft ³	
수조 대기체적	33,000 ft ³	119,000 ft ³	
수조 형상	환형 (Cylinder)	환형 (Torus)*	Different Configuration Mark II, III
수조 내/외경	53/75 ft		
Sparger/Quencher	I-type	T-type, X-type	T-, X-type Quencher: tested In-plant I-type tested in ABB-Atom Test Facility
침수 깊이	9 ft	13~21 ft	
전체 Sparger 수	12	~14	
Hole수/Sparger	144/1	80	
Hole Area	0.127 ft ²		
전체 방출면적	1.524 ft ²		상세자료 미비, 유사할 것으로 예상

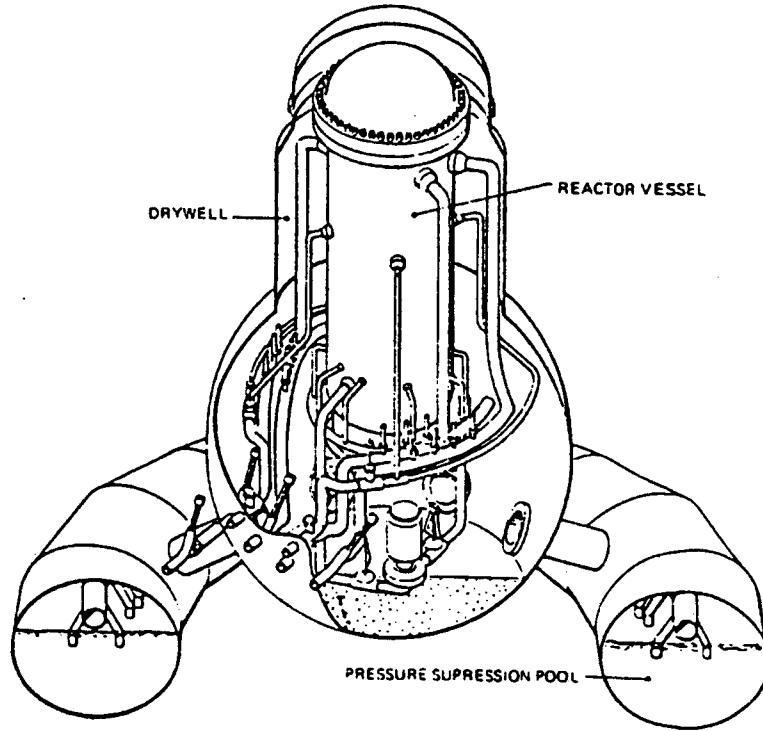


그림 3-3-2-2 비등수로 원자로

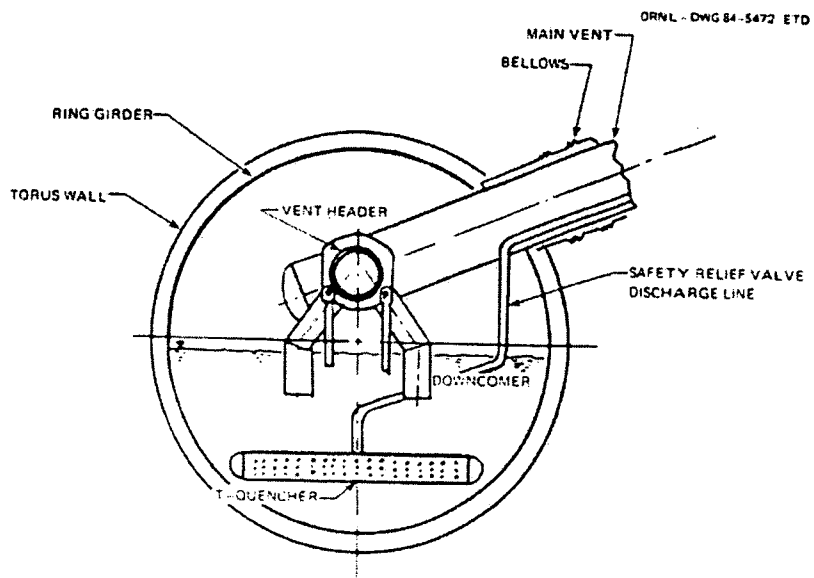


그림 3-3-2-3 압력억제구조 상세도

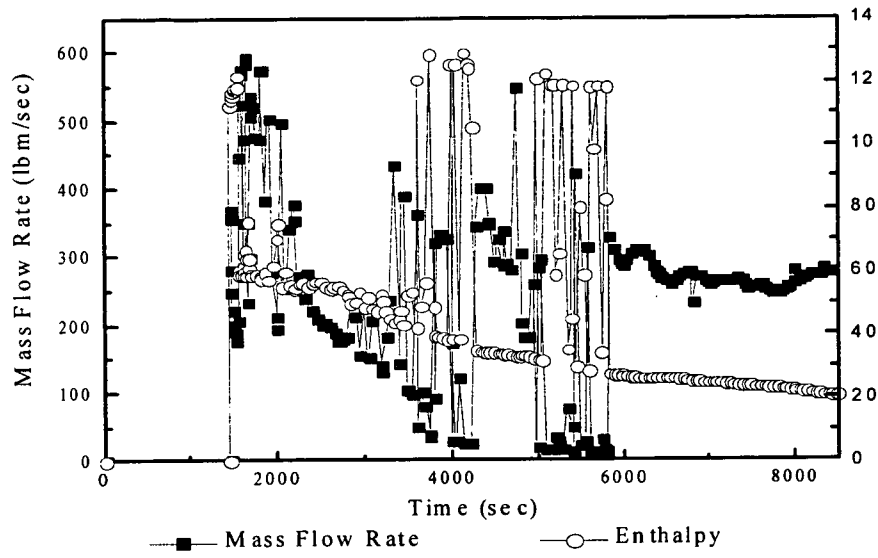


그림 3-3-2-4 APR-1400 TLOFW시의 방출 유량 및 엔탈피

다. 열수력현상 계산

(1) 개요

APR-1400에서는 비상시 원자로냉각재계통의 압력을 낮추어주기 위하여 POSRV (Pilot Operated Safety Relief Valve)를 통하여 고온고압의 증기를 IRWST (In-containment Refueling Water Storage Tank) 내부에 잠겨있는 Sparger를 통하여 방출시키게 된다. POSRV에서 Sparger에 이르기까지 아주 다양한 형태의 배관이 설치되어 있는데, 여기에는 Reducer, Expander, 90° Elbow, Branch (분지관) 및 T-junction 등이 있다. APR-1400의 경우 RCS의 설계압력은 2250psia이고 온도는 668°F (=353.3°C)이다. 일반적으로 POSRV 후단에는 대기압이 작용하므로 POSRV 전후의 압력차는 극심한 편이다. 따라서 POSRV가 갑자기 열리게 되면 배관 내부에는 구조적으로 복잡한 고속유동이 형성될 뿐만 아니라 극심한 수력학적 하중 (Hydrodynamic Loads)이 작용하게 된다. 따라서 구조적 안정성이 특히 요구되는 원자력발전의 경우 RCS의 설계에 있어서 유동특성 분석은 매우 중요하다.

본 연구에서는 POSRV 개방시간이 아주 짧은 경우에 각종 배관에서 발생하는 현상을 수치해석을 통하여 살펴보았다. 이를 위해 다양한 형태의 배관에 대하여 2차원 및 3차원 비정상상태 해석 (Unsteady Analysis)을 수행하였다. 또한 90° Elbow에 대해서 배관에 작용하는 힘을 시간의 함수로 구하여 2차원 해석 결과와 3차원 해석 결과를 비교하였다.

Sparger는 심각한 열수력 하중이 발생되지 않도록 IRWST로 증기를 방출시키는 장치이다. 따라서 Sparger는 설계에 있어 세심한 주의가 요구되는 아주 중요한 구성품이다. APR-1400에 적용된 Sparger는 ABB-Atom사가 개발한 'T'형 Sparger이다. Sparger 하단의 Discharge Head에는 원주방향으로 10mm의 직경을 가지는 작은 구멍이 9개 열에 걸쳐서 144개가 뚫려져 있다. 그리고 Sparger 하부에는 직경 25mm의 구멍이 하나 있는데, 이것은 Sparger를 통해 방출되는 증기와 IRWST 수조수와의 혼합을 촉진시키는 기능을 갖는다. 한편 끝단과 물 표면 사이에 방출배관의 유동을 완화시켜 방출압력을 감소시키기 위하여 하중감소링 (LRR: Load Reduction Ring)이 상부에 설치되어 있다. 일반적으로 IRWST로 방출되는 증기의 20~30%가 LRR을 통하여 방출된다. 안전감압배기계통 작동 초기에는 LRR과 Discharge Head를 통하여 방출되는 공기의 진동압력 사이에 위상차를 가지게 하여 전체 Sparger를 통하여 방출되어 진동하는 공기압력을 감소시켜주게 된다.

Sparger가 작동하게 되면 배관 속의 물이 먼저 방출되고 이어서 배관 속의 기체 (공기), 그리고 원자로냉각재의 증기의 순으로 방출과정이 진행된다. 이들 각각의 다른 유체들은 방출될 때 IRWST Pool 내부에 다른 압력변화를 보인다. 일반적으로 초기 배관 속의 물이 방출되는 경우 Pool 내부의 압력변화는 그리 크지 않다. 그러나 기체가 방출되는 경우에는 pool 내부에 급격한 압력변화가 발생되는데, 이는 기포가 연속적으로 수축과 팽창이 반복되기 때문인 것으로 알려져 있다. 한편 Pool 내부로 증기가 방출되는 경우 수조 온도가 낮으면 비교적 안정적으로 응축이 일어나 수조 내의 압력변화는 크지 않아 큰 하중은 발생되지 않는다. 그러나 고온고압의 증기가 계속 방출되어 수조 온도가 상승하는 경우 증기응축은 더 이상 안정되게 일어나지 않는다. 따라서 안정적 증기응축을 위해서는 수조 용량 선정에 세심한 주의를 기울여야 한다는 것을 알 수 있다.

POSRV (Pilot Operated Safety Relief Valve)가 작동되는 경우 Sparger를 통하여 순차적으로 물, 공기, 증기가 IRWST로 방출된다. 따라서 Sparger의 기능은 POSRV 작동시 심각한 열수력하중이 발생되지 않도록 물을 원활히 방출시키고, 공기를 원활히 방출시키고, 증기가 균일하게 응축되도록 하여 IRWST 냉각수와 무리 없이 혼합되도록 한다.

이 절에서는 공기방출에 대하여 중점적으로 살펴보았다. 이는 공기방출시 수조 내부에 가장 큰 수력학적 하중이 작용하기 때문이다. 따라서 본 연구에서는 IRWST 벽면에 작용하는 압력을 시간의 함수로 살펴보았다. 이 절에서의 분석내용은 크게 두 가지로 나뉜다. 하나는 POSRV에서 Sparger에 이르기까지 설치되어 있는 다양한 형태의 배관에 대한 유동특성을 분석하여 안전성 평가자료로 사용하기 위함이다. 다른 하나는 고온고압의 증기를 방출시킬 때 발생하는 수력학적 거동을 분석하여 Sparger 설계에 대한 평가기술 기반을 구축하는 것이다. 따라서 본 연구에서는 배관계통과 Sparger를 별도로 구분하여 살펴보았다.

(2) 해석 모델

Sparger가 작동되는 동안에 각 Hole을 통하여 방출되는 작동유체는 초기에 물, 그 이후에 공기, 그리고 최종적으로 증기다. 따라서 이를 해석하기 위해서는 액체-가스 이상유동 (Liquid-gas Two-phase Flow)에 대한 모델링이 필요하다. 또한 IRWST 상부는 자유표면(free surface)을 가지고 있으므로 이들 2상 유체에 대한 Interface를 처리할 수 있는 모델이어야 한다.

일반적으로 IRWST 내부 물의 온도가 낮은 경우 Sparger를 통하여 방출된 고온의 증기는 저온의 물과 직접접촉을 통하여 안정되게 응축되어 심한 열수력 하중을 유발하지 않는다. 그러나 IRWST 내부로 연속적으로 증기가 방출되는 경우 Sparger 근처의 온도가 국부적으로 증가하여 증기응축이 불안정해지게 된다. 이런 경우 방출된 증기는 특정 주기로 팽창과 수축을 반복하여 큰 응력을 유발시키는 응축진동을 야기시킬 수 있다. 일반적으로 증기압력이 IRWST 내부압력보다 큰 경우 팽창하고 작은 경우 수축을 일으킨다. 따라서 이들 현상을 관찰하기 위해서는 상변화 (Phase Change)에 대한 모델이 필요하고, 열전달을 해석할 수 있어야 한다.

결론적으로 Sparger 주위에서의 열수력 현상을 해석하기 위해서는 다음과 같은 모델이 포함된 해석코드가 필요함을 알 수 있다:

- 2상 유동 (가스-액체)
- 자유 표면 (Free surface)
- 상 변화 (Phase change)
- 상 (Phase) 사이의 열전달 (에너지 방정식 포함)

(가) 다상유동 모델

여기서는 우선 연구에 사용된 FLUENT 전산유체역학 코드에 대해서 살펴보기로 한다. 계산영역에 두 가지 유체가 공존하는 다상유동 해석을 위하여 FLUENT에서는 세 가지 모델을 사용할 수 있는데, 여기에는 VOF (Volume of Fluid) Model, Cavitation Model 그리고 Algebraic Slip Mixture Model이 있다 (FLUENT Inc. [3-3-2-11]).

VOF 모델은 고정격자를 이용하여 두 가지 이상의 혼합되지 않는 유체 사이의 경계면 위치가 중요한 경우에 사용할 수 있도록 고안된 모델이다. 즉, 자유표면을 가지는 물의 유동을 해석하기 적합한 모델이다. VOF 모델에서 운동량방정식은 유체들에 의해서 공유되고, 각각의 계산격자에서 각 유체의 체적분율 (Volume Fraction of Each of the Fluids)을 계산하는 것이다. VOF 모델 적용가능 분야를 살펴보면, 제트 분열 (Jet Breakup), 액체 속의 큰 공기방울 운동 (Motion of Large Bubbles in a Liquid), 댐 붕괴 후의 유체 거동 (Motion of Liquid after Dam Break), 액체-기체 경계면의 정상 또는 과도상태 해석 (Steady or Transient Tracking of Any Liquid-gas Interface) 등이 있다.

(나) VOF 모델

Hirt et al. [3-3-2-12] 은 2상 유동의 경계면 거동을 해석하기 위하여 VOF 모델을 개발하였다. 이 VOF 모델은 많은 단열 2상 유동 문제를 해석하는데 사용되고 있다. 그러나 이 모델에 적용하기 위한 완벽한 형태의 Energy Equation을 사용할 수 없기 때문에 VOF 모델은 열교환을 수반하는 2상 유동 해석에는 적용할 수 없다.

① VOF 모델 이론

VOF 모델은 두 가지 이상의 유체들이 서로 섞이지 않는 경우에 대한 유동 해석을 위해서 개발되었다. 이를 위하여 각각의 유체에 대한 추가적인 상 (Phase) 이외에 하나의 새로운 변수가 도입되는데 그것이 바로 체적분율이다. 그리고 각각의 제어체적에서 모든 유체의 체적분율 합은 1이 된다. 모든 변수 및 물성치 (Variables and Properties)는 각각의 유체에 의하여 공유되며 각각의 위치에서 체적분율을 알고 있는 한 체적평균값을 나타낸다. 그러므로 어느 한 격자 (Cell)에서의 변수나 특성은 체적분율 값에 따라서 순수하게 하나의 유체에 대한 대표값일 수도 있으며, 또는 여러 유체의 혼합체에 대한 대표값이 될 수도 있다. 즉, 만약 q 번째 유체의 체적분율을 α_q 로 표기한다면 다음과 같은 세 가지 경우가 가능하다:

$\alpha_q = 0$ the cell is empty (of the q th fluid)

$\alpha_q = 1$ the cell is full (of the q th fluid)

$0 < \alpha_q < 1$ the cell contains the interface between the fluids

따라서 이 α_q 의 값을 기준하여 계산영역 내의 각 제어체적에 적당한 특성과 변수가 할당되게 되는 것이다.

체적분율 방정식

각 상 (Phase) 사이의 경계면 (Interface)은 상 가운데 하나 또는 다수의 체적분율에 대한 연속방정식을 이용하여 구한다. q 번째 상에 대한 체적분율 연속방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + u_i \frac{\partial \alpha_q}{\partial x_i} = S_{\alpha_q}$$

이 식의 오른쪽에 있는 Source Term은 VOF 모델에서는 0이 된다. 한편 체적분율

방정식에서 1차상 (Primary Phase)에 대한 체적분율은 직접 풀지 않고 다음과 같은 관계식을 이용하여 구한다.

$$\sum_{q=1}^n \alpha_q = 1$$

물성치 (Properties)

유체의 물성치는 각 제어체적에 존재하는 유체들에 의하여 결정된다. 예를 들면, 두 개의 상이 존재하는 유동장에서 상을 하첨자 1과 2로 표기하는 경우 두 번째 상에 대한 체적분율을 구했다면 각 cell에서의 밀도는 다음과 같이 구해진다.

$$\rho = \alpha_2 \rho_2 + (1 - \alpha_2) \rho_1$$

일반적으로 N개의 상을 가지는 유동장의 경우 밀도는 다음과 같이 구해진다.

$$\rho = \sum \alpha_q \rho_q$$

운동량 방정식

VOF 모델에서는 전 계산영역에 걸쳐서 하나의 운동량 방정식이 사용된다. 따라서 각각의 상은 속도장을 서로 공유한다. 따라서 단일 Cell에서 모든 유체는 같은 속도를 가진다. 운동량 방정식은 아래 보여진 것처럼 물성치와 --를 통해서 모든 상의 체적분율에 의해 좌우되게 된다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho u_j + \frac{\partial}{\partial x_i} \rho u_i u_j = -\frac{\partial P}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g_j + F_j$$

이렇게 유동장을 공유한다는 제한은 상 사이에 큰 속도 차이가 존재할 수 있는 상 사이의 경계면 근처에서 해의 정확성이 떨어질 수 있는 단점이 있다.

② VOF 모델의 한계

FLUENT에서 사용할 수 있는 VOF 모델은 현재 다음과 같은 제한이 따른다:

- 유동은 비압축성이라야만 한다.
- VOF 모델을 이용하는 경우 열전달 모델은 사용할 수 없다.
- VOF 모델을 사용하는 경우 유체혼합이나 화학반응 (Species Mixing and Reacting)은 해석될 수 없다.
- VOF 모델을 사용하는 경우 LES (Large Eddy Simulation) 난류모델은 사

용할 수 없다.

- 응결이나 용해 (Freezing/Melting)와 같은 상변화 모델은 VOF 모델과 함께 사용할 수 없다. 따라서 현재의 기술로는 Sparger Head에서 방출되는 증기가 수조에서 응축되는 현상을 모사할 수 없다.

(3) 유동 해석

(가) 유동현상 분석

가압기 (Pressurizer)로부터 방출되는 고온고압의 증기는 높은 에너지를 가지고 있다. 이 에너지를 주변기기에 영향을 주지 않고 소산시키기 위하여 IRWST (In-containment Refueling Water Storage Tank)로 보내 물 속에서 응축시키게 된다. 이 과정에서 고온고압의 증기는 POSRV (Pilot Operated Safety Relief Valve)를 거쳐 여러 형상의 배관을 통과하여 IRWST에 이르게 된다. 따라서 여기서는 이와 관련된 각종 배관형상 및 거기에서 일어나는 다양한 유동현상에 대한 내용을 자세히 살펴보기로 한다.

POSRV가 작동되는 경우 유동 특성은 크게 두 가지로 구분할 수 있는데, 하나는 밸브개방시간 (Valve Opening Time)이 아주 짧은 경우이고, 다른 하나는 밸브 개방시간이 약간 긴 경우이다. 밸브개방시간이 짧은 경우 밸브 전단은 고온고압 상태이고 후단은 저온저압 상태의 정지유동이 높은 압력차에 의해서 순간적으로 유동이 형성된다. 이는 고온고압 측과 저온저압 측 사이에 격막 (Diaphragm)이 설치되어 있다가 그 격막이 순간적으로 파열될 때 일어나는 유동과 유사하다. 따라서 밸브개방시간이 짧은 경우의 유동은 Shock Tube 유동과 거의 같다. Shock Tube 유동에 대해서는 정확해(exact solution)가 존재하고 또 그 유동 형태가 잘 알려져 있어서 쉽게 문제해결이 가능하다. 그러나 일반적인 경우 밸브 후단에 복잡한 구조물이 설치되어 있거나 배관 형상이 직선관이 아니라 확대관, 축소관, 또는 곡관과 같은 다양한 형태의 관이 연결되기 때문에 실제적으로는 수치해석이나 실험을 통해서 유동을 해석해야 한다.

Sparger에서 발생하는 유동은 아주 복잡하다. 가장 먼저 Sparger Head 내부에 들어있는 물이 방출 (Water Clearing)된다. 그 다음 단계로는 POSRV와 Sparger Head에 고여있는 물 표면 사이에 있던 공기의 방출 (Air Clearing)이 일어난다. 공기가 방출된 후 그 뒤를 따르는 증기방출 (Steam Clearing)이 단계적으로 일어나게

된다.

(나) 배관계통 유동해석 결과 및 검토

① POSRV 개방 - Shock Tube

앞서 언급했듯이 POSRV (Pilot Operated Safety Relief Valve)의 개방시간이 아주 짧은 경우 발생하는 유동의 형태는 충격파관 (Shock Tube)에서 발생하는 유동과 거의 유사하다. 따라서 여기서는 Shock Tube에서 발생하는 유동에 대해서 살펴보기로 한다. Shock tube는 고속의 압축성 유동을 이해하는데 매우 유용한 도구이다.

그림 3-3-2-5에 Shock Tube의 구성과 유동특성을 나타내었다. 이에 대한 내용을 정리하면 다음과 같다:

- Shock Tube는 격막 (Diaphragm)에 의하여 고압부와 저압부 두 부분으로 분리되어있는 하나의 관(tube)이다.
- 고압부와 저압부는 각각 구동부 (Driver Section)와 피구동부 (Driven Section)라 불린다.
- 격막이 파열되는 순간 충격파가 그림 3-3-2-5의 ①지역으로 전파되고, 팽창파(Expansion Wave)는 ④지역으로 전파된다.
- 수직충격파 (Normal Shock Wave)가 W의 속도로 오른쪽으로 이동함에 따라 충격파 뒤의 가스 압력은 증가되는 동시에 u_p 의 속도를 가지게 된다.
- 구동부와 피구동부 사이의 경계면은 접촉면 (Contact Surface)이라 불리며, u_p 의 속도로 이동하게 된다. 이 접촉면을 가로질러 엔트로피 (Entropy)는 불연속적으로 변한다. 그러나 압력과 속도는 보존된다. 즉 $p_2 = p_3$ 이고 $u_2 = u_3 = u_p$ 이다.
- 팽창파가 왼쪽으로 전파되면서 지역의 압력은 유연하게 연속적 (Smoothly and Continuously)으로 감소되어 팽창파 뒤의 압력인 p_3 가 된다.
- 격막이 파열된 후의 Shock Tube내부에서의 유동은 완벽하게 격막이 파열되기 이전의 두 초기조건에 의해서 결정되어진다.

그림 3-3-2-6은 FLUENT 전산유체해석코드를 이용하여 Shock Tube유동을 해석한 결과로서 Shock Tube 내부에서의 시간에 따른 압력분포를 나타낸다. 초기조건으로서 구동부와 피구동부 모두 공기를 사용하였으며, 구동부와 피구동부의 압력

은 각각 101,325Pa과 10,132Pa을 사용하였다. 이 그림에서 앞서 설명한 우측으로 이동하는 수직충격파와 좌측으로 이동하는 팽창파를 확인할 수 있다.

② Reducer and Expander

그림 3-3-2-7은 Driver Section 압력이 101,3250Pa (=10 bar)이고 Driven Section의 압력이 101,325Pa (=1 bar)인 경우 밸브개방 후 0.0002초가 경과된 상태에서의 압력분포이다. 이 그림으로부터 우측으로 진행되는 수직충격파는 관의 형상변경에 큰 영향을 받지 않는다는 것을 알 수 있다. 그러나 Reducer의 경우 축소부에서 유로단면적 감소로 인하여 수직충격파의 진행속도가 직선관이나 Expander에 비해서 약간 빠르게 나타나고 있음을 볼 수 있다. 한편 그림 3-3-2-8은 관 중앙부에서 x-방향에 따른 압력분포를 나타내고 있다. 여기서 알 수 있는 것은 Reducer의 경우 수직충격파의 강도가 강해진다는 것이다. 그리고 압축성 유동에서 유동방향이 변경되는 경우에 발생하는 충격파와 팽창파로 인하여 수축부와 팽창부에서 압력변화가 비교적 크게 일어나고 있음을 알 수 있다.

③ 90° Elbow

90° Elbow의 경우 각종 배관계통에서 볼 수 있는 가장 흔한 형상 가운데 하나이다. 여기에서 중점적으로 살펴볼 것은 수직충격파가 진행됨에 따라 90° Elbow에서 발생하는 힘의 변화이다. 현재 대부분의 경우 배관계통 해석은 1차원 해석에 의존하고 있다. 따라서 1차원 해석을 이용하여 90° Elbow처럼 복잡한 유동이 발생하는 경우에 대한 해석결과가 타당한가의 여부를 조사하는 것은 아주 유의할 것으로 여겨진다. 본 연구에서는 우선 3차원 해석과 2차원 해석 결과를 비교하기로 한다. 이를 위해서 90°로 꺾이는 부분에서의 곡률이 $r = 0, d, 2d, 3d$ 인 경우에 대한 유동을 살펴보았다. 관의 직경은 35mm이고 길이는 가로 및 세로 각각 350mm이다. 비정상상태 유동해석을 위하여 입구로부터 70mm되는 지점에 밸브가 설치되어 있다고 가정하였다. 밸브 전단에서의 압력은 1,013,250Pa(=10bar)이고 밸브 후단의 압력은 대기압인 101,325Pa (=1bar)을 사용하였다.

밸브가 열리는 순간 Shock Tube와 Reducer 및 Expander에서 살펴본 것과 유사한 유동이 형성된다. 유동 전단에 형성된 수직충격파는 오른쪽으로 진행되어 유동방향이 변하는 지점에 이르면 관 벽과 부딪쳐 충격파가 반사되면서 복잡한 유동

현상이 나타난다. 여기서는 앞서 언급했듯이 3차원 해석과 2차원 해석을 비교하기로 한다.

그림 3-3-2-9에 연결부에서 곡률이 0인 90° Elbow에 대한 유동해석 결과를 나타내었다. 여기서 3차원 해석 결과는 중앙단면에서의 유동을 나타낸 것이다. 이 그림으로부터 2차원해석 결과는 3차원 해석 결과와 거의 일치함을 알 수 있다. 그러나 이 그림만으로는 정량적 분석이 불가능하다. 따라서 정량적 분석을 위하여 관 벽면에 x-방향으로 작용하는 힘을 그림 3-3-2-10에 나타내었다. 이 그림에서 2차원해석 결과가 더 큰 힘을 가지는 것은 원형 단면을 가지는 관의 곡면에 기인된 것으로서 쉽게 이해할 수 있다. 한편 벽면에 x-방향으로 작용하는 힘의 크기는 거의 일정한 주기를 가지면서 변한다는 것을 알 수 있다. 그러나 그 주기는 2차원 해석과 3차원해석 결과가 약간은 서로 다르다는 것을 알 수 있다. 따라서 공진이 염려되는 상황이라면 3차원해석이 필수적이라는 것을 알 수 있다.

그림 3-3-2-11은 연결부에서 서로 다른 곡률을 가지는 90° Elbows에 대한 x-방향 힘의 변화를 나타내었다. 이 그림으로부터 연결부에서의 곡률이 커질수록 x-방향으로 작용하는 힘의 변화 폭이 작아진다는 것을 확인할 수 있다. 그러나 곡률이 $r = 2d$ 인 경우와 $r = d$ 인 경우를 비교하면 오히려 $r = 2d$ 인 경우 힘의 변화 폭이 더 크다는 것을 알 수 있다. 그러나 그 차이는 크지 않은 편이다. 이런 현상은 밸브 전후의 압력비 변화에 따라 좀더 자세히 살펴볼 필요가 있을 것 같다.

여기서 한 가지 매우 중요한 사실은 곡관부를 지난 유동은 점차 하류로 진행되면서 거의 1차원 유동과 같은 형상이 된다는 것이다. 즉, 유동 전단은 마치 수직충격파가 진행되는 것처럼 그 모양이 변해간다는 것이다. 따라서 곡관부에서 나타나는 물리적 현상을 올바르게 처리할 수 있다면 90° Elbow의 경우에도 1차원 해석을 이용하여 타당한 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

④ Branch (분지관)

분지관에서의 비정상상태 유동해석 결과를 그림 3-3-2-12에 나타내었다. 이 그림에서 알 수 있듯이 고속 유동인 경우에도 유동 진행방향에 수직으로 연결된 관으로 비교적 많은 유량이 분배되어 흐른다. 한편 관 벽면에 작용하는 힘의 경우 90° Elbow에서처럼 어떤 주기를 가지고 그 크기가 변할 것으로 판단된다. 또한 관이 나뉘어지는 부분을 통과하여 어느 정도 하류로 진행된 후에 유동이 1차원 형태로 변해가는 것을 확인할 수 있다.

⑤ T-junction

그림 3-3-2-13에 T-junction에서 밸브개방시간이 아주 짧은 경우에 발생하는 유동을 시간변화에 따라 나타내었다. 이 그림으로부터 연결부에는 복잡한 유동이 형성되고 있는 반면에 유동진행 전면에서는 거의 1차원 유동으로 변해감을 알 수 있다.

(다) Sparger 유동해석 결과 및 검토

① 개요

재장전수를 담고있는 IRWST는 가압기로부터 증기가 방출되는 경우 Heat Sink의 기능을 수행하며 사고발생시 안전주입계통 (Safety Injection System) 및 격납건물살수계통 (Containment Spray System)에 냉각재를 공급하는 역할을 수행한다. 사고발생시 고온고압의 증기는 IRWST에 잠겨있는 Sparger를 통하여 IRWST로 방출된다. 방출이 진행되는 동안 작동유체는 처음에는 물, 그 다음에는 공기, 그리고 마지막으로 증기의 순으로 바뀌게 된다. 이렇게 방출이 진행되는 동안 심각한 수력학적 하중에 의하여 핵심 부품들이 손상을 받을 수 있게 된다.

Sparger를 통하여 작동유체가 방출될 때 발생하는 수력학적 거동은 극심한 운전조건과 복잡한 형상으로 인하여 매우 복잡하다. 또한 앞서 언급했듯이 방출되는 작동유체는 방출과정이 진행됨에 따라 물, 공기, 증기의 순으로 바뀌게 된다. 더욱이 증기가 방출될 때는 상변화 (Phase Change)가 동반된다. 이런 이유로 인하여 많은 연구자 [3-3-2-13~17]들이 기포방출 (Vapor Discharge)에 대한 실험적/이론적 연구를 수행해 왔다. 공기가 방출되는 경우 다양한 크기와 형상을 가지는 물방울군 (Group)이 형성된다. 그런데 그 물방울들은 결합 (Coalescence)과 분열 (Breakup)로 인하여 그 거동이 매우 불규칙한 것이 특징이다. Luo and Svendsen [3-3-2-18]과 Prince and Blanch [3-3-2-19]은 기포의 결합과 분열을 연구하여 그 거동을 예측하기 위한 모델을 제시하였다. 한편, Tiselj and Petelin [3-3-2-20]은 전산유체역학을 이용하여 원자력발전소 사고를 모사하였다. 그러나 Sparger를 통하여 유체가 방출되는 동안에 발생하는 현상들을 정확히 분석하기 위해서는 아직도 많은 연구가 필요한 실정이다.

Sparger에 대한 연구는 본 연구의 핵심이다. 앞서 언급했듯이 Sparger Head에서

는 다양한 작동유체의 방출이 일어나는데 그 형태가 유동 측면에서 매우 복잡하다. 또한 유체가 방출되는 동안에 주변 구조물의 구조적 안정성 측면에서 큰 영향을 미치기 때문에 아주 자세한 유동해석 기법을 정립하는 것은 아주 중요하다.

여기서는 VOF 모델을 이용한 공기방출에 대해서 살펴보기로 한다. Sparger Head에서의 물방출은 주변기기에 미치는 영향이 작기 때문에 큰 관심을 받지 못하고 있다. 그러나 공기가 방출되는 동안에 IRWST 내부 수조에는 급격한 압력상승 및 압력 변동폭이 큰 관계로 주변 구조물에 가장 큰 영향을 미친다. 따라서 여기서는 공기방출에 대하여 중점적으로 살펴보기로 한다.

② 유동해석 결과 및 검토

그림 3-3-2-14에 공기방출에 대한 계산결과를 나타내었다. 이 그림으로부터 시간이 경과함에 따라 공기가 방출되는 과정을 살펴볼 수 있으며, 그 과정과 물리적 현상을 정리하면 다음과 같다.

- 공기가 방출되는 동안에 두개의 공기방울 그룹이 형성되는데, 하나는 LRR (Load Reduction Ring)에서 생기고 다른 하나는 Sparger Head에서 형성된다.
- 일반적으로 큰 공기방울이 형성되는 경우 응축수조 내에 큰 압력변화를 유발시켜 구조 안정성 측면에서 작은 공기방울들이 형성되는 경우에 비하여 매우 불리하다고 알려져 있다. 따라서 공기방울 크기를 예측하는 것은 매우 중요하다는 것을 알 수 있다. 그러나 본 수치해석 결과로는 공기방울 크기를 예측할 수 없다. 이는 계산격자를 3차원으로 매우 조밀하게 형성시키면 극복될 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 VOF 모델을 이용하여 작은 공기방울들이 형성되는 것을 예측하는 경우에 자유표면 형상이 매우 복잡해지게 된다. 이 경우 계산시간이 길어지기 때문에 이를 해결하기 위한 노력이 요구된다.
- 한편 그림 3-3-2-15에는 공기방출시 Sparger Head 높이의 IRWST 벽면에서의 시간에 따른 압력변화를 나타낸다. 이 그림을 통해서 다음과 같은 중요한 사항들을 파악할 수 있다: 1) 공기방출이 시작되기 이전에는 Sparger Header (또는 입구)에서의 큰 압력변화도 IRWST 벽면에서의 압력에는 거의 영향을 미치지 못한다. 2) 공기방출이 시작되는 순간에 수조내부 압력이 급격히 증가된다. 수조내의 급격한 압력증가는 아주 짧은 시간 지속되었다가 공기방출 이전의 수준을 회복한다. 3) 수조내부 압력이 증가됨과 동시에 압력의 변

화 폭도 증가된다. 이는 방출된 공기가 수축과 팽창을 반복하기 때문인 것으로 알려져 있다. 그러나 여기서 밝혀줄 것은 본 연구에서 공기는 사용된 전산해석 코드인 FLUENT의 한계로 인하여 비압축성 유체로 처리되었다는 것이다. 따라서 공기방출이 시작된 직후의 큰 압력변화는 방출된 공기의 압축과 팽창의 반복에 의해서 뿐만이 아니라 다른 메커니즘에 의해서도 유발된다는 것을 알 수 있다.

- 유동해석 결과에 따르면 0.0027초 후에 LRR을 통하여 공기가 방출되기 시작한다. 이 경우 IRWST 수조에 큰 압력변화가 나타난다. 그림 3-3-2-16 (a)~(d)에 압력분포가 나타나 있는데 (a)와 (b)를 비교하면 수조 압력이 급격히 증가됨을 볼 수 있다. 여기서 주목할 것은 높은 압력이 나타나는 부분이 약간 하부로 이동되었다가 그 압력이 급속히 작아진다는 것이다. 이에 대한 이유는 정확히 알 수 없지만 아마도 높은 압력이 물의 비압축성으로 인하여 자유표면을 통해서 극히 짧은 시간에 빠져나가기 때문인 것으로 판단된다.
- 공기방출이 시작되는 순간 급격히 압력이 증가되는 현상을 살펴보기 위하여 물방출 속도와 공기방출 속도를 조사하였다. 입구에 압력이 가해지면 Sparger 관에 차여있는 물에 압력이 가해져 수면이 하강하기 시작한다. 수면이 하강하면서 LRR과 Sparger Head를 통하여 물방출이 진행된다. 한편 수면 아래로 내려갈수록 방출되는 물의 속도가 감소하게 된다. LRR을 통하여 방출되는 물의 최대속도는 약 50m/sec가 된다. 그러나 공기가 방출되는 속도는 약 1500m/sec보다 큰 것으로 조사되었다. 따라서 이렇게 높은 속도로 공기가 방출되면서 수조 내부에 Hammering 현상이 유발되어 압력이 순간적으로 급격하게 증가되는 것으로 판단된다.

(4) 해석결과 요약

(가) 배관계통 유동

배관계를 구성하는 다양한 형상의 배관에 대한 유동해석을 수행하여 분석한 결과를 정리하면 다음과 같다:

- 밸브개방시간이 짧은 경우 밸브 후단의 유동 진행 전면에 수직충격파가 형성되어 1차원 유동처럼 유동이 진행된다.
- 수직충격파가 90° Elbow를 지나는 경우 충격파 충돌 및 반사로 인하여 국부

적으로 복잡한 유동이 형성되거나 연결부를 지난 유동은 다시 수직충격파로 바뀌어 1차원 유동으로 된다. 한편 분지관이나 T-junction의 경우에도 이와 거의 같은 현상이 발생된다.

- 90° Elbow에 대한 2차원 및 3차원 해석 결과 비교를 통하여 2차원 해석은 3차원 해석을 대치할 수 있다는 것을 확인하였다.
- 본 연구에서 1차원 해석을 수행하지 못하여 2차원 또는 3차원 해석결과와 비교하지 못했지만 배관계통 수력학적 거동 해석은 곡관부에 대한 적절한 처리기법을 도입한다면 1차원 해석으로도 타당한 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

(나) Sparger 유동

Sparger에서 일어나는 작동유체 방출을 해석하기 위하여 unit cell test 개념을 이용하여 유동해석을 수행하였다. 공기가 방출되는 동안에 IRWST에 가장 큰 수력학적 하중이 발생되기 때문에 공기방출에 대하여 중점적으로 살펴보았다. 이를 위해 사각형 비정렬격자를 이용하여 축대칭 (Axisymmetric)으로 유동해석을 수행하였다. 자유경계면을 해석하기 위하여 VOF 모델을 사용하였다. 유동해석을 통해 얻어진 결과를 정리하면 다음과 같다:

- 공기가 방출되는 동안에 구형의 두개의 물방울 그룹이 형성되는데, 하나는 LRR (Load Reduction Ring)에서 생기고 다른 하나는 Sparger Head에서 형성된다.
- IRWST 벽면에서의 시간에 따른 압력변화를 조사하여 다음과 같은 중요한 사항들을 파악할 수 있다: 1) 공기방출이 시작되기 이전에는 Sparger Header (또는 입구)에서의 큰 압력변화도 IRWST 벽면에서의 압력에는 거의 영향을 미치지 못한다. 2) 공기방출이 시작되는 순간에 수조내부 압력이 급격히 증가된다. 수조내의 급격한 압력증가는 아주 짧은 시간 지속되었다가 공기방출 이전의 수준을 회복한다. 3) 수조내부 압력이 증가됨과 동시에 압력의 변화 폭도 증가된다.
- 공기방출이 시작되는 순간 급격히 압력이 증가되는 현상을 살펴보기 위하여 물방출 속도와 공기방출 속도를 조사하였다. 입구에 압력이 가해지면 Sparger 관에 차여있는 물에 압력이 가해져 수면이 하강하기 시작한다. 수면이 하강하면서 LRR과 Sparger Head를 통하여 물방출이 진행된다. 한편 LRR

을 통하여 방출되는 물의 최대속도는 약 50m/sec임을 알 수 있다. 그러나 공기가 방출되는 속도는 약 1500m/sec보다 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 이렇게 높은 속도로 공기가 방출되면서 수조 내부에 Hammering 현상이 유발되어 압력이 순간적으로 급격하게 증가되는 것으로 판단된다.

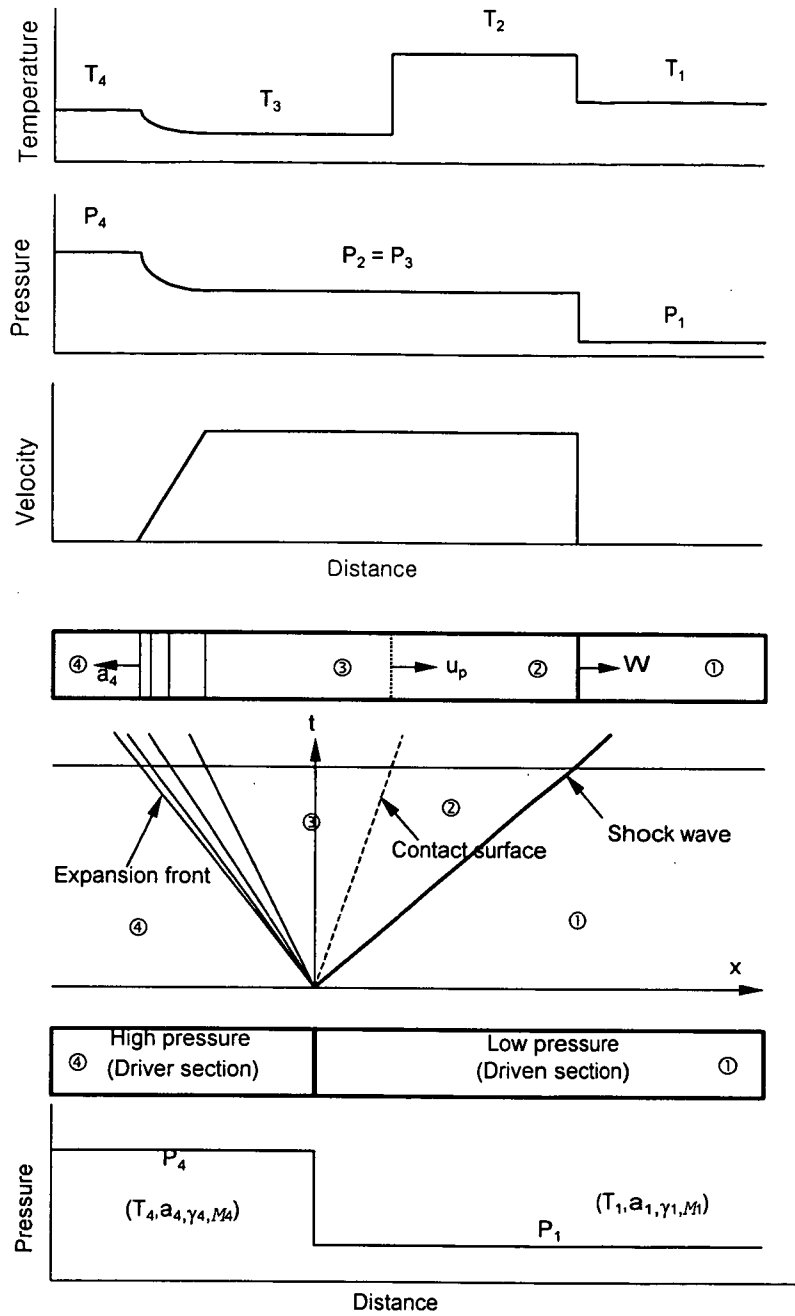


그림 3-3-2-5 충격파관내의 유동특성

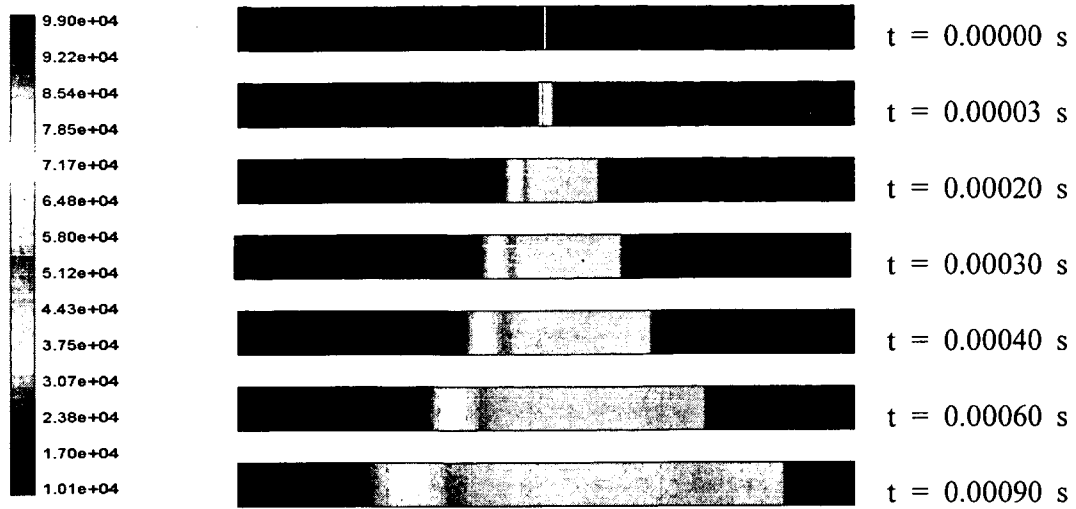


그림 3-3-2-6 충격파관내의 압력분포, $P_{\text{driver}} = 101325\text{Pa}$, $P_{\text{driven}} = 10132\text{Pa}$

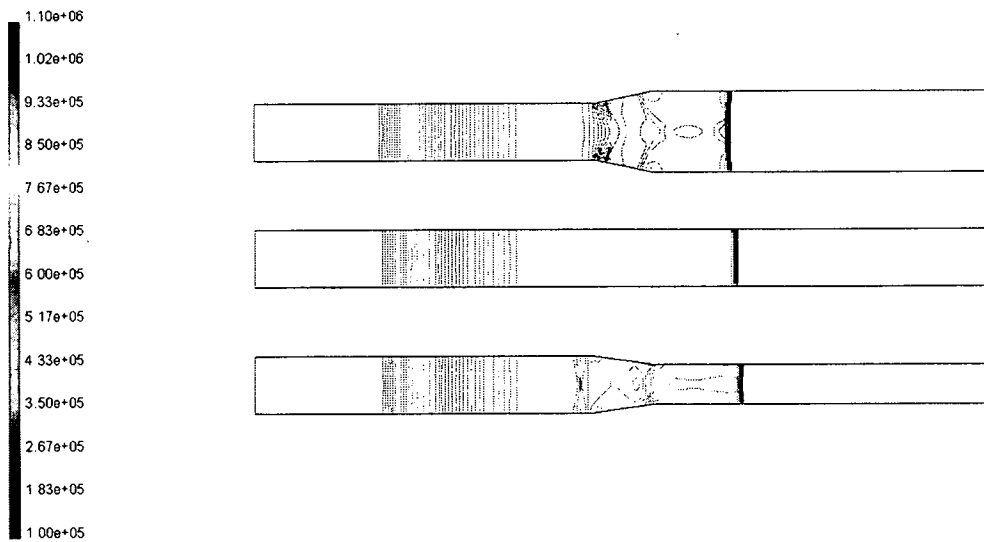


그림 3-3-2-7 Expander내 압력분포, $P_{\text{driver}} = 1013250\text{Pa}$, $P_{\text{driven}} = 101325\text{Pa}$,
Time = 0.0002sec.

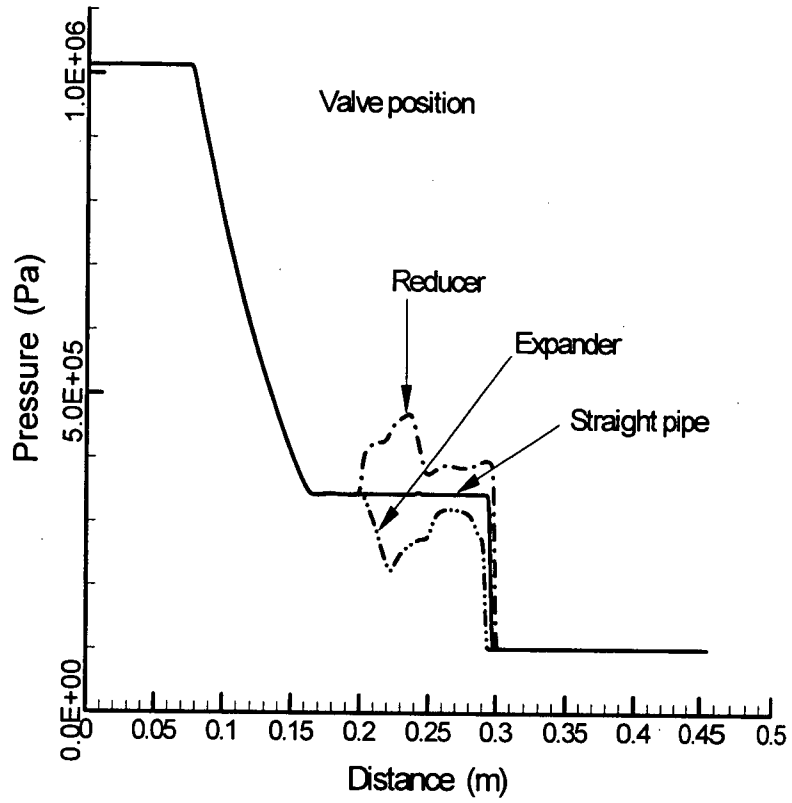
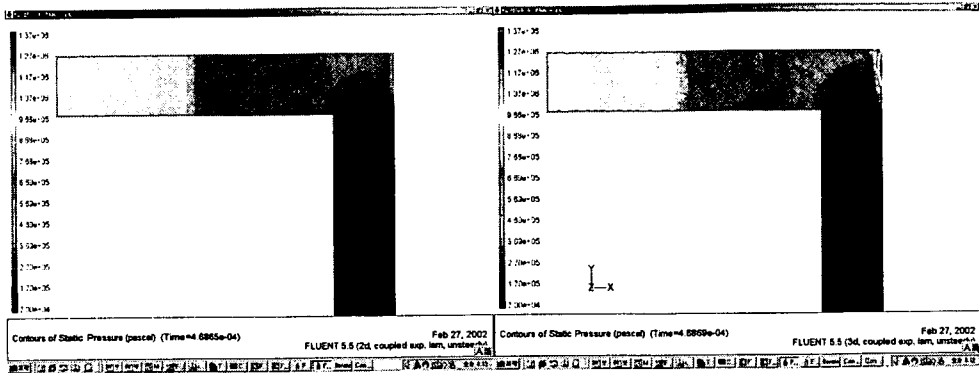
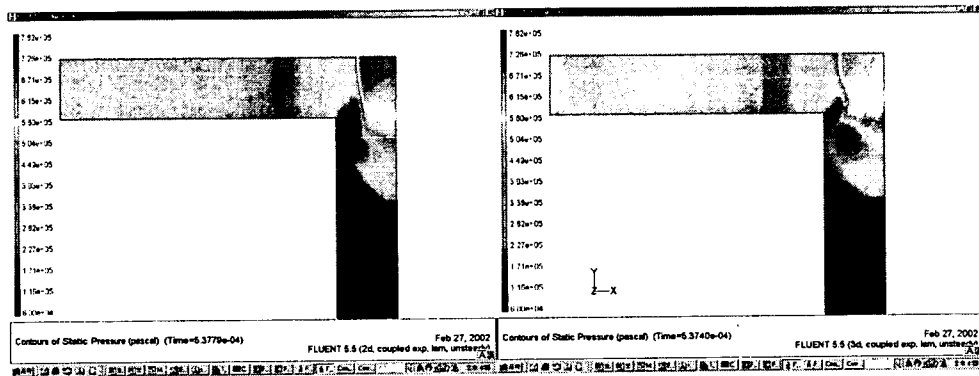


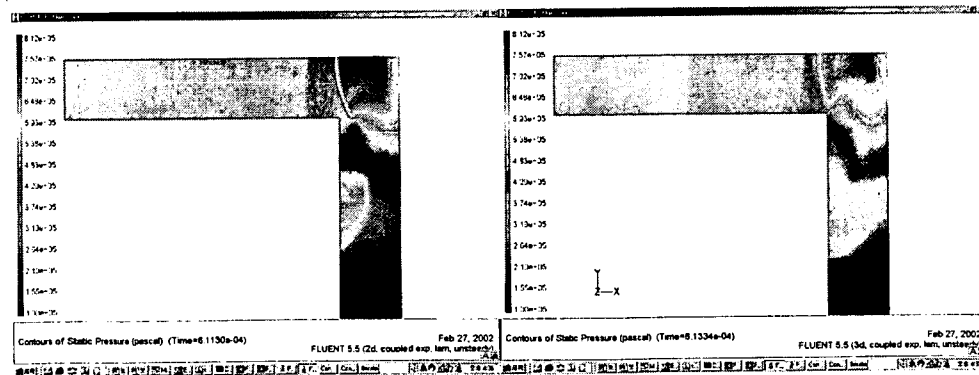
그림 3-3-2-8 관중양부 x-방향 압력분포, $P_{\text{driver}} = 1013250\text{Pa}$
 $P_{\text{driven}} = 101325\text{Pa}$, Time = 0.0002sec.



(a) Time = 0.000469 sec.



(b) Time = 0.000537 sec.



(c) Time = 0.000611 sec.

그림 3-3-2-9 90° Elbow 내 압력분포
(LHS = 2-dimensional, RHS = 3-dimensional)

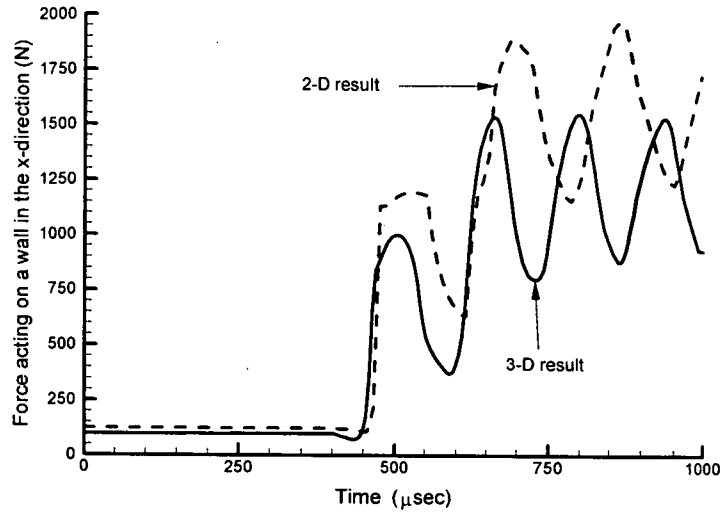


그림 3-3-2-10 90° Elbow에서 x-방향 벽면으로 작용하는 힘

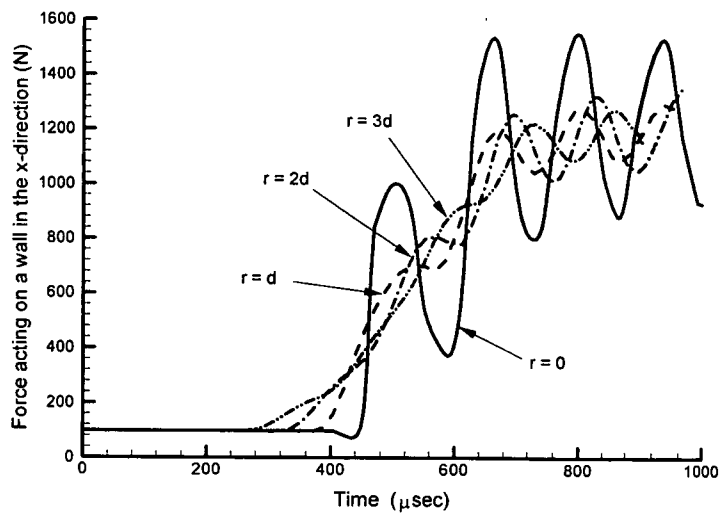
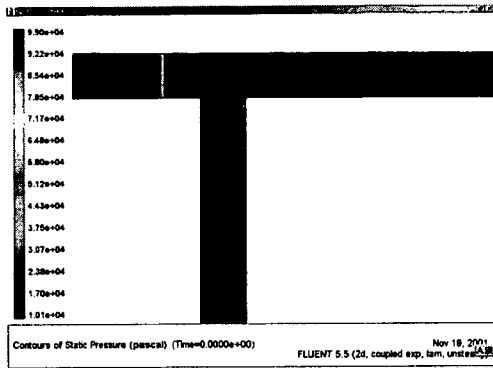
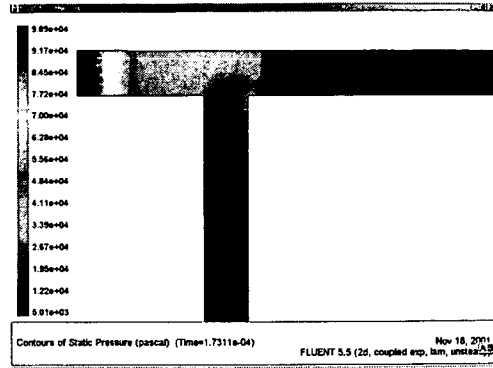


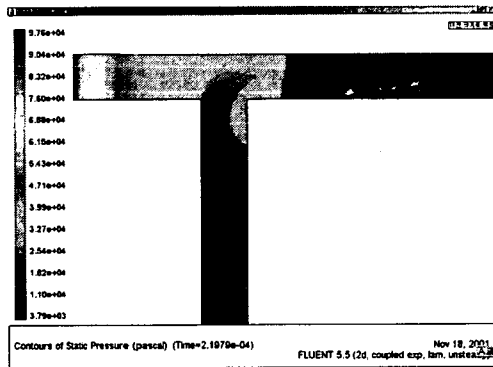
그림 3-3-2-11 다른 곡률반경을 가지는 Elbow에서 x-방향으로 작용하는 힘



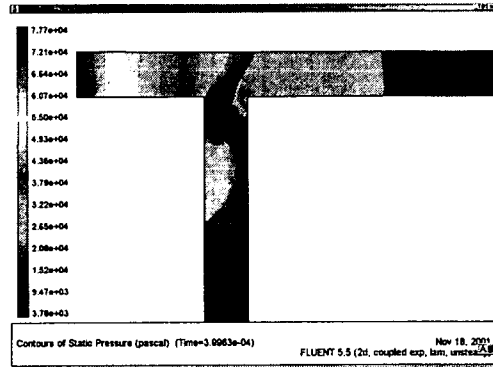
(a) Time = 0 sec



(b) Time = 0.000173 sec

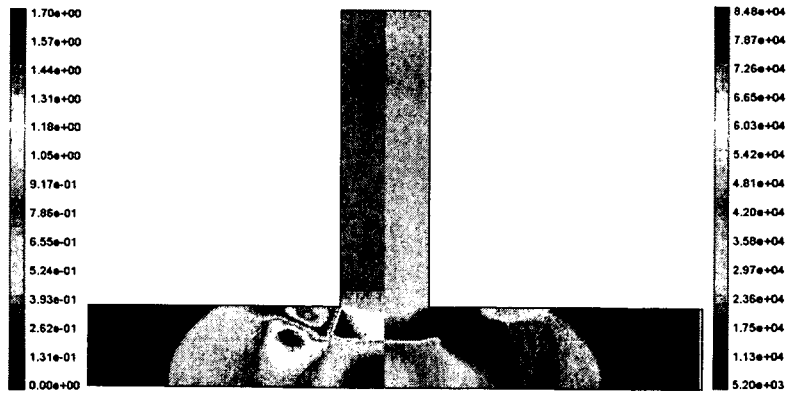


(c) Time = 0.00022 sec

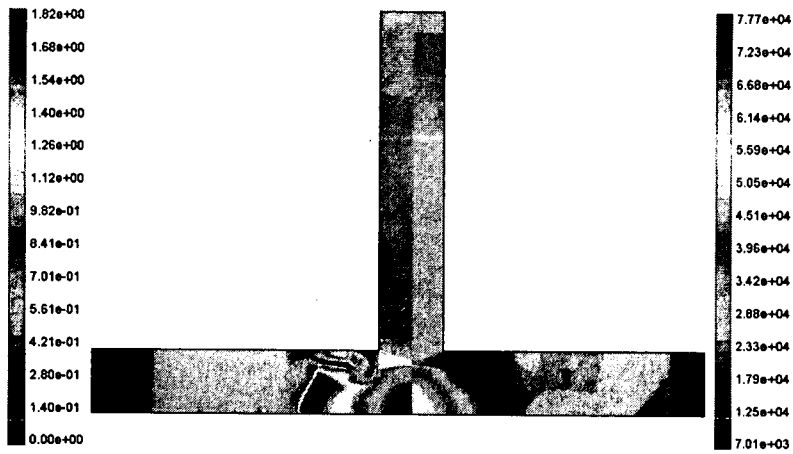


(d) Time = 0.0004 sec

그림 3-3-2-12 분지관 내의 압력분포

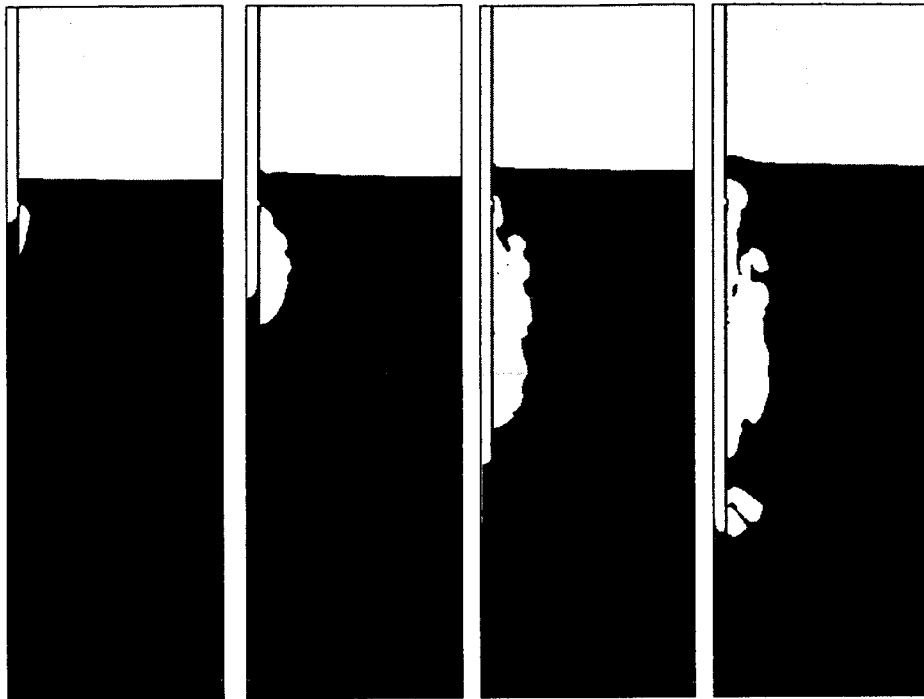


Time = 0.00060 sec



Time = 0.00080 sec

그림 3-3-2-13 T-junction 내의 압력 및 마하수 분포



Time=0.000 sec Time=0.060 sec Time=0.13 sec Time=0.17 sec Time=0.27 sec

그림 3-3-2-14 공기방출시의 유동계산결과

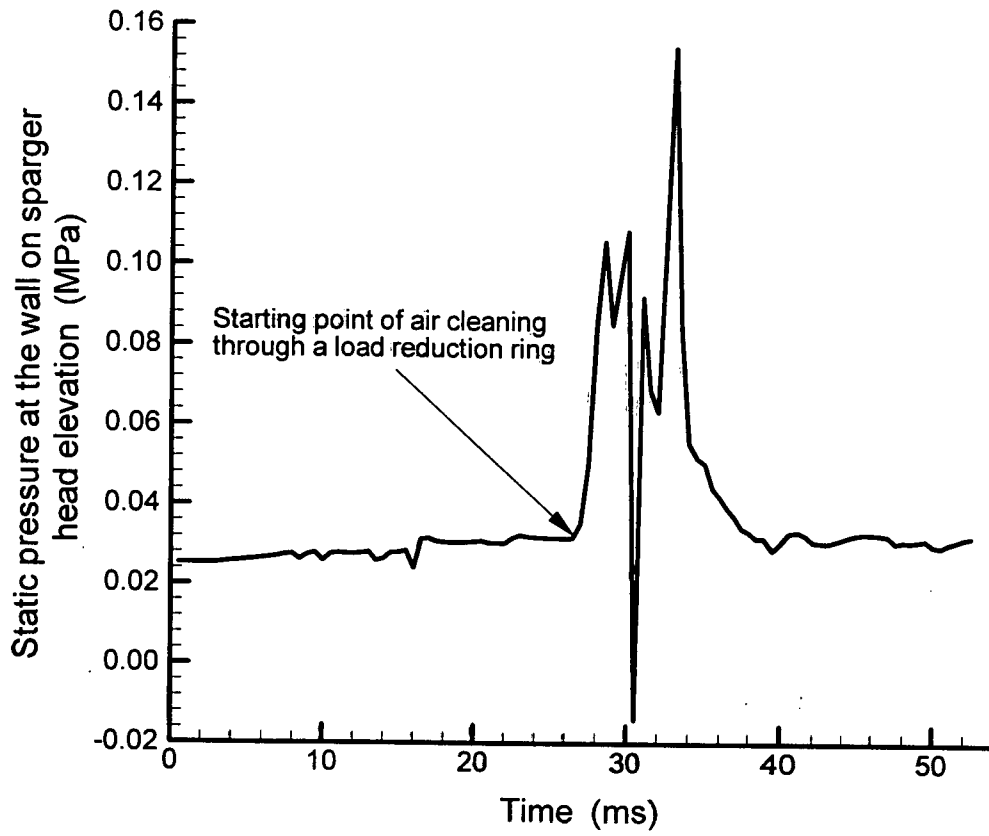
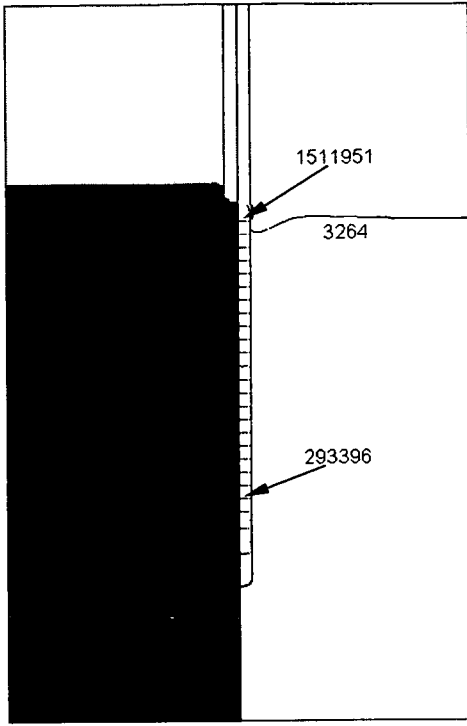
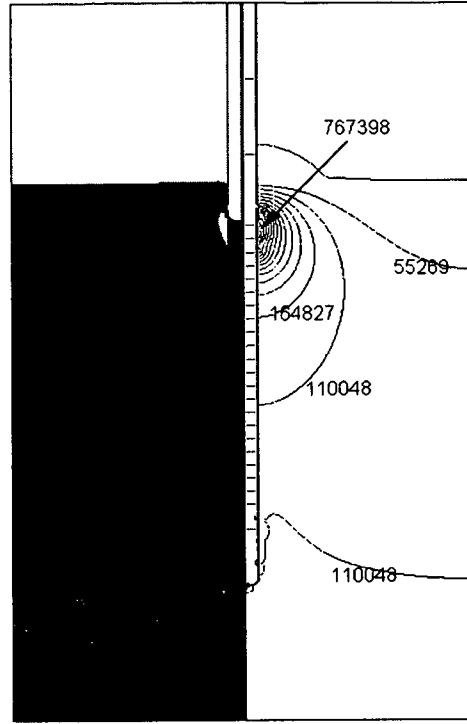


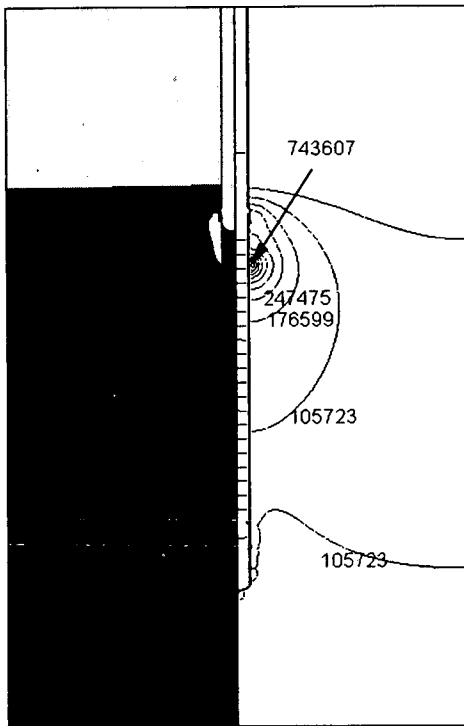
그림 3-3-2-15 공기방출시 Sparger Head 높이의 IRWST 벽면에서의 압력변화



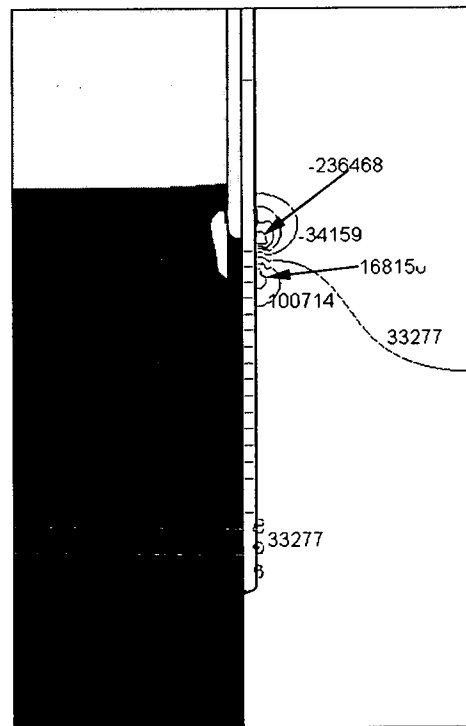
(a) Time = 0.002 sec



(b) Time = 0.0325 sec



(c) Time = 0.035 sec



(d) Time = 0.0375 sec

그림 3-3-2-16 공기방출시 압력분포

라. 안전규제요건 개발

(1) 규제요건 현황 및 분석

격납건물내저장수계통 (IWSS)의 규제요건으로는 미국 원자력규제위원회 (U.S. NRC)의 관련요건과 EPRI URD (Electric Power Research Institute Utility Requirements Document), System 80+에 대한 안전성평가가 참고가 된다. 또한 IRWST관점에서 AP600의 안전성평가보고서가 참고가 될 수 있다. 비등수로 (BWR)의 IRWST에 대해서는 1980년 전후에 수많은 연구가 진행되면서 규제관점의 보고서도 작성되었다. 이러한 가압경수로에 대한 안전성평가, IRWST 관점에서의 비등수로에 대한 안전성평가, 관련 표준심사지침 및 규제지침에 대한 종합적인 현황은 표 3-3-2-5와 같다.

외국의 규제요건현황을 보면 표준심사지침 6.2.2.1.C에서 비등수로의 안전방출밸브 작동시 발생하는 동하중을 견디도록 설계될 것을 요구하고 있으며 수조의 온도제한에 대하여 규정하고 있다. 비등수로의 Mark II, III의 안전방출밸브관련 동적 하중에 대한 허용기준은 NUREG-0802 App. A 및 App. B에서 각각 기술하고 있으며 NUREG-0783에는 온도제한치로서 국부온도 200°F 이하유지 또는 동문서의 5.1에 기술된 허용기준을 만족하도록 하고 있다. NUREG-0763에서는 발전소내확인 시험 (Confirmatory Inplant Test)에 대하여 기술하고 있다. 한편 K-URD에 의하면 증기를 효과적으로 응축하고 열성층 및 하중영향이 최소화되도록 스파저의 적절한 형태와 위치를 규정하고 있으며 발생하는 동하중을 IRWST와 관련구조물의 설계에 반영하도록 하고 있다.

이 절에서는 우선 가압경수로를 기준으로 하여 관련 표준심사지침과 미국 원자력규제위원회의 안전성평가내용을 토대로 APR-1400 안전규제요건을 설정하고자 하였다. 또한 안전규제요건과 참조발전소 및 APR-1400의 설계내용을 비교 평가하여 국내의 APR-1400 안전성검토를 위한 규제요건 개발방향을 모색하였다. 여기에는 비등수로의 설계특성 및 안전성 평가내용을 일부 참고로 하였다. 여기서 참조발전소는 EPRI URD, System 80+, AP600, EPR (European Pressurized Water Reactor)등을 의미한다. 격납건물내저장수계통에 대한 안전규제요건 개발절차를 그림 3-3-2-17로 나타내었다.

(2) 안전규제요건 개발

APR-1400에 적용되는 안전규제요건은 원자로시설등의기술기준에관한규칙 (이하 “원자로규칙”이라 한다), 안전심사지침 및 안전규제요건 등의 체계별로 구성할 수 있다. 원자로규칙은 미국 10CFR50 부록A 일반설계기준 (GDC)의 수준이며 안전심사지침과 안전규제지침은 안전기술원의 내부지침에 해당된다. 그 중 격납건물내저장수계통과 직접, 간접적으로 관련된 규제요건의 체계와 주요내용을 보면 표 3-3-2-6과 같다. 여기서 원자로규칙은 현재의 법령이며 안전규제지침, 안전심사지침, 표준설계안전성분석보고서(SSAR) 작성지침은 추후 개발되어야 하는 요건(안)으로서 이 절에서는 (안)으로 표시한다. 원자로규칙에는 안전등급 및 규격, 외적요인 설계기준, 원자로격납건물 등의 조항이 규정되어 있다. 안전심사지침(안)은 하중 최소화를 위한 스파저의 설계, 안전 및 방출밸브의 발전소내확인시험, 탱크의 국부온도허용치 등을 규정하고 있으며 안전규제지침(안)은 규제입장을 밝히고 있다. 표준설계안전성분석보고서 작성지침(안)은 설계평가, 시험 및 검사 등 SSAR작성의 지침으로 제시하는 것이다.

위에서 언급한 안전규제요건 중에서 격납건물저장수계통 안전심사지침(안) 수준에서 포함될 규제입장을 요약하면 다음과 같다.

격납건물내저장수계통은 APR-1400에 처음으로 도입되는 계통이다. 따라서 IRWST내의 열수력현상이 규명되고 각 현상별로 타당한 해석 및 실험으로 계통의 안전성이 확인 및 검증되어야 한다. IRWST 열수력현상으로는 물방출, 공기방출, 증기방출 등의 현상이 있으며 이로 인한 하중이 적절히 평가되어야 한다. 특히 대표적인 하중으로서 공기방출하중과 안정적인 증기응축을 위한 수온제한에 대한 심도있는 검토가 요구된다. 동 계통의 안전심사에는 기존의 비등수로와 실험시설에 대한 해석 및 실험결과가 활용될 수 있으나 이의 APR-1400 적용에 대한 타당성이 입증되어야 하며 그렇지 않다면 APR-1400을 위한 별도의 해석과 실험이 수행되어야 할 것이다. 아울러 발전소내 확인시험 (Confirmatory Inplant Test)도 해석 및 실험과 연계되어 신중히 고려되어야 한다. 결과적으로는 열수력현상으로 인한 하중을 충분히 고려하여 IRWST 경계면 및 침수구조물 설계에 반영되도록 하여야 할 것이다.

격납건물내저장수계통에 대한 심사방법 및 절차는 다음과 같이 요약된다 [3-3-2-21]:

- (1) 검토자는 안전성평가시에 안전성분석보고서에 기술된 설계기준, 근거 및 설계 등이 안전심사지침에 주어진 허용기준 즉, 안전등급 및 규격, 외적요인 설계기준, 환경영향 등에 관한 설계기준, 시험, 감시, 검사 및 보수요건

등에 대한 요건을 만족하는지를 검토한다.

(2) 검토자는 동 계통 및 기기의 다음과 같은 기능과 성능이 요구되는 운전상태에서 수행되어 관련요건을 만족하는지를 검토한다:

(가) 핵연료재장전을 위한 격납건물내재장전수탱크의 용수 공급능력

(나) 가압기 및 스파저로부터 방출되는 유체의 특성

(다) 방출유체에 의한 하중 및 하중의 수용능력

(라) 사고시 안전주입계통 및 격납건물살수계통으로의 용수 공급기능

(마) 중대사고시 노심용융물을 냉각하기 위한 원자로공동의 침수기능

(바) 중간저장탱크의 수집기능

(3) 검토자는 상기 1항 및 2항을 검토할 때 동 심사지침의 참고문헌, 관련 연구자료, 대상 발전소의 자료뿐 아니라 유사발전소의 관련자료를 충분히 검토하고 계산 및 실험이 타당성있게 수행되었는지, 그 결과가 설계에 타당하게 반영되었는지를 검토한다. 또한 고장형태 및 영향분석을 통하여 계통이 타당하게 설계되었는지를 검토한다.

표 3-3-2-5 격납건물내저장수계통 관련 규제요건 및 안전성평가 현황

	PWR	BWR
Stand-ard Review Plan	<p>Standard Review Plan 5.4.11 "Pressurizer Relief Tank"</p> <p>Standard Review Plan 6.2.2 "Containment Heat Removal Systems"</p> <p>Standard Review Plan 3.6.2 "Determination Of Rupture Locations And Dynamic Effects Associated With The Postulated Rupture Of Piping"</p>	<p>Standard Review Plan 6.2.1.1.C "Pressure Suppression Type BWR Containments"</p>
Regula-tory Guide	<p>Reg. Guide 1.82 "Water Sources for Long-Term Recirculation Cooling Following a Loss-of-Coolant Accident"</p> <p>Reg. Guide 1.1 "Net Positive Suction Head for Emergency Core Cooling and Containment Heat Removal System Pumps"</p>	
NUREG	<p>NUREG-1512 "Final Safety Evaluation Report related to Certification of the AP600 Standard Design", September 1998</p> <p>NUREG-1242 (PWR&BWR), "NRC Review of EPRI's Advanced Light Water Reactor Utility Requirements Document", August 1992</p> <p>NUREG-1462, "Final Safety Evaluation Report related to the Certification of the System 80+ Design", August 1994</p>	<p>NUREG-0661 "SER: Mark I Containment Long Term Program", July 1980</p> <p>NUREG-0408 "SER: Mark I Containment Short Term Program", 1977</p> <p>NUREG-0487 "Mark II Containment Lead Plant Program Load Evaluation and Acceptance Criteria", October 1978 and Supplement No.1 September 1980</p> <p>NUREG-0808 "Mark II Containment Program Load Evaluation and Acceptance Criteria", August 1981</p> <p>NUREG-0802 "SRV Quencher Loads: Evaluation for BWR Mark II and III Containment", October 1982.</p> <p>NUREG-0783 "Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containments", November 1981.</p> <p>NUREG-3471 "Pressure Suppression Pool Thermal Mixing", October 1984</p> <p>NUREG-0763 "Guidelines for Confirmatory Inplant Tests of Safety- Relief Valve Discharges for BWR Plants", May 1981</p> <p>NUREG-0978 "Mark III LOCA-related Hydrodynamic Load Definition", February 1984</p>

표 3-3-2-6 격납건물내저장수계통 관련 안전규제요건

APR-1400 안전규제요건	주요 내용	비 고
원자로규칙 제12조, 제13조, 제15조, 제23조, 제41조	<ul style="list-style-type: none"> • 안전등급 및 규격 • 외적요인 설계기준 • 환경영향 등에 관한 설계기준 • 원자로격납건물 등 • 시험, 감시, 검사 및 보수 	<p>현행 원자로규칙에서 격납건물내저장수계통에 기본적으로 적용되는 요건임.</p>
안전규제지침(안) 8.4 격납건물열제거계통의 성능 평가	<ul style="list-style-type: none"> • 단일기기의 오동작으로 발생하는 결과에 대한 분석 • 격납건물 열제거계통 펌프의 NPSH • 살수계통의 열제거 능력 분석 • 가동중 검사 및 작동성 시험에 대한 설계 및 수행계획 • 단열재 등의 파편이 재순환유로에 미치는 영향 	<p>기존의 RG 1.1과 8.2를 통합하고 ANSI/ANS 56.5를 참고로 보완하여 지침화 함.</p>
안전심사지침(안) 6.8 격납건물내저장수계통	<ul style="list-style-type: none"> • 지진의 효과로부터 안전등급 기기의 손상 방지 • 안전등급기기에 대한 비산물위험 방지 • 증기응축 및 구조물하중 최소화를 위한 스파저의 설계 • 가압기 안전방출밸브 방출물 (물, 공기, 증기)에 기인되는 수력하중 및 진동하중 수용 능력 • IRWST내의 물 온도제한 • 정상 및 사고조건에서의 계측 • 펌프의 NPSH 요건 • IRWST내 과압방지 및 수소폭발 방지수단 • 증기방출 후 냉각에 따른 진공에 의한 탱크의 변형방지 • IRWST 정화기능 • 주기적 성능 및 시험 • 안전방출밸브의 발전소내 확인시험 • 중간저장탱크의 성능 • 공동침수계통의 성능(필요면적, 유로 등) • 고장형태 및 영향분석 	<p>다음의 자료를 참고로 하여 격납건물내저장수계통관련 사항을 정리함.</p> <ul style="list-style-type: none"> • SRP 5.4.11 가압기방출탱크 • SRP 5.4.16 안전감압계통 • SRP 6.2.2 격납건물 열제거계통 • SRP 6.2.1.1.C BWR 격납건물 과압방지 • BTP/RSB 6-1 • RG 1.82 LOCA후 장기 재순환냉각수원 • NUREG-0783 BWR 격납건물 응축수조 온도제한 • NUREG-0763 발전소내 확인시험 (Confirmatory Inplant Test) • URD, APR-1400 SSAR 및 기타설계자료
표준설계 안전성분석보고서 작성지침(안) 6.8 격납건물내 저장수계통	<ul style="list-style-type: none"> • 설계기준 • 계통설계 • 설계평가 • 시험 및 검사 • 계측계통 설계 	<p>RG 1.70, CESSAR를 참고로 하여 작성함.</p>

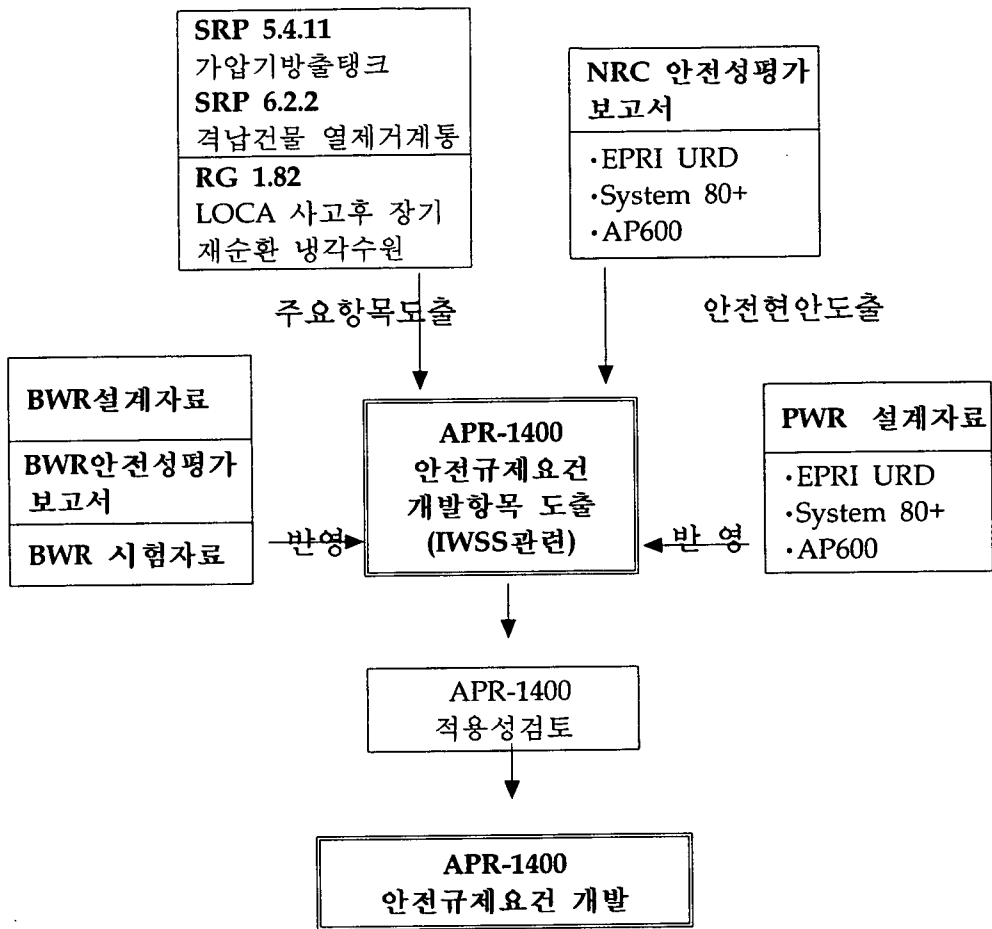


그림 3-3-2-17 격납건물내저장수계통 안전규제요건 개발절차

3. 가압열충격 열수력 평가

가. 개요

고압을 수반하는 과도 혹은 사고시의 원자로 압력용기의 급격한 냉각은 용기 벽에 심각한 열응력을 야기할 수 있으며, 원자로 용기의 건전성에 위협이 될 수 있다. 이 현상은 과냉 혹은 가압열충격 (Pressurized Thermal Shock)이라고 한다. 미국 원자력규제위원회는 규제지침 1.154 [2-1-7-1]를 발행하면서 원자력발전소의 가압열충격에 대한 전체 위험도를 평가하도록 요구하고 있다.

가압열충격 평가는 국내 원자력 발전소에 대한 규제 요건으로 설정되고 있는 주기적 안전성 평가에 있어서 가장 중요한 요소 중의 하나로 인식되고 있다. 한국의 원자력발전 사업자 및 벤더 회사들은 고리 1호기를 포함한 원자력발전소의 수명 연장을 추진하면서 원전의 PTS 사고에 의해 유발되는 위험도를 평가하여 왔다. PTS 위험도를 야기시키는 사고 중에서 주증기관 파단사고는 과도한 열제거 및 가압열충격 부하로 인하여 가장 영향력이 큰 사고 중의 하나이다. 예비 연구에 의하면, 비록 이 이사고의 발생가능성은 6.4×10^{-3} 으로서 전체 PTS 사고빈도의 0.6%에 불과하지만 과냉의 정도는 매우 커서 전체 PTS 위험도에 미치는 영향은 매우 크다고 볼 수 있다.

본 연구는 고리 1호기의 가압열충격 평가에 있어 중요한 사고중의 하나인 주증기관 파단사고 동안의 계통의 열수력 거동을 평가하고 강수관내의 혼합 거동을 평가하는 데 목적을 두고 있다. 특히 고리 1호기는 주기적 안전성 재평가에서 처음으로 평가될 발전소이기 때문에 중요성이 매우 크다고 볼 수 있다. 본 연구에서는 전체 PTS 위험도 평가 과정 중에서 열수력 거동 분석만을 다룬다. 한편 원자로냉각재 계통으로 차가운 비상노심냉각수가 주입되면 고온수와 혼합하게 되는데 원자로냉각재가 정체상태 혹은 유속이 느린 경우에는 고/저 냉각수의 혼합이 적절히 이루어지지 않는 상태가 지속될 수 있다 (열성층화). 이러한 열적 혼합의 정도에 대해 본 연구에서 해석한다. 본 연구의 상세 내용은 문헌 [3-3-3-1]에 제시되어 있다.

나. 사고 추이

그림 3-3-3-1에는 고리 1호기의 전출력 주증기관 파단사고 전체에 대한 사고

수목도 및 본 연구에서 해석하려 하는 사고 추이가 굵은 선으로 제시되어 있다. 사고 수목도의 표제 (Heading)는 사고 후 안전주입 신호의 자동 발생 여부, 주급수의 차단 여부, 증기발생기 방출 (1대, 2 대 혹은 무), 보조급수의 작동 여부, 고압안전주입 여부, 운전원 조치로서 증기발생기 저압력에 따른 보조급수 차단 여부, 보조급수 유량의 제어, 충전 유량 형성, 가압기 PORV 폐쇄 등이 고려되고 있다. 이것은 고리1호기 발전소 설계 및 운전 특성에 대한 검토를 통해서 도출한 PTS 사고 시나리오 수목도이다.

본 연구에서 해석하고자 하는 사고 추이는 증기관 파단사고 후 안전주입신호가 발생하고, 주급수가 차단되면서 2개의 증기발생기 증기관을 통해 증기 방출이 일어나는 경우이다. 이 경우 파단 증기발생기 및 건전 증기발생기 모두를 통해 증기 방출이 일어나므로 가장 심각한 급냉이 일어날 수 있다. 초기 사고로서는 파단 면적이 0.3363m^2 인 증기관의 양단 파단을 고려하고 있다. 상세 내용은 문헌 [3-3-3-1]에 제시되어 있다.

다. 코드 및 모델링

본 주증기관파단사고에 따른 열수력 거동 해석을 위해 RELAP5/MOD3.2.2 beta 코드가 사용되었다. 이 코드는 RELAP5/MOD3 코드의 가장 최신 Version으로서 시간구간 제어, 질량 오류 감축 등 여러 가지 면에서 개선된 특성을 가지고 있다.

본 연구의 RELAP5계산을 위해서 사용한 고리 1 호기에 대한 Nodalization은 그림 3-3-3-2에 제시되어 있다. 전체 계통은 174개의 수력학적 체적, 229개의 수력학적 Junction, 238개의 열구조물로 묘사되어 있다. 이 모델링에는 원자로 용기, 증기발생기 및 증기계통, 비상노심냉각계통 등이 모델링되어 있다. 특히 원자로 용기 모델링에서는 강수관은 원주 방향으로 4 개의 채널로 분리하였고, 축방향으로는 10 개의 체적으로 분할하였다. 원주 방향의 분리된 채널 사이에는 교차류 Junction을 연결하여 원주 방향의 유동장을 간접적으로 묘사 가능하도록 하였다. 각 교차류에는 손실계수를 100으로 하였다.

주증기관파단사고 해석을 위한 초기 조건은 실제 전출력 운전조건과 동일하게 하였다. 정상상태 계산을 통해서 얻어진 초기 조건은 표 3-3-3-1에 제시하였다. 정상상태 계산 결과는 실제 운전 조건에 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

라. 결과 및 토의

위의 정상상태 초기조건을 이용하여 과도 계산을 수행하였다. 계산결과로 구해진 일차계통 및 2차 계통 압력은 그림 3-3-3-3에 제시되어 있다. 그림에서 볼 수 있듯이 증기관 파단에 의해 2차측 압력은 급격히 감소하며 이에 따라 일차계통 압력도 급격히 감소한다. 이후 안전주입이 개시되고 파단 증기발생기가 고갈되는 시점에서는 노심 붕괴열에 의해 일차계통의 압력이 다시 상승하게 된다. 이후 일차계통의 압력은 15.2MPa근방에서 유지된다. 이와 같은 고압 조건 하에서 강수관의 유체 온도 분포는 그림 3-3-3-4에 제시되어 있다. 이 그림에는 축방향 4개의 위치에서의 온도 분포가 도시되어 있다. 해석 결과에 의하면 원자로 용기 강수관에는 최초 560K의 유체온도에서 약 100초 후에는 450K 온도의 유체로 채워지게 되는 과냉 과도상태 경험하게 된다. 한편 위치에 따른 유체 온도의 차이는 최대 10K 정도로 관찰되다가 그 크기는 점점 작아져서 완전 혼합된 상태를 나타낸다.

이러한 해석 결과의 타당성을 평가하기 위해 민감도 계산을 수행하였다. 민감도 계산은 강수관 내의 유체의 완전 혼합 혹은 완전 분리를 모델할 수 있도록 강수관 유로를 4 개로 나누고 각 채널간의 교차류를 모델하거나 완전히 차단한 것으로 하였다. 해석에 관한 상세 내용은 문헌 [3-3-3-1]에 제시되어 있다. 민감도 분석의 결과로서 그림 3-3-3-5는 강수관 채널을 완전히 분리시킨 경우 온도 분포를 보여 주며 이 경우, 최대 온도 차이는 원주방향으로 50 K 이상이 될 수도 있어 가압열충격 위험도에 영향을 줄 수 있다. 본 해석에 대한 상세 내용은 문헌 [3-3-3-1]에 제시되어 있다.]

표 3-3-3-1 고리 1호기 주증기관 파단사고 초기조건

Parameters	Nominal Value	Calculated Value
Core Power (MWt)	1730.2	1730.2
RCS Pressure (MPa)	15.5	15.5
Hot Leg Temperature (K)	592.6	597.0
Cold Leg Temperature (K)	555.3	558.2
Feedwater Temperature (K)	491.6	491.6
Steam Flow Rate (kg/s)	455.0	471.0

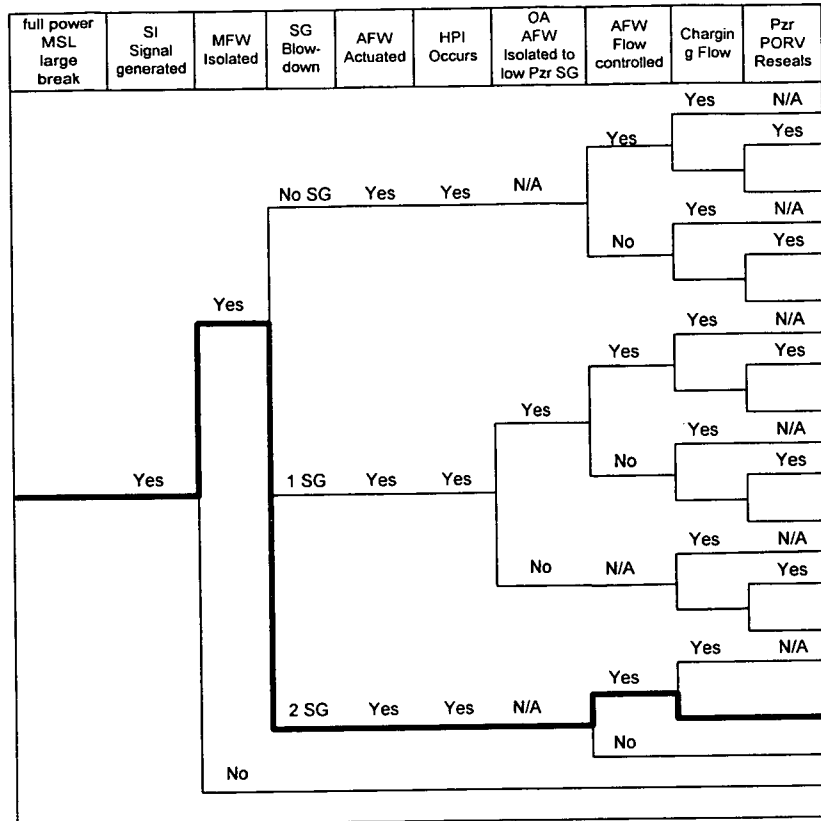


그림 3-3-3-1 고리 1호기 전출력 주증기관파단사고 수목도

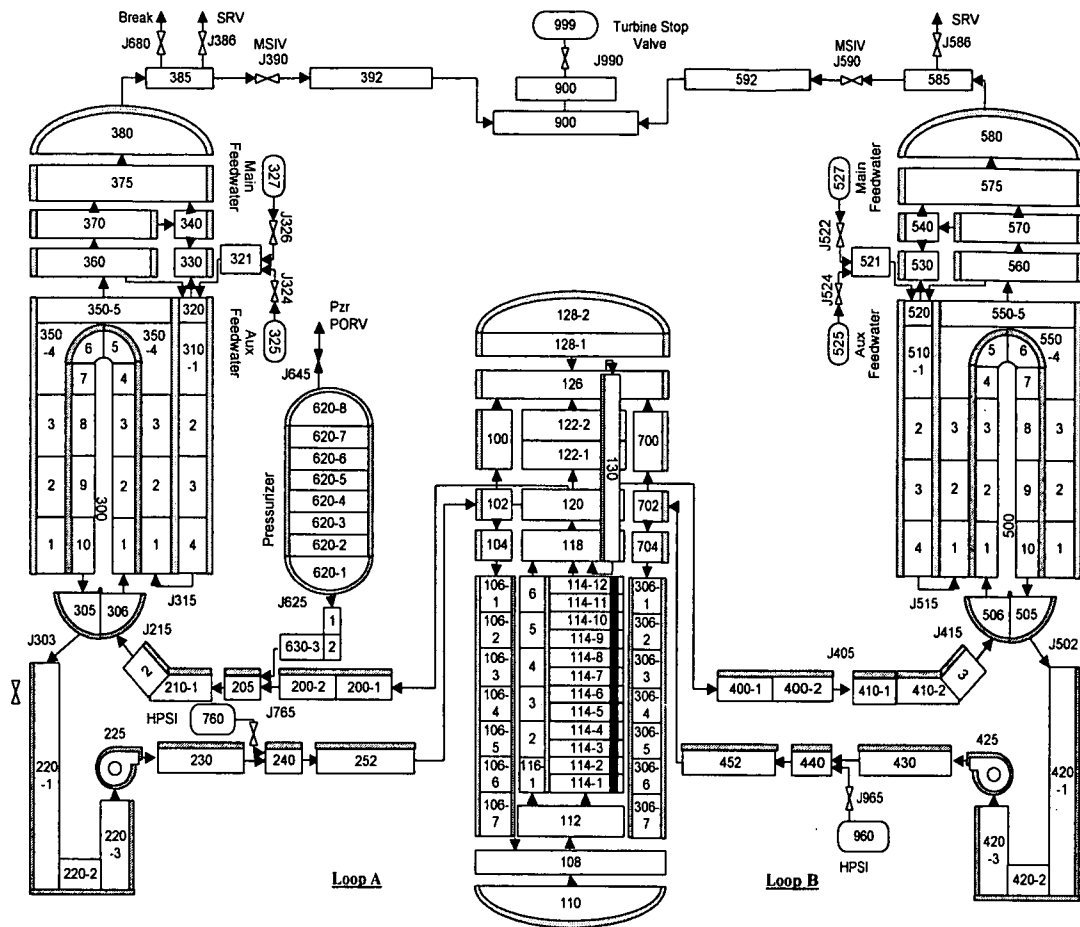


그림 3-3-2 고리 1호기 주증기관파단사고 RELAP5 Nodalization

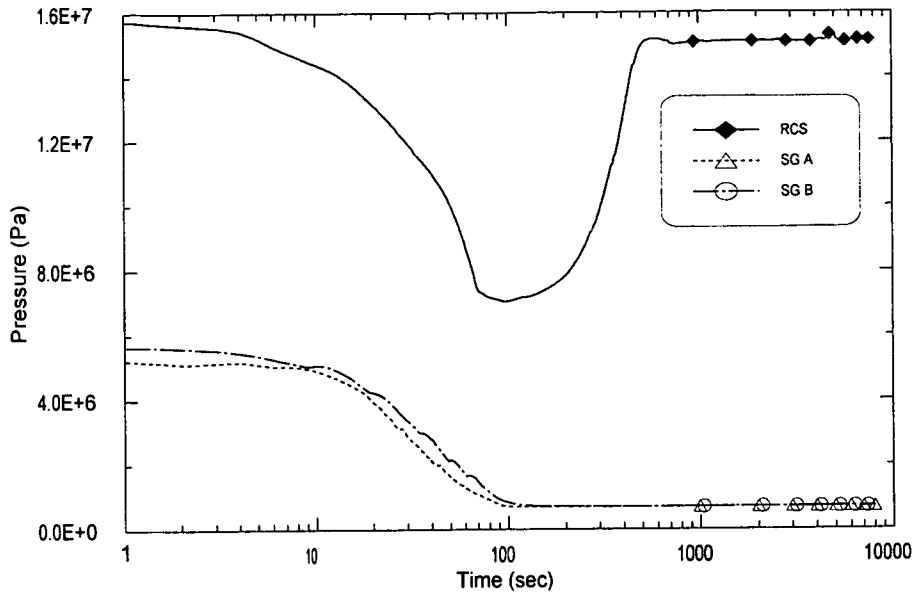


그림 3-3-3-3 일차계통 및 이차계통 압력

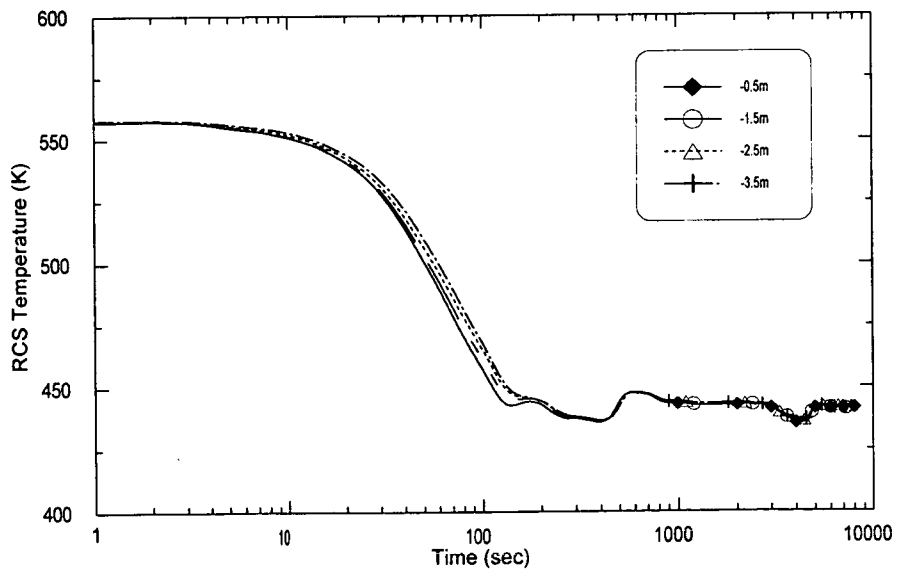


그림 3-3-3-4 강수관 온도 분포

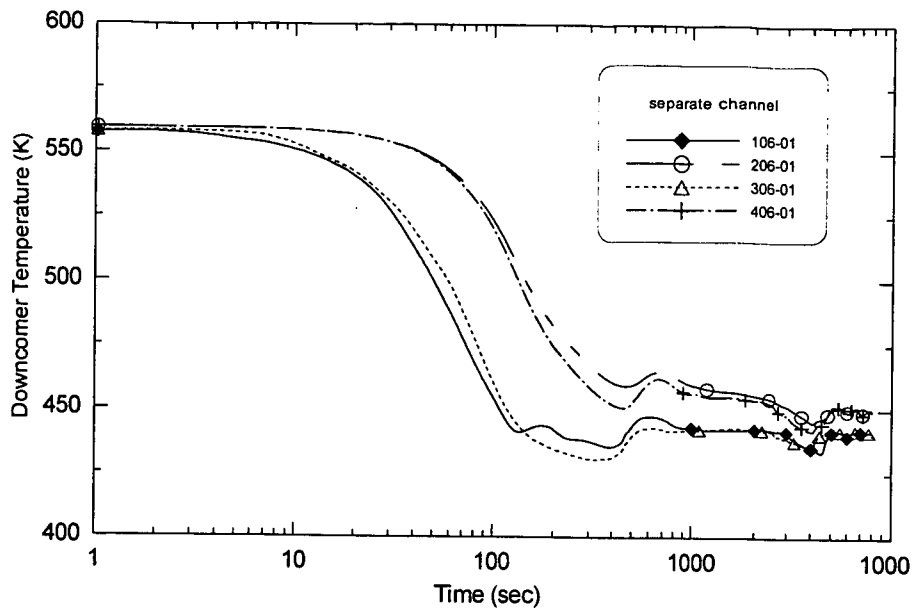


그림 3-3-3-5 강수관 채널간 완전분리시 온도분포

4. 열유체-구조물 상호작용 열성층화 평가

가. 개 요

가압경수로 압력경계의 건전성 보장 문제는 최대의 안전성 관심사 중의 하나이다. 원자로 압력경계의 대부분을 구성하고 있는 배관과 증기발생기 튜브들은 가동중에 저주파 및 고주파 열적 피로, 고주파 기계적 피로, Fretting 피로 등과 같은 각종 손상기구들에 의해 건전성 저해의 위협을 받을 수 있다. 따라서 신규 원자로의 설계뿐만 아니라 기존 가동 원전들의 운영에 있어서 그러한 손상기구들에 의한 배관 및 증기발생기 튜브의 잠재적 건전성 저하 및 손실을 미연에 방지할 수 있는 대처방안의 수립과 강구는 대단히 중요한 일이다.

배관의 저주파 피로는 성층유동, 열충격 (간헐운동), 가열, 냉각, 밸브누설 및 원자로 긴급정지에 의해 야기되며 가압경수로에 대해서는 가압기 밀림관, 잔열제거배관, 안전주입배관, 고압주입/충수 노즐 및 배관, 급수 배관 등에서 발생할 가능성이 높은 것으로 알려져 있다. 특히, 미국 여러 원전들의 원자로 냉각재 계통에 연결된 1차 압력경계 배관들에서 상당히 큰 열응력의 발생이 발견됨에 따라 미국 원자력 규제기관인 U.S. NRC가 과도한 열응력을 초래하는 온도분포를 받는 비격리 연결관의 확인을 위한 원자로 냉각재 계통 검토와 과도한 열응력의 작용을 받고 있는 배관에 대해서는 열응력 제거를 위한 적절한 조치를 취할 것을 Bulletin No. 88-08 [3-3-4-1]의 발행을 통하여 요구하였다. 그리고 이어서 그러한 배관 열응력 문제들 중에서 가압기 밀림관 열성층 문제가 가장 중요한 안전현안으로 부각됨에 따라 열성층 발생에 따른 가압기 밀림관 건전성 확인을 위한 계획의 수립 및 이행과 동 현안해결을 위한 적절한 조치 강구를 요구하는 Bulletin No. 88-11 [3-3-4-2]을 발행하였다. 우리나라에서도 규제기관이 상기 두 건의 NRC Bulletin 발행에 관하여 심층 검토 후 국내 가동원전에 대한 안전조치가 필요한 것으로 판단되어 사업자로 하여금 가압기 밀림관에서의 열성층현상 발생에 의한 밀림관 건전성 저해 영향을 평가하고, 필요시 적절한 후속 조치를 취하도록 요구한 바 있다.

열성층은 온도에 따른 물 밀도의 변화량이 상당하고 비열이 큰 반면에 물의 열전도성이 매우 낮기 때문에 생기는데, 하나의 공간에 고온의 물과 저온의 물이 머물고 상대적으로 밀도가 작은 고온의 물이 상부에 머물면서 서로 층을 이루는 현상을 말한다. 일반적으로 배관 내에서 발생하는 열성층으로 인한 상하부의 온도

차는 배관벽에 설계 제한치를 초과하거나 저주파 피로를 초래하는 과도한 열응력을 유발시킬 수 있다. 특히, 가압기 밀림관은 원자로 1차계통을 구성하고 있는 고온관들 중 하나이다. 고온관 냉각재보다 더 높은 온도의 가압수를 담고 있는 가압기 사이를 연결하는 관으로써 운전조건에 따라 고온 유체와 저온유체가 밀림관을 통하여 밀려들어오거나 나가며, 밀림관내에서 열성층을 이루며 공존함으로써 관벽에 심각한 열응력을 발생시켜 밀림관의 건전성을 위협하는 것으로 밝혀져 있다. 원자력 산업계의 경험에 따르면 유동 성층화 현상은 급수가열기가 사용되지 않는 고온대기 조건과 기동 및 정지 조건 중에 주로 발생한다. 열성층으로 초래되는 원주방향 온도구배의 효과는 배관이 축방향으로 높은 교번 열전단응력을 받는 것이다.

용접연결부, 노즐변화부 등과 같은 응력 집중부위들에서는 전단응력 및 동적 운전부하와 결부된 열피로 효과로 배관균열 발생 및 후속 배관파열이 초래될 수 있다. 이와 같이 NRC Bulletin No. 88-08 및 No. 88-11에서 요구한 바와 같이 가압경수로들에 대한 가압기 밀림관에서의 열성층에 의한 배관 건전성 저해 잠재성을 평가하는 일은 중요한 안전현안이다. 본 연구에서는 가압기 밀림관의 열성층으로 인하여 관벽에 발생하는 열응력을 해석하는데 있어서 필수조건인 관벽의 온도분포를 구하기 위한 열전달해석 기법을 제시한다.

제 1 차년도에는 열성층 관련 규제현안을 조사하고, 열성층 열유동해석을 위한 해석모형을 설정하고, 열성층관련 해석을 보다 실제적으로 수행할 수 있도록 열성층 유동 관내 고온 및 저온 유체간의 접촉 경계면과 격자선이 일치하도록 편심원을 이용한 비직교 곡선 좌표계를 이용한 격자생성으로 온도분포장을 미분화하고 2차원 정상 및 과도 열전달 해석이 가능하도록 하였으며, 금년에는 실제적인 열성층관련 해석을 위한 열성층 유동 관내 고온 및 저온 유체간의 접촉 경계면과 격자선이 일치하도록 편심원을 이용한 비직교 곡선 좌표계 (Body-fitted Non-orthogonal Grid System)를 이용하여 격자를 생성하여 온도분포장을 미분화하고, 2차원 정상 및 과도 열전달 해석이 가능하도록 했으며, 가압기 밀림관의 열성층화 현상 해석 (QUICK, HPLA, HYBRID 및 COPLA 대류항을 이용하여 2차원 열성층 열유동을 해석함)을 수행하였다.

나. 열성층관련 규제현안

(1) NRC Bulletin 88-08 : 원자로냉각내계통 (RCS)에 연결된 배관의 열응력

1987년 12월 9일, Farley 2호가 33% 출력운전 중에 격납건물 내에 습분과 방사능이 증가함을 알았다. 미확인 누설율은 0.7gpm이었으며, 누설의 원인은 Loop B의 저온관에 연결된 비상노심냉각계통 (ECCS) 배관의 짧고 비격리된 부분의 벽면을 통해 뺀 원주 균열이었다. 이 부분의 배관은 노즐, 두 개의 배관 spool, 엘보우 및 체크밸브로 구성되었으며 그림 3-3-4-1과 같다. 고주파 열피로에 의한 균열은 체크밸브를 개방하기에 충분한 압력에서 밀폐된 globe 밸브를 통해 누설된 상대적 저온수에 의한 원인이었다.

누설 globe 밸브는 그림 3-3-4-2에서 보여지는 것처럼 붕소주입탱크 (BIT) 주변 우회배관에 위치한다. 정상운전동안 이 밸브와 그 외의 것들은 충전펌프의 토출압력으로부터 ECCS를 격리시킨다. 충전펌프의 가동과 밸브의 누설에 따라 그림 3-3-4-1에 나타난 것처럼 ECCS 배관 내에 열성증현상이 발생했다. 추가로 고장 용접부는 2분에서 20분 주기로 70°F 진폭의 온도요동이 발견되었다.

(2) NRC Bulletin 88-08, Sup.-3 : 원자로냉각재계통에 연결된 배관 열응력

1988년 6월 6일에 일본의 원자력발전소가 100%출력운전동안 비정상적으로 높은 유량 (약 0.2gpm)이 격납건물 Sump로 누설됨이 감지되었다. 누설원은 RCS Loop-A 고온관에 연결된 잔열제거 (RHR) 배관의 비격리 부분 벽면을 통해 뺀 원주 균열이었다. 그 균열은 배관 내부표면에 3.8인치 길이이며, 그림 3-3-4-3에서 보여지는 것처럼 RHR 부분 라인 첫 번째 격리밸브 상류 수평관의 배관-엘보우 상부에 위치한다. 8인치 직경 (Schedule 140, 0.8 Inch Thick) RHR 라인은 316 Austenitic 스테인레스 스틸로 가공되고 절연되었다. 균열은 용접금속-기반금속 사이에서 시작되며, 용접금속으로 전파된다. 어떤 재료 혹은 용접 결함도 발견되지 않았다. 상세 검사결과 배관쪽의 배관과 밸브의 연결용접 부위에서 배관 안쪽 표면에 길이 4.5인치이고 깊이가 두께의 60%인 다른 원주방향 균열이 발견되었다.

모터구동 Wedge형 RHR 격리밸브는 정상적으로 닫혀있다. 밸브 상류의 RHR 배관 내에 유체는 정체되었고 RCS 1차 Loop에 유체와 비교해 저온이었다. 밸브의 상류로부터 하류로의 누설은 없었다. 하지만, 패킹 Gland는 젖고 녹슨 밸브 Leak-off 배관에 의해 증명되었기 때문에 누설되고 있었다. 밸브 패킹에 대한 환등기 표면의 후속 조사는 패킹 Gland 누설을 확증할 특징이 드러났다. 비록 Leak-off 배관의 온도가 감지될지라도, 높아진 온도는 감지되지 않았다. 왜냐하면,

온도 감지와 Leak-off 라인은 절연되지 않았고 환경으로 열손실 되어 냉각되기 때문이다. 균열은 RHR 밸브의 패킹 Gland 누설로 인해 RCS 고온관으로부터 주기적으로 빠져 나온 고온유체에 의한 열피로로 초래되었다. 고온유체는 배관 내에 저온유체 상부로 흘렀고, 배관에 열응력을 유발하는 배관의 상부와 하부의 온도차가 발생했다.

RHR 밸브에서의 열응력은 그림 3-3-4-4와 같이 일련의 과정이 주기적이다. RHR 격리밸브 상류의 정체된 유체는 환경으로 열손실 되어 냉각된다. 냉각된 유체는 밸브 디스크의 열수축을 유발한다. 상류의 압력은 밸브 시트와 상류면 디스크사이의 작은 틈을 빠져 나와 디스크를 누른다. 유체는 틈을 통과하여 누설 패킹 Gland까지 및 Leak-off 배관을 경유하여 외부로 흘러나온다. 누설은 고온관으로부터 고온유체를 빠지게 했다. 고온 유체층은 열성층화를 유발하는 밸브 상류의 저온유체 위에 위치한다. 그 결과로 고온유체는 누설을 차단하는 밸브 시트와 디스크 사이의 틈을 막음으로써 밸브 디스크의 열팽창을 유발한다. 그때, 밸브 상류의 유체는 환경으로 열손실 되어 냉각된다. 고온관으로부터 고온유체를 빼내고 열성층화로 인해 피로를 유발하는 그 과정은 주기적으로 반복된다.

(3) NRC Bulletin 88-11 : 가압기 밀림관 열성층화

Trojan 발전소에 예상치 않은 가압기 밀림관의 움직임이 발견되어 이를 분석한 결과, 발전소 가열, 냉각 및 정상운전 중에 가압기 밀림관의 열성층 현상이 발생하여 그 배관은 하향으로 편향되었고 소성변형이 일어났다. 발전소 가열시에 가압기 물이 약 440°F이며, 그 때 가압기 내에 증기기포가 발생된다.

비록 정확한 현상이 완벽하게 이해되지 않았지만, 고온수가 매우 낮은 유량으로 가압기로부터 밀림관을 통해 원자로 냉각수 고온관으로 흘러들어 가면서, 고온관의 밀림관을 통해 고온수는 저온수층 위로 올라감으로써 배관의 상부층 온도가 하부층보다 더 높아지게 되었다 (그림 3-3-4-5 참조). 발전소 운전동안에 예상되는 조건을 근거로 했을 때, 온도차이는 거의 300°F가 된다. 이런 조건 하에서 배관 금속의 열팽창 차이는 배관을 심하게 편향시킬 수 있다. 동 사건은 가압기 밀림관의 열성층 현상이 예상치 않은 배관의 움직임과 잠재적 소성변형을 유발한다는 것을 입증했다. 모든 PWR의 가압기 밀림관에서 열성층화와 열 줄무늬 현상이 발생할 수 있으므로, 이들의 영향을 고려해서 설계수명동안 가압기 밀림관의 건전성이 유지됨을 입증해야 한다.

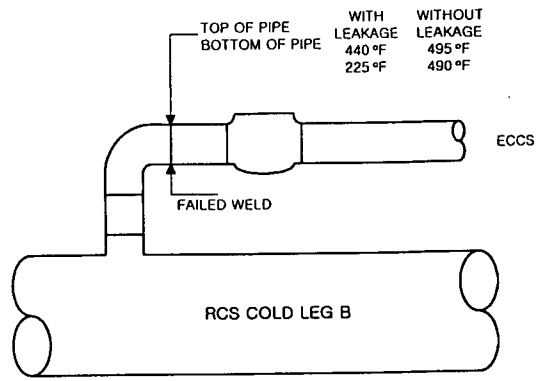


그림 3-3-4-1 Farley 2 온도 데이터

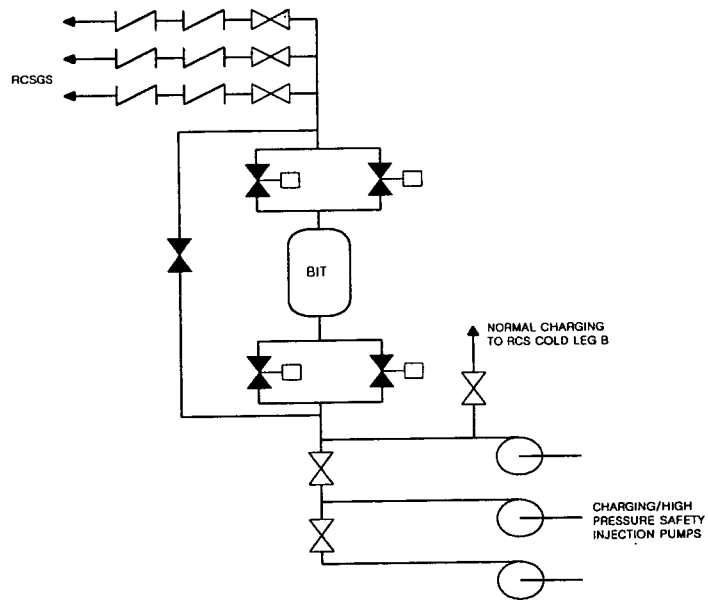


그림 3-3-4-2 Farley 2 비상노심냉각계통

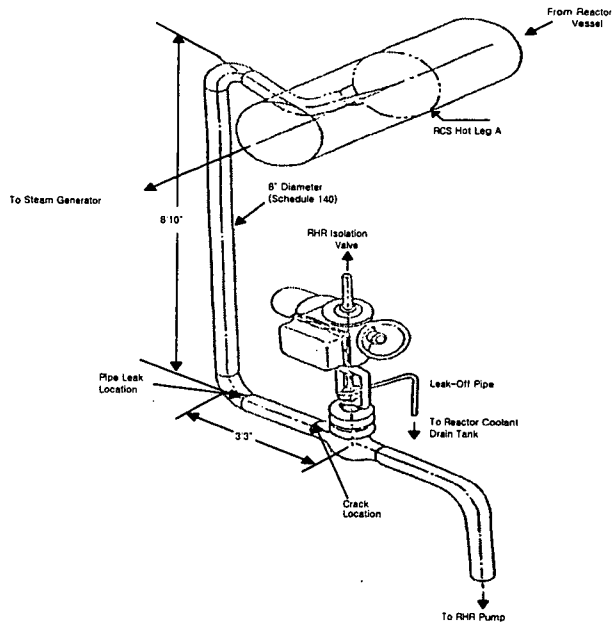


그림 3-3-4-3 잔열제거계통 흡입구 개략도

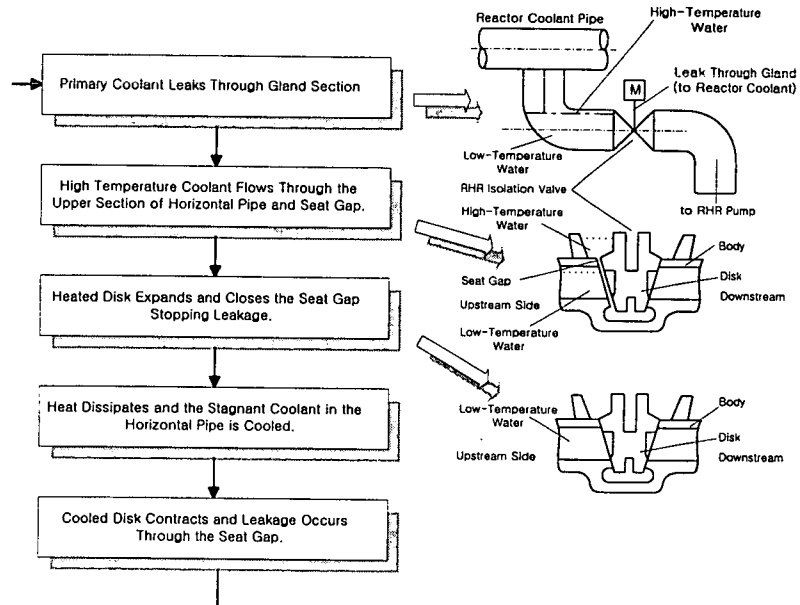


그림 3-3-4-4 열성층 현상 발생 및 과도 메커니즘

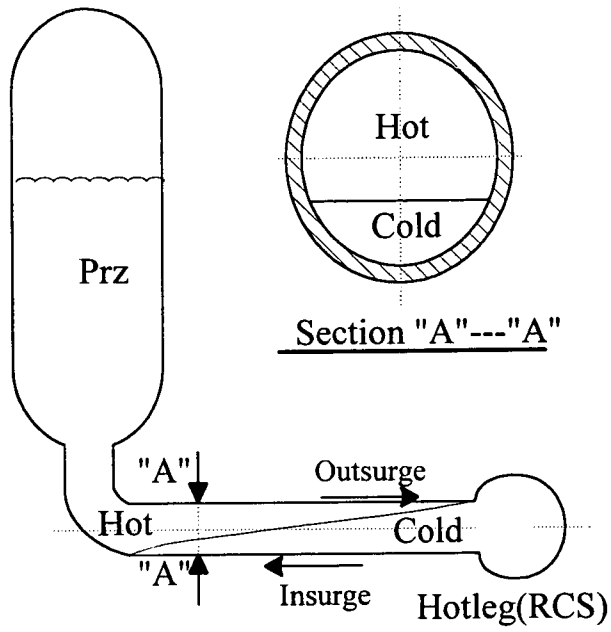


그림 3-3-4-5 가압기 밀림관 열성층화

다. 열성층 열전달 해석

(1) 열성층 유동의 수식화

(가) 해석 모형

해석결과에 최소한 보수성이 유지되도록 하기 위하여 밀립관이 초기에 저온 (또는 고온) 유체만으로 채워져 있다가 순식간에 저온유체는 정체 상태로 유지되면서 고온유체가 관내로 유입되어 관 상부를 고온 유체가, 관 하부를 저온 유체가 차지하고 두 유체가 가압기 측 관 하부와 고온관측 상부를 잇는 대각선을 포함하는 평면을 경계면으로 하여 층을 이루는 것으로 가정하였다. 그리고 더 이상의 유체 유입·유출이 없고 관 길이 방향으로의 열 및 유체 이동이 없는 상태에서 관 내부에서는 부력에 의한 유체의 자연대류가 발생하고 유체와 벽면사이에는 대류 열전달이, 관 단면에서는 전도열전달이 일어나는 모형을 해석대상으로 선정하고 실제 해석에서는 두 유체의 경계면 수위가 임의의 위치에 있다고 간주한 모델을 고려하였다.

(나) 가정

해석 모형의 수식화를 위하여 다음과 같은 가정들을 도입하였다.

- (1) 관 내부 유체 및 관 벽면에 내부 열발생이 없다.
- (2) 온도에 따른 유체 밀도변화는 중력항에서만 일어나며 그 밖의 유체 및 배관 물성치들은 일정하게 유지된다.
- (3) 유체는 비압축성이며 점성소산 및 복사열전달은 무시될 수 있다.
- (4) 고온 및 저온 유체간의 초기 경계면의 두께는 무시될 수 있을 정도로 작다.

(다) 지배방정식

직교 좌표계 y_i 와 일반 좌표계 x_j 의 좌표변환에 $y_i = y_i(x_j)$ 에 대한 Jacobian 행렬에서의 Cofactor를 사용하여 2차원의 열유동장 지배 미분방정식을 일반 좌표계로 표시하면 다음과 같이 간결하게 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial x^1} U_1 + \frac{\partial}{\partial x^2} U_2 = 0 \quad (3-3-4-1).$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (J\rho u_1) + \frac{\partial}{\partial x^1} \left[U_1 u_1 - \frac{\mu}{J} \left\{ \frac{\partial u_1}{\partial x^1} D_1^1 + \frac{\partial u_1}{\partial x^2} D_2^1 + b_1^1 w_1^1 + b_2^1 w_2^1 \right\} + P b_1^1 \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial x^2} \left[U_2 u_1 - \frac{\mu}{J} \left\{ \frac{\partial u_1}{\partial x^1} D_1^2 + \frac{\partial u_1}{\partial x^2} D_2^2 + b_1^2 w_1^1 + b_2^2 w_2^1 \right\} + P b_1^2 \right] = \rho g \beta (T - T_{ref}) J \end{aligned} \quad (3-3-4-2)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (J\rho u_2) + \frac{\partial}{\partial x^1} \left[U_1 u_2 - \frac{\mu}{J} \left\{ \frac{\partial u_2}{\partial x^1} D_1^1 + \frac{\partial u_2}{\partial x^2} D_2^1 + b_1^1 w_2^1 + b_2^1 w_2^1 \right\} + P b_2^1 \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial x^2} \left[U_2 u_2 - \frac{\mu}{J} \left\{ \frac{\partial u_2}{\partial x^1} D_1^2 + \frac{\partial u_2}{\partial x^2} D_2^2 + b_1^2 w_2^1 + b_2^2 w_2^1 \right\} + P b_2^2 \right] = 0 \end{aligned} \quad (3-3-4-3)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (J\rho C_p T) + \frac{\partial}{\partial x^1} \left[U_1 C_p T - \frac{k}{J} \left\{ \frac{\partial T}{\partial x^1} D_1^1 + \frac{\partial T}{\partial x^2} D_2^1 \right\} \right] \\ & + \frac{\partial}{\partial x^2} \left[U_2 C_p T - \frac{k}{J} \left\{ \frac{\partial T}{\partial x^1} D_1^2 + \frac{\partial T}{\partial x^2} D_2^2 \right\} \right] = 0 \end{aligned} \quad (3-3-4-4)$$

여기서,

$$U_1 = \rho(u_1 b_1^1 + u_2 b_2^1), U_2 = \rho(u_1 b_1^2 + u_2 b_2^2) \quad (3-3-4-5)$$

$$D_m^i = b_j^i b_m^j \quad (3-3-4-6)$$

$$w_j^i = \frac{\partial u_i}{\partial x^j} b_j^i \quad (3-3-4-7)$$

그리고 기하학적 계수 b_j^i 는 좌표변환 $y^i = y^i(x^j)$ 에 대한 Jacobian matrix에서 $\partial y^i / \partial x^j$ 의 cofactor를, J 는 Jacobian Matrix의 Determinant를 나타낸다. 식 (3-3-4-1)~(3-3-4-4)에서, ρ , μ 및 p 는 각각 유체의 밀도, 속도, 및 점도를 나타낸다. 또한 k 는 유체 또는 배관의 열전도율, c_p 는 유체의 비열, β 는 체적열팽창계수, g 는 중력 가속도, T_{ref} 는 기준온도, 그리고 u_i 는 y^i 방향으로의 Cartesian 속도성분을 나타낸다.

(라) 초기조건 및 경계조건

배관벽이 초기에 저온유체의 온도 T_c 로 유지되다가 내벽면의 상부가 온도 T_h 로 유지되는 고온유체에 노출된다. 이러한 경우의 초기조건은 다음과 같이 주

어진다.

$$u_i = 0 \quad (i=1, 2) \text{ in the whole solution domain, } t = 0 \quad (3-3-4-8a)$$

$$T = T_c \text{ in the pipe wall and the cold fluid layer, } t = 0 \quad (3-3-4-8b)$$

$$T = T_h \text{ in the hot fluid layer, } t = 0 \quad (3-3-4-8c)$$

해석영역이 기하학적으로나 열적으로 대칭이므로 영역의 절반만 해석하면 된다. 따라서 대칭선을 따라서는 대칭경계조건이 부과되고 고체벽면에서는 유체 속도가 상실되므로 실제 해석영역에 대한 경계조건은 다음과 같이 표현된다.

$$u_i = 0 \quad (i=1, 2) \text{ at the inner surface of the pipe, } t > 0 \quad (3-3-4-9a)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{x^2} = h(T - T_\infty) \text{ at the outer surface of the pipe, } t > 0 \quad (3-3-4-9b)$$

$$u_2 = 0, \quad \frac{\partial u_1}{\partial x^1} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial x^1} = 0 \text{ at the symmetry plane, } t > 0 \quad (3-3-4-9c)$$

여기서 n 은 벽표면에 외향수직을 나타내며, T_∞ 와 h 는 배관 외벽면의 주위 온도와 열전달계수이다.

(2) 수치 해법

(가) 해석 영역의 이산화

지배방정식 (3-3-4-1)~(3-3-4-3)은 해석영역에서 비직교 곡선 좌표 선들과 면들이 일치하는 유한개의 사각형 제어체적 셀들로 이산화되는 유한체적법으로써 수치해석된다. 전형적인 이산화 영역을 그림 3-3-4-6에 제시하여 놓았다. 제어체적 셀은 그림 3-3-4-7과 같다. 계산된 모든 변수 값들은 각 제어체적 셀의 기하학적 중심에서의 값이다. 고온유체와 저온유체 사이의 접촉경계면은 셀의 두 행들 사이 경계인 격자선들과 일치하도록 조정된다. 그림 3-3-4-6과 같은 비직교 곡선 격자를 얻기 위해서 해석 영역을 그림 3-3-4-8에 나타낸 바와 같이 한 쌍의 편심 원통 사이의 동심원공간 단면으로 가정한다. 외부 원통은 그 안쪽 면에 열성층화된 유체가 닿는 배관이고, 안쪽 고정 중실봉은 계산에서 그것이 존재효과가 무시될 수 있을 정도로 작은 직경을 가지고, 그 중심은 배관 (외부 원통)의 중심을 지나는 수직 대칭선과 유체 접촉경계의 교차점과 일치하는 위치에 있는 것으로 간주한다. 이 경우, 중실봉의 외부표면에 대해서는 다음의 경계 조건이 적용된다. 내부 중실

봉의 외표면에서

$$\frac{\partial u_i}{\partial x^2} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial x^2} = 0 \quad (i=1, 2), \quad t > 0 \quad (3-3-4-10)$$

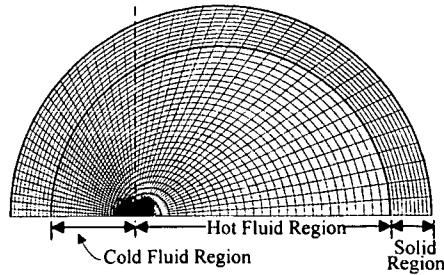


그림 3-3-4-6 비직교 격자 생성

수평선 형태를 유지하는 유체 접촉경계면의 수위는 내부 중실봉을 수직 상하 방향으로 이동시켜 쉽게 조절할 수 있다. 이 경우 해석영역의 반쪽 영역만 해석하면 된다. 대수적 방법을 사용하여 격자를 생성하였다. 직선 격자선들은 중실봉의 중심을 통과하고 균등 각도로 배치되는 방사상의 선들이고, 대수식으로 선분을 나눈다. 본 연구에서는 51개의 원주방향 구획들과 41개의 방사상의 구획들로 구성되는 52×42 격자에 대하여 계산한다.

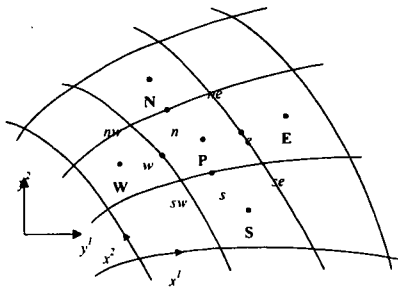


그림 3-3-4-7 체적제어 셀

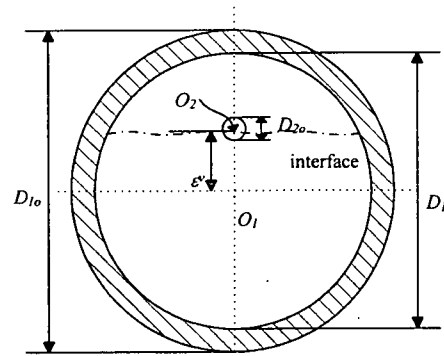


그림 3-3-4-8 수직 편심도 및 두 원관의 편심 형상

(나) 지배 방정식 이산화

앞에서 질량, 운동량 및 에너지의 수송을 묘사하는 미분방정식들은 이산화가

용이한 전개형태로 제시되었다. 본 연구에서 채용하는 유한체적법에서는 유한개의 계산 셀로 분리하는 제어 체적들에 걸쳐 그러한 방정식들을 적분하게 된다. 본 연구에서는 열유동계산시 해석대상에 따라서 적절한 고차유계 대류항처리법을 선택적으로 사용할 수 있도록 모든 해법들을 모음형식으로 전산 코드화하였다. 변수 φ 에 대한 대수식을 유도하여 정리하면 최종적으로 다음과 같은 일반적인 형태로 쓸 수 있다.

$$A_P \varphi_P = A_E \varphi_E + A_W \varphi_W + A_N \varphi_N + A_S \varphi_S + b_\varphi \quad (3-3-4-11)$$

여기서 b_φ 는 φ 의 생성항이다.

(다) 운동량 보간법

복잡한 기하학적 구조에서의 유동장에 대하여 보다 더 우수한 해를 구하기 위한 목적으로 최근에 몇몇 연구자들이 비직교 경계적합 좌표계를 이용하여 운동량 방정식을 계산하는 다양한 방법을 개발하였다. 그 중에서 원래 Rhie & Chow [3-3-4-3]가 개발한 비교차 운동량 보간법은 효율적인 방법 중의 하나로서 알고리즘이 단순한 특성 때문에 널리 사용되고 있다. 이 방법에서 운동량 방정식은 Cartesian 속도 성분을 종속변수로 사용하여 셀 중심 위치에서 풀며, 셀 표면 속도 성분은 주변 셀 중심 Cartesian 속도 성분에 대한 운동량 방정식의 보간법으로 구할 수 있다. 본 연구에서는 시간 간격에 무관한 비정상류 (Unsteady Flows)에 대한 수렴 해를 얻기 위하여 고안된 수정된 Rhie & Chow 방법 [3-3-4-3]을 사용하였다.

운동량 방정식은 Rhie & Chow 방법에서 셀 중심 위치에서 내삽보간으로 풀다. 셀 중심의 속도 성분에 대하여 이산화된 운동량 방정식은 다음과 같이 외삽보간으로 표현된 저이완계수 (Under-relaxation Factors)의 향으로 쓸 수 있다.

$$u_{i,p} = (H_{u_i})_p + (D'_{u_i})_p (P_w - P_e)_p + (D''_{u_i})_p (P_s - P_n)_p + (E_{u_i})_p u_{i,p}^{n-1} + (1 - \alpha_{u_i}) u_{i,p}^{i-1} \quad (3-3-4-12a)$$

$$u_{2,p} = (H_{u_2})_p + (D'_{u_2})_p (P_w - P_e)_p + (D''_{u_2})_p (P_s - P_n)_p + (E_{u_2})_p u_{2,p}^{n-1} + (1 - \alpha_{u_2}) u_{2,p}^{i-1} \quad (3-3-4-12b)$$

여기서, $H_{u_i} = \alpha_{u_i} \left\{ \sum A''_{n_b} u_{i,n_b} + (S_c^{u_i} \Delta V) \right\} / A_p^{u_i}$

$$D'_{u_i} = \alpha_{u_i} b'_i / A_p^{u_i}$$

$$E_{u_i} = \frac{\alpha_{u_i} \rho \Delta V}{\Delta t} / A_p^{u_i} \quad (i = 1, 2) \quad (3-3-4-13)$$

$$A_p^n = \sum A_{in}^n - S_p^n \Delta V + \frac{\rho \Delta V}{\Delta t}$$

$\alpha_{u_i} (i=1,2)$ 는 u_1, u_2 에 대한 저이완계수이고, 상첨자 $n-1, l-1$ 은 각각 이전 시간 단계와 반복 단계를 나타낸다. 예를 들면, 동쪽 면에서 셀 표면 속도 성분에 대한 운동량 방정식의 이산화 형태는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$u_{1,e} = (H_{u_1})_e + (D_{u_1}^1)_e (P_p - P_E) + (D_{u_1}^2)_e (P_{se} - P_{ne}) + (E_{u_1})_e u_{1,e}^{n-1} + (1 - \alpha_{u_1}) u_{1,e}^{l-1} \quad (3-3-4-14a)$$

$$u_{2,e} = (H_{u_2})_e + (D_{u_2}^1)_e (P_p - P_E) + (D_{u_2}^2)_e (P_{se} - P_{ne}) + (E_{u_2})_e u_{2,e}^{n-1} + (1 - \alpha_{u_2}) u_{2,e}^{l-1} \quad (3-3-4-14b)$$

이러한 수정 Rhie & Chow 방법에서 셀 표면 속도 성분은 주변 셀 중심 속도 성분에 대한 운동량 방정식의 보간법을 통하여 외삽으로 구할 수 있다. 다음의 가정은 이러한 셀 표면 속도 성분을 계산하기 위하여 도입된다.

$$(H_{u_i})_e \approx f_e^+ (H_{u_i})_E + (1 - f_e^+) (H_{u_i})_P \quad (3-3-4-15)$$

$$(D_{u_i}^2)_e (P_{se} - P_{ne}) \approx f_e^+ (D_{u_i}^2)_E (P_s - P_n)_E + (1 - f_e^+) (D_{u_i}^2)_P (P_s - P_n)_P \quad (3-3-4-16)$$

$$\frac{1}{(A_p^n)_e} \approx \frac{f_e^+}{(A_p^n)_E} + \frac{(1 - f_e^+)}{(A_p^n)_P} \quad (3-3-4-17)$$

여기서 f_e^+ 는 격자점 사이 거리의 향으로 정의되는 기하학적 보간인자이다. 비슷한 가정이 북쪽 면에서의 속도인자를 계산하는데 도입된다.

위의 가정을 이용하여 식 (3-3-4-14a)는 E_{u_1} 항을 외삽으로 표현함으로써 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$u_{1,e} = \left[f_e^+ u_{1,E} + (1 - f_e^+) u_{1,P} + (D_{u_1}^1)_e (P_p - P_E) - f_e^+ (D_{u_1}^1)_E (P_w - P_e)_E - (1 - f_e^+) (D_{u_1}^1)_P (P_w - P_e)_P \right] + (1 - \alpha_{u_1}) \left[u_{1,e}^{l-1} - f_e^+ u_{1,E}^{l-1} - (1 - f_e^+) u_{1,P}^{l-1} \right] + \frac{\alpha_{u_1} \rho}{\Delta t} \left[\frac{(\Delta V)_e}{(A_p^n)_e} u_{1,e}^{n-1} - f_e^+ \frac{(\Delta V)_E}{(A_p^n)_E} u_{1,E}^{n-1} - (1 - f_e^+) \frac{(\Delta V)_P}{(A_p^n)_P} u_{1,P}^{n-1} \right] \quad (3-3-4-18)$$

식 (3-3-4-18)의 오른쪽 첫 번째 괄호 항은 원래의 Rhie & Chow 방법이다. Majumdar (1988)는 두 번째 괄호 항이 생략되면 수렴된 결과는 이완계수에 좌우된다는 것을 밝혔다. 동일한 이유로 마지막 괄호 항의 생략은 시간 간격에 좌우되는 수렴된 결과를 이끌어 낸다. 저자들이 알기로는 현재까지 누구도 비정상 항으로부터 생기는 마지막 항에 대하여 문헌에 언급하지 않았다. 상기의 두 항이 실제 계산에서는 상대적으로 작고 수렴된 결과의 정확도에 심각한 영향을 주지는 않지만 수렴된 결과가 이완계수와 시간간격에 좌우된다는 것은 분명히 바람직하지 않다. 식 (3-3-4-18)은 이완계수와 시간간격에 무관한 수렴된 결과를 얻기 위하여 셀 표면 속도 성분 뿐만 아니라 셀 중심의 속도 성분도 이전 시간 단계와 반복 단계의

값을 저장하여야 함을 나타낸다.

본 해석에서 도입한 이러한 격자생성은 두 유체의 접촉 경계면을 실제 모형대로 모사하고, 현재의 격자생성 방법의 속성에 의해 특별한 노력을 기울이지 않고도 큰 속도와 온도 변화가 예상되는 영역을 보다 잘 해석할 수 있도록 밀집된 격자점들을 위치시킬 수 있는 장점이 있으며 열성층 현안에 대한 규제분석 및 안전 평가에 필요한 열유동 해석에 사용될 예정이다.

(3) 고차유계 대류항 처리 방법

현행 고차유계 차분기법에 의한 변수 정규화 및 Gaskell과 Lau에 의한 대류유계조건 (Convection Boundedness Criterion)에 기초를 둔다. 일반성을 유지하기 위하여 제어체적의 서쪽면을 대표적으로 고려하기로 한다. 다음과 같은 정규화된 변수를 도입해 보자.

$$\hat{\phi} = \frac{\phi - \phi_U}{\phi_D - \phi_U} \quad (3-3-4-19)$$

여기서 하첨자 U와 D는 상류 (Upstream)와 하류 (Downstream)의 위치를 의미한다. 식 (3-3-4-19)는 격자점 값들로써 아래와 같이 다시 쓸 수 있다.

$$\hat{\phi} = \frac{\phi - \phi_{WW}}{\phi_D - \phi_{WW}} U_w^+ + \frac{\phi - \phi_E}{\phi_W - \phi_E} U_w^- \quad (3-3-4-20)$$

위의 상향풍속정규 (Upwind Biased Normalized) 변수를 사용하면, 통용되어 오고 있는 4가지 차분기법은 다음과 같이 기술된다.

- 중앙 차분법 :

$$\hat{\phi}_w = [(1 - C_2)\hat{\phi}_W + C_2]U_w^+ + [C_2\hat{\phi}_P + (1 - C_2)]U_w^- \quad (3-3-4-21)$$

- 1차 상향풍속법 :

$$\hat{\phi}_w = \hat{\phi}_W U_w^+ + \hat{\phi}_P U_w^- \quad (3-3-4-22)$$

- 2차 상향풍속법 :

$$\hat{\phi}_w = (1 - C_1)\hat{\phi}_W U_w^+ + (1 - C_3)\hat{\phi}_P U_w^- \quad (3-3-4-23)$$

- QUICK 해법 :

$$\hat{\phi}_w = \left[(1+C_1)(1-C_2)\hat{\phi}_w + C_2 \left(1 - \frac{C_1(1-C_2)}{C_1+C_2} \right) \right] U_w^+ + \left[C_2(1+C_3)\hat{\phi}_p + (1-C_2) \left(1 - \frac{C_2C_3}{1-C_2+C_3} \right) \right] U_w^- \quad (3-3-4-24)$$

여기서 C_1 , C_2 및 C_3 은 제어체적 셀의 크기로 정의된 기하학적 보간 인자들이며, 다음과 같다.

$$C_1 = \frac{\Delta X_w}{\Delta X_w + \Delta X_{ww}}, \quad C_2 = \frac{\Delta X_w}{\Delta X_w + \Delta X_p}, \quad C_3 = \frac{\Delta X_w}{\Delta X_p + \Delta X_e} \quad (3-3-4-25)$$

예를 들어, ΔX_p 는 계산점 P 주변 제어체적의 크기이며, 다음과 같이 정의된다.

$$\Delta X_p = \overline{wP} + \overline{Pe} \quad (3-3-4-26)$$

이와 같은 일반적인 기법들 ($U_w > 0$)에 대한 정규화 도식이 그림 3-3-4-9로 나타났다.

- HPLA 해법 :

HPLA 기법에서의 정규화 표면 값은 정규화변수도에서 점 O, Q 및 P를 통과하는 선형 및 포물선형 특성의 조합으로써 근사된다.

$$\hat{\phi}_w = \begin{cases} a_w + b_w \hat{\phi}_c + c_w \hat{\phi}_c^2 & 0 \leq \hat{\phi}_c \leq 1 \\ = \hat{\phi}_c & \text{otherwise} \end{cases} \quad (3-3-4-27)$$

여기서

$$\begin{aligned} a_w &= 0 \\ b_w &= (Y_Q - X_Q^2)/(X_Q - X_Q^2) \\ c_w &= (X_Q - Y_Q)/(X_Q - X_Q^2) \end{aligned} \quad (3-3-4-28)$$

Zhu는 본 기법을 균일 격자 (본 경우에는 $a_w=0$, $b_w=2$, $c_w=-1$)를 가정하여 개발하였으며, 이 기법은 2차 정확도를 개선시킨다.

- COPLA 해법

3차 정확도 기법을 고안하는 또 다른 가능한 방법중의 하나는 교차점 Q에서의 기울기가 QUICK 기법의 기울기와 같은 정규화변수도상에서 선형특성 곡선을 적용하는 것이다.

$$\hat{\phi}_w = \begin{cases} a_w + b_w \hat{\phi}_c & 0 \leq \hat{\phi}_c \leq 0.5X_Q \\ = c_w + d_w \hat{\phi}_c & 0.5X_Q \leq \hat{\phi}_c \leq 1.5X_Q \\ = e_w + f_w \hat{\phi}_c & 1.5X_Q \leq \hat{\phi}_c \leq 1 \\ = \hat{\phi}_c & \text{otherwise} \end{cases} \quad (3-3-4-29)$$

여기서

$$\begin{aligned}
a_w &= 0 \\
b_w &= (2Y_Q - S_Q X_Q) / X_Q \\
c_w &= Y_Q - S_Q X_Q \\
d_w &= S_Q \\
e_w &= (3X_Q - 2Y_Q - S_Q X_Q) / (3X_Q - 2) \\
f_w &= (2Y_Q + S_Q X_Q - 2) / (3X_Q - 2)
\end{aligned} \tag{3-3-4-30}$$

고차기법들은 Khosla와 Rubin에 의해 제안된 Deferred Correction 방법으로 이 행된다. 예를 들어 HLP A 해법을 아래와 같이 비정규 변수로 나타내면,

$$\begin{aligned}
\phi_w = & \left\{ \phi_W + (\phi_P - \phi_{WW}) \left[a_w^+ + (b_w^+ - 1) \left(\frac{\phi_W - \phi_{WW}}{\phi_P - \phi_{WW}} \right) + c_w^+ \left(\frac{\phi_W - \phi_{WW}}{\phi_P - \phi_{WW}} \right)^2 \right] \right\} U_w^+ \\
& + \left\{ \phi_P + (\phi_W - \phi_E) \left[a_w^- + (b_w^- - 1) \left(\frac{\phi_P - \phi_E}{\phi_W - \phi_E} \right) + c_w^- \left(\frac{\phi_P - \phi_E}{\phi_W - \phi_E} \right) \right] \right\} U_w^-
\end{aligned} \tag{3-3-4-31}$$

스위치 인자들을 다음과 같이 나타내면,

$$\begin{aligned}
\text{for } U_w > 0: a_w^+ &= 1 \text{ if } |\phi_P - 2\phi_W + \phi_{WW}| < |\phi_W - \phi_E| \\
a_w^+ &= 0 \text{ otherwise}
\end{aligned} \tag{3-3-4-32a}$$

$$\begin{aligned}
\text{for } U_w < 0: a_w^- &= 1 \text{ if } |\phi_W - 2\phi_P + \phi_E| < |\phi_W - \phi_E| \\
a_w^- &= 0 \text{ otherwise}
\end{aligned} \tag{3-3-4-32b}$$

식 (3-3-4-31)의 비정규화 형태를 다음과 같이 다시 쓸 수 있다.

$$\phi_w = U_w^+ \phi_W + U_w^- \phi_P + \Delta \phi_w \tag{3-3-4-33}$$

여기서

$$\begin{aligned}
\Delta \phi_w = & U_w^+ a_w^+ (\phi_P - \phi_{WW}) \left[a_w^+ + (b_w^+ - 1) \left(\frac{\phi_W - \phi_{WW}}{\phi_P - \phi_{WW}} \right) + c_w^+ \left(\frac{\phi_W - \phi_{WW}}{\phi_P - \phi_{WW}} \right)^2 \right] \\
& + U_w^- a_w^- (\phi_W - \phi_E) \left[a_w^- + (b_w^- - 1) \left(\frac{\phi_P - \phi_E}{\phi_W - \phi_E} \right) + c_w^- \left(\frac{\phi_P - \phi_E}{\phi_W - \phi_E} \right)^2 \right]
\end{aligned} \tag{3-3-4-34}$$

추가 항을 산정하고 나면, 본 기법의 이행은 1차 상향풍속법의 경우와 동일하다. SOUCUP 및 COPLA 해법에서 상수들은 동일 셀 표면에서 동일 유동방향에 대하여 δ 의 값에 따라서 전환된다.

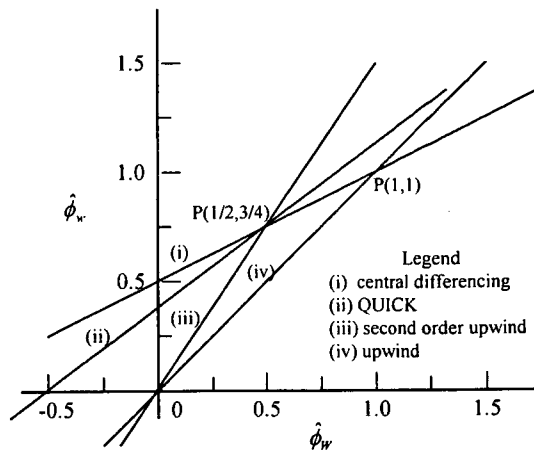


그림 3-3-4-9 여러 기법의 정규화 도식

(4) 가압기 밀림관 2차원 열성층 열유동 해석 결과

앞장에서 언급한 4가지의 대류항을 이용하여 가압기 밀림관의 열성층화 현상을 개발된 수치모형을 이용하여 비교분석을 수행하였다. 사용된 코드는 압력과 속도를 결합하는데, non-staggered 격자 배열 및 SIMPLE 알고리즘을 사용하였다. 가압기 밀림관의 기하학적 구조 및 계산에 사용된 매개변수들은 표 3-3-4-1과 같다. 운전중인 발전소에서 가압기 밀림관의 바깥면으로 약간의 열손실이 있으므로 본 해석에서는 전체적인 열전달 계수를 $h=0.79W/m^2C$ 로 가정하였고, 가압기로부터 고온의 유체가 $1.26 \times 10^{-2}m^3/sec$ 의 유속으로 저온의 유체 쪽으로 밀려들어간다고 가정하였다.

그림 3-3-4-10은 각도의 함수로써 4가지 대류항 처리기법에 대해서 6개의 경과 시간에 따른 국부 Nusselt 수 (Nu)를 나타내고 있다. 그림에서 각도 0도는 성층화된 수평배관의 고온의 유체가 위치한 상단부를 의미하며, 180도는 저온의 유체가 위한 하단부를 의미한다. 그림 3-3-4-10과 3-3-4-11에서 알 수 있듯이 시간이 경과하면 할수록 성층화된 유체는 서로 혼합되어 유체와 벽면의 온도차가 줄어들면서 Nu 수는 감소하게 되고, 충분한 시간이 흐르면 거의 0에 가까워진다. 그림 3-3-4-10에서 QUICK 해법의 Nu 값을 제외하고는 나머지 3가지 대류항은 거의 유사한 경향을 보였다. 하지만, 그림 3-3-4-10(d)처럼 QUICK 대류항 해법은 혼합 초기 및 배관의 상층부에서 Nu 값은 다른 해법과는 다르게 상대적으로 높고 진동하는 것으로 예측되었다.

그림 3-3-4-11은 네 가지 대류항에 대한 시간에 따른 등온분포를 보여 주고 있

다. 네 경우 모두 초기에는 일반적인 경우처럼 고온부와 저온부의 큰 온도차로 인하여 온도 구배가 매우 크게 예측되었다. 시간이 경과하면서 배관의 상부와 하부 사이의 온도차이가 감소하게 되어 온도구배도 완만해진다. 그림 3-3-4-11에서 보여지는 것처럼 HYBRID를 제외하고는 시간에 따른 온도구배의 크기가 동일한 것을 알 수 있다. HYBRID의 경우는 나머지 3 경우보다 더 빨리 혼합되고, 배관의 벽면의 온도차이가 상대적으로 낮게 예측되고 있다.

그림 3-3-4-12는 4가지 대류항에 대한 내벽면 및 외벽면 사이의 최대 온도차이를 시간에 따라 보여 주고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 HPLA 및 COPLA 해법에 대한 최대 온도값 및 거동은 거의 동일하며, HYBRID는 상대적으로 온도를 낮게 예측하고 있으며, QUICK은 상대적으로 높게 예측하는 것을 알 수 있다.

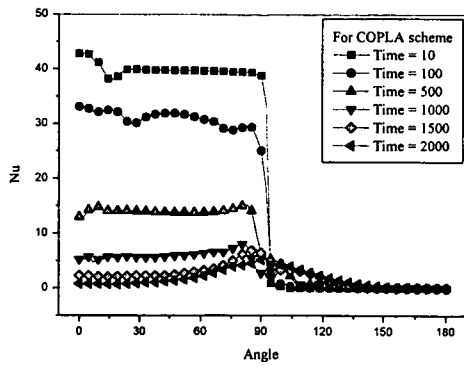
이상과 같이 열성층 열유동 해석을 4가지 대류항 처리기법을 이용해 가압기 밀림관에 대해서 분석하였다. 분석된 결과를 검토한 결과, QUICK 해법은 상대적으로 높은 최대 온도차를 예측하였으나, 초기에 진동하며, HYBRID 해법은 다른 대류항 처리기법에 비해 상대적으로 빨리 혼합하며, 상대적으로 낮은 최대온도차를 예측하였다. 이에 비해 HPLA와 COPLA는 분석 초기에도 분석값의 진동없이 안정적으로 계산되었으며, 두 기법간의 결과는 거의 동일하게 예측되었다.

라. 요약 및 결론

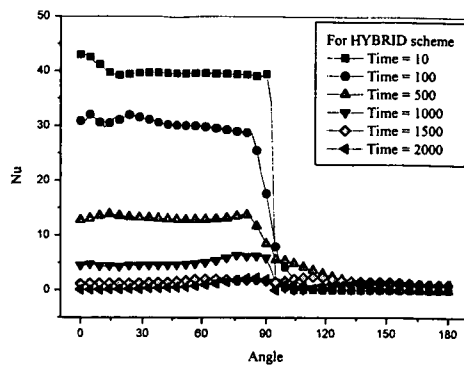
가압기 밀림관의 열성층화 현상을 4가지 대류항 (QUICK, HPLA, HYBRID 및 COPLA) 해법을 이용하여 2차원 열성층 열유동 해석을 수행하였다. 분석결과, 개발된 열유동 해석 모형은 열성층 현상을 잘 분석하였으며, 사용되는 대류항 기법에 따라 계산결과에 다소 차이가 있으며, QUICK 해법은 상대적으로 높은 최대 온도차를 예측하였으나, 초기에 진동하며, HYBRID 해법은 다른 대류항 처리기법에 비해 상대적으로 빨리 혼합하며, 상대적으로 낮은 최대온도차를 예측하였다. 이에 비해 HPLA와 COPLA는 분석 초기에도 분석값의 진동없이 안정적으로 계산되었으며, 두 기법간의 결과는 거의 동일하게 예측되었다. 향후 본 연구에서 개발된 열유동 해석 모델을 통하여 가동원전의 복잡한 기하학적 형태의 배관과 탱크 등에서의 온도분포를 실제적으로 해석함으로써 다양한 열성층 유동 문제들에 확대 적용될 수 있을 것으로 사료된다.

표 3-3-4-1 계산 입력값

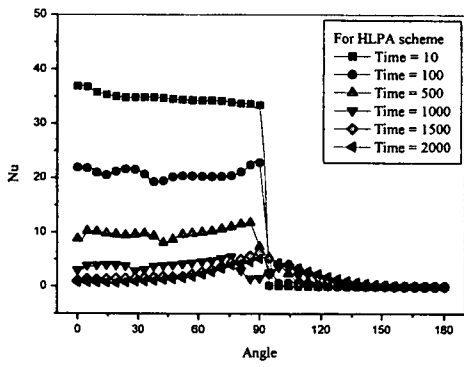
Parameters	Values
Material of pipe	SA-762-TP-316
Outer radius of pipe, r_o	0.1525m
Inner radius of pipe, r_i	0.1165m
Conductivity of pipe, k_s	15.4 W/m°C
Heat transfer coefficient, h	0.79 W/m ² °C
Hot fluid temperature, T_h	232 °C
Cold fluid temperature, T_c	66 °C
Ambient temperature, T_∞	43 °C
Thermal diffusivity ratio, α_s/α_f	22.2
Thermal conductivity ratio, k_s/k_f	22.65



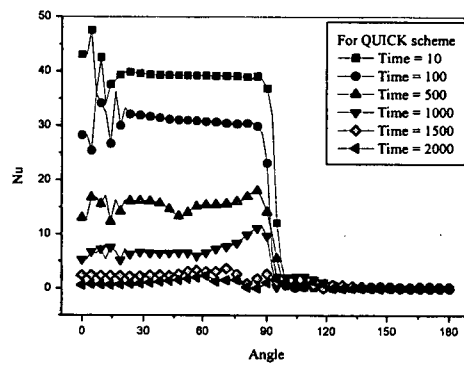
(a) COPLA 해법



(b) HYBRID 해법

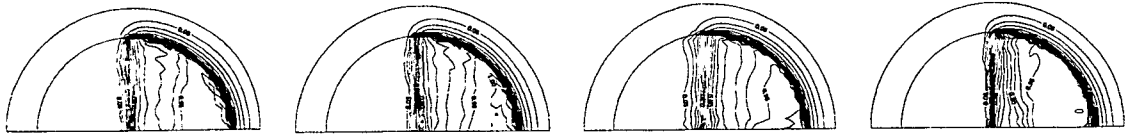


(c) HPLA 해법

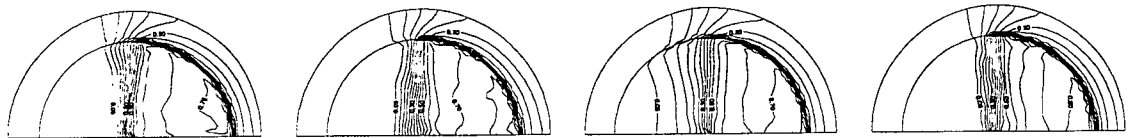


(d) QUICK 해법

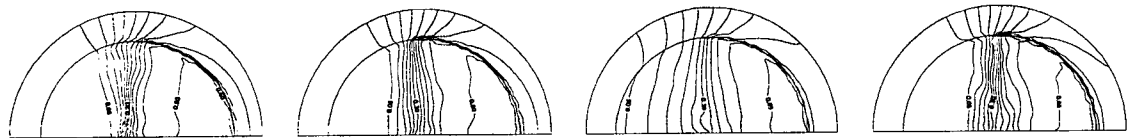
그림 3-3-4-10 국부 Nu 수의 변화



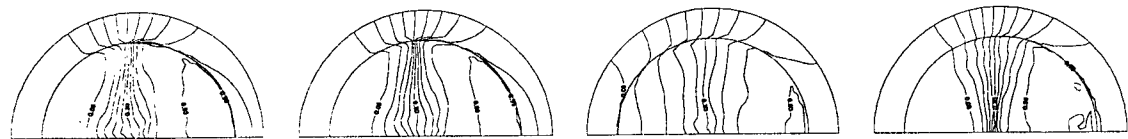
(a) Non-dimensional time = 100, (COPLA, HPLA, HYBRID, QUICK)



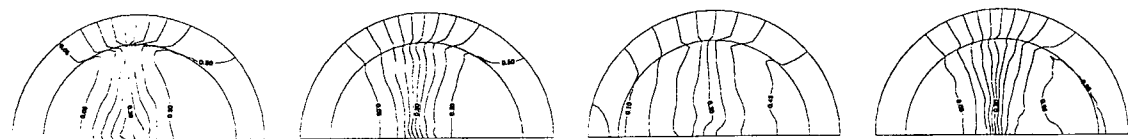
(b) Non-dimensional time = 500, (COPLA, HPLA, HYBRID, QUICK)



(c) Non-dimensional time = 1000, (COPLA, HPLA, HYBRID, QUICK)

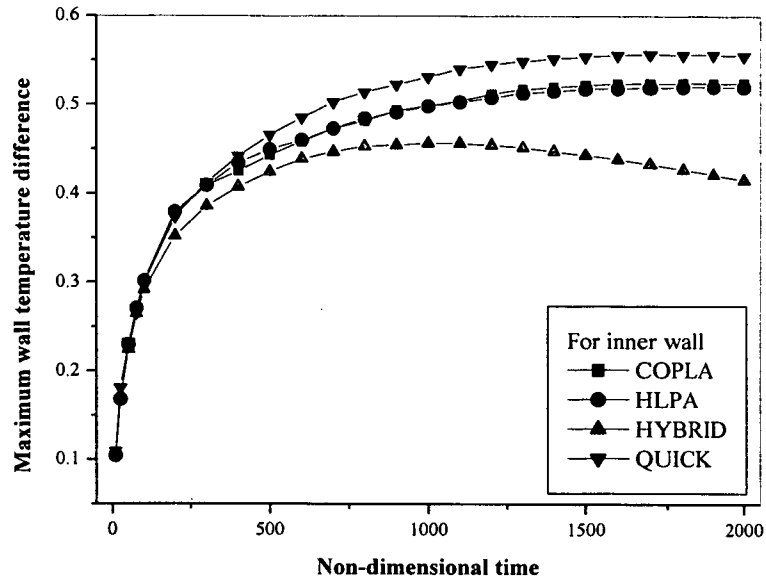


(d) Non-dimensional time = 1500, (COPLA, HPLA, HYBRID, QUICK)

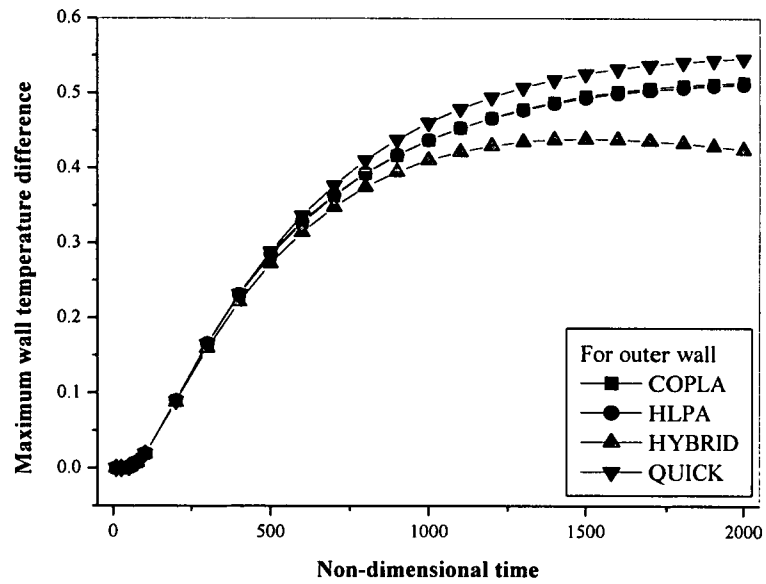


(e) Non-dimensional time = 2000, (COPLA, HPLA, HYBRID, QUICK)

그림 3-3-4-11 4가지 대류항에 대한 등온분포 변화



(a) 내부 벽면



(b) 외부 벽면

그림 3-3-4-12 최대 벽면 온도차이

여 백

제 4 절 수명 연장 관련 안전 현안 검토

여 백

제 4 절 수명연장 관련 안전 현안 검토

1. 개요

원전 가동 년수의 증가와 노후화에 따른 새로운 안전 현안의 발생, 운전 경험의 축적, 안전개념의 변천 등으로 인해 최초 원전 설계 수명에 대한 재평가 및 수명 연장에 대한 많은 논의가 이루어지고 있다 [3-4-1-1]. 최초 1979년에 상업 운전을 시작한 고리 1호기의 경우에는 이러한 수명 연장에 관련된 다양한 해결해야 하는 현안들을 가지고 있다.

또한 원자력 발전소 안전성의 향상에 따라 많은 안전기준의 변화 및 해석 기법의 진보 등이 진행되면서 기존의 안전성 활동만으로는 가동 원전의 안전성을 보장할 수 있는지 의문이 제기되면서 “주기적 안전성 평가” 제도가 법제화되었고 [3-4-1-2], 고리 1호기를 대상으로 시범 적용할 예정으로 있다. 따라서 이에 대한 규제 평가는 수명 연장과 직접 관련이 있으므로 궁극적으로 가동중 혹은 노후화 원전에 대한 안전성 평가 문제가 중요한 현안으로 부각될 것이 자명하다.

노후화 원전의 안전성 평가에서 가장 초점이 되고 있는 것은 해당 원전의 운영허가 당시에 적용되었던 안전 기준과 현재 적용되고 있는 안전 기준의 차이점을 도출하고, 그 기술적 배경을 정확하게 파악하고, 차이점에 따른 실제 설계 및 안전성 평가 상의 문제점을 규명하여, 어떻게 적절한 조치를 강구하도록 하는 것이다.

안전해석 분야에 있어서도 고리 1호기의 운영허가 시 혹은 변경허가 시에 적용된 사고해석 규제 요건 및 기술 기준과 현행 기술 기준의 차이를 분석하여 문제가 될 수 있는 부분을 도출하는 것이 향후의 규제연구에서 중요한 부분이다.

이를 위하여 본 연구에서는 제 2 단계 연구의 출발점으로서의 수명 연장 관련 안전해석 현안을 도출하기 위해 고리 1호기의 관련 설계 및 평가 내용을 검토하였고 현재 적용되는 규제 요건 및 기술 기준 [3-4-1-3]과 비교 분석하였다. 제시된 현안들은 본 연구의 제 2 단계에서 보다 상세히 평가되고 평가될 예정이다.

2. 고리 1호기 사고 해석 검토

앞서 언급한 바와 같이 노후화 원전의 수명 연장 관련 안전해석 현안을 도출

하기 위해 주기적 안전성 평가의 최초 대상이 될 고리 1호기의 사고 해석 분야 설계 내용을 검토하였다. 검토에 사용된 자료는 1998년 증기발생기 교체와 관련하여 변경 허가된 최종안전성분석보고서 [3-4-2-1] 및 관련 자료였다.

또한 현행 안전기준으로는 울진 3/4 호기 운영허가 심사에 적용된 규제 요건 및 기술 기준 [3-4-2-2]을 적용하였으며, 제 15장 사고해석 기술 내용을 직접 비교하였다. 표 3-4-1-1에서는 이들의 비교를 보여주고 있다.

이러한 비교 검토 결과 고리 1호기와 울진 3/4 호기의 주요 차이점은 표 3-4-2-2에 제시한 바와 같이 (1) 사고 등급의 차이, (2) 해석되지 않은 사고, (3) 해석 방법론의 차이 및 (4) 허용기준의 차이 등이다.

이 비교를 통해서 다음과 같은 사항을 알 수 있다:

- (1) 사고 등급의 차이는 고리 1호기의 경우 단일핵연료집합체 부적절한 장전 (Condition III)에 비해 울진 3/4 핵연료집합체의 오위치 장전 (Condition II)로 사고 내용은 유사하나 상세 검토가 필요하다.
- (2) 미해석 사고에서 주급수관파단사고 (Feedwater Line Break)는 운영허가 당시 설계기준사고는 아니었으나, 그 후 수행 완료되었다. ATWS 는 울진 3/4호기의 경우는 NUREG-0640 및 10 CFR 50.62에 따라 원자로 정지 및 보조급수 계통의 다양성 확보로 발생 확률을 감소시켜 설계 기준에서 배제되었고 해석은 불필요했다. 고리 1호기의 경우는 ATWS 완화설비 (AMSAC) 설치 계획을 수립하였다. 기타 사고들은 상세 검토 후 추가적인 해석이 요구된다. 봉산희석 사고는 고리 1호기의 경우 출력 및 기동 운전 모드에 대해서만 사고해석을 수행하였으나, 전 운전모드에서 추가 해석을 필요로 하며, 필요시 봉산 계통 설비의 개선이 요구될 수도 있다.
- (3) 해석 방법론에 있어서는 대형냉각재상실사고에 대해 고리 1호기는 SECY-83-472에 따른 중간적 방법을 사용하였으나, 울진 3/4호기는 10 CFR 50 Appendix K에 따른 보수적 방법을 사용하였다. 이것은 당시로서는 선택 사항이었으나, 보수적 및 최적 방법만을 규정하고 있는 현행 규제 요건 (과기부 고시 2001-39)의 입장에서는 중간적 방법에 대한 규제 입장의 정립 논의가 필요하다. 최소핵비등이탈율 (MDNBR)은 통계적 처리 방법을 사용하는 울진 3/4 와 결정론적 방법을 사용하는 고리 1호기가 차이가 있지만 선택 사항으로 볼 수 있다.
- (4) 기타 울진 3.4 호기에서는 Condition II 사고시 핵연료 손상기준으로 Fuel Centerlinr Temperature를 사용하고 있으나 고리 1호기에서는 사용하지 않는다. 이점에 대해서는 상세 검토가 필요하다. 고리 1호기에서는 2차측 최대허용압력

을 설계압력의 120 %로 하고 있으나 올진 3/4호기에서는 110 %로 하고 있는 점이 차이가 있으나 이는 허용기준의 완화라고 보여진다.

이상의 비교 검토 및 분석 결과,

- (1) 사고 등급의 차이가 있는 사고 (부적절한 핵연료집합체 장전)에 대해서는 상세 검토후 등급의 결정이 이루어 져야 하며 필요시 관련 연구가 요구된다.
- (2) 미해석된 사고 (폐기물 처리 계통 사고, 봉산회석사고 등)에 대해서는 적용 설계기준 및 배경의 차이 등의 상세 검토후 추가 해석이 요구되며 필요시 독립적인 검증 해석이 요구된다.
- (3) 허용 기준의 차이 (Fuel Centerline Temperature 등)에 대해서는 관련 사고에 대한 기술 배경의 차이 및 해석 결과의 상세 검토가 필요하며 필요시 독립적 검증해석이 요구된다.

표 3-4-2-1 고리 1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 (1/5)

고리 1호기	울진 3/4 호기	비 고
15.2.1 미임계 비제어 제어봉인출 (II) - DNBR>1.3	15.4.1 미임계/저출력에서 제어뱅크의 비정상인출 사고 (II) - DNBR>1.3 (SRP 4.4) - Fuel Centerline Temp (SRP 4.2)	유사 안전기준추가 필요시재해석
15.2.2 출력시 비제어 제어봉인출 (II) - DNBR>1.3	15.4.2 출력시 제어뱅크의 비정상인출사고 (II) - DNBR>1.3 (SRP 4.4) - Fuel Centerline Temp (SRP 4.2)	유사 안전기준추가 필요시재해석
15.2.3 제어봉 오배열 (II) - DNBR>1.3	15.4.7 오위치 장전 (II) - 계측제어 (GDC 13) - 10CFR100	유사
15.2.4 비제어 봉산회석 (II) - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 - Operator Time > 30/15 min	15.4.6 원자로냉각재봉산농도를 감소시키는 CVCS의 오작동 사고 (II) - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Fuel Failure limit (SRP 4.2) - Operator Time > 30/15 min	유사 안전기준 추가 및 변화 필요시재해석
15.2.5 원자로냉각재유량 부분 상실 (II) - MDNBR > 95/95% DNBR Limit - Max pressure <110% of Design	15.3.1 원자로냉각재유량 부분 상실 (II) - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95% DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious)	유사 안전기준추가 필요시재해석
15.2.6 비활성 루프의 기동 (II) - DNBR>1.3 - Max pressure <110% of Design	15.4.4 비활성 루프의 기동 (II) - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105)	유사 안전기준추가 필요시재해석
15.2.7 외부전원 상실 (및/혹은 터빈 트립) (II) - DNBR>1.3 - Max pressure <110% of Design	15.2.2 터빈트립 사고 (II) - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious)	유사 안전기준추가 필요시재해석

표 3-4-2-1 고리1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 (2/5)

고리 1호기	울진 3/4 호기	비 고
<p>15.2.8 정상급수 상실(II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR > 1.3 - Pzr safety valve not open 	<p>15.2.7 정상급수 상실 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110 % of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105) 	<p>유사 안전기준 추가 필요시 재해석</p>
<p>15.2.9 발전소 보조계통에 공급되는 소외전원상실 (15.4.2) (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 - Pzr safety valve not open 	<p>15.2.6 발전소 보조계통에 공급되는 비비상용 교류전원상실사고 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105) - Most limiting single failure (RG1.53) 	<p>유사 안전기준 추가 필요시 재해석</p>
<p>15.2.10 급수계통오작동에 의한 과도 열제거 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 - Max. reactivity insertion < 15.2.1 	<p>15.1.1~3 2차계통에 의한 과도 열제거 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105) - Most limiting single failure (RG1.53) 	<p>유사 안전기준 추가 필요시 재해석</p>
<p>15.2.11 과도한 부하 증가 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 		
<p>15.2.12 원자로냉각재계통의 우발적인 감압 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 	<p>15.6.1 가압기압력방출밸브 부주의 개방 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105) - Most limiting single failure (RG1.53) 	<p>유사 안전기준 추가 필요시 재해석</p>
<p>15.2.13 주증기계통의 우발적 감압 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 	<p>15.1.4 증기발생기방출밸브/안전밸브 개방 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious) - Instrument span and setpoint (RG 1.105) - Most limiting single failure (RG1.53) 	<p>유사 안전기준 추가 필요시 재해석</p>
<p>15.2.14 출력운전중 ECCS의 우발적 운전 (II)</p> <ul style="list-style-type: none"> - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3 		<p>울진 3/4 “15.5 원자로 냉각재재고량 증가” 와 유사</p>

표 3-4-2-1 고리1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 (3/5)

고리 1호기	울진 3/4 호기	비 고
15.3.1 ECCS을 기동하는 소형과단냉각재 상실사고 (III) * 10CFR50.46 - PCT<2200F - Maximum oxidation < 17% - Maximum hydrogen < 1% - Coolable core geometry - Long term cooling	15.6.5 냉각재상실사고 (III) (15.6.5 참조)	최근의 안전기준적용 및 NOTRUMP 최신코드 사용
15.3.2 2차계통 배관 소형 파단 (15.4.2) (III) - DNBR>1.3 - Max pressure <110% of Design		6인치 이하배관파단에 적용
15.3.3 단일 핵연료 집합체의 부적절한 장전 (III) - 오장전 감지, 절차 - 10CFR100	15.4.7 핵연료 집합체의 오위치 장전 (II) - 오장전 감지, 절차 - 10CFR100	유사
15.3.4 원자로냉각재유량 완전 상실 (III) - Max pressure <110% of Design - DNBR>1.3	15.3.1 원자로냉각재유량 완전 상실 (III) - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - Fuel failure limit (if serious)	유사 필요시재해석
15.3.5 폐기가스 탱크파손 (III) - Radio. consequence (10CFR100) - 해석 방법 : RG 1.24		

표 3-4-2-1 고리1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 (4/5)

고리 1호기	울진 3/4 호기	비 고
15.4.1 냉각재상실사고 (IV) - 10CFR50.46 - PCT <2200 F - Maximum hydrogen < 1% - Oxidization < 17% - Core Coolable Geometry - Long Term Cooling - SECY-83-472 방법론	15.6.5 냉각재상실사고 (IV) - 10CFR50.46 - PCT<2200F - Maximum oxidation < 17% - Maximum hydrogen < 1% - Coolable core geometry - Long term cooling - Radio. consequence (10CFR100) - TMI Action Plans	안전기준 동일 Superbound 방법 사용
15.4.1.2 격납용기내 수소 생성 - Reg Guide 1.7	6.2 격납용기	
15.4.1.4 LOCA방사선 결말 - 10CFR100, Reg Guide 1.4	15.6.5 냉각재상실사고 (IV) - Radio. consequence (10CFR100)	
15.4.2 2차계통 배관 파단 (IV) 15.4.2.1 주중관파단사고 (IV) - Max press < acceptable limit - DNBR>1.3 - Return to Power - 방사선 결말 : 10CFR100	15.1.5 주중기관 파열사고 (II~IV) - Max press < acceptable limit - MDNBR>95/95% ONBR limit - No loss of core cooling if fuel failure - Rad.consequence (10CFR100) - RCP integrity, Aux FWS grade, - RCP trip consistency	유사 안전기준추가 필요시재해석
15.4.2.2 주급수관파단사고 (IV) - Max pressure <110% design (low) <120% (very low), - MDNBR<95/95 DNBR Limit, - Activity release (10CFR100) - RCP integrity, Aux FW	15.2.8 주급수관파단사고 - Max pressure <110% design (low) <120% (very low), - MDNBR<95/95 DNBR Limit, - Activity release (10CFR100) - RCP integrity, Aux FW	유사 최근의 안전기 준 적용
15.4.3 증기발생기세관파열 (IV) - 방사선 결말 : 10CFR100	15.6.4 증기발생기세관파열 - 방사선 결말 : 10CFR100 - 계산모델 (RG1.4)	유사
15.4.4 원자로냉각재펌프 축고착 (IV) - Peak RCS pressure < Stress limit - PCT < 2700 F - DNBR > 1.3 (FACTRAN 모델 사용)	15.3.3~4 원자로냉각재펌프 회전자 고착사고 및 파손사고 (IV) - Max pressure< acceptable limit - MDNBR>95/95 DNBR limit or fuel failure - Activity release (10CFR100) - RCP integrity, AFWS	유사 안전기준 추가 및 변화 필요시재해석
15.4.5 핵연료취급사고 (IV) - 방사선 결말 : 10CFR100	15.7.4 핵연료취급사고 (IV) - 방사선 결말 : 10CFR100 - GDC 61 - 해석방법 : RG 1.25	유사
15.4.6 제어봉집합체 인출 (IV) - fission product release < 10 % - Peak RCS pressure < stress limit - 방사선 결말 : 10CFR100	15.4.8 제어봉집합체의 우발적 방출 사고 (IV) - GDC 28, RG 1.77 - Averaged enthalpy <280cal.g - Max pressure < ASME Ser/Limt C	유사 안전기준 변화 필요시재해석

표 3-4-2-1 고리1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 (5/5)

고리 I 호기	울진 3/4 호기	비 고
	15.5 원자로냉각재재고량 증가 - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - No loss of function if fuel failure - Instrument span and setpoint (RG 1.105) - Most limiting single failure (RG1.53)	15.2.14 "ECCS 부적절 기동"과 유사 상세 검토 결과에 따라 추가해석 필요 여부 결정
	15.7.1 기체폐기물처리계통 파손사고 - Deleted	
	15.7.2 액체폐기물처리계통 파손사고 - Deleted	
	15.7.3 액체저장탱크 파손사고 - GDC 60 - 10 CFR 20 Appen.B	필요시 추가해석
	15.7.5 사용후핵연료 수송용기 낙하사고 - 방사선 결말 (10CFR100) - 방사능 통제 (GDC61) - 선량계산 (RG1.25) - ESF급 대기정화계통 - 30 ft 미만낙하 및 완충설비 사고면제	필요시 추가해석
	15.2.1 외부 부하상실사고 - Max pressure <110% of Design - MDNBR > 95/95%DNBR Limit - Not generate a more serious - No loss of fuction if fuel failure	필요시 추가해석
	15.2.3 부주의한 주증기격리밸브 폐쇄 - 15.2.1 기준과 동일	필요시 추가해석
	15.2.4 터어빈 트립에 의한 콘덴서 진공상실 사고 - 15.2.1 기준과 동일	필요시 추가해석
	15.6.2 격납용기 외부 일차냉각재 수송 소형 배관 파단 - 소형배관규명 (GDC55) - 방사선 결말 (10CFR100)	필요시 추가해석
	15.8 Anticipated Transient Without Scram - 10 CFR 50.62 - NUREG-0240	추가해석 혹은 다양성보호계통 입증 필요

표 3-4-2-2 고리 1호기 및 울진 3/4호기 사고해석 비교 요약

	고리 1호기	울진 3/4 호기	비고
사고 등급의 차이	15.3.3 단일 핵연료집합체의 부적절한 장전 : Condition III	15.4.7 핵연료집합체의 오위치 장전 : Condition II	상세 검토 필요
미해석된 사고		15.2.8 주급수관 파단사고	고리 1 기수행 완료
		15.8 ATWS - NUREG-0640 (ATWS for LWR) : ATWS발생확률 감소로 설계기준에서 제외 혹은 ATWS 완화방안 수립 - 10 CFR 50.62 원자로정지 및 보조급수계통 신뢰성/독립성/다양성 확보 - NUREG-0240에 의해 다양성 보호계통 설치를 통해 해석 유예	고리 1 ATWS 완화설비 설치계획수립 완료 (AMSAC)
		15.7.1 기체저장탱크 파손사고 15.7.2 액체폐기물처리계통 파손사고 15.7.3 액체폐기물저장탱크 파손 15.7.5 사용후핵연료 수송용기 낙하사고 15.6.2 격납용기 외부 일차냉각재 수송 소형 배관 파단	상세 검토 후 필요시 추가 해석
	15.2.4 봉산회석사고 - 출력/기동 경우만 해석	15.4.6 봉산 회석 사고 - 전 운전모드에서 해석 수행	추가해석(필요시 봉산 설비 개선)
해석방법론 차이	15.4.1 냉각재상실사고 - SECY-83-472 Suprbound 방법	15.6.5 냉각재상실사고 - 10 CFR 50.46 규정된 방법	규제 입장 정립 필요
허용기준 차이	적용 허용기준이 불명확함. Max Pressure : 통계적 Fuel Failure 결정 기준 등	Max Pressure Limit : 110 % of Design Pressure Service Level Limit MDNBR: 95/95% Level Fuel Centerline Temp. Limit	상세 평가 필요

여 백

제 5 절 다중고장사고 대응 설계 및 운전 안전성 평가

여 백

제 5 절 다중고장사고 대응 설계 및 운전 안전성 평가

1. 다중고장사고 ATWS 안전성 평가

가. 개 요

원자로 정지불능사고 (Anticipated Transient Without Scram, ATWS)는 원자로 비상 정지를 요구하는 사고에 있어 원자로가 설계된 대로 정지되지 않는 예상 운전 과도 상태로 정의된다. ATWS는 비록 그 발생 가능성은 낮지만 사고 전개에 따른 결과가 노심 손상 및 핵분열 물질의 누출 등 매우 심각하기 때문에 원전의 주요 안전현안으로 인식되어 왔다. 또한 일부 발전소에서는 이러한 ATWS를 경험한 바 있다 [3-5-1-1]. 이에 따라 미국 NRC에서는 1960년대 후반에서부터 ATWS에 대한 규제 연구를 수행하여 왔으며, 1973년의 WASH-1270 [3-5-1-1], 1978년의 NUREG/CR-0460 [3-5-1-2], 1983년의 SECY-83-293 [3-5-1-3]등을 거치면서 1984년 10 CFR 50.62 [3-5-1-4]의 현재 규제요건이 정립되었다.

현재 우리나라에서는 ATWS에 대한 별도의 규제 요건을 설정하여 적용하고 있지 않으며, 안전심사지침서 등에서 미국의 규제요건을 준용하여 적용하고 있다 [3-4-1-3]. 또한 있어 영광 3/4 호기 이후에 건설된 발전소에 대해서는 Diverse Scram System 구비 요건이 만족되어 ATWS 대응에 적합한 것으로 보고 있으나 그 이전 발전소들은 이러한 규제요건 정립 이전에 설계 및 건설이 이루어 졌으므로, ATWS 규제요건이 적용되지 못하고 있다. 최근 한전에서는 이러한 가동원전에 대한 ATWS 완화 설비의 설계 및 적용을 추진하고 있으나 [3-5-1-5], 우선적으로 국내의 규제요건 및 관련 기술 기준이 먼저 정립되어야 할 필요가 있으며, 요건 만족과 결부된 기술적 배경의 차이, 기술 지침서 관련 문제 등 해결해야 할 사항이 많을 것으로 예상된다.

본 연구는 향후의 ATWS 안전성 평가 및 대응 설계 능력 평가에 기여함을 목적으로 이러한 현안 문제의 합리적인 평가를 위해 필요한 ATWS 규제의 기술적 배경 및 근거를 조사하고 국내 원전의 ATWS 관련 현황을 조사하여 제공하는 데 초점을 두고 있다.

나. 규제 요건의 기술적 배경

1968년부터 미국에서는 원자로정지가 수반되지 않는 예상 과도상태가 ACRS, 규제 검토진 및 원자로 계기설계자 사이에 관심 사안으로 제기되었다. 여러 가지 관심 사안 중의 하나는 제어계통 및 보호계통간의 상호작용의 가능성이었다. 상당한 논의와 약간의 설계변경이 이루어진 후에, 제어 및 보호기능은 물리적 분리 또는 전기적 격리에 의해 타당한 수준에서 분리되어야 한다고 결정되었다.

이후 원자로 정지불능 예상과도 사고의 안전성을 평가하기 위한 노력은 두 분야로 나뉘어 졌다. 한 분야는 원자로보호계통의 공동형태고장 또는 다른 고장의 가능성을 평가하기 위한 시도이고, 다른 한 분야는 다양한 가상의 ATWS 사고의 결과를 해석하기 위한 노력이다.

이러한 노력의 결과로써 1973년 WASH-1270이 발간되었으며, 이 보고서의 부록 A 'Licensing Position on ATWS'에 원자로 정지를 방해하는 공동형태고장에 대한 NRC의 입장이 기술되어 있다. 이에 따르면, 원자로는 76년 이후 건설허가가 신청되는 발전소 (A형), 76년 이전에 건설허가가 신청된 발전소 (B형), 더 이상의 검토가 필요치 않은 발전소 (C형)로 구분된다. A형의 발전소에 대하여는 정지계통의 신뢰도를 상당히 개선할 것을 요구하였고, B형의 발전소에 대하여는 ATWS 사고의 결과가 다음의 허용기준을 만족하도록 설계를 개선할 것을 요구하였다:

- 방사선: 10CFR100이 허용기준을 만족할 것.
- 원자로 냉각재의 압력은 ASME 코드의 Service Level C (Emergency Condition)의 허용기준을 만족할 것.
- 핵연료는 냉각가능 형상을 유지하며, 첨두 엔탈피는 280cal/g를 초과하지 않을 것.
- DNB의 가능성이 낮음을 보이거나 피복재의 손상이 심각하지 않음을 보일 것.
- 격납건물의 압력은 설계압력 이하로 유지될 것.

WASH-1270에 기술된 안전성 목표는 심각한 결과를 초래하는 모든 사고의 발생빈도를 $10^{-6}/R-Y$ 이하로 한다는 것이다. NRC는 ATWS와 같은 특정의 사고에 대하여는 이러한 목표의 10^{-1} 을 목표로 하는 것이 적절하다고 판단하였다. 이에 따라 모든 예상과도사고의 발생 빈도를 '1'로 가정하면, 보호계통의 고장으로 인해 사고의 결과가 심각해지는 경우는 10^{-7} 이하가 되어야 한다.

1980년 NRC는 지난 10여 년 동안 ATWS에 관해 개발된 자료를 평가하고 검토하였다. 이러한 평가는 NUREG-0460 [3-5-1-6]로 발간되었으며, ATWS의 발생확

률이 지나치게 높다고 판단하게 되었다. 이에 따라 SECY-80-409 [3-5-1-7]을 통해 ATWS의 발생확률 및 사고의 결말을 완화시키기 위해 원자로의 설계개선을 요구하는 요건의 제정이 필요하다고 권고하였다.

많은 논의를 거친 후에 1981년 11월 24일 미국원자력 위원회가 제안한 두 개의 안과 전력회사 그룹이 제안한 하나의 안을 포함하여 3개의 안이 일반인의 의견을 위해 공개되었다 [3-5-1-3]. 많은 의견을 검토한 후에 NRC는 현재의 ATWS 요건과 같은 내용의 규제요건을 권고하였으며, 이 안이 미국 10 CFR 50.62 [3-5-1-4]로 채택되어 적용되고 있다.

다. 규제 요건 및 기준

10 CFR 50.62는 발전소의 ATWS로 인한 위험도의 저감을 위한 요건은 다음과 같다:

- (1) 모든 발전소에 대해 ATWS 방지를 위해 원자로 정지 계통에서부터 보조 비상급수 및 터빈 트립 기동 계통까지 센서 출력에서 최종 구동 기구까지 구비되어 있어야 하며 이것이 신뢰성이 있어야 하며 기존의 원자로 정지 계통과는 독립적일 것을 요구하고 있다.
- (2) CE형 원전 (혹은 B&W 원전)에 대해서는 특별히 센서 출력에서 제어봉에 전력 공급을 차단하는 곳까지 Diverse Scram System (다양성 정지계통)의 설치를 요구하고 있다. 이 다양성 정지계통은 신뢰성 있는 방식으로 기능을 수행하여야 기존의 원자로 정지계통과는 독립적일 것을 요구하고 있다.

또한 10 CFR 50.62 요건 이외에도 이러한 요건에 이르는 WASH-1270 규제 연구에서 제시되었던 사항들이 규제의 기술 기준으로 설정될 수 있으나 궁극적으로는 SECY-83-293에서 설정된 요건이 적용할 수 있다:

- (1) ATWS 에 의한 대중 위험도를 $10^{-5}/RY$ 로 감소시킬 것.
- (2) 대중의 위험도는 보수적으로 노심손상빈도와 같도록 할 것
- (3) 노심손상은 보수적으로 ASME Service Level C 응력한계치로 정의할 것

라. 국내 원전 ATWS 대응설계 현황

ATWS 에 대한 국내 원전의 설계 현황은 다음과 같다.

(1) CE형 원전

영광 3/4 호기 이후의 CE형원전에 대해서는 10 CFR 50.62의 조건을 만족시키는 다양성 정기 계통이 설치되어 오고 있다.

CE사는 1974년 CENPD-158에서 정지봉 (CEA; Control Element Assemblies)이 삽입되지 않는 것을 가정한 예상과도사고를 분석하였다. 이러한 분석은 ATWS에 대하여 WASH-1270에 제시된 허용기준을 만족시키기 위한 가장 불리한 조건이 무엇인지를 밝혀 내는데 이용되었다. 또한 이 보고서에서는 제어 가능한 공정 변수에 대한 민감도 분석을 수행하였으며, 허용기준을 만족시키기 위해 고려할 수도 있는 설계변경도 도출하였다. 이후 CE는 ATWS에 대한 분석방법을 일부 개선하여 1976년 CENPD-158 Rev. 1 [3-5-1-8]을 제출하였다.

CENPD-158은 1976년 이전에 건설허가가 신청된 발전소 (B형) 또는 더 이상의 검토가 필요치 않은 발전소 (C형)에 대하여 분석을 수행하였다. 2560MWt 및 3800MWt급 원전에 대하여 각각 다음과 같은 10여 종의 예상과도 사고에 대한 분석을 수행하였다:

- CEA Withdrawal
- Uncontrolled Boron Dilution
- Loss of Coolant Flow
- Idle Loop Startup
- Loss of External Load
- Loss of Feedwater
- Loss of Station Power
- Excess Load
- RCS Depressurization
- Primary Sample Line Break

이들 사고 중 영출력에서의 CEA Withdrawal, Loss of External Load, Loss of Feedwater, Partial Loss of Coolant Flow 등의 사고 시에는 원자로 냉각재 계통의 압력이 ASME 코드의 Service Level C (Emergency Condition)의 허용기준에 해당하는 3200psia를 초과하는 것으로 나타났다. 이중 Loss of Feedwater의 경우 주요 변수에 대한 민감도 분석을 통해, 냉각재 온도계수 (MTC; Moderator Temperature Coefficient) 값의 제한, 안전밸브의 면적 증가 등의 방법으로 3200 psia의 허용기준을 만족할 수 있을 것으로 예측하였다.

CE사는 ATWS Rule에 관한 규제요건 제정 과정에서의 답변을 통해 [3-5-1-9], 사고 시작 시점에서 터빈정지를 고려하고 증기발생기 일차측에서 이차측으로의 열전달 과정에 대한 개선된 모델링을 사용하여 주급수 상실시의 ATWS를 재분석 하겠다고 밝혔다. 재분석의 목적은 CE 발전소의 ATWS에 대한 위험도가 예전에 생각했던 것보다 작다는 것을 보이기 위함이다.

분석은 3410MWt 및 3800MWt 급 발전소에 대하여 수행되었다. 분석을 통해 규제요건에서 요구하는 ASME Service Level C를 만족시키기 위해 필요한 압력 방출 밸브의 용량을 평가하였다. 이를 위해 가압기 안전밸브의 크기를 현재 설치된 크기에서 ATWS 사고 동안 원자로 냉각재 계통의 최대 압력이 허용기준 이하로 유지될 때까지 점차로 증가시키면서 계산을 수행하였다. 이 때에 Service Level C를 만족하는 원자로 냉각재 계통의 최대 압력은 3200psia로 가정하였다.

분석은 터빈정지를 고려하지 않은 경우 (경우 1)와 터빈정지를 고려한 경우 (경우 2)에 대하여 각각 수행되었다. 분석 결과는 다음과 같이 정리된다:

- 3800MWt - No Turbine Trip: 가압기 안전밸브의 면적을 0.11ft^2 , 정격유량을 $20.2 \times 10^5\text{lbm/hr}$ 로 가정하였다. 계산결과 주급수 상실시의 ATWS에 대하여 허용기준을 만족하기 위해서는 방출용량이 50% 정도 추가로 필요한 것으로 나타났다. 결과적으로 허용기준을 만족하기 위한 방출면적은 $\sim 0.16\text{ft}^2$ 이다.
- 3410MWt - No Turbine Trip: 3410MWt급 원자로에 설치된 안전밸브의 용량은 총면적 0.05ft^2 , 정격유량 $9.25 \times 10^5\text{lbm/hr}$ 이다. 계산 결과에 의하면 허용기준을 만족하기 위해서는 방출밸브의 면적이 4배 정도로 증가되어야 하는 것으로 나타났다. 따라서 허용기준을 만족하기 위한 방출면적은 $\sim 0.20\text{ft}^2$ 이며 0.15ft^2 의 방출면적이 추가로 요구되었다.
- 3800MWt - Turbine Trip: 터빈 정지를 가정하는 경우에는 원자로 냉각재의 압력이 3200psia 이내로 유지되어 추가의 방출면적이 요구되지 않았다.
- 3410MWt - Turbine Trip: 이 경우에 대한 분석 결과, 최대 압력을 3200psia 이내로 유지하기 위해서는 0.10ft^2 의 방출용량이 추가로 요구되었다.

따라서 CE형 원전에 PORV를 설치하여 추가의 방출면적을 확보함으로써 ATWS 사고시 원자로 냉각재 계통의 최대 압력을 허용기준 이내로 유지할 수 있다. 그러나, CE사는 요구되는 밸브의 용량 및 계통의 배열로 인해 PORV를 추가 설치하는 것은 적절하지 않다고 주장하였다.

이러한 상황은 현재 국내 ATWS 규제요건이 설정되어 있지 않음으로 해서

ATWS에 대한 사업자의 접근 방법은 해석의 필요성 여부, AMSAC 설계 등의 문제로 제한되는 경향이 있는 것으로 보이며, 근본적으로 양의 감소재온도계수의 허용 문제 등과 연관되어 국내 발전소 고유 설계 및 운전 데이터를 사용한 ATWS 위험도의 평가가 선행되어야 하고, 현재의 설계 특성이 ATWS 위험도 제한치를 초과하지 않음을 보이는 것이 필요한 사항으로 판단된다.

현재 영광 3/4 호기를 비롯한 한국 표준형 원전은 CE System 80를 축소설계한 2815 Mwt 급 원전이므로 기존 CE 해석 결과가 적용될 수 있을 지에 대해서는 심도 깊은 분석이 요망된다. 또한 현재의 표준형 원전에는 PORV가 설치되어 있지 않으며, 중대사고 대처를 위한 안전감압계통이 밸브가 설치되어 있지만 이것을 ATWS 대응 완화 수단으로 사용할 수 있을지에 대한 평가가 필요하다. 또한 기술 지침서에서 양의 반응도 계수를 허용하고 있는 실정을 고려할 때 발전소 고유한 ATWS 평가가 필요하다.

(2) 웨스팅하우스형 원전

고리 1 호기부터 울진 1/2 호기까지의 웨스팅하우스형 발전소에 대해서는 10 CFR 50.62 제정 이전에 설계 건설된 것이어서 10 CFR 50.62 규제 요건이 적용되지 못했다.

웨스팅하우스는 1979년 NUREG-0460 규제 근거에 대해 NS-TMA-2182 [3-5-1-10] 서신을 통해 재해석 방법론 및 결과를 NRC에 송부하였다. 이 서신에 첨부된 사항으로서 중요한 것은 AMSAC (ATWS Mitigating System actuating Circuit, ATWS 완화계통 작동회로)을 설치하여 주어진 규제요건을 만족시키겠다는 것이며, 그 근거로서 수행된 해석 결과였다. 여기서는 많은 변수들에 대한 민감도 분석결과를 제시하였고 중요한 사항으로서 반응도 궤환, 일차계통 압력 방출, 보조급수 등이 논의되었으며, 해석에서는 30초에 터빈 트립, 60 초에 보조급수 작동을 가정하였다. 이 해석에서의 감속재온도계수는 $-8\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ 로서 전 주기의 95%가 포괄되는 수치였다. 해석 결과는 3200 psig 제한치를 만족시켰으며 급수상실사고에 따른 ATWS 가 가장 제한적인 것으로 밝혀졌다. 또한 AMSAC에 대해서는 문헌 [3-5-1-11]에 근거하여 ATWS 완화 수단으로서 NRC의 승인을 득한 바 있다.

국내 웨스팅하우스 원전에 대한 ATWS 완화설비의 설계 및 적용이 최근 추진되고 있다 [3-5-1-6]. 이러한 설계 적용의 근거는 NS-TMA-2182로서 발전소 고유한 해석을 피하고 일반적인 웨스팅하우스 발전소 설계 특성에 따른 추가적인 압력

증가분을 고려하여 AMSAC 설치하고 규제 요건의 만족을 입증하겠다는 것이다.

이러한 상황은 CE형 원전과 유사하게 현재 국내 ATWS 규제요건이 설정되어 있지 않음으로 해서 ATWS에 대한 사업자의 접근 방법은 해석의 필요성 여부, AMSAC 설계 등의 문제로 제한되는 경향이 있는 것으로 보이며, 근본적으로 양의 감소재온도계수의 허용 문제 등과 연관되어 국내 발전소 고유 설계 및 운전 데이터를 사용한 ATWS 위험도의 평가가 선행되어야 하고, 현재의 설계 특성이 ATWS 위험도 제한치를 초과하지 않음을 보이는 것이 필요한 사항으로 판단된다. 위험도 해석에 사용되는 확률론적 평가 모델의 타당성에 대한 검토가 필요하다. 또한 웨스팅하우스 일반 방법론인 NS-TMA-2180이 국내 원전에 적합하게 적용될 수 있음을 입증하기 위해 2루프 및 3루프 형 웨스팅하우스 원전 고유한 해석이 선행되어야 한다.

2. 다중고장사고 ATWS 대응능력 평가

가. 개요

원자로 정지불능 예상과도 (Anticipated Transient Without Scram)는 예상운전과 도시 원자로정지가 일어나지 않는 사고로, 노심 용융이나 외부로의 방사선 누출이라는 매우 심각한 결과를 가져올 수 있다. 실제로 미국 Salem 원전에서는 이 사고에 해당되는 과도 상태를 경험한 바 있다. 원자로 정지불능 예상과도는 1960년대 후반부터 매우 중요한 안전 현안으로 제기된 이래 규제기관과 산업체에서 꾸준히 연구되어 왔다. 1983년 미국 원자력규제위원회가 ATWS에 대한 규제 조치로서 SECY-83-293 [3-5-1-3]를 제시한 바와 같이, ATWS 규제의 목적은 ATWS 사고로부터의 위험을 허용가능한 수준까지 줄이는 데 있었다. 이러한 규제 조치에 대해 웨스팅하우스는 가압경수로의 경우에 ATWS 완화 설비로써 AMSAC (ATWS Mitigating System Actuation Circuitry)의 설치를 제시하였다 [3-5-2-1]. 또한, ATWS에 의한 과압 기준은 냉각재 최대압력이 ASME 코드 Service Level C service 제한요건인 21.96MPa (3200psig)으로 원자로 냉각재 계통 압력경계를 유지해 준다. 그러나 압력이 제한치 이내로 유지되더라도, 봉산 주입이 가능한 압력까지 압력을 감소시켜야 한다. 1984년 미국 원자력안전규제위원회는 그동안 축적된 연구 결과와 규제 조치들을 정리하여 ATWS에 대한 규제요건으로서 10 CFR 50.62 [3-5-2-2]를 발효하였다.

국내의 웨스팅하우스형 원전인 고리 1호기에 대해서는 한국수력원자력 주식회사 (이후 한수원)가 ATWS에 대비해 기존의 원자로 보호계통외에 다양성의 보호계통으로서 ATWS 완화설비 (AMSAC)의 설치를 위한 안을 신청한 바 있다. 여기서는 참고문헌 [3-5-1-4]의 웨스팅하우스 방법론에 근거해서 주요 변수에 대한 비교를 통해서 냉각재계통의 최대 압력치를 추정하였으며, 고리1호기에 대한 고유해석 결과는 제시되지 않았다. 그러나 이 결과는 계통 최대압력이 모든 변수에 대해 선형적인 관계를 유지한다는 가정에서 출발하기 때문에 많은 불확실성이 내재될 수 있다. 실제로 원자력 발전소 계통에서의 열수력 현상은 매우 복잡하고 비선형적인 성향을 보일 때가 많다. 따라서 이 방법론에 대한 적합성의 확인이 필요할 뿐만 아니라 완화 설비의 설치 적합성과 정지 설정치, 정지 신호지연시간이 최대 압력에 미치는 영향을 평가해 볼 필요가 있다.

본 연구에서는 이를 위해 정량적으로 주급수 상실 사고에 의한 ATWS의 열수

력 거동을 RELAP/Mod3.3beta 전산코드를 이용하여 해석하였다. 해석에서는 핵중기 공급계통 및 이차측에 대한 상세 모델링이 사용되었다. 또한 ATWS 사고시 냉각재계통 압력의 감속재온도계수, 안전밸브들의 개폐시기, 가압기 PORV의 용량, 보조급수계통 유량 등에 대한 민감도를 분석해 본다.

나. 안전해석 방법

앞에서 언급한 바와 같이 ATWS시 열수력 거동해석을 위해 사고해석용 전산코드는 RELAP/Mod3.3beta가 사용되었다. 이 코드는 가상사고시 경수로 해석에 있어서 최적계산에 적합하다고 알려진 국제적으로 인증된 코드로 ATWS와 같은 운전 중 과도 현상 발생시 원자로냉각재 계통과 노심의 거동을 잘 모사해 준다. 노심해석은 무차원 점 동특성 모델이 사용되었으며, 코드의 입력에서 시스템은 152개의 체적과 18개의 Junction, 55개의 열구조물로 모델링되었다. 그림 3-5-2-1에서는 계산에 사용된 고리원전 1호기의 RELAP5 모델을 보여준다.

고리 1호기는 2루프형 웨스팅하우스 발전소로 다음과 같은 주요 특성을 가지고 있다 :

- △60형의 증기발생기
- 2대의 모터구동과 1대의 터빈 구동 보조급수계통
- 2개의 PORV와 2개의 안전 방출밸브
- 12개월 핵연료주기

ATWS 발생시에는 1차측 온도가 증가하는데 보통 노심에서 감속재온도계수(MTC)가 음수이기 때문에 온도증가의 진행을 막기 위해 부의 반응도 계수가 삽입된다. 따라서 MTC는 ATWS 발생시 노심 용융에 가장 중요한 변수이며, 이것은 보론농도에 매우 민감하다. 본 사고해석에서는 주기초 연소도에서 전출력 운전이 가정되었다. 이는 초기연소도에서 감속재온도계수가 가장 양방향으로 커서 가장 심각한 결과를 가져오기 때문이다. 고리 1호기 16주기 혼합노심, 150MWD/MTU 연소도에서 감속재 온도계수가 $-6.1\text{pcm}/^\circ\text{F}$ 와 $-5.3\text{pcm}/^\circ\text{F}$ 에 해당되는 보론 농도는 각각 약 1536.76ppm과 1609.24ppm이다 [3-5-2-5]. RELAP5에서는 온도계수 대신 밀도 계수를 쓰기 때문에 그림 3-5-2-2와 같이 주어진 조건에서 환산한 값을 사용하였다. ATWS 분석에서 흔히 사용되는 95% MTC는 한주기동안에 가질수 있는 감속재온도계수 중 상부 5%에 해당되는 감속재온도계수로 정의된다 [3-5-2-2]. 참고로 OFA 연료만을 사용하는 20주기의 경우 95% MTC 값은 $-6.1\text{pcm}/^\circ\text{F}$ 이다.

다. 결과

1) 완화 설비 설치시 해석 결과

(1) 기본 계산

ATWS 사고에 대한 기준 경우 (Base Case)로서 고리 1호기 주급수 상실사고시 콘덴서로 터어빈 정격 증기유량의 40%가 일정하게 덤프되고 감속재온도계수가 95%인 경우를 해석하였다. 이때 다음과 같은 가정들이 사용된다:

- 초기 연소도 (150MWD/MTU)에서 전출력 운전
- 가압기 PORV와 안전밸브의 정상적인 동작
- 트립전 터어빈 밸브의 정상적인 동작
- 증기발생기 저-저 협역 수위 트립 (21%)에 의한 AMSAC 신호 생성
- AMSAC 기동 신호 생성 25초후 터어빈 정지
- AMSAC 기동 신호 생성 25초후 보조급수계통 삽입
- 자동 원자로 정지 불능
- 제어봉 삽입 없음
- 운전원 조치 없음

이 사고의 주요 진행 과정은 표 3-5-2-1에 나타나 있으며 각종 주요 변수의 시간에 따른 변화는 그림 3-5-2-3부터 3-5-2-12에 제시된다.

주급수상실 초기에 증기발생기 수위는 급격하게 감소한다. 또한 증기 유량과 압력도 같이 증가하지만 원자로 냉각재 계통의 온도와 압력의 급격한 상승은 아직 나타나지 않는다. 계속해서 증기발생기 수위가 튜브 아래로 떨어지고 물이 끓기 시작하면, 저온관, 고온관의 온도와 냉각재 압력이 빠른 속도로 증가하여 냉각재가 팽창하면서 가압기 전체를 물로 채우게 된다. 냉각재 유량 (Mass Flowrate)은 냉각재 온도 증가에 따른 밀도의 감소로 인해 감소한다. 가압기 압력이 증가하여 PORV와 안전밸브 설정치에 도달하게 되면, 먼저 가압기 PORV를 통한 증기 방출이 시작된다. 그러나 이 밸브들의 방출용량이 충분하지 않아 급격한 압력 증가를 막을 수 없기 때문에 압력 증가가 계속된다. 음의 감속재온도계수에 의해 온도가 상승할 때부터 계속적으로 부의 반응도가 삽입되고 노심출력은 급격히 감소한다. 증기발생기 수위가 계속적으로 감소하여 설정치 21%에 도달하게 되면 AMSAC 신호가 발생되고, 25초 지연 후 터어빈 정지와 보조급수 공급이 시작된다.

AMSAC의 동작은 ATWS 사고의 진행을 완화시켜 주는데, 특히 터어빈 정지는 사고 후 증기발생기 수위가 급격하게 감소하는 것을 막아, 증기유량 감소와 압력증가를 방지해 준다. 따라서 냉각재 압력과 온도의 증가 방지에 기여한다. 그러나 보조급수의 영향은 주급수 유량에 비해 상대적으로 작아 크지 않다.

주급수 상실사고에 있어 감속재온도계수가 $-6.1\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ 뿐만 아니라, $-5.3\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ 과 참고문서 [3-5-2-1]에서 가장 보론농도가 높은 1800ppm에 대해서도 분석이 이루어 졌다. 각각의 경우에 최고 냉각재 압력을 표 3-5-2-2에서와 같이 비교한 결과, 보론농도가 낮을수록 온도계수가 음으로 커지기 때문에 노심출력을 더 빨리 감소시켜 압력 증가가 작다. 참고로 그림 3-5-2-13는 각 경우에 있어 냉각재 최대 압력의 변화를 보여준다.

(2) 민감도 분석 ($-6.1\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ MTC)

기본 계산에서는 가압기 PORV 개방 등 정상적인 조건들을 가정하였다. 이 가정들이 발전소의 ATWS 대응능력에 어떤 영향을 주는지 파악하기 위하여 민감도 분석을 수행하였다. 표 3-5-2-3에 제시한 바와 같이 한 개의 PORV 고장, 보조급수 공급의 지연, 40초 뒤 터빈트립 및 덤프 유량제어 등에 대한 민감도가 분석되었고, 기본 계산과의 최대 압력차를 평가하였다.

주급수상실 사고시 보조급수계통 기동에 지연이 있을 경우 증기발생기의 열제거 능력에 영향을 주게 된다. 기본 계산에서는 AMSAC 신호 발생 25초 후에 보조급수가 동작하는 것으로 가정했지만 실제로 응답시간은 90초까지 허용하기 때문에, 표 3-5-2-4에서와 같이 지연시간을 변화시켜 냉각재 압력에 미치는 영향을 분석하였다. 결과에서 알 수 있듯이 최대압력은 지연시간에 민감하지 않은 것으로 평가되었다. 그 이유는 보조급수가 개시될 때는 이미 증기발생기의 수위가 절반이하로 떨어진 상태이고 보조급수의 양이 주급수의 양보다 상대적으로 적어 주급수 상실을 보상해 주는 데 한계가 있기 때문이다.

터어빈 정지도 기본 계산의 경우 AMSAC 신호 발생 후 25초에 개시되는 것으로 가정했지만 응답시간은 30초까지 허용된다. 표 3-5-2-5에서의 결과에서 보듯이 여러 지연 시간에 따른 효과를 분석한 결과 30초 지연의 경우 최대 냉각재 압력은 기본계산보다 40% 일정한 덤프의 경우 0.32MPa , 덤프밸브 완전 개방시는 0.15MPa 가 증가하는 것으로 나타났다.

고리 1호기 원전은 가압기에 2개의 PORV가 있는데, 이중 하나가 개방 실패할 경

우 표 3-5-2-3에서 알수 있듯이 AMSAC이 동작하더라도 ASME 한계치를 초과하였다. 이것은 하나의 PORV 개방 실패가 주급수 상실사고시 매우 중요한 단일고장이며 PORV의 용량이 ATWS 사고 대응능력에 있어서 매우 중요함을 알수 있다.

(3) 증기 덤프밸브 완전 개방시 기본 계산

(1)절 기본계산에서는 터어빈 정지 후 40%의 덤프유량이 일정하게 빠져나가는 것으로 가정하였지만, 덤프 용량에 따른 최대압력 민감도를 평가하기 위해 터어빈 정지 후 덤프밸브를 완전 개방해 유량이 밸브 양단의 압력차에 의해서 결정되도록 하였다. 그림 3-5-2-15는 시간에 따른 덤프 밸브의 변화를 보여주는데, 터어빈 정지 후 유량이 급격하게 증가했다가 점차 일정한 값으로 안정화되고 있음을 알수 있다. 그림 3-5-2-14에서와 같이 각 변수의 거동은 덤프유량이 일정한 경우와 비슷하지만 최대 냉각재 압력이 좀더 낮아짐을 알 수 있다.

이 경우에 대한 민감도 분석에서 표 3-5-2-4와 3-5-2-5에서 보듯이 보조급수와 터어빈 정지 지연 시간 차이에 따른 최대 압력은 크게 차이가 없으나, 덤프로 빠져나가는 증기 유량이 감소하여 지연 시간이 늘어남에 따라 압력이 증가하는 현상이 나타났다. 표 3-5-2-6에서 보듯이 하나의 PORV 개방 실패와 보조급수계통의 유량이 절반으로 줄어든 사고는 모두 최대 압력의 증가를 가져왔고, 일정 덤프유량의 경우에서와 같이 하나의 PORV 개방 실패는 기준 압력 허용치를 넘는 단일고장 사고로 간주된다.

이 결과를 통해서 덤프밸브 완전 개방 경우보다는 40% 일정 덤프 유량의 경우가 좀더 높은 압력을 야기시킴을 알 수 있다.

(4) AMSAC 설정치 변경에 따른 민감도 분석

전 절에서 보듯이 21% 증기발생기 수위 설정치 상태에서 트립 지연에 따른 효과는 증기발생기의 수위가 급격하게 감소된 상태에서 매우 적은 양의 물이 존재하여 미미하거나 단조증가하는 현상이 보이지 않았다. 이것은 원자로 냉각재 압력 상승을 억제하기 위한 AMSAC 신호 설정치가 너무 낮다는 것을 의미한다. 따라서 증기발생기 저수위 AMSAC 설정치를 30%로 증가시켜 계산한 결과 그림 3-5-2-16에서와 같은 결과를 얻었다. 표 3-5-2-7에서 보듯이 21% 설정치의 경우보다 0.71MPa 이상 최대 압력이 감소하는 효과가 나타났다. 또한 터어빈 트립 지연

시간에 따라 최대압력은 증가하지만 안전제한치를 넘지 않았다. 그리고 보조급수 계통의 지연에 따른 효과는 표 3-5-2-7에서 보는 바와 같이 보조급수 유량이 적어 효과가 미미하였다. 이러한 결과로부터 AMSAC 설정치는 원자로 냉각재 최대압력을 줄이는 데 매우 중요하며, 설정치를 높이면 높일수록 효과적인 수단이 될 수 있음을 알 수 있다. 한편 하나의 PORV 개방 실패의 경우는 설정치가 30%로 높아 지더라도 압력제한치를 초과하고 있다. 만일 40%까지 설정치를 변경할 경우 최대 압력을 17.83MPa까지 감소시킬 수 있으며, PORV 하나의 개방 실패의 경우에도 최대 압력이 18.37MPa였다.

2) 완화 설비가 없는 경우의 해석 결과

AMSAC의 ATWS 대응 성능을 평가하기 위해 주급수 상실사고에 의한 ATWS 시 자동적인 원자로 정지가 없고, 운전원의 조치가 없는 경우를 해석하면서, AMSAC 설비가 없기 때문에 터어빈 정지와 보조급수 공급도 없는 보수적인 상황을 가정하였다.

감속재온도계수가 $-6.1\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$, $-5.3\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ 이거나 1800ppm의 보론 농도의 경우에 각각 분석이 이루어 졌고, 결과는 표 3-5-2-8에 나타나 있다. $-5.3\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ 와 1800ppm의 경우는 냉각재 최대압력이 ASME 요건을 넘었지만 세 경우 모두 AMSAC이 설치되고 40%의 덤프가 있는 경우와 큰 차이가 없었다. 그 이유는 터어빈 정지가 없는 경우, AMSAC이 있는 경우보다 더 많은 증기를 방출하는 효과가 있고, 보조급수의 양이 적어 그 효과가 미미하기 때문이다. 또한 이는 앞에서 언급한 바와 같이 AMSAC 신호의 설정치가 21%로 낮을 경우는 압력 증가를 막는 것이 그리 효과적이지 못하다는 사실을 반증한다. 또한 $-6.1\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ MTC의 AMSAC이 없는 최대 압력은 AMSAC 설정치 30%의 최대 압력보다 훨씬 높으므로, AMSAC 설치시 설정치를 21% 보다 높게 설정할 필요가 있음을 알 수 있다.

라. 결론

주급수상실 후 원자로정지 불능사고시 냉각재 최대 압력 변화를 평가하기 위해 고리1호기에 대한 최적사고해석과 민감도 분석을 수행하였다. 주급수량상실의 ATWS 사고에 대해 $-6.1\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ MTC 경우 RELAP5로 계산된 최대 압력은 21.12MPa로 제한치를 초과하지 않았다. 하지만, $-5.3\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ MTC 경우 및 1800ppm

보론농도의 경우에는 AMSAC의 설치 여부에 상관 없이 ASME 제한치를 초과할 가능성이 있음을 보여주며, 감속재 온도계수가 냉각재 계통 최대 압력에 매우 큰 영향을 줌을 확인하였다. 해석 결과 ATWS 사고시 하나의 PORV 밸브 개방 실패의 경우에는 압력경계 제한치를 초과할 가능성이 있는 것으로 나타났으므로, 이에 대한 상세 사항이 검토되어야 한다. AMSAC 설치 효과는 증기발생기의 수위가 현저하게 감소하기 전에, 터어빈 정지와 보조급수 공급이 빠른 것이 효과적이었기 때문에, 터어빈 정지와 보조급수의 공급에 대한 지연시간 결정에도 신중한 검토가 필요하다.

본 연구의 결과는 안전해석에 사용된 앞서의 가정과 입력자료가 유효하다는 조건 하에서만 제한적으로 사용될 수 있다.

표 3-5-2-1 주급수상실사고후 원자로정지 불능 사건 전개과정

Event	Time (sec)
Main feedwater supply to all steam generator is terminated	100.0
Initiation of AMSAC signal (SG Lo-Lo level)	152.
Turbine is assumed to trip	177.
All auxiliary feedwater pumps are assumed to start	177.
Power-operated relief valves on the Pressurizer open	180.
Safety valve on the Pressurizer open	195.
Pressurizer fills with water	200.
Peak RCS pressure is reached (21.12 MPa)	217.5

표 3-5-2-2 감속재온도계수에 따른 냉각재 최대압력 (40% 일정 덤프, 21% 증기발생기 저-저 수위, 25초 AMSAC 지연)

MTC (Boron concentration) (ppm)	$P_{RCS,max}$ (MPa)
1800	22.80
1609.24 (99%)	21.85
1536.76 (95%)	21.12

표 3-5-2-3 40% 일정 덤프시 민감도 분석에 따른 최대 압력 (21% 증기발생기저-저 수위, -6.1 pcm/°F MTC)

Case	$P_{RCS,max}$ (MPa)
• Reference (21% SG level, 25 sec AMSAC delay)	21.12
• One PORV fails to open	22.57 (>+1.45)
• 60 second Auxiliary feedwater delay	20.97 (-0.16)
• Turbine trip at 40 seconds (including the dump control)	21.03 (-0.09)
• One half Auxiliary feedwater flow	20.89 (-0.23)

표 3-5-2-4 보조급수 계통 지연에 따른 민감도 분석
(21% 증기발생기 저-저 수위)

Delay time of Aux. Feed (sec)	P _{RCS,max} (MPa) 40% fixed dump	P _{RCS,max} (MPa) Dump controlled
10	20.83 (-0.29)	
15	20.98 (-0.14)	
20	21.07 (-0.06)	
25	21.12 (Ref)	20.89 (Ref)
40	20.98 (-0.15)	20.97 (+0.07)
60	20.97 (-0.16)	
90	20.97 (-0.16)	21.14 (+0.25)

표 3-5-2-5 터어빈 정지 지연에 따른 민감도 분석
(21% 증기발생기 저-저 수위)

Delay time of Turbine Trip (sec)	P _{RCS,max} (MPa) 40% fixed dump	P _{RCS,max} (MPa) Dump controlled
25	21.12 (Ref)	20.89 (Ref)
30	21.44 (+0.32)	21.05 (+0.15)
40	21.03 (-0.09)	21.04 (+0.15)

표 3-5-2-6 덤프밸브 완전개방시 민감도 분석에 따른 최대 압력
(21% 증기발생기 저-저 수위, -6.1 pcm/°F MTC)

Case	P _{RCS,max} (MPa)
• Reference (21% SG level, 25 sec AMSAC delay)	20.89
• One PORV fails to open	22.62 (>+1.72)
• 60 second Auxiliary feedwater delay	21.14 (+0.25)
• Turbine trip at 40 seconds (including the dump control)	21.04 (+0.15)
• One half Auxiliary feedwater flow	21.12 (+0.23)
• 30 second delay in AMSAC signal	21.13 (+0.24)

표 3-5-2-7 40% 고정 덤프시 민감도 분석에 따른 최대 압력
(30% 증기발생기 저-저 수위, -6.1 pcm/°F MTC)

Case	$P_{RCS,max}$ (MPa)
• Reference (30% SG level, 25 sec AMSAC delay)	20.41
• 60 second Auxiliary feedwater delay	20.52 (+0.11)
• 90 second Auxiliary feedwater delay	20.53 (+0.12)
• Turbine trip at 30 seconds (including the dump control)	20.94 (+0.53)
• Turbine trip at 40 seconds (including the dump control)	21.22 (+0.81)
• One half Auxiliary feedwater flow	20.43 (+0.02)
• One PORV fails to open	>22.45 (>+2.04)
• 40% SG Lo-Lo level, 25 sec AMSAC delay	17.83 (-2.58)
• One PORV fails to open, 40% SG Lo-Lo level	18.37 (-2.04)

표 3-5-2-8 AMSAC 미설치시 감속재계수에 따른 최대 압력

MTC (Boron concentration) (ppm)	$P_{RCS,max}$ (MPa)
(1800)	22.76
-5.3 pcm/°F (1609.24)	22.10
-6.1 pcm/°F (1536.76)	21.01

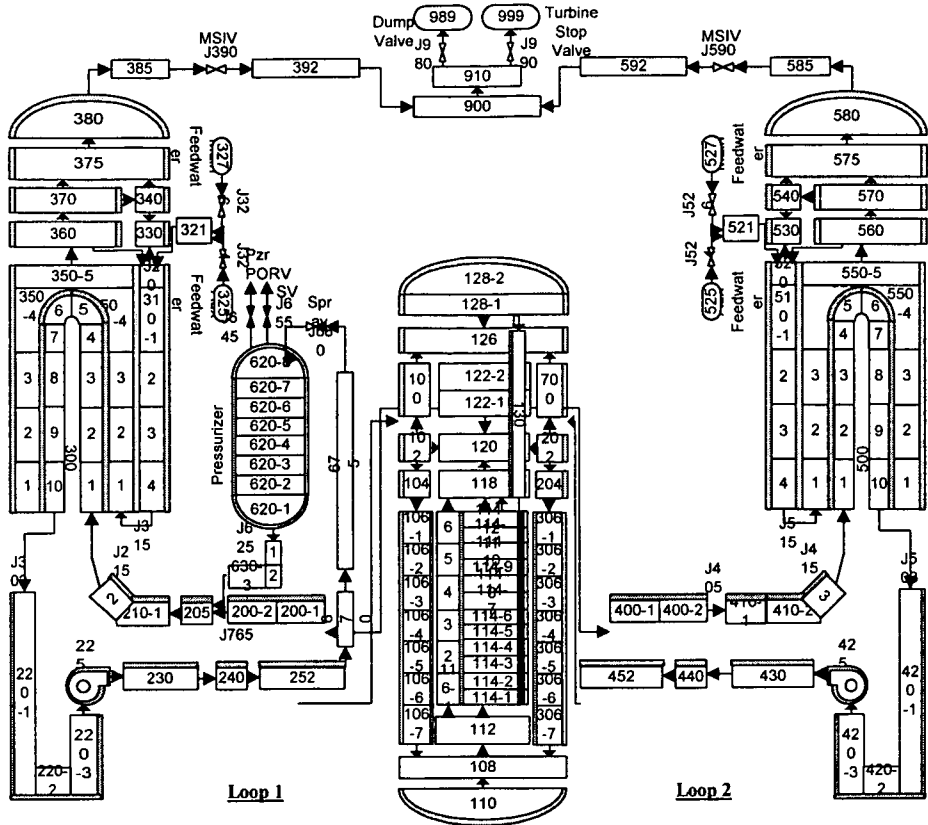


그림 3-5-2-1 고리 1호기 RELAP5 Nodalization

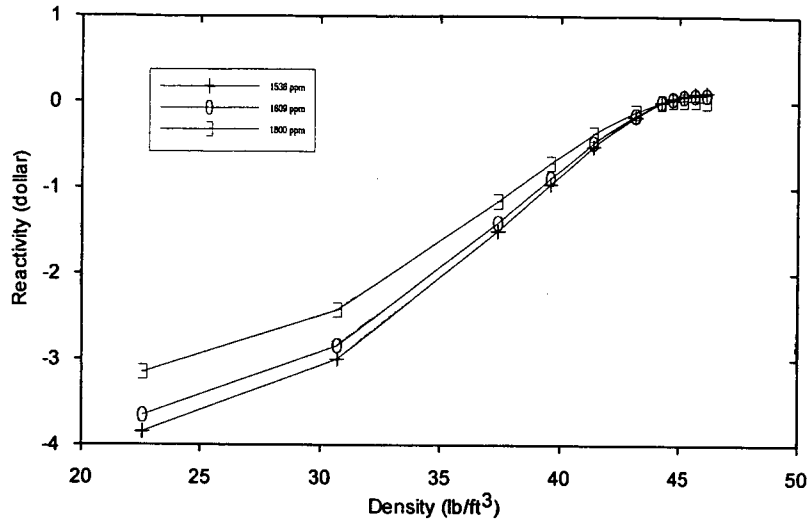


그림 3-5-2-2 붕소 농도에 대한 감속도밀도 반응도

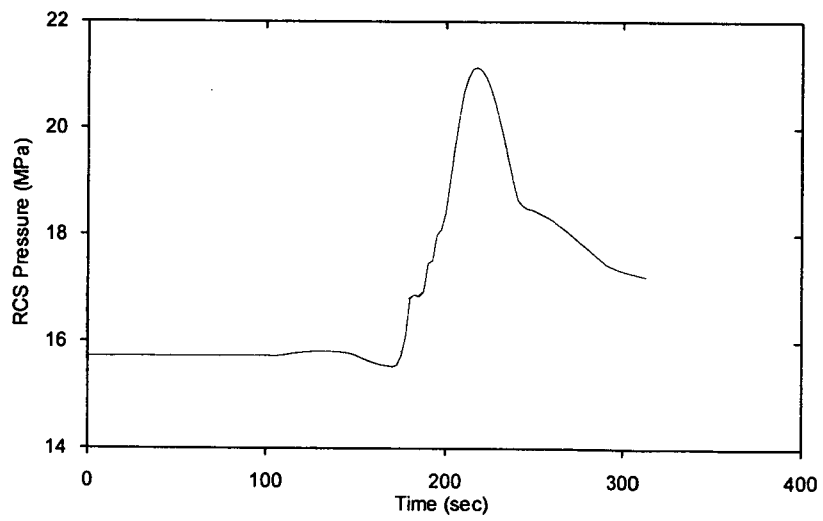


그림 3-5-2-3 RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC)

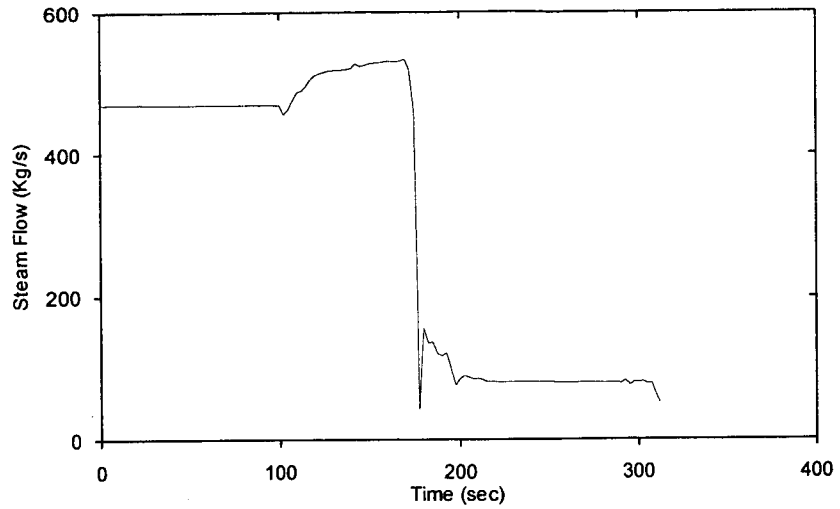


그림 3-5-2-4 Loop 1 증기유량 (-6.1pcm/°F MTC)

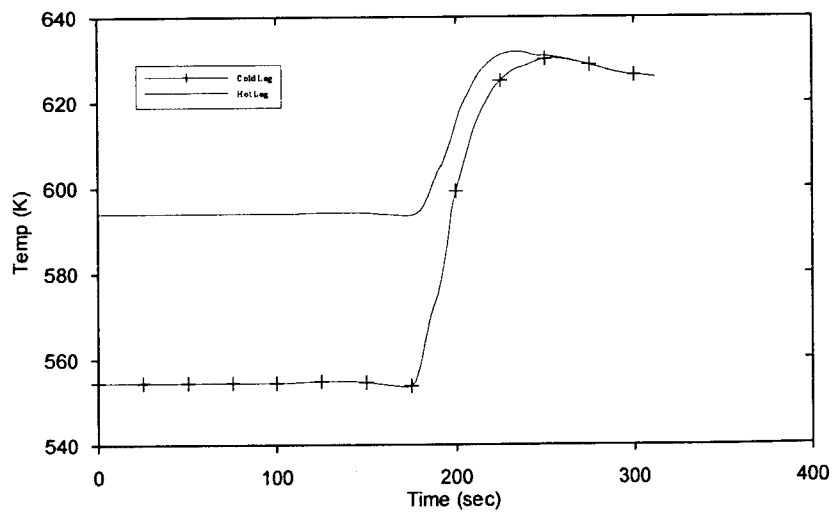


그림 3-5-2-5 RCS 저온관 및 고온도 온도 (-6.1pcm/°F MTC)

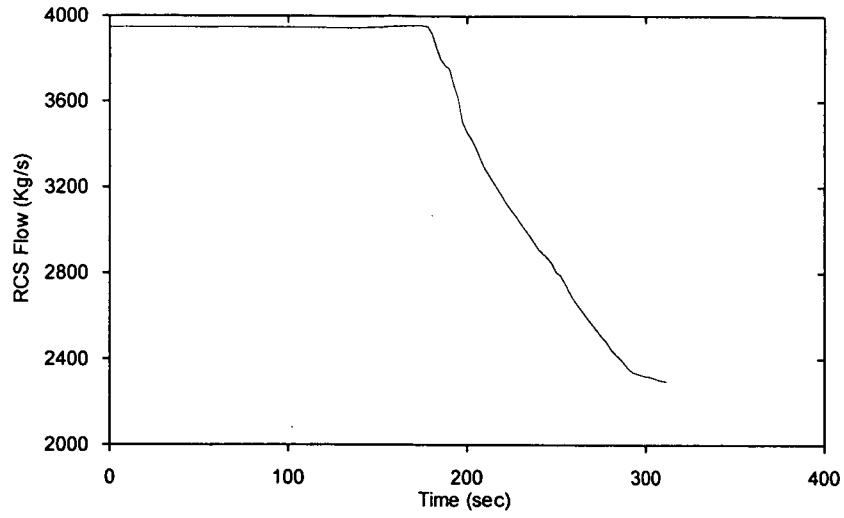


그림 3-5-2-6 RCS 유량 (-6.1pcm/°F MTC)

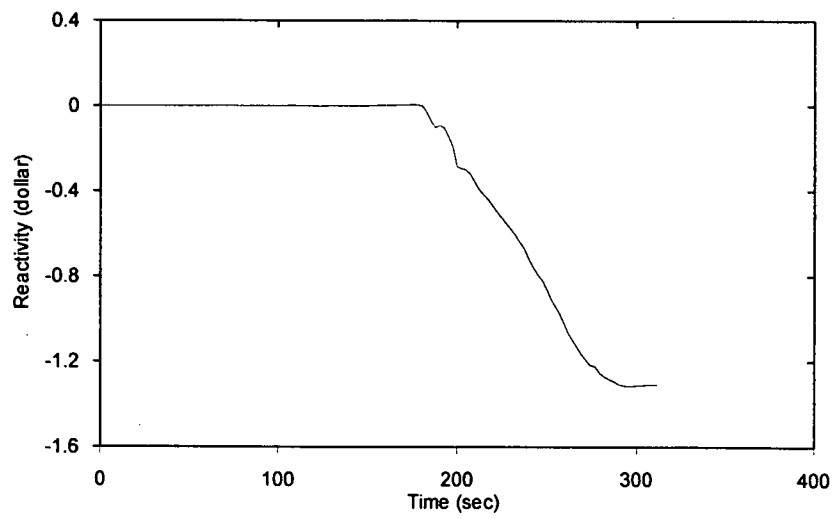


그림 3-5-2-7 전체 반응도가 (-6.1pcm/°F MTC)

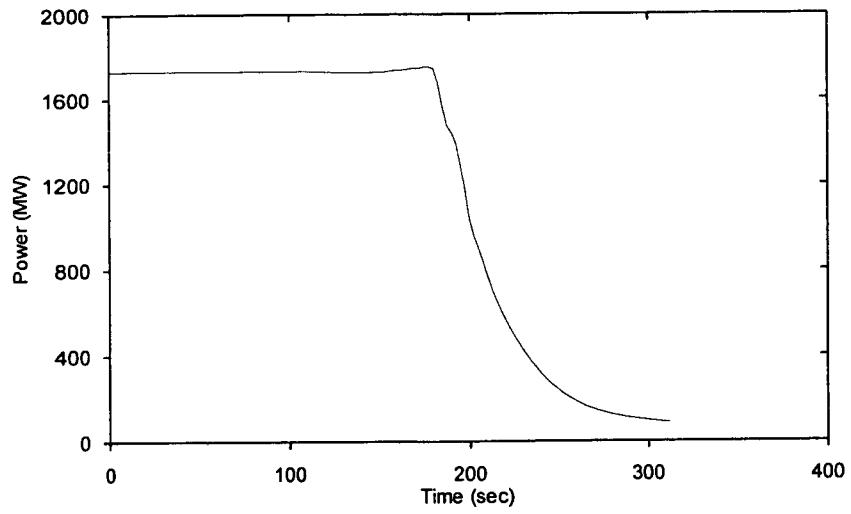


그림 3-5-2-8 증기압력 (-6.1pcm/°F MTC)

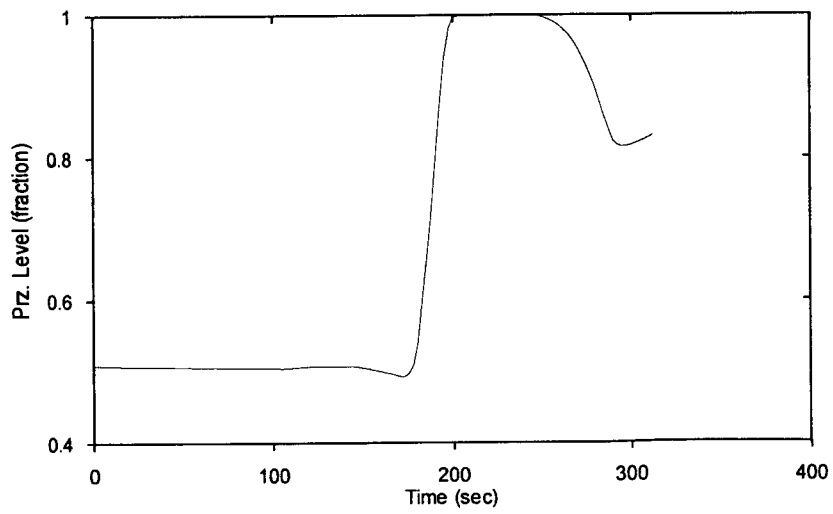


그림 3-5-2-9 가압기 수위 (-6.1pcm/°F MTC)

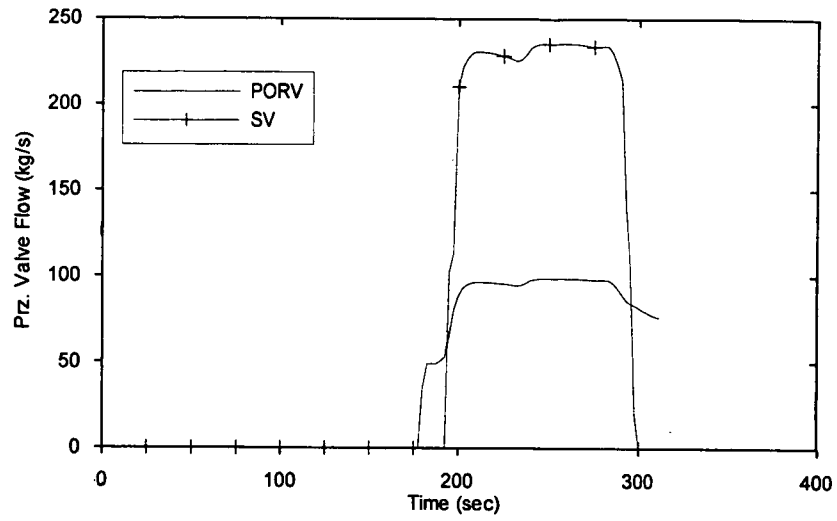


그림 3-5-2-10 가압기 방출밸브 유량 (-6.1pcm/°F MTC)

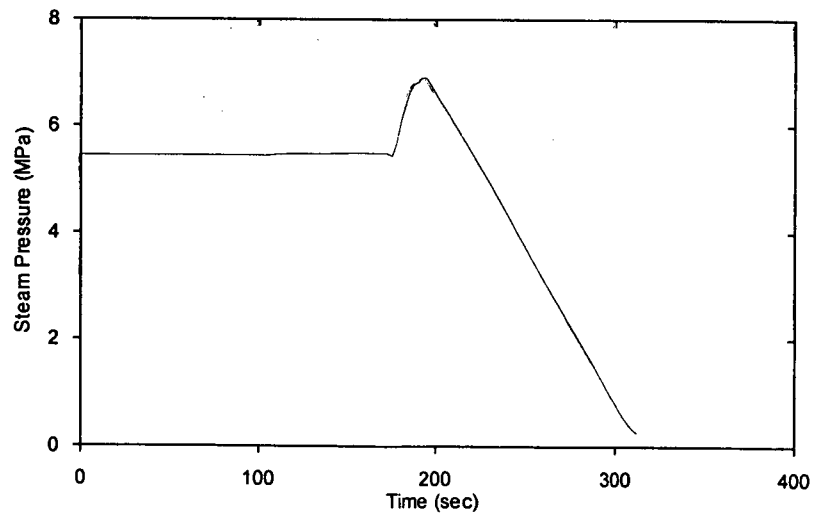


그림 3-5-2-11 증기압력 (-6.1pcm/°F MTC)

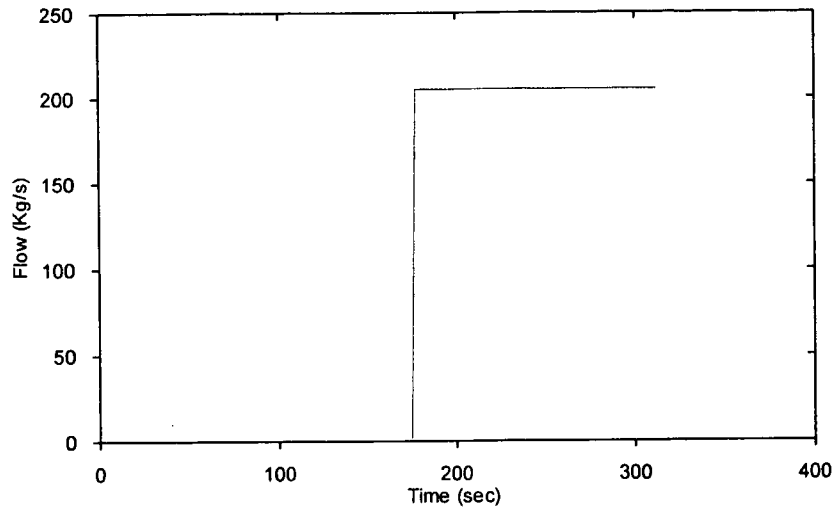


그림 3-5-2-12 증기 덤프 유량 (-6.1pcm/°F MTC)

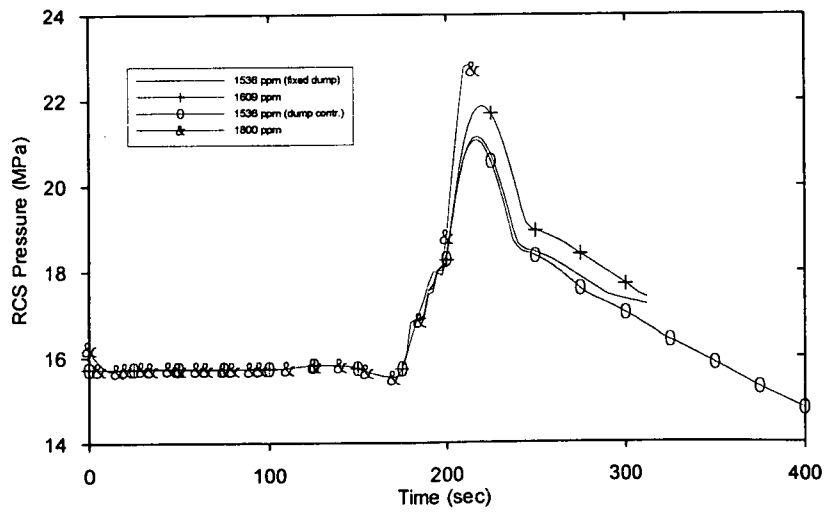


그림 3-5-2-13 붕소 농도에 따른 RCS 압력

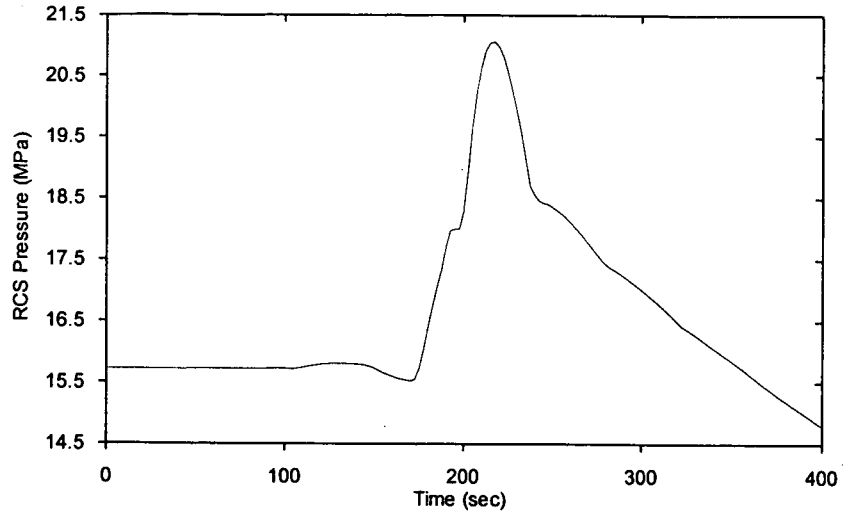


그림 3-5-2-14 RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC, 덤프량 조절)

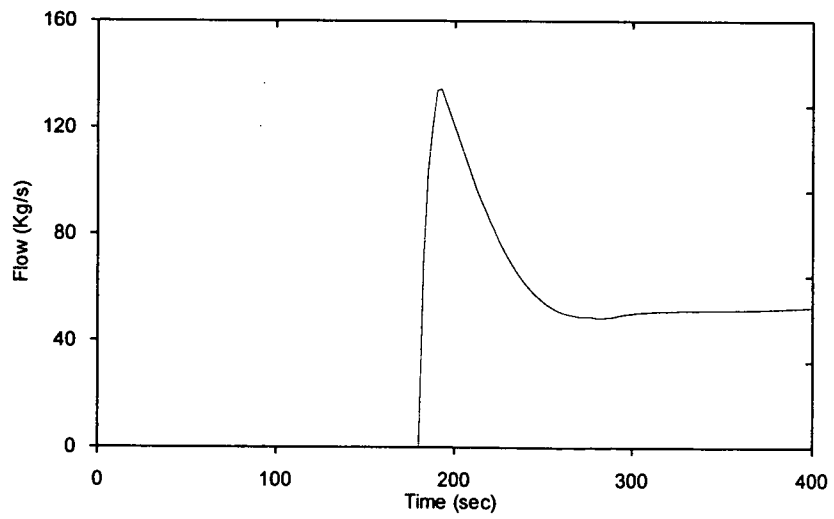


그림 3-5-2-15 증기덤프 유량 (-6.1pcm/°F MTC, 덤프량 조절)

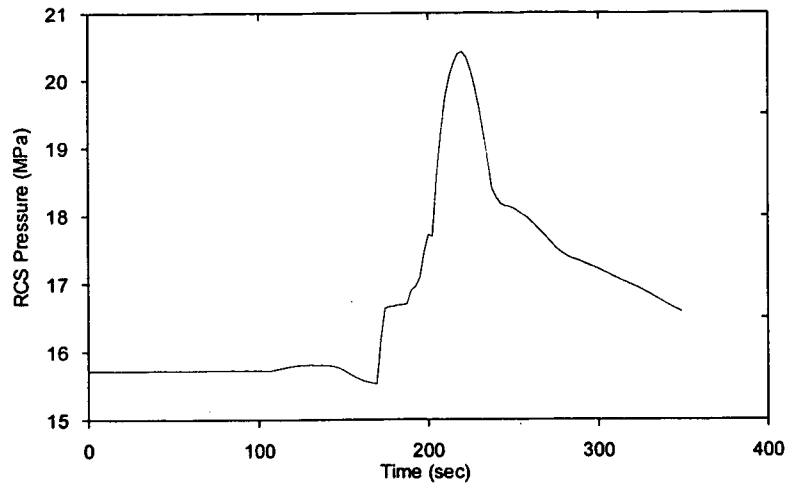


그림 3-5-2-16 RCS 압력 (-6.1pcm/°F MTC, 30% AMSAC 설정치)

제 4 장 규제요건 평가기술 개발

여 백

제 1 절 개 요

여 백

제 4 장 규제요건 평가기술 개발

제 1 절 개 요

비상노심냉각계통 (ECCS, Emergency Core Cooling System)은 설계기준 사고인 원자로 냉각재상실사고 (LOCA, Loss of Coolant Accident)시 노심의 안전성을 보장하고, 사고를 완화할 목적으로 설계된다. 비상노심냉각계통의 성능은 적절한 현상학적 모델과 해석 방법을 통하여 분석되어 냉각재상실사고시 노심의 안전성을 보장할 수 있도록 제시된 설계 기준을 만족할 수 있는지 평가되어야 한다.

냉각재상실사고에 따른 비상노심냉각계통의 평가는 원자로 안전성 보장을 위한 설계기준 만족을 위하여 기술지침서에 명시되는 출력 첨두계수 (F_q : Power Peaking Factor) 및 국부 최대 출력 (Local Peak Power) 에 제한을 가하게 되며, 이는 결과적으로 전출력과 운전조건에의 제한 요소가 된다. 따라서 현재의 안전성 분석보고서에서 고려되는 설계기준사고들 중에서 냉각재상실사고는 원자로의 출력을 제한하는 사고로 분류되어 왔다. 이에 따른 원자로 출력 제한은 다른 한편으로는 경제성 및 원자로 운전에 중요한 제한 요인이 되어 왔다.

원자력발전소를 보유한 국가들은 비상노심냉각계통의 안전성 및 경제적 측면에서의 중요성을 고려하여 나름대로 적절한 설계 기준과 평가 방법을 법의 형태 혹은 규제기관의 지침으로서 설정하고 있다 (표 4-1-1-1 참조). 그러나 우리나라의 경우는 원자력시설등의기술기준에 관한 규칙 제 30 조 ‘비상노심냉각장치’에서 비상노심냉각계통의 설치요건 및 기능에 대하여 개략적으로 명시하고 있으나 비상노심냉각계통의 기술적인 설계 기준 및 평가방법이 명확히 설정되어 있지 않았었다. 최근까지는 대부분의 원자력발전소가 미국에서 도입되었으므로 대부분 미국의 기준 및 평가방법을 참조하였으나, 원자력발전소의 공급국이 다양해짐에 따라 미국의 기준을 타 공급국에 직접 적용하기 어려울 뿐 아니라, 도입되는 원자로의 안전성에 관한 일관성 있는 평가가 기술적으로 어려운 상태이므로 국내 원전에 적합한 설계 기준 및 평가 방법의 확립이 시급하였다.

또한 최근 한국전력(주)은 “비상노심냉각계통의 최적 평가방법론에 관한 특정 기술주제 보고서”에 대한 승인 신청을 한 바 있다 [4-1-1-1]. 이것은 최근 비상노심냉각계통 평가에 관한 미국의 규제요건인 10 CFR 50.46의 개정 및 관련 연구에 근거하여, 그 동안의 통해 확립된 최적 평가 기술을 실제 발전소에의 적용하기

위해 독자적인 평가방법론을 확립하고자 하는 시도였다.

이러한 규제 수요에 적절하게 대응하기 위해서는 그동안의 국내 원전의 규제 및 운전 경험과 관련된 고유 안전현안들을 반영한 비상노심냉각계통 성능에 관한 기준 및 평가 방법을 규정하는 규제 요건의 개발이 필요하다. 또한 규제 요건에서 명시한 사항에 대한 구체적인 내용을 규제자의 기술적 입장을 설명하는 규제 지침의 개발이 요구된다. 이러한 규제 요건 및 지침의 개발을 위해서는 이들의 근거를 확립하는 관련 기술 보고서가 개발되어야 한다.

이를 위해서는 미국 등 원자력 선진국들의 규제 요건 및 지침과 규제 현황 등을 파악해야 하며, 여기에 국내의 고유한 현실을 적절히 반영하기 위한 체계적인 연구가 필요하다. 특히 최적 평가 방법이라는 특별한 기술에 대해서는 현재 국내의 기술 수준을 정확하게 파악하여 이에 적절한 최적평가방법 및 불확실성에 대한 기준 정립이 요구된다.

본 연구에서는 이러한 필요성과 목적에 근거하여 다음과 같은 연구 내용을 수행하였다.

- (1) 국내외 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가에 관련된 규제 및 연구 현황 분석
- (2) 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가에 관한 규제 요건 개발
- (3) 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가에 관한 규제 지침 개발
- (4) 규제 요건 및 지침의 배경 및 기술적 내용에 대한 기술보고서 개발

표 4-1-1-1 각 국의 비상노심냉각계통 규제 요건 현황

국 가	규제 요건
미 국	- 10 CFR 50.46 : "Acceptance Criteria for Emergency Core Cooling Systems for Light Water Reactors" - Appendix K to 10 CFR 50 : "ECCS Evaluation Models" - Regulatory Guide 1.157, Best Estimate Calculations of Emergency Core Cooling System Performance
독 일	- Federal Minister of Interior : "Safety Criteria for Nuclear Power Plants" (passed by the Atomic Energy Committee of the State) - Commission for Reactor Safety (RSK) : "RSK-Guidelines for Pressurized Water Reactors"
프랑스	- RCCP : "Design and Construction Rule for Nuclear Power Plants"
일 본	- Special Committee on Safety Standards of Reactors, Nuclear Safety Commission, "Acceptance Criteria for Performance of ECCS for Light Water Cooled Nuclear Power Reactors"

제 2 절 기술 현황 분석

여 백

제 2 절 기술 현황 분석

본 절에서는 외국 및 국내의 비상노심냉각계통 설계기준 및 평가 방법의 규제 동향 및 규제 기술의 개발 현황을 고찰하고 배경 및 현황에 대해 기술한다. 특히 미국의 규제 요건 및 기술의 현황을 중점적으로 고찰하여 국내 실정에 적합한 비상노심냉각계통 성능 평가 규제 지침을 개발하는 기술적 근거를 제시한다. 본 연구의 상세 내용은 문헌 [4-2-1-1, 4-2-1-2]에 제시되어 있다.

1. 국외 현황

가. 규제 요건의 현황

외국의 원자력발전소 보유국들은 비상노심냉각계통 설계의 중요성을 고려하여 적절한 설계기준 및 평가 방법을 법 또는 규제기관의 지침으로 설정하여 왔다. 표 4-1-1-1은 각국의 비상노심냉각계통 규제요건 및 관련 기준을 명시하고 있는 문서를 보여주고 있다. 미국과 독일은 연방법의 형태, 프랑스는 사업자 요건, 일본은 위원회 지침으로 되어 있다. 이들 요건에 명시된 설계 기준은 표 4-2-1-1에 국가별로 비교 제시되고 있다.

표 4-2-1-1. 각국의 비상노심냉각계통 설계 기준 비교

항 목	미국	일본	독일	프랑스
최대 피복재 온도 (Peak Cladding Temperature)	≤1204 °C	≤1200 °C	≤1200 °C	≤1205 °C
최대 피복재 산화율 (Maximum Clad Oxidation)	≤ 17 %	≤ 15 %	≤ 17 %	≤ 17 %
최대 수소 생성율 (Maximum Hydrogen Generation)	≤ 1 %	low enough to maintain integrity of containment	≤ 1 %	≤ 1 %
냉각가능 형상 (Coolable Geometry)	Coolable Geometry	Coolable Geometry	Coolable Geometry	Coolable Geometry
장기 냉각 (Long-term Cooling)	core temperature low/ remove decay heat	remove decay heat	remove decay heat/ no long term steam flow into the containment	acceptable core temperature for long term

이 비교에 의하면 각 국은 설계 기준으로서 모든 범위의 파단 스펙트럼에 대한 냉각재상실사고에 대해 최대 피복재 온도, 최대 피복재 산화율, 최대 수소 생성율, 냉각가능 형상, 장기냉각 등 5 가지의 기준을 설정하고 있으며 그 제한치도 대체로 유사하게 되어 있음을 알 수 있다.

나. 평가방법의 현황

(1) 보수적 평가방법의 현황

이러한 설계 기준의 만족을 위해 사용해야 할 평가 방법 중 보수적 평가 방법은 대체로 미국의 10 CFR 50의 부록 K에 근거하고 있는 경우가 많다. 표 4-2-1-2에는 미국의 보수적 평가방법 요건에 대비하여 일본, 독일의 평가방법이 비교되어 있다.

이 표에 제시된 바와 같이 각 국은 설계기준에 있어서 유사성을 보이고 있으나, 평가방법에 있어서는 약간의 차이를 보이고 있다. 각국의 평가 방법 규제 지침은 보수적, 결정론적 방법에 근거한 USNRC의 10 CFR 50의 부록 K를 기준으로 하여 각국에 적합하도록 수정 보완된 것으로서 평가모델의 설정에 있어 실험자료에 의해 입증된 모델을 허용하는 등 많은 유연성을 보이고 있다. 미국의 규제는 상세한 기술적 부분까지도 법의 형태로 규정되어 있어서, 일단 확정된 이후에 개정을 하기 위해서는 공청회의 개최 등 상당히 까다로운 행정절차를 거치도록 되어 있다. 이에 비해 기타 외국의 경우에는 기본적인 보수성의 확보 범위 내에서 기술 개발 결과를 즉각적으로 반영할 수 있도록 되어 있다.

독일의 규제지침은 "Atomic Energy Act, Safety Criteria" [4-2-1-3]와 RSK Guideline [1-1-3]에, 일본의 규제지침은 Acceptance Criteria for Performance of ECCS for Light Water Cooled Power Reactors" [4-2-1-4]에 제시되어 있다. 앞서 언급한 바와 같이 각국은 보수적 결정론적 방법에 의한 평가 방법을 근본적으로 채택하고 있으며, 관점에 따라 세부적인 평가 모델에 수정 보완을 가하여 적용하고 있다. 특이사항으로서 냉각재상실사고시의 주요 안전변수인 핵연료 피복재온도에 큰 영향을 줄 수 있는 붕괴열 모델에 대하여 일본의 경우는 최적 모델인 ANS-79 모델에 관련 불확실성을 고려한 붕괴열 모델의 적용을 허용하고 있으며, 독일의 경우에는 1.2 × AND-79 모델 및 DIN 모델에 불확실성을 고려한 모델의 사용을 허용하고 있다는 점이다.

표 4-2-1-2 비상노심냉각계통 평가 모델의 비교 (1/3)

항 목	미국	일본	독일
Source of Heat			
Initial Power	1.02 x Licensed worst peaking	1.02 x Licensed worst peaking	1.06 x Licensed worst peaking
Fission Heat	Minimum plausible reactivities	Conservative	
Decay of Actinides	To yield highest temperature	To be included	Not included
Fission Product Decay	1.2 x ANS Standard (Oct. 1971)	(1+2 σ) x ANS Standard 5.1 (1979)	1.2 x ANS Standard 5.1 (1979)
Metal Water Reaction	Baker-Just (1962) Not steam limited Inside also on ruptured rods	Baker-Just (1962) Not steam limited Inside also on ruptured rods	≤ 1 % of Zirconium in core
Internal Heat Transfer	Taken into account	Taken into account	Taken into account
Primary-to-Secondary Heat Transfer (PWR)	Taken into account	Taken into account	Taken into account
Swelling and Rupture of Cladding & Fuel	Taken into account	Taken into account	≤ 10 % Rod Failure
Break Characteristics and Flow	a. Break spectrum to double-ended Breaks	a. Break spectrum to double-ended break	a. Break spectrum to double-ended breaks, 20 cm ² pressure vessel bottom leak
	b. Discharge model: Moody (1965)	b. Discharge model 2 ≤ x ≤ 100 %:Moody (1965), x ≤ 0 % :Henry-Fauske (1971) or Zaloudek 0% ≤ x ≤ 100 %: HEM (Moody, 1965) 100% ≤ x:Murdock-Bauman (1964)	b. Experimentally Verified Discharge Model or Moody (1965)
	c. Noding near the break: Chosen to permit reliable analysis	c. Noding near break	c. Noding near break

표 4-2-1-2 비상노심냉각계통 평가 모델의 비교 (2/3)

항 목	미국	일본	독일
Frictional Pressure Drop	- Realistic Baroczy(1965) & Thom(1964): $p \geq 250$ psia Martinelli-Nelson (1948): $p \leq 250$ psia	- Realistic Baroczy(1965) & Thom(1964): $p \geq 250$ psia Martinelli-Nelson(1948): $p \leq 250$ psia - HTFS (Claxton, 1972)	- Realistic
Momentum Equation	Justify Ommision Term	Justify Ommision Term	Justify Ommision Term
Critical Heat Flux (CHF) a~d. Correlation	- Must assure in range - Experimentally verified models - W3 : Tong(1967) - B&W Gellerstedt(1969) - Henry-Levy(1966) - Macbeth(1965) - Barnett(1966) - Hughes(1970) - GE Transient: Slifer(1971)	Should be justified by experimental Data	Experimentally verified correlations, Conservative assumptions
e.CHF Rewet	Not permitted until reflood		Not permitted until reflood
Post-CHF Heat Transfer Correlation	Model \leq Mean value of data - Groeneveld(1969) - W-Model (1972) - McDonough (1958)		Experimentally Verified Correlation or Modified Dougall-Rohsenow Correlation
Pump Modeling	Justified by Data	Justified by Data	Justified by Data or Conservative Assumptions
Core Flow Distribution	- Realistic - Cross Flow between Average-Hot Region - Flow Blockage (Swelling & Rupture)	- Realistic - Multi-dim. or Parallel Flow Path - Flow Blockage	20 % Flow Reduction
ECC Bypass	Subtract ECC Water Injected until End of Blowdown	Subtract Bypassed ECC or Injected ECC until End of Blowdown	Subtract ECC Water Injected until End of Blowdown

표 4-2-1-2 비상노심냉각계통 평가 모델의 비교 (3/3)

항 목	미국	일본	독일
Post-Phenomena Blowdown			
Single-failure Criterion	Most Damaging Single Failure	Most Damaging Single Failure	Most Damaging Single Failure plus Repair
Containment Pressure	Conservative	Conservative	80% of Calculated Value
PWR Reflood Rate	Locked Pump Impellers or Running Free	Justified by Data	Justified by Data
Steam Interaction with ECC Water in PWR	Zero Flow in Unbroken Pipes unless Justified by Data	Justified by Data	Justified by Data
Refill and Reflood Heat Transfer for PWRs	Reflood rate ≥ 1 in/s Applicable Experimental Data (FLECHT) Reflood rate ≤ 1 in/s Steam Cooling only Flow Blockage (Swelling-Rupture)	Conservative Correlations Based upon Experimental Data	Adiabatic Heatup during Refill or Applicable Experimental Data for Reflood or Modified Dougall-Rohsenow Correlation
Convective Heat Transfer Coefficients for BWR Fuel Rods under Spray Cooling	Based on Applicable Experimental Data	BWR-FLECHT	Applicable Experimental Data
BWR Channel Box Under Spray Cooling	Based on Appropriate Experimental Data	Yamanouchi Correlation	Applicable Experimental Data

이러한 보수적 평가방법에 대한 규제 요건을 따르는 방법론으로서 대표적인 것은 미국 웨스팅하우스의 BASH 코드를 이용하는 방법론 [4-2-1-5] 및 CEFLASH-4A코드를 이용하는 CE 방법론 [4-2-1-6] 등이 있다.

최근 위험도 정보 이용 규제에 대한 산업체의 요구가 높아지면서 및 규제에 있어서도 효율화 및 실제화를 구현하기 위한 일련의 연구가 미국을 중심으로 진행 중인데, 이에 따라 보수적 평가 방법에 대한 규제 요건이 변경될 가능성도 있으나, 현재까지 미국 원자력규제위원회에서는 위에 설명한 평가 방법을 요구하고 있는 실정이다.

(2) 최적 평가방법의 현황

(가) 미국의 현황

전 절에서 설명한 보수적 평가방법은 이것은 1974년 결정된 10 CFR 50.46 규제요건 및 Appendix K에 기초하고 있으며, 당시까지 알려진 현상적 이해와 연구 결과를 토대로 작성된 것으로 자료가 충분치 못하여 매우 보수적으로 설정되었다.

1977년에는 SECY-77-368 "Staff Progress on Proposed Action Plan for Modifying 10 CFR 50 and App. K: Alternatives for Change"이 발표되었다. 그 동안의 인허가 경험 및 새로운 연구 결과 등을 토대로 규제요건을 개정하려는 것이 이 보고서의 목적이다. 즉 그 동안의 경험에 비추어, App. K 모델은 이의 적용으로 인한 안전성 증진효과가 미미하면서도 계산에 많은 시간과 비용이 소요되는 것으로 나타났으며, 붕괴열 모델 등 몇몇 모델은 매우 보수적이고, 실험 결과 CCFL 등 새로운 현상이 중요하게 부각되었으며, 당시의 규제요건은 새로운 개념의 ECCS 설계를 방해할 가능성이 있는 것으로 지적되었다. 이에 따라 App. K의 절대적 보수성을 변경시키면서, 안전여유도의 확인 방법으로 개정 방향이 제시되었다. 그러나 1979. 3. 28 TMI 사고의 발생으로 인해 법개정 작업이 지연되게 되었다.

1981년 10월, 원자력 규제 및 인허가 절차를 개혁하고, 원자력의 이용을 방해하는 것을 규명하기 위해 사업자 및 유관 기구의 대표자와 협의하도록 대통령이 지시함에 따라 요건 개정노력이 재개되었다. 이에 따라 SECY-83-472 "Emergency Core Cooling System Analysis Methods"가 작성되었으며, App. K에 규정된 모델이 갖고 있는 과도한 보수성은 인정되지만, 최적 모델을 도입할 경우 전체적인 안전여유도 확인이 어려우므로, 최적계산을 통해 안전 여유도를 확인할 수 있도록 개정안을 마련하게 되었다. 즉 최적계산을 허용하되 App. K 모델을 사용한 계산과

병행하여 계산하며 그 결과는 다음의 조건을 만족하도록 하였다.

○ 최적계산 $PCT < (App. K \text{ 모델} + \text{최적모델 } PCT) < 2200^{\circ}F$

미국 및 외국에서 수행된 연구가 축적되고 이에 대한 평가 및 이해가 축적되면서 비상노심냉각계통에 필요 이상의 제한이 가해지고 있다는 것을 인식하게 됨에 따라, 비상노심냉각계통 규제요건의 개정작업에 착수하게 되었다. 이러한 노력의 결과로 SECY-88-162 "Revision of ECCS Rule Contained in App. K and Sec. 50.46 of 10 CFR 50"에서 5가지의 개정안을 설정하고 이에 대한 비교 및 검토를 통해 최종적으로 불확실성 평가와 함께 수행되는 최적계산을 허용하도록 규제요건 개정안을 마련하였다.

이러한 규제요건의 변화에 대한 규제입장의 확립을 위해 USNRC는 규제지침 Regulatory Guide 1.157 (이하 RG 1.157) [4-2-1-7]을 개발 공포하였고, 최적 평가방법의 기술적 내용을 예시하기 위해 NUREG/CR-5249를 제시하였다. 이것은 USNRC가 최적평가방법의 실현성을 입증하기 위해 개발한 것으로 전산코드의 적용성 및 불확실성을 평가하는데 필요한 절차 및 방법에 관한 지침을 제시하고 있는 것이다. 이 보고서는 체계적이고 논리적으로 구성되어 있으며, Westinghouse는 최근에 이 방법을 근간으로 한 최적평가방법을 개발하여 NRC의 승인을 받은 바 있다. [4-2-1-8]

RG 1.157은 비상노심냉각계통 성능 평가 허용기준의 만족을 위해 사용되는 최적 평가방법에 대한 기술적 규제 입장이다. RG 1.157의 구성은 크게 A.서론, B.심의(Discussion), C.규제견해(Regulatory Position), D.시행 (Implementation)으로 되어 있으며, 주로 C항에 규제 기술적 사항들이 제시되어 있다. 그림 4-2-1-1은 RG 1.157의 구성을 보여 준다. 특히 C. 규제 견해에서는

C-1. 최적계산

C-2. 열수력 최적계산코드에 대한 고려사항

C-3. 최적계산코드의 특성

C-4. 전체 계산 불확실성의 평가

등으로 나누어 각 항의 내용이 비교적 상세히 기술되어 있다. 특히 C-3 최적계산 코드의 특성은 가능한 한 10 CFR 50 Appendix K와 구성상 일관성을 가지도록 되어 있다. 즉 냉각재상실사고 중의 열발생원, 피복재의 팽창 및 파열 등으로부터 배출후 열수력 현상 등에 이르는 내용 구성은 10 CFR 50 Appendix K와 일관성을 갖는다. 또한 RG 1.157은 Appendix K와는 크게 다른 점은 불확실성 정량화에 대한 내용을 포함한다는 점이다.

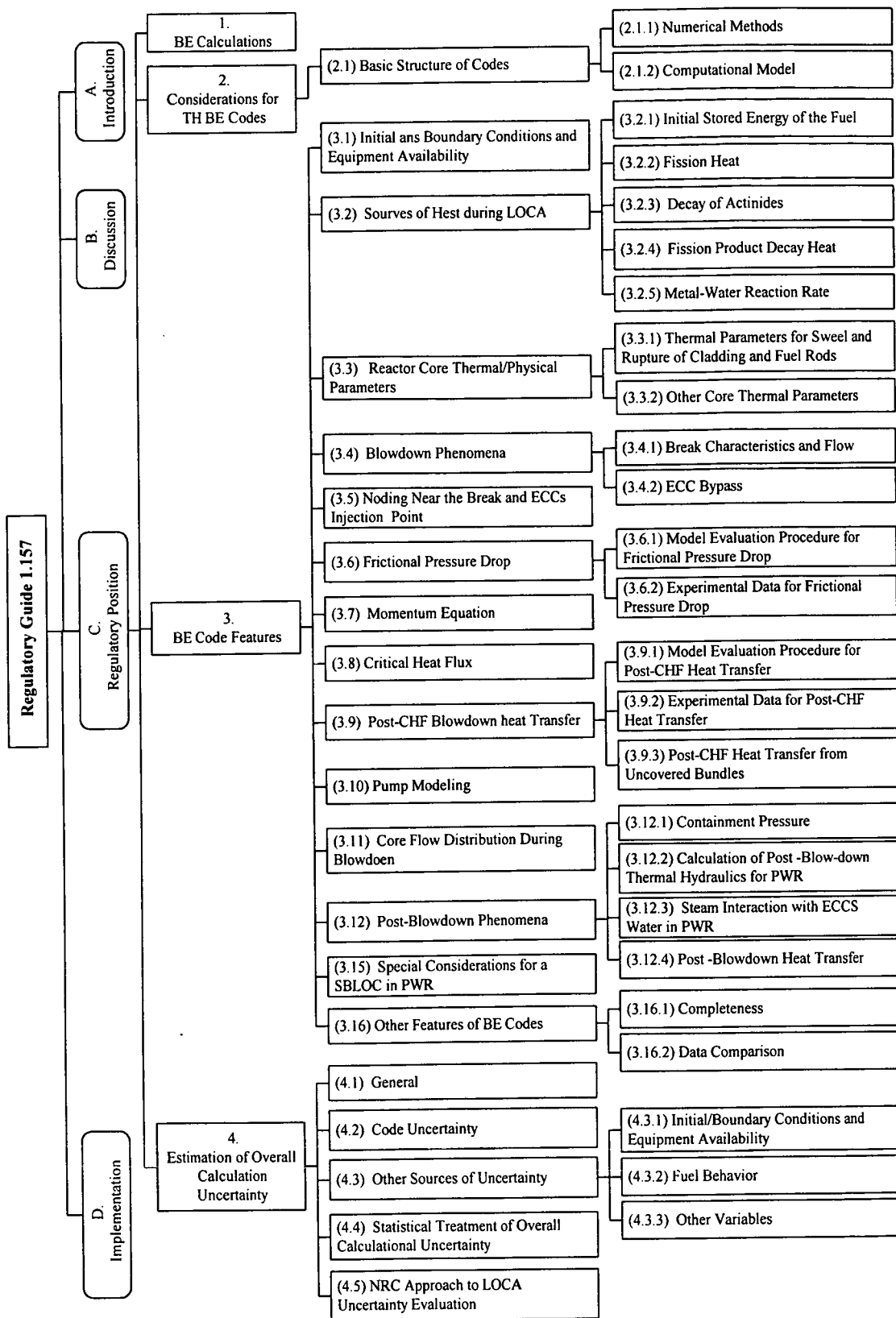


그림 4-2-1-1 RG 1.157의 구성

미국 원자력규제위원회는 RG 1.157의 개발과 관련하여 본 규제지침 내용의 적용성 및 불확실성 평가 방법의 예시적 검증을 위하여 코드 스케일링, 적용성, 및 불확실성 (Code Scaleability, Applicability, and Uncertainty, CSAU) 방법론을 개발 제시한 바 있다 [4-2-1-9]. 이를 위하여 INEL, BNL, LANL 등의 전문가들이 투입되었고, 3년여의 연구를 통해 개발되어 USNRC가 신뢰하고 권고하는 하나의 시범적인 방법론으로 형성되었다.

CSAU 방법은 사고의 유형, 코드의 현상학적 모델링 능력, 코드의 Scale-up 능력 및 보상 오차 (Compensating Error), 실험의 정확도, 발전소 특성에 따른 1차 안전 변수의 불확실성을 정량화하는 방법으로서 코드 불확실성 정량화의 실질적인 응용에 적용 가능하도록 개발되었으며, 논리적이며, 검증도 가능하도록 개발된 방법이다. CSAU 방법론은 Top-down 및 Bottom-up 방법의 장단점을 고려하여, Top-down 방법에 의하여 중요한 불확실성의 근원을 선정하고 관련된 불확실성을 정량화하며, 이들이 주요 안전변수에 미치는 영향 평가를 통한 최종 불확실성 정량화에는 Bottom-up 방법을 채택하는 혼합적인 방법론을 제시하고 있다.

CSAU 방법은 그림 4-2-1-2 에 제시된 바와 같이 3개의 element내에 14 개의 단계로 구성되어 있다. 첫 element는 코드의 모델링 능력 확인단계로 사고 유형에 따른 주요 현상 및 모델의 선정, 이에 대한 코드의 모델링 능력 및 잠정적인 한계를 평가하는 요소이며 1~6 단계를 포함한다. 두 번째 element는 첫 번째 element에서 선정된 주요 현상 및 모델에 대한 평가 단계로서 코드의 주요 현상 관련 모델을 SET, IET 등 실험결과와 비교 또는 평가 계산을 수행함으로써 코드의 정확도, Scale-up 능력, 주요 현상 및 모델의 불확실성을 정량화하는 단계이다. 단계 7에서 10이 이에 속한다. 세 번째 element는 민감도 및 불확실성 정량화 단계로서 발전소의 입력 및 상태 변수와 주요 현상 및 모델의 불확실성이 PCT에 미치는 영향을 민감도 분석을 통하여 정량화하여 총체적인 PCT의 불확실성을 정량화하는 단계로서 11~14 까지를 포함한다.

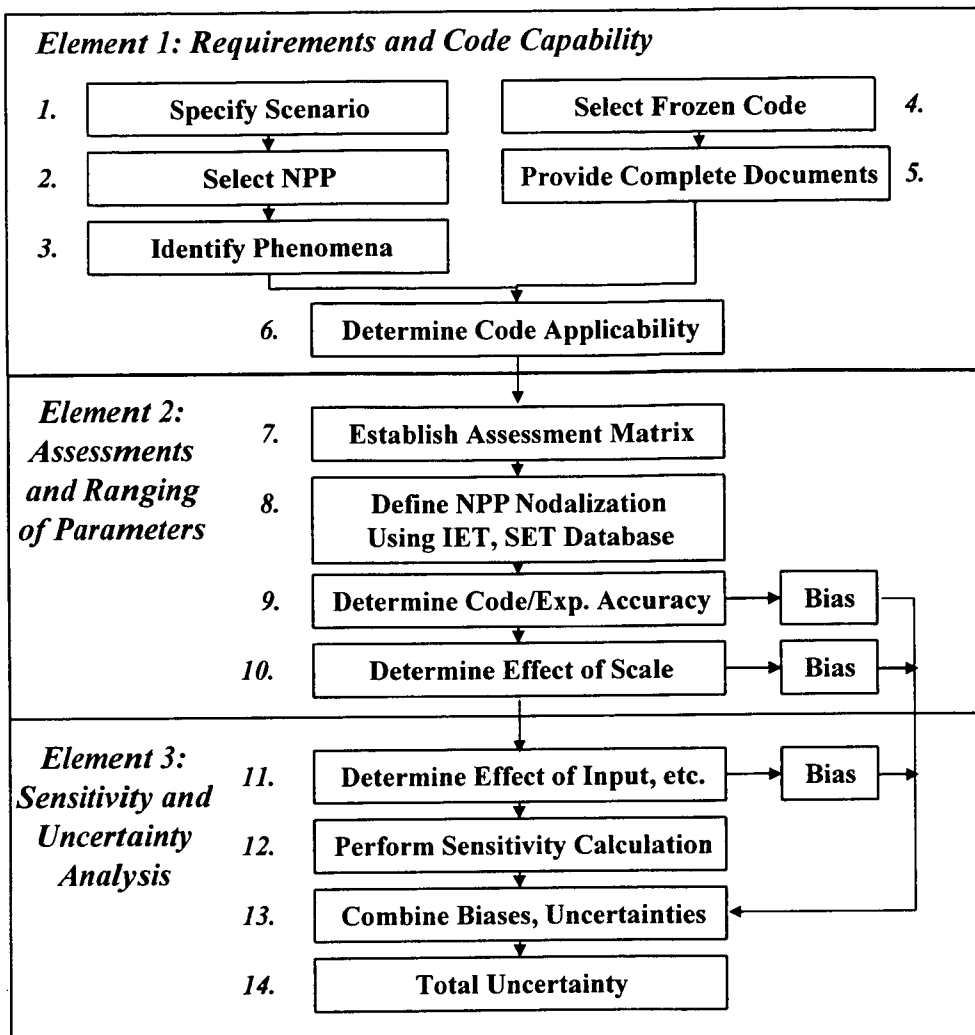


그림 4-2-1-2 CSAU 방법론

(나) 유럽의 현황

유럽의 원자력발전소 보유국들은 1988년 미국의 비상노심냉각계통 허용기준의 개정 이래 따라 최적 평가방법에 대해 연구 개발을 수행해 왔다. 특히 OECD/NEA-CSNI에 참가국 중심으로 최적계산코드 및 불확실성 정량화 방법을 개발해 오고 있으며 일부 국가에서는 실제 인허가에 적용하기도 하였다. 1998년 및 1999년 까지의 OECD/NEA의 자료 [4-2-1-10] 에 따르면 이 방법론들 중 대표적인 것은 다음과 같다.

표 4-2-1-3 유럽의 최적 평가 방법론 현황

국가 및 기관	사용 코드	방법론 명칭 및 유형
영국, AEA Tech	RELAP5/MOD3.2	<u>AEAT Method</u> Range설정 및 결합에 의한 현상 묘사 불확실성 평가방법
이태리, Univ.of Pisa	RELAP5/MOD2 CATHARE2/V.1.3U	<u>UMAЕ방법</u> Accuracy Extrapolation에 기초한 불확실성 평가방법 유사 IET계산의 정확성을 발전소까지 extrapolation시킴.
독일, GRS 독일, SIEMENS	ATHLET Mod 1.1 S-RELAP	<u>GRS 방법</u> Range설정과 subjective probability distribution (SPD) 및 결합에 의한 현상묘사 불확실성 평가 <u>SIEMENS방법</u> CSAU와 유사
프랑스, IPSN	CATHARE2/V.1.3U	<u>IPSN방법</u> Range설정과 subjective probability distribution (SPD) 및 결합에 의한 현상묘사 불확실성 평가
스페인, ENUSA	RELAP5/MOD3.2	<u>ENUSA방법</u> Range설정과 subjective probability distribution (SPD) 및 결합에 의한 현상묘사 불확실성 평가

이들 방법론의 특징은 다음과 같다.

- (1) 영국 AEAT의 방법론은 우선적으로 개별효과실험 및 전체효과실험 데이터베이스를 개발하여 코드 개발과 코드의 실험 예측에서의 불확실성을 평가하고 이것이 만족스러울 때 발전소에 적용하는 매우 포괄적인 방법이다.
- (2) 이태리 PISA 대학의 UMAE방법은 Qualified 된 IET, SET를 선정하고 주요 변

수에 대한 시간 오차, 크기 오차를 결합하여 연속적인 오차 범위를 설정하고 Plant에 적용하는 방법으로 매우 복잡한 구성을 갖는다.

- (3) 독일 GRS의 방법은 정해진 사고에 적합한 전체효과실험 및 지배적 현상을 정하고, 이에 관련되는 모델 및 변수를 정하고, 불확실성을 갖는 경계조건을 정하고 이들 각각의 확률밀도분포를 정하여 불확실성 분석 계산을 수행한다. 이것으로부터 정해지는 주요 변수들의 순위와 불확실성을 이용하여 같은 방식으로 실제 발전소 불확실성을 분석하는 방법이다. 그림 4-2-1-3은 본 방법론에 대한 흐름도를 보여주고 있다.
- (4) 프랑스의 IPSN 방법은 크게 세 개의 부분으로 나누어 제 1 부분에서는 CSAU와 같이 코드와 발전소 시나리오 및 주요 현상을 규명하고 제 2 부분에서는 SET를 통해 각 변수의 불확실성을 구하고 IET로서 모델들의 결합 불확실성을 구한다. 제 3 부분에서는 현상 묘사 모델의 부재, 스케일 등에 따른 불확실성과 발전소 계산을 통한 불확실성을 통계적으로 결합하는 방법이다.
- (5) 스페인 ENUSA의 방법은 전반적으로 CSAU 방법과 유사하며, 발전소 초기 및 경계조건에 의한 불확실성을 별도로 취급하고 스케일 효과에 따른 바이어스를 독립적으로 고려하도록 하고 있다.

이들 방법에 대한 상세 내용은 관련 문헌 [4-2-1-10]에서 참조할 수 있다.

이들 방법들은 대체로 USNRC의 CSAU 방법을 참조하거나 개념을 이용하고 있고, 사용 코드, 통계적 방법, 실험 데이터의 이용 등의 상세한 부분에서는 차이를 보이고 있다. 따라서 현재의 최적 평가 방법의 주요 부분인 최적 계산 코드와 불확실성 정량화에 대해서는 CSAU 방식의 방법이 대체적인 주종을 이루고 있다고 볼 수 있다.

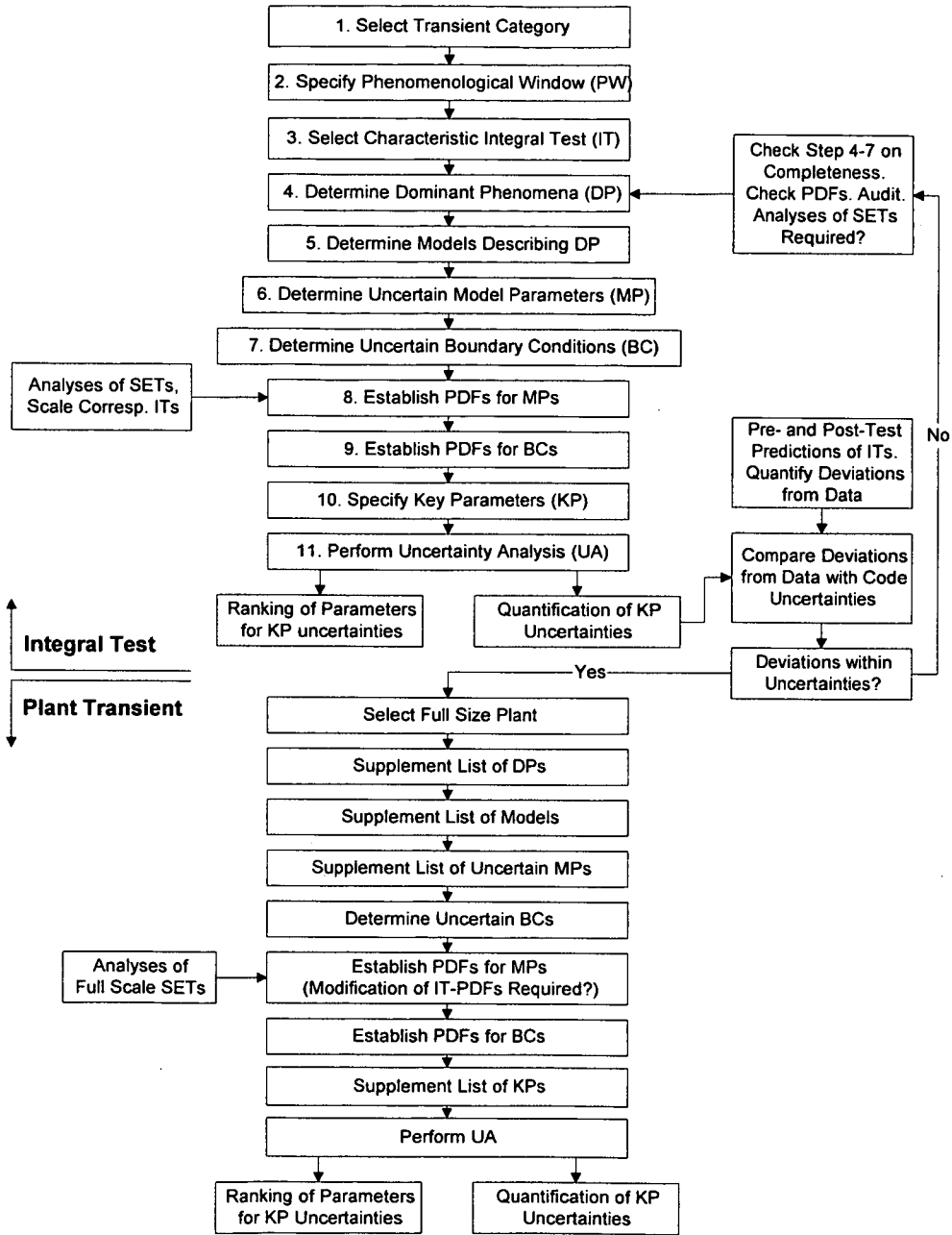


그림 4-2-1-3 독일 GRS의 불확실성 정량화 방법

2. 국내 현황

가. 규제 요건의 현황

국내 원전 비상노심냉각계통 설계에 적용될 수 있는 기술 기준은 원자력시설 등의 기술기준에 관한 규칙 30조 (2000년 원자력법 개정)에 명시되어 있으나 앞서 언급한 바와 같이 정량적인 기준 및 평가 방법에 대해서는 과학기술부 장관이 정하는 고시에 위임하고 있다.. 표 4-2-2-1은 규칙의 전문을 보여주고 있다.

표 4-2-2-1 원자로시설등의 기술기준에 관한 규칙 (비상노심냉각장치)

■ 제30조 (비상노심냉각장치)

(1) 원자로시설에는 잔열제거기능 상실 또는 원자로냉각재상실 사고시에도 다음 각호의 기준에 적합하도록 충분한 노심 열제거능력을 갖춘 비상노심냉각장치를 설치하여야 하며, 비상노심냉각장치는 과학기술부장관이 정하여 고시하는 허용기준에 적합하여야 한다. .

1. 피복재 온도가 허용기준을 초과하지 아니할 것
2. 피복재의 산화 및 수소의 발생이 허용기준 이하로 제한될 것
3. 핵연료 및 내부구조물의 변형이 노심냉각을 현저히 저해하지 아니할 것
4. 충분한 시간동안 노심냉각을 보장할 것

(2) 비상노심냉각장치는 다중성·누설탐지·격리 및 격납기능 등을 갖추어 단일전력·단일고장하에서도 충분한 신뢰도를 가지고 안전기능을 수행할 수 있는 것이어야 한다.

이 규칙의 만족을 입증하기 위해서 사용되는 정량적인 허용 기준 및 평가 방법은 본 연구를 통해 개발되고 법제화 과정을 거쳐 과기부 고시 2001-39로 설정되어 있다. 본 고시에서는 최대 피복재 온도 등의 5 가지 성능 기준이 제시되어 있으며, 보수적 평가 방법 혹은 최적 평가 방법을 사용하여 본 기준의 만족을 입증할 것을 요구하고 있다. 허용 기준 및 평가 방법에 관한 규제 요건의 개발에 대해서는 다음 절에서 설명된다.

나. 평가 방법의 현황

위 규제요건에서 언급한 평가 방법에 관한 규제 입장은 현재까지 제시되어 있지 않은 실정이다. 따라서 본 연구를 통해 비상노심냉각계통 평가 방법에 관한 지침을 개발하여 규제 입장을 정립한다.

(1) 보수적 평가 방법

한편 국내 원전 대부분에 현재까지 적용되어 온 평가 방법론은 보수적 평가 모델에 기초한 방법론들이었다. 이들은 크게 웨스팅하우스형 원전에 적용되어 온 웨스팅하우스 방법론과 영광 3/4 호기 이후의 한국 표준형 원전에 적용되어 온 CE 방법론으로 구별된다.

웨스팅하우스 방법론은 대형파단냉각재상실사고에 대한 BASH코드 [4-2-1-5] 및 WCOBRA/TRAC 코드에 기초하고 있으며, 소형파단 냉각재상실사고에 대한 NOTRUMP 코드 [4-2-1-11]를 사용하고 있다. CE 방법론에서는 대형냉각재상실사고에 대한 CEFLASH 코드 [4-2-1-6], COMPERC 코드 [4-2-1-12], 소형냉각재상실사고에 대한 CEFLASH-4AS [4-2-1-13] 코드에 기초하고 있다. 표 4-2-2-2에서는 국내 원전에 적용되고 있는 보수적 평가방법의 요약을 보여주고 있다.

표 4-2-2-2 국내 원전에 적용된 냉각재상실사고 해석코드 및 평가방법론

발전소	Vendor	LBLOCA 코드	SBLOCA코드	방법론
고리 1	Westinghouse	WCOBRA/TRAC-UPI	NOTRUMP	SECY-83-472
고리 2	Westinghouse	BASH	NOTRUMP	Appendix K
고리 3/4	Westinghouse	BASH	NOTRUMP	Appendix K
영광 1/2	Westinghouse	BASH	NOTRUMP	Appendix K
울진 1/2	Westinghouse	BASH	NOTRUMP	Appendix K
영광 3/4	Combustion Eng.	CEFLASH	CEFLASH-4AS	Appendix K
울진 3/4	Combustion Eng.	CEFLASH	CEFLASH-4AS	Appendix K
영광 5/6	Combustion Eng.	CEFLASH	CEFLASH-4AS	Appendix K
울진 5/6	Combustion Eng.	CEFLASH	CEFLASH-4AS	Appendix K

(2) 최적 평가 방법 개발 현황

앞서 언급한 바와 같이 국내에서는 1980년대 말부터, 국내 원전의 핵연료 교체 안전해석 방법론의 문제점 등을 해결하는 방안으로, 미국의 규제요건 변화, CSAU 방법론 연구 등에 의해 대두된 최적 평가 방법에 대해 연구 개발을 추진하여 왔다. 그중 대표적인 것으로서 한국원자력안전기술원이 중심이 되어 학계 및 연구계와 공동 추진한 불확실성 평가 방법론 (이하 KINS 방법론) [4-2-2-1]과 한국전력기술원이 개발하여 최근 특정기술주제보고서로서 승인 예정인 방법론 (이하 KREM 방법론) [4-2-2-2]를 들 수 있다.

(가) KINS 방법론

한국원자력안전기술원은 1988년부터 3 년간의 연구를 통해 당시의 기술 수준과 재원하에서 한국 실정에 적합한 최적 계산 및 불확실성 정량화 방법을 개발하였다 [24]. 이것은 당시 핵연료 교체 관련 LOCA 해석 방법론 심사에서 제기된 현안을 해결하기 위한 독립적 검증계산에서 불확실성 평가치를 예시적으로 제시하는데 목적을 두고 수행되었다. 이를 위해서 Regulatory Guide 1.157에 따라 방법론에 고려되어야 하는 세부 사항을 도출하고, CSAU 방법에 기반을 둔 17 단계로 구성된 불확실성 정량화 방법론을 개발하였다 (그림 4-2-2-1 참조). 본 정량화 방법론은 다음과 같은 17 개의 주요 단계로 구성되어 있다.

- (1) 제 1 단계에서는 사고 시나리오가 선정된다.
- (2) 제 2 단계에서는 해석 대상 발전소가 선정된다.
- (3) 제 3 단계에서는 중요한 현상이 선정되고 중요도에 따라 순위화된다.
- (4) 제 4 단계에서는 최적 계산 코드가 선정된다.
- (5) 제 5 단계에서는 3 단계에서 순위화된 주요 현상과 4 단계에서 선정된 코드내의 각 모델/상관식이 비교되어 코드의 적용성이 평가된다.
- (6) 제 6 단계에서는 코드 계산을 수행할 적절한 분리효과실험 및 전체 효과 실험의 목록 (Assessment Matrix)이 작성되고 데이터 베이스가 확립된다.
- (7) 제 7 단계에서는 발전소 계산을 수행하기 위한 노우딩 방법이 선정된다.
- (8) 제 8 단계에서는 6 단계에서 선정된 다양한 실험에 대해 7 단계에서 선정된 노우딩 방법 및 최적 계산 코드를 이용한 평가 계산이 수행되고 이 과정을 반복하여 노우딩 방법이 확정된다.
- (9) 제 9 단계에서는 확정된 노우딩방법에 따라 실제 발전소계산이 수행된다.

- (10) 제 10 단계에서는 제 4 단계와 5 단계에서 선정되지 않은 기타 변수들의 영향에 대한 민감도 계산이 수행되어 이들 변수들의 영향이 반영된 바이어스가 결정된다.
- (11) 제 11 단계에서는 다양한 실험 평가 계산 결과를 결합하여 코드 및 모델의 불확실성에 대한 통계적 평가치가 결정된다.
- (12) 제 12 단계에서는 코드 및 모델, 실험결과들의 스케일에 따른 영향이 평가되고 스케일 왜곡효과가 존재하는 경우에 대한 바이어스가 결정된다.
- (13) 제 13 단계에서는 제 5 단계에서 도출된 주요 불확실성 변수들의 순위를 결정하기 위한 단일 변수 민감도 계산이 수행된다.
- (14) 제 14 단계에서는 제 5 단계와 13 단계에서 순위화된 개별 변수들의 영향이 타당하게 대표할 수 있는 최소한의 통계적 조합이 구성된다.
- (15) 제 15 단계에서는 제 14 단계에서 구성된 조합에 따라 개별 변수의 불확실성이 적절하게 반영된 발전소 계산이 수행된다.
- (16) 제 16 단계에서는 제 15 단계의 계산 결과로 구해진 주요 안전 변수의 분포를 구하고 95 % 확률 상한치가 결정된다.
- (17) 제 17 단계에서는 제 16 단계에서 결정된 코드 불확실성들 이외에 고려해야 하는 각종 바이어스들이 적절하게 결합되어 최종 전체 계산 불확실성이 결정된다.

본 방법론의 타당성을 입증하기 위해 고리 3 호기 대형 냉각재 상실사고 및 고리 1 호기 소형 냉각재 상실사고에 각각 적용하여 최적 계산 코드의 하나로 인정되고 있는 RELAP5/MOD2 코드를 이용한 예시 계산을 수행하였다.

이 예시 계산으로부터

- (1) 제안된 방법론은 설계 기준 사고인 200% 파단 대형냉각재 상실사고의 예시 계산을 통하여 적용 가능성이 입증되었다. 이는 예시 계산 수행 각 단계에서의 경험을 토대로 하고 있으며, 그 기술적 근거는 다음과 같이 요약될 수 있다.
 - 정해진 발전소의 정해진 사고 시나리오에 대해서 주요 현상이 선정되면 정해진 코드의 적용 능력에 따라서 주요 분석 변수가 도출될 수 있고,
 - 적절한 실험 데이터의 해석과 코드 평가계산을 통해 개별 변수의 불확실성의 범위가 평가될 수 있다.
 - 또한 각 개별 변수의 불확실성을 적절한 통계적 결합방법과 축소 계산 모델을 통해서 95% 확률 수준에서의 주요 안전기준의 값이 정해질 수 있다.

- 한편 단일변수의 민감도계산이 축소계산 모델의 타당성과 선정된 주요 현상을 뒷받침해 준다.
 - 만일 단일 변수에 의해 적절하게 모델링될 수 없는 현상이 존재한다면 별도의 바이어스를 독립적으로 고려할 수 있다.
 - 또한 주요현상의 실험 결과와 예측 결과의 스케일 효과가 존재할 때 이를 외삽하여 최종 불확실성에 고려할 수 있다.
- (2) 대형 냉각재 상실사고 예시 계산에서 결정된 불확실성은 본 연구에서 이용된 데이터의 제한점, 방법론상의 근사화 및 가정 등에 의해서 신뢰성이 감소될 수 있으므로 보수성의 재확인이 필요하다. 이를 위해서 LOFT, SCTF 및 CCTF 실험 데이터와 본 연구에서 구해진 PCT 확률 분포를 직접 비교하였으며 그 결과 95 % 확률수준에서 구해진 배출 기간의 PCT 및 재관수 기간의 PCT에는 상당한 보수성이 존재하는 것으로 밝혀졌다. 따라서 제한된 데이터 베이스 및 기술 수준 하에서도 본 연구의 예시 계산 결과는 보수성을 상실하지 않는다.
- (3) 대형냉각재 상실사고 예시계산 결과는 미국 CSAU의 방법과 적절하게 비교될 수 있다. 비교 결과 두드러진 차이점은 사용 최적 계산 코드, 확보된 데이터 베이스, 사용된 분석 기술, 사용된 통계 방법에 기인되는 것으로 규명되었다.

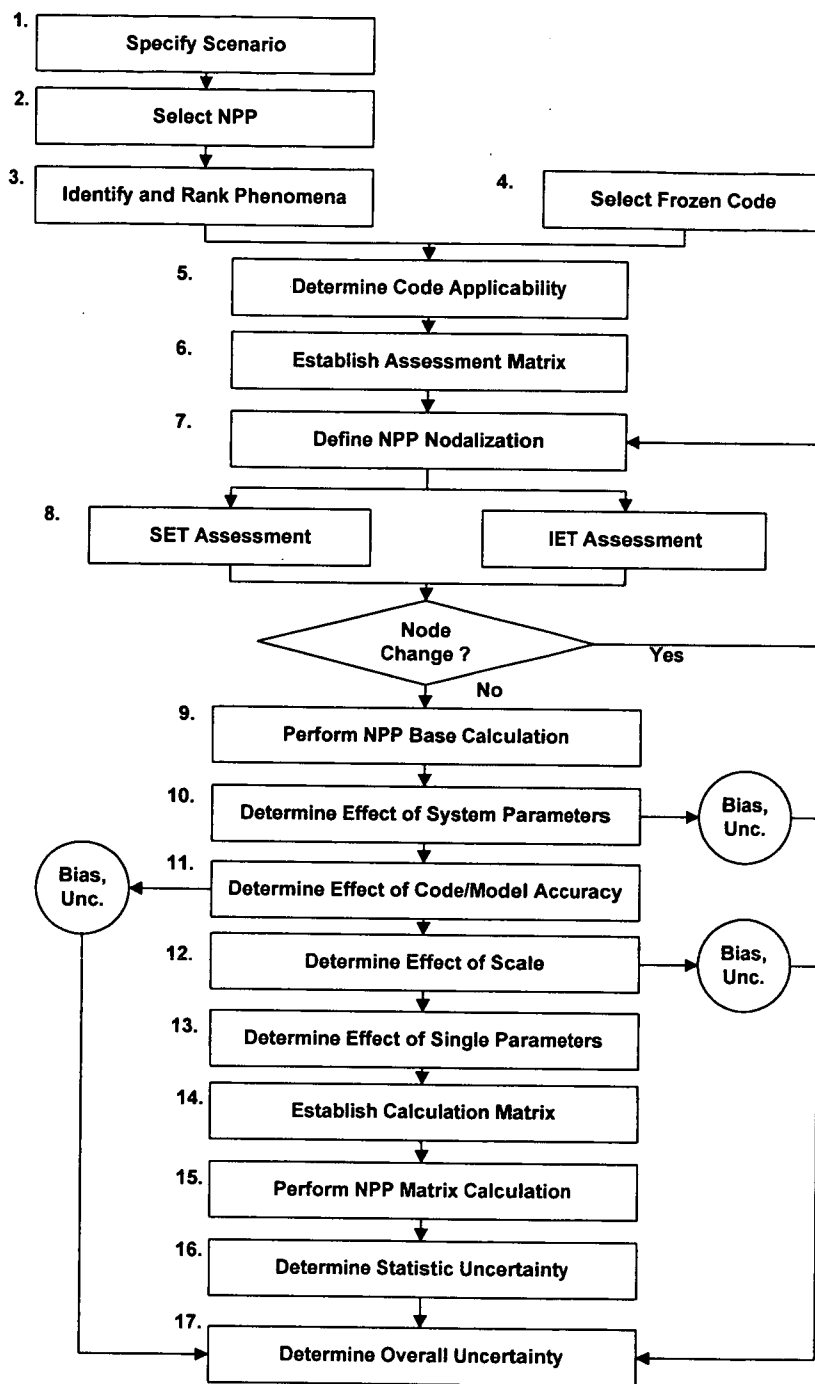


그림 4-2-2-1 KINS의 불확실성 정량화 방법론

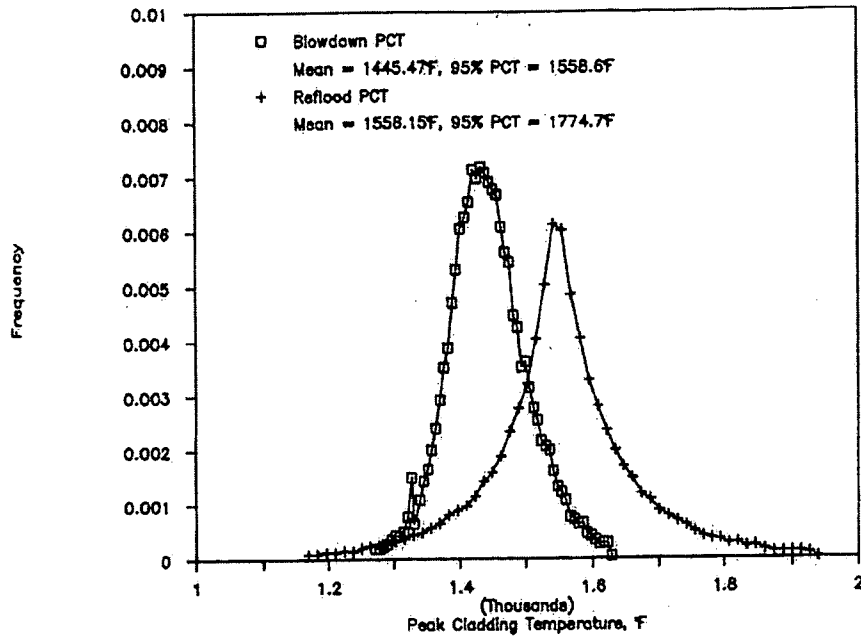


그림 4-2-2-2 고리 3/4 호기 PCT 불확실성 분포

(나) KREM 방법론

한전 전력연구원은 1997년 12월 「비상노심냉각계통의 성능 평가 최적평가방법론」에 대한 특정기술주제보고서에 대한 승인 신청을 한 바 있다. 서론에서 언급한 바와 같이 이것은 국내 최초의 최적 평가 방법론에 대한 규제 인허가 대상이 되었다. 이 방법론은 최초에는 코드 불확실성과 발전소 적용 불확실성을 통계적으로 결합하는 방법으로 출발하였다. 여기서 코드 불확실성은 개별효과실험에 대한 코드 계산 결과를 직접 비교하여 구하는 방법이 사용되었다. 본 방법론은 심사과정에서 제기된 여러 가지 현안을 해결하는 과정에서 상당한 변화를 겪게 되어 그림 4-2-2-3에 제시된 형태의 방법론으로 확정되었다 [4-2-2-2]. 특히 본 방법론에서는 RELAP5/MOD3.1K를 사용하면서 코드 내의 모델, 상관식, 발전소 변수, 핵연료 변수 등 예상되는 불확실성의 근원들을 고려하는 31 개의 변수를 제시하였고 Monte Carlo Simulation에 의해 최대 피복재 온도 불확실성을 평가하였다. 또한 KREM 방법론에서는 이들 변수 외에 코드 모델의 스케일 왜곡에 따른 영향을 고려하기 위해 추가적인 바이어스를 도입하였다. 이러한 개선을 거친 KREM 방법론은 CSAU 방법론에 보다 근접하게 되었으며, RG 1.157의 규제 견해를 충실하게 따르고 있

는 것으로 볼 수 있다. 이에 따라 2002년 3월 현재 심사 종결되어 승인될 예정으로 있다.

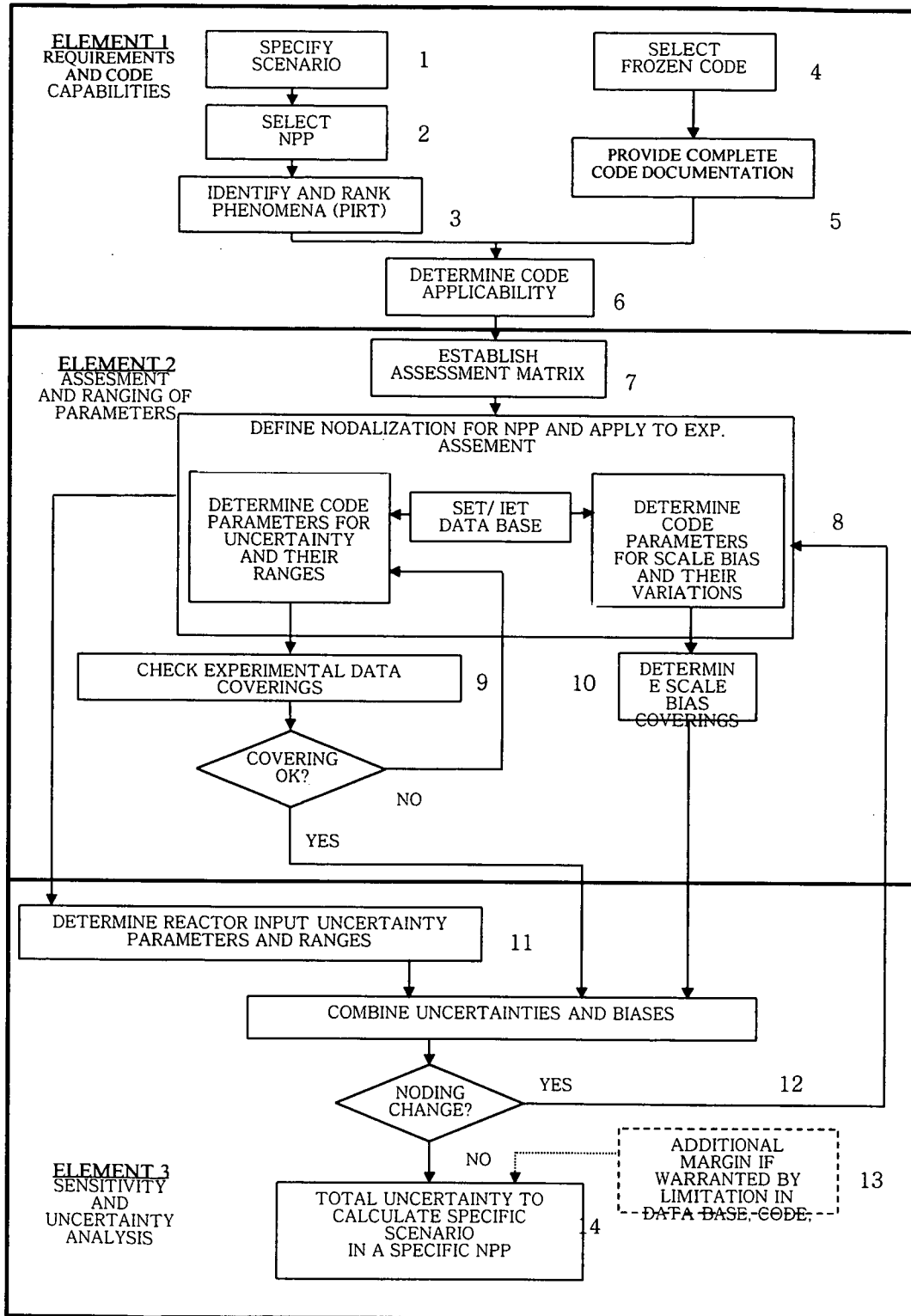


그림 4-2-2-3 KREM 방법론

여 백

제 3 절 비상노심냉각계통 성능 규제요건 및 지침 개발

여 백

제 3 절 비상노심냉각계통 성능 규제요건 및 지침 개발

1. 규제요건 개발 방향

전 절에서 고찰한 국내외의 비상노심냉각계통 성능 평가 관련 기술 현황에 근거하여 국내 실정에 적합한 규제 요건 및 지침을 개발하기 위하여 우선 요건 및 지침개발 방향을 정립하고 이 방향에 따라 요건 및 지침을 개발한다.

비상노심냉각계통의 성능에 관한 규제요건을 설정할 때 우선적으로 고려한 사항은 다음과 같다.

첫째, 현재 국내에서 준용하고 있는 규제요건을 참조로 규제요건을 설정함으로써 법제화에 따른 시간 및 노력을 절감하도록 하며, 규제의 일관성이 유지되어 사업자에게 불필요한 부담을 주지 않도록 한다는 것이다. 추진중인 규제요건 설정 작업은 이미 미국 등 외국에서 오랫동안의 연구를 통하여 개발된 것이며 이들 국가에서 도입하여 국내에 건설된 원전에도 이미 이들 규제요건이 설계과정에서 적용되었다. 또한 국내에서 인허가 검토 시에 이들 내용에 대한 검토가 이루어 졌으므로, 이러한 내용을 국내에 도입하는데 큰 문제가 없으며, 또한 국내에서 또 다시 이를 개발하기 위해 많은 비용과 노력을 기울이는 것은 합리적이지 않은 것으로 판단하였다. 즉 소요되는 노력과 비용을 최소화하면서 기존에 이미 적용되던 규제요건을 국내의 법령 체계에 접합시킴으로서 국내 규제요건의 설정이라는 목적을 달성하는 것을 기본 전략으로 고려하였다. 이러한 방법은 기존에 이미 적용하던 규제요건을 변경 없이 명문화하는 것이기 때문에, 설계자의 입장에서도 규제요건의 변경에 따라 발생할 수도 있는 설계방법의 변경 등이 필요치 않아, 규제요건의 설정으로 인한 추가의 부담이 발생하지 않는다는 장점이 있다.

둘째, 규제요건 개발의 각 단계에서 설정된 규제요건(안)에 대하여 국내의 관련 기관 및 전문가의 검토 과정을 거치도록 한다는 것이다. 이렇게 함으로써 관련 기관의 의견을 수용하여 객관적이고 합리적으로 규제요건을 설정할 수 있을 것으로 기대된다.

규제요건 개발은 우선 현행의 법령체계에서 어느 수준에 어떠한 내용을 기술할 것인지에 대한 논의를 통하여 비상노심냉각계통의 성능에 관한 규제요건의 수준과 상세성을 설정하였다. 현행의 원자력 법령 체계는 최상위에 원자력법, 원자

력법 시행령, 원자력법 시행규칙, 고시 등으로 구성되어 있다.

전절에서 언급한 바와 같이 원자력법의 허가기준 이하에서 가장 적절하게 비상노심냉각계통 관련 사항을 규정한 것은 원자로등의 시설의 기술기준에 관한 규칙 30 조 이다.

이 규칙에서는 실제 설치된 비상노심냉각장치의 성능이 요구하는 수준에 적합한지를 판단하기 위한 성능 허용기준은 비상노심냉각장치가 갖추어야 할 최소한의 성능에 관한 구체적인 기준을 제시하는 것으로서 과학기술부 고시로 작성하도록 하였다.

따라서 비상노심냉각장치의 성능에 관한 규제요건은 성능 허용기준과 이를 만족함을 보이기 위한 평가방법에 관한 내용으로 구분할 수 있으며, 규제요건의 성격에 따라 적절한 수준의 법적 위상을 갖도록 하였다. 즉, 성능 허용기준을 만족함을 보이기 위한 평가방법에 관한 상세한 규정은 안전기술원의 규제지침으로 제시하는 것으로 하였다. 안전기술원의 규제지침은 법적 효력을 갖지는 못하지만, 안전심사지침 등의 경우처럼 실질적으로 원전의 규제에 적용되는 효과가 있기 때문에 규제요건으로서의 효력을 발휘할 수 있을 것으로 판단하였다. 또한, 평가방법에 관한 규제요건의 내용은 열전달 관계식, 물-금속 반응 관계식 등 기술적으로 매우 상세한 수준이어서 이를 법령의 수준에서 기술하기에는 다른 부분과의 형평성을 고려할 때 적절치 않은 것으로 보인다. 또 다른 이유로는 평가방법에 포함될 기술적인 내용은 기술의 개발 결과에 따라 변경될 수 있는 것이므로, 기술 개발의 결과를 적절히 반영하기 위해서도 고시 등의 법령으로 설정하는 것보다는 안전기술원의 규제지침으로 요건을 설정하는 것이 향후의 규제요건 변경에 필요한 노력을 줄일 수 있을 것으로 기대된다.

이러한 방침에 대하여 안전기술원 내의 관련자 및 외부의 열수력 전문가들의 의견을 조사하였으며, 조사 결과는 문헌 [4-3-1-1]에 수록되어 있다. 이러한 의견 조사를 통해 규제요건 설정의 기본방향이 그림 4-3-1-1에 제시된 바와 같이 설정되었다.

- (1) 미국 10 CFR 50.46은 성능 기준에 대한 기술요건으로서 과학기술부 고시로 개발하고
- (2) 10 CFR 50 Appendix K와 Regulatory Guide 1.157은 KINS의 규제지침으로 개발한다.
- (3) 본 지침에서는 KINS의 규제 및 연구 경험이 반영되도록 한다.

규제요건 및 지침 개발의 기본 방향은 그림 4-3-1-1에 제시되어 있다. 이 그림에

는 원자력법 및 규칙에서부터 고시, 지침 및 기술보고서에 이르는 체계가 제시되어 있고 이들의 개발에 참조할 수 있는 미국의 체계가 제시되어 있다. 이 개발 방향은 지난 수년간의 논의와 의견 수렴 과정을 거쳐 확정된 것이다 [4-2-1-1].

한편, 기술 현황 분석의 결과를 살펴보면 다음의 사실을 알 수 있다.

- (1) 허용 기준에 대한 각 국의 사례를 분석 평가한 결과, 가장 심각한 냉각재상실 사고에 대해 (i) 최대 피복재 온도, (ii) 최대 피복재 산화, (iii) 최대 수소생성율, (iv) 냉각가능 형상, (v) 장기 냉각 등의 다섯 가지 기준이 공통적으로 적용되고 있으므로 이를 요건화하는 것이 합리적이다.
- (2) 가장 심각한 냉각재 상실사고에 대해 평가되었음을 입증하기 위해 충분히 다양한 파단 위치 및 크기, 그리고 다른 특성들이 포함된 수많은 가상냉각재 상실사고에 대한 계산을 수행하도록 하는 것을 요건화하는 것은 타당하다.
- (3) 평가 방법에 대해서는 보수적 평가 방법과 최적 평가 방법 모두를 허용하는 것이 필요하다.

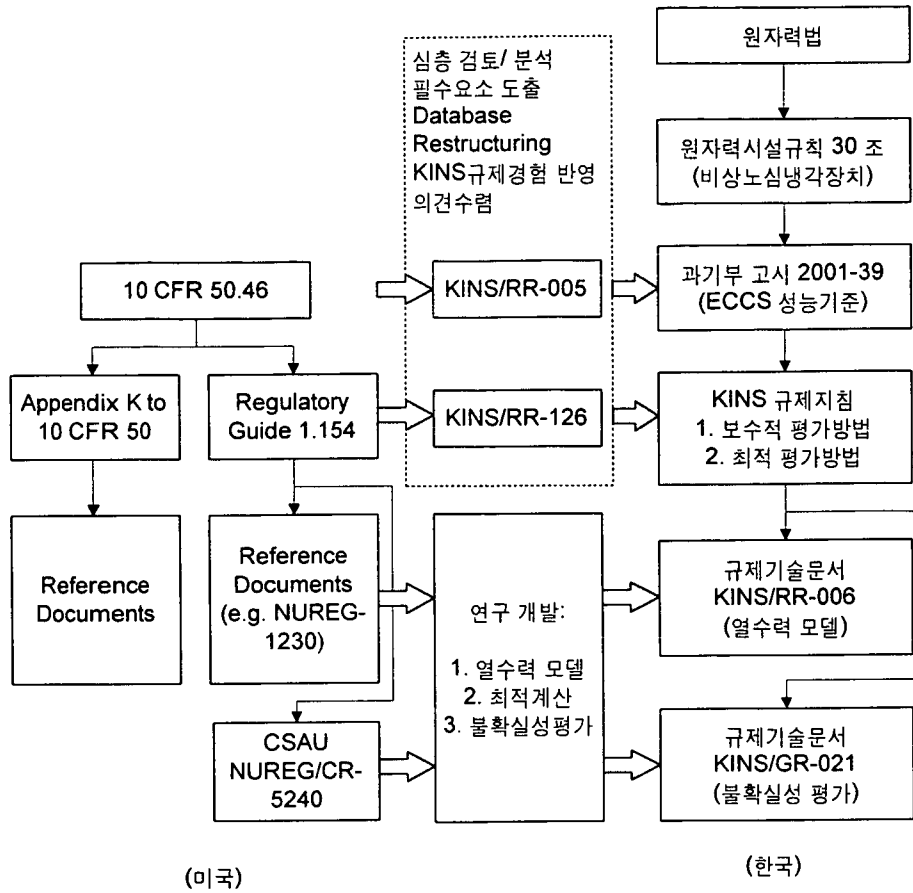


그림 4-3-1-1 비상노심냉각계통 성능평가 규제요건/지침 개발 방향

2. 규제요건 개발

전 절에 설정된 방향에 따라 10 CFR 50.46을 근간으로 규제요건을 개발하였다. 이 요건은 과거부 고시로 정해질 것을 예상하여 제목은 “가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준” (이하 성능기준)으로 하였다.

성능 기준은 5개의 조항으로 구성되었다. 제1조에는 허용기준 및 평가모델에 관한 규제요건의 목적을 기술하였고, 제2조에서는 핵심적인 용어에 대한 정의를 기술하였으며, 제3조에는 이 고시의 핵심사항인 허용기준을 기술하였고, 제4조에는 허용기준의 만족성을 입증하기 위한 평가모델에 관한 사항을 기술하였으며, 제5조에는 평가모델의 변경 및 오류에 따른 보고 절차에 관하여 기술하였다.

제1조에서는 본 고시(안)의 제정 목적에 대하여 기술한다. 즉, 이 고시(안)은 원자로시설규칙 제 30 조에서 위임한 사항인 비상노심냉각계통의 성능 기준에 관한 사항을 규정하기 위한 것으로 이러한 내용을 잘 표현할 수 있도록 작성하였다.

제2조에서는 비상노심냉각계통 성능 평가의 설계기준사고인 ‘냉각재상실사고’와 이 사고에 대한 ‘평가방법’에 대하여 정의하였다. “냉각재상실사고”란 원자로 압력경계의 파단 및 기능상실에 의해 원자로 냉각재의 재고량 상실을 초래하는 가상적인 사고를 의미한다. 파단부의 크기는 파단부를 통한 냉각재 방출량이 원자로 냉각재 보충계통의 보충용량을 초과하는 정도의 크기에서부터 원자로 냉각재계통의 가장 큰 배관의 양단 파단까지의 범위이다. “평가방법”이란 가상적인 냉각재상실사고 동안의 원자로 계통의 거동을 평가하기 위한 계산체제 및 모든 관련자료를 의미한다.

제3조에서는 비상노심냉각계통의 성능 허용기준을 기술하였다. 이 허용기준의 적용 대상은 원통형 지르칼로이 또는 ZIRLO 피복재 내의 산화 핵연료 소결체를 연료로 사용하는 모든 가압경수로 이다. 허용기준은 미국의 경우와 같이 피복재의 최고온도, 피복재의 최대 산화도, 최대 수소 생성률, 냉각가능 형상, 장기 냉각 등의 5개의 항목으로 제시하였다.

- 피복재의 최고 온도는 1204℃
- 피복재의 최대 산화: 산화되기 전의 전체 피복재 두께의 0.17배 미만
- 최대 수소 생성률: 가상적인 최대 수소생성량의 0.01배 이하
- 냉각가능 형상: 노심이 냉각상태를 유지할 수 있는 정도
- 장기 냉각: 장주기 방사성물질을 위해 필요한 충분한 기간 붕괴열 제거

제4조에서는 평가방법에 대하여 기술하였다. 평가방법은 보수적 평가방법과

최적평가방법으로 구분하여 허용하되, 각각의 구체적인 내용은 본 고시에서는 기술하지 않았다. 그 대신 각 평가방법의 기본적인 방법에 대하여만 기술하고, 각각의 허용 가능한 기술적인 내용은 안전기술원의 규제지침을 통해 제시하는 방법을 따를 수 있도록 하였다.

제5조에서는 평가방법의 변경 및 오류에 관한 사항을 기술하였다. 평가방법은 완벽할 수 없으며, 평가방법이 인허가 된 후에라도 평가방법에 포함된 오류가 발견된다면 이를 시정하고, 오류의 시정에 따른 재평가를 수행하여 원전의 안전성을 지속적으로 확인할 필요가 있다. 이러한 필요성에 따라 평가방법의 변경 및 오류에 따른 보고 절차를 기술하였다. 기본적으로 인허가된 평가방법에 대하여는 년 1회 평가방법에 대한 보고를 하여야 한다. 1년 동안 변경내용이 없다면 변경한 내용이 없다는 것을 보고하면 될 것이다. 1회의 변경 또는 누적된 변경에 따른 영향이 큰 경우, 그 내용을 최대한 빠른 시간 이내에 보고하도록 하였으며, 후속조치가 필요한 경우 후속조치의 계획도 보고하도록 하였다.

이와 같이 개발된 초안은 학계, 연구계, 산업체 등의 전문가들의 의견 제시 및 수렴 보완 과정을 거친 후 과학기술부에 제출되어, 다시 외부 검토 및 보완과정을 거치고 고시 2001-39 로 최종 법제화되었다. 표 4-3-2-1은 최종 법제화된 고시의 전문을 보여주고 있다. 의견 수렴 및 보완 과정에서는 “안전기술원에서 정하는” 등의 위임 문구가 삭제되었다. 상세 내용은 문헌 [4-2-1-1]에 제시되어 있다.

표 4-3-2-1 가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준 (1/2)

가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준

과학기술부고시 2001-39

원자로시설등의기술기준에관한규칙 제30조 제1항의 규정에 의하여 가압경수로의 비상노심 냉각계통의 성능에 관한 기준을 다음과 같이 고시한다.

2001년 12월 1일

과 학 기 술 부 장 관

제1조(목적)

이 기준은 원자로시설등의기술기준에관한규칙 제30조의 규정에 의하여 가압경수로의 비상 노심냉각계통의 성능 기준에 관한 사항을 규정함을 목적으로 한다.

제2조(정의)

이 고시에서 사용하는 용어의 정의는 다음과 같다.

1. "냉각재상실사고"란 원자로 냉각재계통의 가장 큰 배관의 양단 파단을 포함하여 원자로 냉각재 압력 경계에 속하는 배관의 파단으로 인해 상실되는 원자로 냉각재의 양이 원자로 냉각재 보충계통의 보충용량을 초과함으로써 야기되는 가상적인 사고를 의미한다.
2. "평가방법"이란 가상적인 냉각재상실사고 동안의 원자로 계통의 거동을 평가하기 위한 계산체제를 의미한다. 이것은 특정한 냉각재상실사고에 대해 계산 체제를 적용시키는데 필요한 한 개 또는 그 이상의 전산 프로그램과 모든 관련 자료를 포함한다. 즉, 사용된 수학적 모델, 전산 프로그램에 포함된 가정들, 프로그램의 입력, 출력 정보를 취급하는 절차, 전산 프로그램에 포함되지 않은 해석부분에 대한 자세한 기술, 변수값, 기타 계산 절차를 명시하는데 필요한 모든 정보를 포함한다.

제3조(허용기준)

원통형 지르코늄합금 피복재내의 산화우라늄 소결체를 연료로 사용하는 모든 가압경수로에 는 가상적인 냉각재상실사고시 계산된 냉각성능이 다음 각호의 허용기준을 만족하도록 설계된 비상노심냉각계통이 설치되어야 한다.

1. 피복재의 최고온도 : 계산된 피복재의 최고온도는 1204℃를 초과해서는 아니된다.
2. 피복재의 최대산화 : 계산된 피복재의 최대 산화도는 어느 부분에서도 산화되기 전의 전체 피복재 두께의 0.17배를 초과해서는 아니된다.
3. 최대 수소 생성률 : 피복재와 물 또는 증기와의 화학 반응에 의해 생성된 수소의 총량의 계산치는 핵연료를 둘러싸고 있는 원통형 피복재의 모든 금속이 반응한다고 가정할 때 생성되는 가상적인 수소생성량의 0.01배를 초과해서는 아니된다.

표 4-3-2-1 가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준 (2/2)

4. 냉각가능 형상 : 계산된 노심형상의 변화는 노심이 냉각상태를 유지할 수 있는 정도라야 한다.
5. 장기 냉각 : 계산상으로 비상노심냉각계통의 초기 작동이 성공적으로 이루어진 후에도 노심 온도는 허용될 정도로 충분히 낮은 온도로 유지되어야 하며, 붕괴열은 노심내에 잔존하는 장수명 방사성물질의 냉각에 필요한 충분한 기간동안 제거되어야 한다.

제4조(평가방법)

비상노심냉각계통의 냉각성능은 허용 가능한 다음 각호의 평가방법중 하나에 따라 계산되어야 하며, 가장 심각한 가상 냉각재상실사고가 계산되었다는 것을 입증하기에 충분하도록 크기, 위치 및 기타 성질 등의 변화를 고려한 다양한 가상 냉각재상실사고들에 대하여 계산되어야 한다.

1. 보수적 평가방법

보수적 평가방법은 보수성이 입증되어 사용이 허가된 모델 및 계산방법에 따르는 것이어야 한다.

2. 최적 평가방법

최적평가방법은 해석 기술이 냉각재상실사고 중 원자로 계통의 거동을 실제적으로 모사할 수 있음을 보여야 한다. 계산된 결과들의 불확실도를 추정할 수 있도록 하기 위하여, 이용할 수 있는 실험자료와 비교하여야 하며, 해석 방법 및 입력변수들의 불확실도들을 확인하고 평가하여야 한다. 계산된 비상노심냉각계통의 냉각성능을 제3조의 허용기준과 비교하여, 냉각성능이 허용 기준을 초과하지 않을 확률이 높다는 것을 불확실도를 고려하여 설명하여야 한다.

제5조(변경 및 오류에 관한 사항)

- ① 발전용원자로의 설치자 혹은 운영자는 허용된 평가방법 혹은 그러한 방법의 적용에 있어서의 어떤 변경 혹은 오류가 있을 때에는 그 영향을 평가하고, 그 평가결과를 매년 과학기술부장관에게 보고하여야 한다.
- ② 제1항에 따른 평가결과가 다음 각 호의 1에 해당될 경우에는 30일 이내에 과학기술부장관에게 보고하여야 한다.
 1. 최고 핵연료 피복재 온도 계산치가 최악의 사고경위에 대하여 과거 허용된 방법으로 계산된 온도보다 30℃ 이상 다르게 나타날 경우
 2. 변경 및 오류가 누적되어 각각에 대한 온도변화의 절대값의 합이 30℃ 이상 되는 경우

부 칙

이 기준은 고시한 날부터 시행한다.

3. 규제지침 개발

가. 개발 방법론

전 절에 설정된 방향에 따라 고시에서 규정한 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법에 대한 규제 지침을 개발하였다. 각각은 10 CFR 50의 부록 K, RG 1.157을 근간으로 하였다. 본 규제지침 개발에 대한 상세 내용은 문헌 [4-2-1-2]에 제시되어 있다. 그림 4-3-3-1은 설정된 개발 방향에 적절한 지침 개발 방법론을 보여주고 있다. 방법론은 다음과 같다.

첫째, 선행 연구의 결과 및 규제지침 개발 방향 그리고 한국원자력안전기술원의 규제지침 인정 양식에 의거하여, 보수적 평가 방법 규제 지침 및 최적 평가방법 규제 지침의 대략적인 구조(Structure) 및 세부 구조(Framework)를 확정한다.

둘째, 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법에 대해서 결정된 방향대로 각각 10 CFR 50의 부록 K 및 RG 1.157의 내용을 검토하고 이해하여, 가능한 한 원문에 따라 국문화하여 규제 지침의 기본 자료를 개발한다. 규제 지침에 포함되는 허용 및 요구 모델, 방법론, 데이터 등에 대해서는 본 연구의 사전 연구에서 이미 검토하고, 평가하여 서류화한 바 있으므로, 본 규제 지침에서 이 서류를 인용 또는 참조한다.

셋째, 개발된 기본 자료를 논리적으로 재구성한다. 재구성 과정에서는 보수적 평가방법인 부록 K의 내용은 요건 형식으로 비교적 잘 정리되어 있으므로 이에 대해서는 원문에 충실하게 정리한다. 다만 원문의 영어식 표현을 번역할 때, 가능하면 국내 통용되는 어휘 및 표현 방식을 적용하도록 한다. 한편 미국원자력규제 위원회의 규제 관례 및 규제 이력에 특별하게 부과되어 있는 사항에 대해서는 배제하도록 한다. 최적 평가 방법인 RG 1.157은 매우 서술적으로 기술되어 있으므로 보다 명확한 규제 지침 형태로 전환할 필요가 있으며 RG 1.157의 규제 견해를 뒷받침하는 논리를 분석해야 한다. 이를 위해서 RG 1.157의 Section C. Regulatory Position의 내용을 문장별로 정리하고 각 문장의 관계 및 요구하고 있는 내용을 도출해야 한다. 본 방법론에서는 이러한 기능을 담당하기 위해 RG 1.157 Section C 전체를 Database화 한다. 이 Database를 이용하여 논리적 구조를 파악하고 규제 지침에 반영해야 하는 필수 요소를 도출한다.

넷째, 앞에서 정해진 규제 지침의 구조와 개발된 기본자료, 데이터베이스, 필수

고려 요소 등을 이용하여 규제지침을 작성한다.

다섯째, 국내의 설계 및 해석 기술 수준과 비상노심냉각계통 성능 평가 관련 경험을 고려하여 규제 지침의 관련 부분을 수정 보완한다. 특히 최적 평가 방법 규제지침에서는 과거 한국원자력안전기술원이 개발한 방법론을 참조할 수 있는 하나의 모델로 기술한다.

여섯째, 현재의 규제지침의 기술 내용에서 미비되어 있는 최적 평가방법에서의 “요구 문서”부분을 개발하여 지침을 완성한다. 요구 문서의 내용은 보수적 평가 방법에서의 “요구 문서”와 일관성을 가지게 하되 최적 평가 방법 고유의 사항들을 명확히 기술하도록 한다.

일곱째, 국내 원전 안전성 고유 문제에 대한 규제 입장을 반영하여 지침의 관련 부분을 보완한다. 현재 표준 설계 인가가 발행된 바 있는 신형경수로 비상노심냉각계통 성능 평가에 대한 규제 현안에 대해서 그 동안의 연구 결과 [4-3-3-1]을 통해 발견된 사항 및 안전성 보완 사항에 대한 규제 입장을 반영한다.

이와 같은 과정을 통해 개발된 규제 지침(안)은 향후 다양한 의견 수렴 및 보완을 통해 보완되고 안전기술원의 지침으로 확정될 것이다.

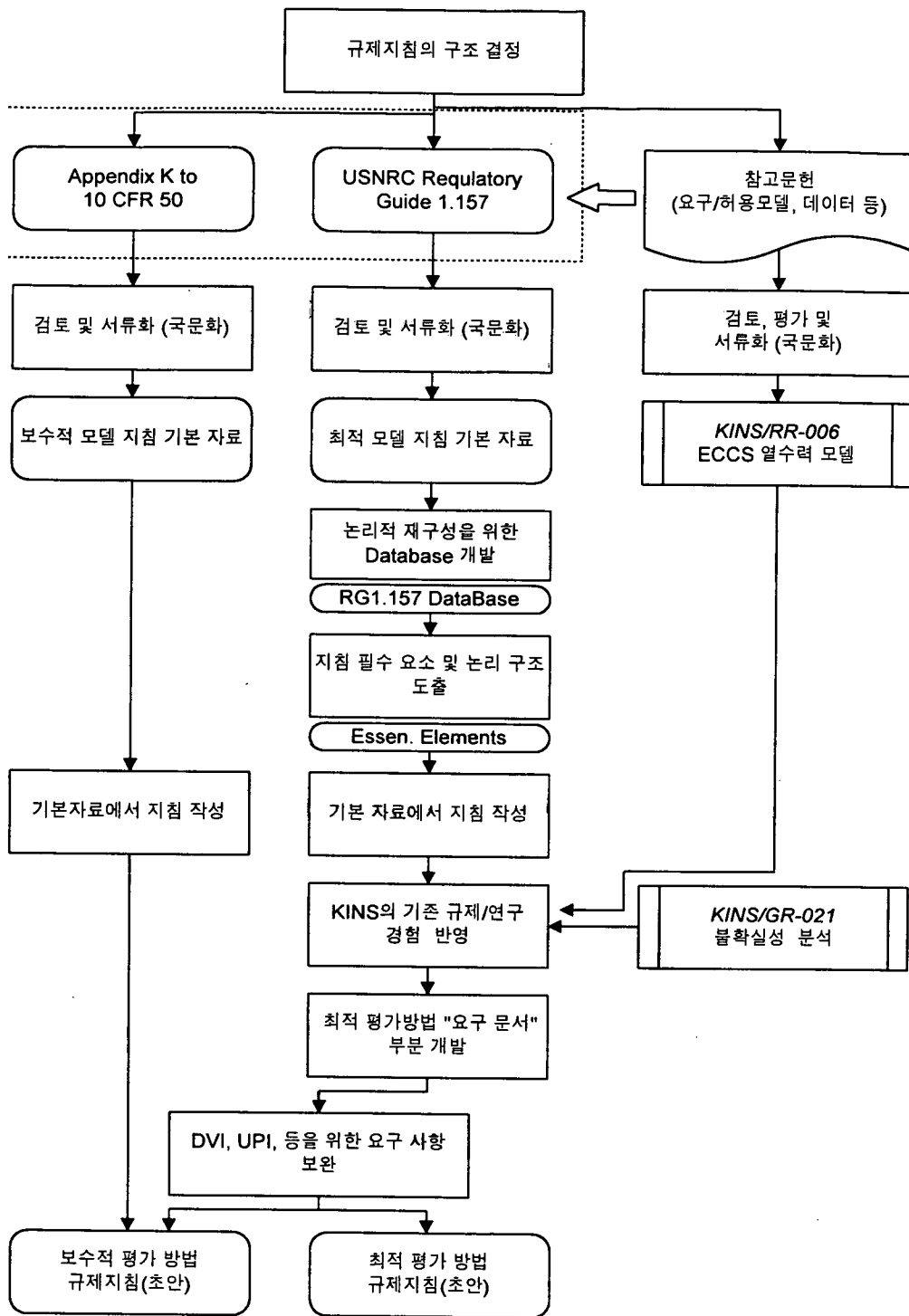


그림 4-3-3-1 비상노심냉각계통 성능 평가 규제지침 개발 방법론

나. 지침의 구성

한국원자력안전기술원 규제지침 인정양식에 따라 규제 지침은 다음과 같이 구성한다.

제 1 장 총 칙

- I. 목적
- II. 관련 상위 근거기준
- III. 적용범위
- IV. 용어의 정의

제 2 장 내 용

- I. 배경 및 기술검토
- II. 규제입장
- III. 이행
- IV. 참고문헌

(1) 보수적 평가방법 규제지침

본 규제 지침에서

- 1) I. 목적에서는 "가압경수로 비상노심냉각계통 평가에 관한 보수적 평가방법에 대한 규제 입장을 제시하는 것"으로 기술한다.
- 2) II. 관련 상위 근거기준에서는 관련 원자력법, 규칙, 과기부 고시 등을 기술한다.
- 3) III. 적용범위에는 "과기부 고시에 따른 가압경수로 비상노심냉각계통 평가에 관한 보수적 평가방법 심사"를 기술한다.
- 4) IV. 용어의 정의에서는 지침 내용에서 매우 중요한 의미를 갖는 '필수 요구 사항'과 '허용 가능 사항'에 대해 기술한다.
- 5) 제 2 장 내 용의 I. 배경 및 기술검토에서는 과기부 고시에 대한 설명, 지침 개발의 이유 및 목적, 사용 방법 등을 기술한다.
- 6) 제 2 장 내 용의 II. 규제입장에서는 부록 K의 내용에 해당하는 사항을 기술한다. 여기서 부록 K의 "I. Required and Acceptable Features of Evaluation Models"를 반영하여 II.1 평가 모델의 필수 요건 및 허용 가능한 사항으로 정한다. 또

한 부록 K의 "II. Required Documents"는 II.2 요구 문서로 정한다.

- 7) III. 이행에는 본 지침이 공식 발효하는 시점부터 적용됨을 기술한다.
- 8) IV. 참고문헌에는 부록 K의 본문중에서 인용된 모든 문헌들을 기술한다.
- 9) II.1 절 이하의 구성은 1., 가., 1), (1) 등으로 한다.

(2) 최적 평가방법 규제지침

본 규제 지침에서

- 1) I. 목적에서는 보수적 규제지침과 일관되게 "가압경수로 비상노심냉각계통 평가에 관한 보수적 평가방법에 대한 규제 입장을 제시하는 것"으로 기술한다.
- 2) II. 관련 상위 근거기준에서는 관련 원자력법, 규칙, 과기부 고시 등을 기술한다.
- 3) III. 적용범위에는 "과기부 고시에 따른 가압경수로 비상노심냉각계통 평가에 관한 최적 평가방법 심사"를 기술한다.
- 4) IV. 용어의 정의에서는 지침 내용에서 매우 중요한 의미를 갖는 '필수 요구 사항'과 '허용 가능 사항', 그리고 지침에서 정의되어야 하는 주요 단어 (최적계산, 최적 모델, 최적계산 코드, 불확실성, 바이어스, 전체계통실험, 개별효과실험 등)에 대해 기술한다.
- 5) 제 2 장 내용의 I. 배경 및 기술검토에서는 보수적 평가방법 규제지침과 일관되게 과기부 고시에 대한 설명, 지침개발의 이유 및 목적, 사용 방법 등을 기술한다.
- 6) 제 2 장 내용의 II. 규제입장에서는 RG 1.157 C. 항의 내용에 해당하는 사항을 기술한다.
 - (1) 여기서 RG 1.157의 "C. Regulatory Position"의 "1. Best Estimate Calculations" 및 "2. Considerations for Thermal-hydraulic Best-Estimate Codes"의 내용과 성격을 반영하여 II.1 일반 사항으로 정한다.
 - (2) RG 1.157의 "C. Regulatory Position"의 "3. Best Estimate Code Features"의 내용과 성격에 근거하여 II.2 최적계산코드에 대한 세부사항으로 정한다.
 - (3) RG 1.157의 "C. Regulatory Position"의 "4. Estimation of Overall Computational Uncertainty"의 내용과 성격에 근거하여 II.3 전체계산불확실성의 평가로 정한다.
 - (4) RG 1.157에는 요구문서를 명시하고 있지 않는데 본 규제지침 개발의 목적

이 구체적인 규제 근거 및 견해를 피인가자에게 제공하면서 실제 사업자의 편이를 위한 Guidance를 제시하는 데 있으므로 최적 평가 방법에 대해서도 요구하는 문서의 내용을 제시해야 한다. 한편 보수적 평가 방법과 최적 평가 방법에 대한 요구 문서의 내용은 상당히 달라질 수 있다. 이에 따라 보수적 평가 방법 규제지침과 일관성을 가지며, 최적 평가 방법에 대해 필요한 사항을 보다 구체화 시켜서 요구 문서의 내용을 개발하고 'II.4 요구 문서'에 반영한다.

- 7) III. 이행에는 보수적 평가방법 규제지침과 일관되게 본 지침이 공식 발효하는 시점부터 적용됨을 기술한다.
- 8) IV. 참고문헌에는 부록 K의 본문중에서 인용된 모든 문헌들을 기술한다.
- 9) II.1 절 이하의 구성은 1., 가., 1), (1) 등으로 한다.
이에 따라 규제 지침의 구성은 다음 표와 같게 된다.

표 4-3-3-1 규제지침의 구성

보수적 평가방법 규제지침	최적 평가방법 규제지침
제1장 총 칙 I. 목적 II. 관련 상위 근거기준 III. 적용범위 IV. 용어의 정의 제2장 내 용 I. 배경 및 기술검토 II. 규제입장 II.1 평가 모델의 필수 요건 및 허용 가능한 사항 II.2 요구 문서 III. 이행 IV. 참고문헌	제1장 총 칙 I. 목적 II. 관련 상위 근거기준 III. 적용범위 IV. 용어의 정의 제2장 내 용 I. 배경 및 기술검토 II. 규제입장 II.1 일반 사항 II.2 최적계산코드에 대한 세부사항 II.3 전체계산불확실성의 평가 II.4 요구 문서 III. 이행 IV. 참고문헌

보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법에 대한 규제 지침의 세부 구조는 다음의 표 4-3-3-2 및 표 4-3-3-3에 제시되어 있다. 이 표에는 또한 부록 K 및 RG 1.147에 대응되는 부분을 명시하고 있다. 보수적 평가 방법의 규제지침은 부록 K에 일치하고 있다. 최적 평가 방법에 대한 지침의 세부 목차는 RG 1.157의 논리적 재구성에 의해 정해졌다. 이에 대한 설명은 다음 절에서 설명된다.

표 4-3-3-2 보수적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조

규제지침	Appendix-K	비고
II.1.1. 열발생원	A. Sources of Heat	
II.1.1-가. 핵연료초기저장에너지	A.1 Initial Stored Energy	
II.1.1-나. 핵분열 생성열	A.2 Fission Heat	
II.1.1-다. 악티늄계열원소 붕괴	A.3 Decay of Actinide	
II.1.1-라. 핵분열생성물의 붕괴	A.4 Fission Product Decay	
II.1.1-마. 금속-물 반응을	A.5 Metal-Water Reaction Rate	
II.1.1-바. 원자로내부구조물 열전달	A.6 Reactor Internals Heat Transfer	
II.1.1-사. 일차-이차계통 열전달	A.7 Primary-to-secondary Heat Transfer	
II.1.2. 피복재 팽창 및 파손 등	B. Swelling and Rupture	
II.1.3. 배출현상	C. Blowdown Phenomena	
II.1.3-가-1) 파단특성 및 유동	C.1a Break Characteristics & Flow	
II.1.3-가-2) 방출모델	C.1b Discharge Model	
II.1.3-가-3) 배출의 종료	C.1c End of Blowdown	
II.1.3-가-4) 파단부/주입부 부근 노딩	C.1d Noding Near Break/ECCS	
II.1.3-나. 마찰압력 강하	C.2 Frictional Pressure Drop	
II.1.3-다. 운동량 방정식	C.3 Momentum Equation	
II.1.3-라-1) 임계열속	C.4a Critical Heat Flux	
II.1.3-라-2)	C.4b Acceptable Steady CHF Corr.	
II.1.3-라-3)	C.4c Transient CHF Corr.	
II.1.3-라-4)	C.4d Acceptable Transient CHF Corr.	
II.1.3-라-5)	C.4e Preclusion of Rewet	
II.1.3-마. 과임계열속 열전달상관식	C.5a Post-CHF Heat Transfer Corr.	
II.1.3-마-2)	C.5b Acceptable Post-CHF Corr.	
II.1.3-마-3)	C.5c Dougall-Rohsenow Cor. Limitation	수정 ¹⁾
II.1.3-바. 펌프 모델링	C.6 Pump Modeling	
II.1.3-사. 배출기간 노심유동분포	C.7a Core Flow Distribution	
II.1.3-사-2)	C.7b Method for Determining Enthalpy	
II.1.3 배출후 현상	D. Post-Blowdown	
II.1.4-가. 단일고장 기준	D.1 Single Failure	
II.1.4-나. 격납용기 압력	D.2 Containment Pressure	
II.1.4-다. 재관수율의 계산	D.3 Calculation of Reflood Rate	추가 ²⁾
II.1.4-라 .비상노심냉각수-증기상호작용	D.4 Steam Interaction with ECC Water	추가 ²⁾
II.1.4-마. 재충수/재관수단계 열전달	D.5a Refill Reflood Heat Transfer	
II.1.4-마-2)	D.5b Steam Cooling at Low Reflooding	

주 1) USNRC 규제 이력 사항 생략, 2) DVI 관련 사항 추가

표 4-3-3-3 최적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조 (1/3)

규제지침	RG 1.157	
II.1 일반사항		
II.1.1. 최적계산	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-가. 코드와 모델의 발전소 적용성 입증 및 불확실성 정량화	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-나. 최적계산모델의 허용성	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-다. 비실제적 모델의 처리방법	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-라. 모델 적용범위 고려	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-마. 상관식의 외삽	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-바. 전체계산불확실성 및 바이어스결정	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-사. 종합묘사실험과의 비교	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.1-아. 보수적 모델 및 단순화 모델 허용	C-1 Best Estimate Calculations	
II.1.2. 최적계산코드의 허용 특성	C-2 Considerations for TH BE Code	
II.1.2-가. 코드의 기본 구조	C-2.1 Basic Structure of Codes	
II.1.2-가-1) 수치해석 방법	C-2.1.1 Numerical Methods	
II.1.2-가-2) 계산모델	C-2.1.2 Computational Models	
II.2 최적계산코드에 대한 세부사항	C-3 Best Estimate Code Features	
II.2.1. 초기 및 경계조건과 설비 유용성	C-3.1 Initial and Boundary Cond.	
II.2.1-가. 초기조건	C-3.1 Initial and Boundary Cond.	
II.2.1-나. 파단면적 스펙트럼	C-3.1 Initial and Boundary Cond.	
II.2.1-다. 기타 초기 및 경계조건	C-3.1 Initial and Boundary Cond.	
II.2.2. 냉각재상실사고중의 열원	C-3.2 Sources of Heat during LOCA	
II.2.2-가. 연료의 초기축적에너지	C-3.2.1 Initial Stored Energy of Fuel	
II.2.2-나. 핵분열열	C-3.2.2 Fission Heat	
II.2.2-다. 악티늄계열 원소의 붕괴열	C-3.2.3 Decay of Actinide	
II.2.2-라. 핵분열생성물의 붕괴열	C-3.2.4 Fission Product Decay Heat	
II.2.2-마. 금속 물 반응율	C-3.2.5 Metal-Water Reaction Rate	
II.2.2-바. 원자로내부구조물로부터 열전달	C-3.2.6 Heat Transfer from Internals	
II.2.2-사. 1차측에서 2차측으로 열전달	C-3.3.7 Primary-to-Secondary HT	
II.2.3. 원자로 노심 열/물리 변수	C-3.3 Reactor Core Thermal/Physical Parameters	
II.2.3-가. 피복재/핵연료봉 팽창 파열	C-3.3.1 Thermal Parameter Swell	
II.2.3-나. 기타 노심 열적 변수	C-3.3.2 Other Core Thermal Para.	
II.2.4. 배출현상	C-3.4 Blowdown Phenimena	
II.2.4-가. 파단특성 및 유동	C-3.4.1 Break Characteristics & Flow	
II.2.4-나. 비상노심냉각수 우회	C-3.4.2 ECC Bypass	
II.2.5. 파단부비상노심냉각주입부 인근 노딩	C-3.5 Noding Near Break & ECCS	

표 4-3-3-3 최적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조 (2/3)

규제지침 (제 3 장 2, 3, 4 절)	RG 1.157	비고
II.2.6. 마찰압력 강하	C-3.6 Frictional Pressure Drop	
II.2.7. 운동량 방정식	C-3.7 Momentum Equation	
II.2.8. 임계열속	C-3.8 Critical Heat Flux	
II.2.9. 과임계열속 배출 열전달	C-3.9 Post-CHF Blowdown HT.	
II.2.9-가. 과임계열속 배출 열전달 모델	C-3.9.1, 3.9.2	
II.2.9-나. 노출된봉다발과임계배출 열전달	C-3.9.3 Post-CHF Heat Transfer from Uncovered Bundle	
II.2.10. 펌프 모델링	C-3.10 Pump Modeling	
II.2.11. 배출기간중의 유동 분포	C-3.11 Core Flow Distribution	
II.2.12. 배출후 현상	C-3.12 Post-Blowdown Phenomena	
II.2.12-가. 격납용기 압력	C-3.12.1 Containment Pressure	
II.2.12-나. 배출후 열수력 현상 계산	C-3.12.2 Cal. of Post-Blowdown TH	2)
II.2.12-다. 비상노심냉각수-증기 상호작용	C-3.12.3 Steam Interaction with ECC	2)
II.2.12-라. 배출후 열전달	C-3.12.4 Post-Blowdown HT	
II.2.13. 소형냉각재상실사고 특별고려사항	C-3.14 Special Consideration SBLOCA	
II.2.14. 기타 최적계산코드 특성	C-3.16 Other Features of BE Codes	
II.3 전체계산불확실성의 평가	C-4 Estimation of Overall Calculation Uncertainty	
II.3.1. 일반론	C-4.1 General	
II.3.1-가. 불확실성	C-4.1 General	
II.3.1-나. 확률수준	C-4.1 General	
II.3.1-다. 소형냉각재상실사고	C-4.1 General	
II.3.1-라 확률론적 및 통계적 방법	C-4.1 General	
II.3.1-마. 근사화 및 가정	C-4.1 General	
II.3.2. 코드 불확실성	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.2-가. 코드 불확실성 평가 방법	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.2-나. 실험과의 비교	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.2-다. 주요 안전변수에 대한 비교	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.2-라. 불확실성의 분리 결합 정당화	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.2-마. 스케일 효과 평가방법	C-4.2 Code Uncertainty	
II.3.3. 기타 불확실성의 근원	C-4.3 Other Sources of Uncertainty	
II.3.3-가. 초기조건, 경계조건과 기기 유용성	C-4.3.1 Initial and Boundary Conditions and Equipment Availability	
II.3.3-나. 핵연료 거동	C-4.3.2 Fuel Behavior	
II.3.3-다. 기타 변수	C-4.3.3 Other Variables	

표 4-3-3-3 최적 평가방법에 대한 규제지침 세부 구조 (3/3)

규제지침 (제 3 장 2, 3, 4 절)	RG 1.157	비고
II.3.4. 전체계산불확실성에 통계적 처리	C-4.4. Statistical Treatment of OCU*	
II.3.4-가. 방법론	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.4-나. 개별변수의 영향	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.4-다. 통계적 분포	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.4-라. 불확실성 분석 적용범위	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.4-마. 대형/소형과단냉각재상실사고 분리	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.4-바. 불확실성 분석 대상	C-4.4. Statistical Treatment of OCU	
II.3.5. 냉각재상실사고 불확실성 평가에 대한 안전기술원의 방법론	C-4.5 NRC Approach to LOCA Uncertainty Evaluation	

주 * OCU : Overall Calculational Uncertainty

2) DVI 관련 사항 추가

다. 논리적 구성

(1) 보수적 평가 방법

보수적 평가 방법에 대한 규제 지침(안)의 기초 자료는 앞서 언급한 방법론에 따라 10 CFR 50의 부록 K에 기초하여 개발되었다. 앞서 언급한 바와 같이 부록 K의 내용 자체가 요건 체제로 구성되어 있어 논리적 재구성은 크게 필요하지 않는다. 다만 영어식 표현을 국문화하는 데 있어 표현상의 수정이 이루어졌다. 그외 원문과 비교하여 달라진 부분은 다음과 같다.

- 1) 부록 K원문에는 본문 안에 필수 모델 및 허용 모델의 출처가 명시되어 있었으나 앞서 정해진 방법론에 따라 모든 인용 문헌은 'IV. 참고문헌'으로 이동시켰다.
 - 2) 과임계열속 열전달 상관식 중 Dougall-Rohsenow 상관식에 대해서는 USNRC의 규제 이력에 따른 여러 가지 조건 사항들이 기술되어 있으나 이것은 국내 실정과는 부합하지 않는다. 이에 따라 Dougall-Rohsenow 상관식이 비보수적 결과를 주는 경우 상관식의 사용을 제한하는 방향으로 정리하였다.
- 결과적으로 작성된 보수적 평가방법에 대한 규제지침(안)은 부록 4에 기술하였다.

(2) 최적 평가 방법

최적 평가 방법에 대한 규제 지침(안)의 기초 자료는 앞서 언급한 방법론에 따라 RG 1.157에 기초하여 개발되었다. 국문화 작업은 주로 Section C. Regulatory Position에 대해 수행되었다. 생경한 영어식 표현 방식은 적절히 국문화하는 수정이 이루어졌다.

앞서 언급한 바와 같이 RG 1.157은 매우 서술적으로 기술되어 있으므로 논리를 분석하여 보다 명확한 형태로 전환할 필요가 있다. 이를 위해서 RG 1.157의 Section C. Regulatory Position의 내용을 문장별로 분류하고, 각 문장의 역할 및 중심 문장과의 관계, 언급하고 있는 내용 도출하기 위한 Database를 개발하였다. 이 Database는 부록 3에 제시하였다. 본 Database는 RG 1.157 Section C의 모든 문장에 일련 번호를 부여하고, 언급 내용 약어 및 기능을 갖도록 하였다. 이와 같이 하여 개발된 Database의 전체 Record는 321 개였다.

이러한 Database를 검토하고 각 문장의 관계를 고찰하였다. 고찰 결과 본 최적 평가 방법 규제 지침에서 필수적으로 고려해야 하는 필수요소로서 154 개의 요소가 도출되었다. 이러한 도출에는 여러 가지 견해가 있을 수 있겠으나, 본 연구에서는 가능하면 세분화하는 것을 원칙으로 하였다. 예를 들면 RG 1.157의 Section 2.1 □최적계산,에서는 다음과 같은 12 가지의 필수 요소가 도출되었다.

- (1) 최적계산의 정의, (2) 발전소적용성입증과 불확실성정량화, (3) 최적계산 모델의 허용
- (4) 최적 모델의 정의, (5) 비실제적 모델 처리방법, (6) 모델 적용범위 고려, (7) 상관식의 외삽, (8) 최적계산코드의 정의, (9) 전체계산불확실성 및 바이어스 결정, (10) 종합묘사실험과의 비교, (11) 보수성 허용 사유, (12) 주요 현상 배제 금지

다른 예로 RG 1.157의 3.1 절에는 Database에 따르면 3-1에서 3-10 까지의 10 개의 문장이 제시되어 있으나 3-2, 3-4, 3-5, 3-8 및 보충요건인 3-7 등 다섯 개의 문장이 요건에 근접한 것이며 나머지 내용은 이 요건에 대한 근거 혹은 부가적 조건을 제시하고 있는 것으로 본다. 이에 따라 지침에서 거론할 필수 사항으로 (22) 극한적인 초기조건, (23) 사용 초기 조건 변수, (24) 파단 면적 스펙트럼, (25) 파단 크기의 범위, (26) 기타 초기조건 및 경계조건 등을 도출하였다.

라. 지침의 작성

(1) 보수적 평가방법 규제 지침

앞에서 정해진 규제 지침의 세부 구조와 개발된 기본자료 등을 이용하여 규제 지침을 작성하였다.

(2) 최적 평가방법 규제 지침

앞에서 정해진 규제 지침의 세부 구조와 개발된 기본자료, 데이터베이스, 필수 고려 요소 등을 이용하여 규제지침을 작성하였다. 지침의 전체적 구성 및 세부 기술적 내용은 앞서 제시된 방향에 적합하도록 작성하였다.

본 지침의 완성을 위해 앞서 언급한 바와 같이 II.4 □요구 문서, 를 도출하였다. 요구 문서의 기본적인 틀은 보수적 평가 방법에서의 요구 문서의 내용과 동일하게 하였으며, 최적 평가 방법에서 고유하게 검토되어야 하는 부분에 대해서는 다음과 같은 상세 요구 사항을 추가하였다. 또한 불확실성 평가 관련 사항을 추가하였다.

가. 평가 모델

- 1) 사용된 최적계산코드의 방정식, 수치해석적 근사화, 사용된 실험적 상관식, 코드 해법 알고리즘 및 절차, 코드 구조, 입력 데이터 구조, 출력 데이터 등에 대한 상세한 설명
- 2) 최적계산코드 내의 개별 모델에 대한 상세한 설명, 모델 상의 단순화 및 가정에 대한 정당성, 적절한 실험과의 비교, 비교되는 실험의 불확실성 및 타당성, 모델의 바이어스, 모델 불확실성, 규제지침 내의 요구 특성 및 허용 특성에 대한 만족성 등에 대한 평가 자료

나. 해의 수렴성 (및 성능)

- 1) 최적계산코드의 수치해석 방법에 대한 민감도 평가, 계통의 분할에 대한 민감도, 계산 시간 구간에 대한 민감도 평가를 통한 최적 계산 코드 성능 자료

다. 민감도 연구

- 1) 최적계산의 초기조건, 경계조건, 기기의 유용성에 대한 민감도 분석 등을 포함한 타당성 평가 자료

라. 평가모델의 실험자료와 비교

- 1) 충분히 다양한 크기의 적절한 전체계통실험 및 개별효과실험과 계산의 비교 자료

마. 불확실성 평가

- 1) 전체계산불확실성 및 코드 불확실성 평가에 사용된 근사화 및 가정 근거 자료
- 2) 주요 안전변수에 대해
- 3) 코드 불확실성의 분리하여 평가하는 경우 정당성 입증 자료
- 4) 스케일 효과의 평가 자료
- 5) 코드 불확실성 이외의 불확실성 근원 및 정량화 평가 자료
- 6) 전체계산 불확실성 평가를 위한 통계적 방법론 및 정당성 평가 자료
- 7) 개별 변수가 코드 불확실성에 미치는 영향 평가 자료
- 8) 변수들의 분포 및 고려되는 범위의 타당성 평가 자료
- 9) 주요 변수의 통계 변수 선정 타당성 평가 자료
- 10) 제한적인 파단 사고가 스펙트럼 내 타 파단사고를 포괄함을 입증하는 평가 자료
- 11) 타 기준에 대한 최고 피복재 온도 기준 만족의 포괄성 평가 자료

마. 지침의 보완

본 지침(안)의 개발에서는 그동안 안전기술원에서 수행된 비상노심냉각계통 성능 평가의 규제 경험 및 연구 경험을 다음과 같이 반영하여 보완하였다.

(1) 보수적 평가방법 규제 경험

기존 규제 경험에서 보수적 평가방법에 관련된 사항들은 대부분 기존의 부록 K를 준수하여 개발된 방법론들이었으므로 본 지침과 차이가 있거나 세부적으로 영향을 줄 수 있는 부분은 없는 것으로 판단된다.

(2) 중간적 평가 방법 (SECY-83-472) 규제 경험

최근의 고리 1 호기 상부플레넘 주입방식의 대형냉각재상실사고에 대한 인허가에서 SECY-83-472 방식에 의한 Superbound 방법론이 제안되고 적용된 바 있다 [27]. 이 방법은 기존의 보수적 평가 방법에서 최적 평가 방법으로 천이되는 과정에서 개발된 중간적 (Interim) 방법론이었으며 미국 내에서도 최적 평가 방법에 대한 지침 개발 이후에는 사용되고 있지 않다. 따라서 본 연구에서는 이러한 중간적인 방법론을 위한 보완은 고려하지 않는다.

(3) 최적 평가 방법 연구 경험

최적 평가 방법에 대해서 한국원자력안전기술원이 수행한 최적계산 및 불확실성 정량화에 대한 연구 경험 [24]은 최적평가방법에 대한 규제 지침 II.3.5항 냉각재상실사고 불확실성 평가에 대한 안전기술원의 방법론, 에 참고 문헌으로서 반영하였다. 비록 이 방법론이 본 규제 지침에서 규정하는 최적 계산 및 불확실성 평가에 대해 이상적으로 부합하는 완전한 형태의 접근 방법은 아니지만 피인가자가 참조할 수 있는 규범적 사항을 제시하고 있다. 한편 본 연구의 일부로서 수행된 비상노심냉각계통 성능 평가 열수력 모델에 대한 검토 및 평가를 수록한 문헌 [26]은 본 규제 지침의 제 IV 참고문헌에 반영하였다.

(4) 최적 평가 방법 규제 경험

최적 평가 방법에 대해서 한국원자력안전기술원이 최근에 심사를 수행하였던 KREM [25] 방법론은, 심사 결과 기술적인 접근 방식은 USNRC의 CSAU 방법론에 근접하고 있으며, RG 1.157을 적절하게 만족시키고 있는 것으로 평가되었다. 따라서 본 방법론 심사 결과에 따라 RG 1.157에 근거를 두고 있는 본 지침에 대한 보완 사항은 특별히 없는 것으로 판단된다.

(5) 신형경수로 규제 현안

최근 신형 경수로 (APR-1400)에 대한 표준 설계 인가 과정에서 대형냉각재 상실사고 재관수기간 중 원자로용기 직접주입방식(DVI)의 비상노심냉각계통의 노심냉각성능에 대한 문제점이 제기되었다. [28] 이것은 설계 해석에 사용된 CE의 보수적 평가 방법이 저온관 주입방식의 비상노심냉각계통을 위주로 개발된 것이어서 DVI 방식에는 적용 상의 문제점을 갖게 됨에 기인한다. 기존의 부록 K에서는 UPI, UHI와 같은 특별한 안전주입방식을 갖는 원전에 대해서는 별도의 규정이 없었으나, 실제 USNRC의 인허가에서는 이에 따른 Penalty가 부과되어 왔다 [29]. 따라서 국내 원전 APR-1400에 대해서도 안전성의 보수적 평가 관점에서 이에 상응하는 Penalty가 필요하지만 궁극적으로는 보수적 평가 방법의 개선을 통해서 해결하는 것이 바람직하다. 이에 따라 보수적 평가 방법에 DVI 관련 사항을 명시할 필요가 있다.

이와 같이 보수적 평가방법에서의 새로운 요건의 추가는 규제자에게는 본 현안에 대한 규제 입장을 명시함으로써 안전성 확인을 강화하는 효과를 줄 수

있으며, 구체적인 기술적 규제 입장을 정립하기 위한 연구 개발을 필요로 하게 된다. 한편 이 요건의 신설은 사업자에게는 단기적으로 부담으로 작용할 수 있으나 궁극적으로 보수적 평가 방법의 개선 및 확장을 통한 이득을 가질 수 있다.

이에 따라 보수적 평가 방법에 대한 규제지침에서는 III.1.4. 배출후 현상, 및 III.1.4-다. 비상노심냉각수-증기 상호 작용,의 해당 부분에 DVI 등과 주입 방식에서 나타나는 열수력 현상을 보수적으로 고려할 것,을 추가하였다.

또한 DVI에 의해 원자로 용기 강수관에서 나타나는 현상은 기존의 저온관 주입과는 매우 달라질 수 있으므로 최적 평가에서도 이에 대한 특별한 고려가 필요하다. 최적 평가 방법 규제지침에 대해서도 III.2.12-나. 배출후 열수력 현상, 및 III.2.12-다. 비상노심냉각수-증기 상호 작용,의 해당 부분에 UPI 등과 같은 특별 주입방식에 대해 고유한 현상에 대해 특별한 고려를 할 것,을 추가하였다.

이와 같은 보완 과정을 거쳐 최종 개발된 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법 규제 지침(안)은 각각 부록 1과 2에 수록하였다.

바. 적용성 및 영향 평가

앞서 언급한 바와 같은 과정에 의해 개발된 규제지침(안)은 개발과정에서 상당한 규제 적용 사례를 가지고 있는 미국 10 CFR 50의 부록 K 및 Regulatory Guide 1.157에 기초하여 작성되었기 때문에 적용성이 이미 검증되었다고 할 수 있다.

보수적 평가방법 규제지침에 대해서는 기존의 인허가 심사 과정에서 부록 K의 적용상 문제점은 발견되지 않았으므로, 적용성이 보장된다. 새로운 추가 사항인 DVI 발전소의 적용 문제는 향후의 연구 개발과정에서 보완될 수 있을 것으로 판단된다.

최적 평가방법 규제지침에 대해서는 기존의 KREM 심사에 미국의 RG 1.157이 적용된 바 있었다. 심사과정에서 다양한 현안에 대한 논의가 있었으나, 궁극적으로 보완된 KREM은 RG 1.157의 규제 견해에 적합한 것으로 볼 수 있다. 지침의

개발에서 새롭게 추가된 부분인 “요구 문서”부분에 대해서는 기존의 보수적 평가 방법에서 요구하는 사항 이외에 최적계산에 관련된 기술적 사항들과 불확실성 평가 관련 사항들이 새롭게 추가되었다. 이 사항은 RG 1.157의 규제 견해에서 이미 언급하고 있는 사항들을 정리한 것으로서 새롭게 추가된 사항은 없으며, 기존의 KREM 심사 과정에서 질의/답변에서 요구된 사항들에 기초를 두고 있으므로 이를 적용하는 데에는 별 문제가 없을 것으로 판단된다. 따라서 RG 1.157의 기술적 필수 내용을 그대로 수용하고 있는 본 규제 지침의 적용성이 보장된다고 할 수 있다.

현재까지의 개발 과정에서 볼 때 본 지침이 사업자에 대한 추가적인 부담을 주는 것으로 보이지는 않으므로 영향은 없다고 볼 수 있다. 그러나 본 장의 평가 내용은 현재의 개발 과정 및 과거의 참조 규제 문서 사용에서의 경험에 기초한 것이므로, 본 지침이 공식 공포되어 실제 원전 인허가에 적용될 때에는 예기치 못한 상황이 발생할 수 있다. 이에 대해서는 향후의 실제 적용에서 나타나는 사안별로 적용성의 개선을 할 수 있을 것이다.

제 4 절 열수력 모델의 평가

여 백

제 4 절 열수력 모델의 평가

1. 개 요

최근 전절에서 언급한 바와 같이 개발된 [비상노심냉각계통 성능 기준에 대한 규제 요건(안),에는 지금까지의 인허가에 일관되게 적용되어 온 주로 미국의 10 CFR 50.46의 성능평가 허용 기준이 제시되고 있으며, 이 요건에서 허용하는 방법론에 대해서는 규제 지침의 형태로 설정하도록 되어 있다. 이와 같은 개발 방향에 따라 10 CFR 50 Appendix K 에 명시된 보수적 평가 방법의 상세 내용은 안전기술원의 규제지침에서 기술되었다. 또한 최적 계산에 대한 미국 원자력규제위원회의 규제지침인 Regulatory Guide 1.157 도 안전기술원의 규제지침에서 그대로 기술되었다.

따라서 한국원자력안전기술원으로서 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법론에 대한 규제 근거를 시급히 정립할 필요가 있다. 이러한 평가 방법에는 사용되는 컴퓨터 코드, 열수력 모델, 해석상의 가정, 초기 조건 및 경계조건 등을 포함한 전체 방법론에 대한 타당성 있는 근거가 마련되어야 한다. 한편 최적계산 방법에 있어서는 최적성의 입증 뿐만 아니라 불확실성 평가에 대한 타당한 규제 근거가 확립되어야 한다.

본 연구의 목적은 이러한 비상노심냉각계통 성능 평가를 위한 규제 지침에서 허용하는 방법론에 대한 기술적 입장을 제공하고 이에 대한 규제 기술 보고서를 제공하는 데 있다. 이를 위해서 우선적으로 미국의 10 CFR 50의 Appendix K에 명시된 각 열수력 모델 및 데이터와 Regulatory Guide 1.157에 기술된 각 열수력 모델 및 데이터에 대해 검토하고 이의 국내 비상노심냉각계통 성능 평가 규제에서 허용할 수 있는지 평가한다. 본 연구의 상세 내용은 문헌 [4-4-1-1]에 제시되어 있다.

또한 열수력 모델과 함께 고려해야 할 요소인 불확실성 정량화 방법에 대해서는 문헌 [4-2-2-1]에 KINS의 기술적 입장 및 예시계산이 제시되어 있으므로 이에 대해서는 생략하기로 한다.

2. 평가 내용

본 연구에서는 참조 가능한 보수적인 평가방법으로 미국 원자력규제위원회의 10 CFR 50의 Appendix K, 최적 평가방법으로 미국 원자력규제위원회의 Regulatory Guide 1.157 의 규제전해 C-3에 기술된 내용에 근거하여 국내 비상노심냉각계통 성능 평가 규제에서 허용될 수 있는 모델, 상관식 및 데이터 등에 대한 기술적 근거를 평가하였다. 이를 위해 우선적으로 개별 열수력 모델 및 데이터에 대해서 검토하고 평가한다. 평가에 있어서는 개별 모델 혹은 데이터에 대한 독립적 해석을 별도로 수행되어야 하겠지만, 이미 많은 연구를 통해 타당성이 입증되어 미국의 규제 요건에 반영되었다는 점에 근거하여, 본 연구에서는 모델 및 데이터의 타당성에만 기초하여 평가하였다. 본 연구에서 평가한 모델은 다음과 같다.

가. 보수적 평가 모델

- (1) 핵분열생성물의 붕괴열 모델 (ANS-71)
- (2) 금속-물 반응을 모델 (Baker-Just 모델)
- (3) 방출 유동 모델 (Moody)
- (4) 마찰압력강하 모델 (Baroczy, Thom, Martinelli-Nelson 등)
- (5) 임계열속 모델 (W-3 등)
- (6) 임계열속후 열전달 모델 (Groeneveld 등)
- (7) 재관수율 결정을 위한 실험데이터 (FLECHT)
- (8) 재충수 및 재관수 단계의 열전달 모델 (FLECHT)

나. 최적 평가 모델

- (1) 핵연료 내부 열전달 (Lanning)
- (2) 핵연료 내부 열전달 평가 실험데이터 (MATPRO)
- (3) 핵분열생성물 붕괴열 모델 (ANS-79)
- (4) 금속-물 반응 모델 (Cathcart)
- (5) 핵연료봉 피복관의 팽창 및 파손 모델
 - (6.1) 파단 유동 모델 (Richter)
 - (6.2) 방출유량 실험 데이터 (Marviken)
 - (6.3) 방출유량 실험 데이터 (BNL)
 - (6.4) 방출유량 실험 데이터 (Edwards)

- (6.5) 방출유량 모델 및 실험 데이터 (Anderson)
- (6.6) 방출유량 모델 및 실험 데이터 (Riemann)
- (7.1) 비상노심냉각수 우회 상관식 (Beckner)
- (7.2) 비상노심냉각수 우회 실험데이터 (Creare)
- (7.3) 비상노심냉각수 우회 실험데이터베이스
- (8.1) 마찰압력강하 실험데이터 (CISE)
- (8.2) 마찰압력강하 실험데이터 (GE)
- (8.3) 마찰압력강하 봉다발 실험데이터 (GE)
- (9.1) 과임계열속(Post-CHF) 열전달 모델 및 실험데이터(Morris 등)
- (9.2) 과임계열속 열전달 모델 및 실험데이터(FLECHT-SEASET)
- (9.3) 과임계열속 열전달 모델 및 실험데이터베이스 (INEL)
- (10.1) 배출후 열수력 현상 모델 (Chexal)
- (10.2) 배출후 열수력 현상 모델 및 실험데이터 (FLECHT-SEASET)
- (10.3) 배출후 열수력 현상 실험데이터 (ORNL-THTF)

3. 평가 결과

본 연구의 결과를 요약하면 다음과 같다.

보수적 평가 모델에 대해서는 Appendix K에 명시된 핵분열생성물의 붕괴열 모델 등 8 가지 분야에 대해 해당 모델 및 데이터의 특성을 검토하였다.

- (1) ANSI/ANS-5.1-1973 핵분열생성물의 붕괴열 모델은 고려되지 않은 많은 불확실성 인자들을 포괄할 수 있도록 충분한 보수성을 가지고 있다.
- (2) Baker-Just 금속 물 반응을 모델은 보수적인 산화율 등에 기초하여 개발되었고 비교를 통해 보수성이 확인되었으므로 보수적 모델이다.
- (3) Moody의 방출 유동 모델은 상간 열적 평형 및 균질 유동을 가정하고 유속을 최대로 하는 임계유속을 정의하고 있고, 다양한 평가계산을 통해 보수적임이 확인되었다.
- (4) 2상 유동 마찰압력강하 배수를 결정하는 Martinelli-Nelson, Baroczy, Thom 등의 모델 및 상관식은 정해진 범위에서 보수적인 결과를 제공하므로 보수적 모델로 허용 가능하다.
- (5) 임계열속에 대한 W-3 상관식, B&W-2 상관식, Macbeth 상관식, Barnett 상관식

등은 다른 LOCA시의 가정과 함께 사용되어 보수적 예측치를 제공한다. 따라서 이들 상관식은 보수적 모델로 허용 가능하다. 그러나 70년대 이후에 봉다발 특성을 고려하고 확장된 범위에서 수행된 실험들을 이용한 상관식들에 대한 평가가 필요하다.

- (6) Groeneveld 상관식은 과임계열속 열전달 계산에서 보수적 모델로 허용될 수 있다.
- (7) FLECHT 재관수 실험 데이터에서 확인된 사항을 통해서 재관수율을 결정할 수 있으며 보수적인 결과를 주게 되므로 보수적 모델을 위한 데이터로 허용될 수 있다.
- (8) FLECHT 재관수 실험에서 얻어진 데이터들은 냉각재상실사고 조건을 포괄하고 있으며, 개발된 상관식은 전반적으로 보수적 예측치를 제공하고 있어, 보수적 모델을 위한 데이터로 허용될 수 있다.

최적 평가 모델에 대해서는 Regulatory Guide 1.157에 제시된 사항 중 23 분야에 대해 해당 모델 및 데이터의 특성을 검토하였다.

- (1) 핵연료 축적에너지 및 열전달에 대한 Lanning의 모델은 최적 모델로 허용될 수 있다.
- (2) 핵연료 및 내부 열전달에 대한 MATPRO 코드는 최적 모델로 허용될 수 있다.
- (3) ANSI/ANS-5.1-1979 모델은 핵분열생성물 붕괴열에 대한 최적모델로 허용될 수 있다.
- (4) Cathcart-Powel 금속 물 반응을 모델은 기존 모델에 비해 실제적인 가정에 기초하여 개발되었고 비교를 통해 최적성이 확인되었으므로 최적 모델로 허용 가능하다.
- (5) 피복관의 팽창 및 파열에 대해서는 규제지침에는 명백한 허용 모델이 없으나 NUREG-0630에 제시된 파열온도, 파열변형율, 집합체 유로 차단에 대한 모델이 최적 모델로 허용가능한 것으로 평가되었다.
- (6) 파단 유동에 대해서는 Richter 모델이 여러 가지 제한점에도 불구하고 최적 모델로 인정될 수 있다.
- (7) Marviken 실험 데이터는 최적 파단 유동 모델을 평가하는 데 중요한 실험 데이터로서 허용된다.
- (8) BNL의 축소-확대 노즐 실험데이터는 파단 임계 유량 모델 평가에 사용될 수

있다.

- (9) Edwards 실험 데이터는 방출 유량 모델 평가에 사용될 수 있다.
- (10) Anderson의 TPFL임계유량 실험데이터는 최적 임계유량 모델 평가에 허용될 수 있다.
- (11) Riemann의 성층화 유동 실험데이터는 소형 파단시 임계 유량 모델 평가에 허용될 수 있다.
- (12) Beckner의 상관식은 비상노심냉각수 우회 현상을 묘사하는 모델로서 사용될 수 있으나 1/5-스케일로 제한성을 갖는다. 이 상관식은 실험 규모의 현상에 대해서는 보수적 예측치를 제공하게 될 것으로 보이나 2D/3D 실험 프로그램의 UPTF 실험에서 구해지는 상관식 등과 비교 및 평가되어야 한다.
- (13) 1/5-스케일 Creare실험 데이터는 비상노심냉각수 우회 현상을 묘사하는 모델의 평가에서 스케일의 제한성을 가지고 사용될 수 있다.
- (14) 2D/3D 프로그램의 결과를 통해서 얻어진 비상노심냉각수 우회 현상은 작은 스케일 실험 결과와는 차이가 있으므로 실험 강수관에 대해서는 별도의 상관식이 필요하다.
- (15) CISE 실험데이터는 마찰압력강하 모델 평가에 이용될 수 있다.
- (16) GE의 수직관, 봉다발 등에 대한 마찰압력강하 실험데이터는 모델 평가에 적절히 활용될 수 있다.
- (17) Morris, Gottula등의 실험데이터 및 상관식은 과임계열속 열전달을 예측하는데 최적 모델 및 데이터로서 허용가능하다.
- (18) FLECHT-SEASET 실험 데이터는 재관수시 조건을 포괄하고 있어 임계열속후 열전달을 평가하는 데 허용될 수 있으며 이 데이터에 의해 개발된 상관식은 최적 모델로 허용된다.
- (19) INEL의 임계열속후 열전달에 대한 실험데이터베이스는 다양한 조건의 데이터를 포함하고 있어 임계열속후 열전달 모델을 평가하는 데 허용된다.
- (20) Chexal의 기포율 모델은 Drift flux에 기초한 모델로서, THTF 등 다양한 실험 데이터와 비교 검증되었고 다른 모델들과도 비교 평가되었다. 이 모델 및 모델 평가절차는 배출후 재관수 시의 열수력 현상을 묘사하는 데 허용 가능하다. 그림 4-5-1-1은 이모델과 관련 실험데이터와의 비교를 보여준다.
- (21) FLECHT-SEASET 실험 데이터는 배출후 열수력 현상을 묘사하는 최적 모델 평가에 허용 가능하다.
- (22) ORNL-THTF실험 데이터는 소형냉각재상실사고시 이상 혼합수위 상승을 평가

하는 실험데이터로 허용 가능하다.

이상의 연구 결과로부터

- (1) 미국 규제요건인 10 CFR 50의 Appendix K에 제시된 핵분열생성물 붕괴열 모델 등 8 개 분야, Regulatory Guide 1.157 의 규제 견해 C-3 등에 제시된 핵연료 축적에너지 및 열전달 모델 등 23 개의 열수력 모델 및 데이터는 해당 모델 및 데이터가 제시된 당시의 기술적 수준에 근거할 때 타당하다.
- (2) 검토된 대부분의 열수력 모델, 상관식 및 데이터들은 비상노심냉각계통 성능 평가에 보수적 혹은 최적 예측 목적으로 적절하게 이용될 수 있다.
- (3) 비상노심냉각수 우회 등 일부 최적 모델 및 데이터에 대해서는 좀더 상세한 연구 및 평가를 통해 타당성이 입증되어야 한다.
- (4) 평가된 각 모델들은 평가 결과에 따라 국내 비상노심냉각계통 규제 요건 혹은 지침에서 허용하는 데 문제는 없다. 다만 일부 모델의 경우 미국의 규제 요건 및 지침이 발간된 이후 보다 우수한 모델 및 데이터들이 개발 제시되고 있으므로 이를 수용하기 위해서는 추가적인 분석 평가가 필요하다.

이에 대한 상세 내용은 문헌 [4-4-1-1]에 제시되어 있다.

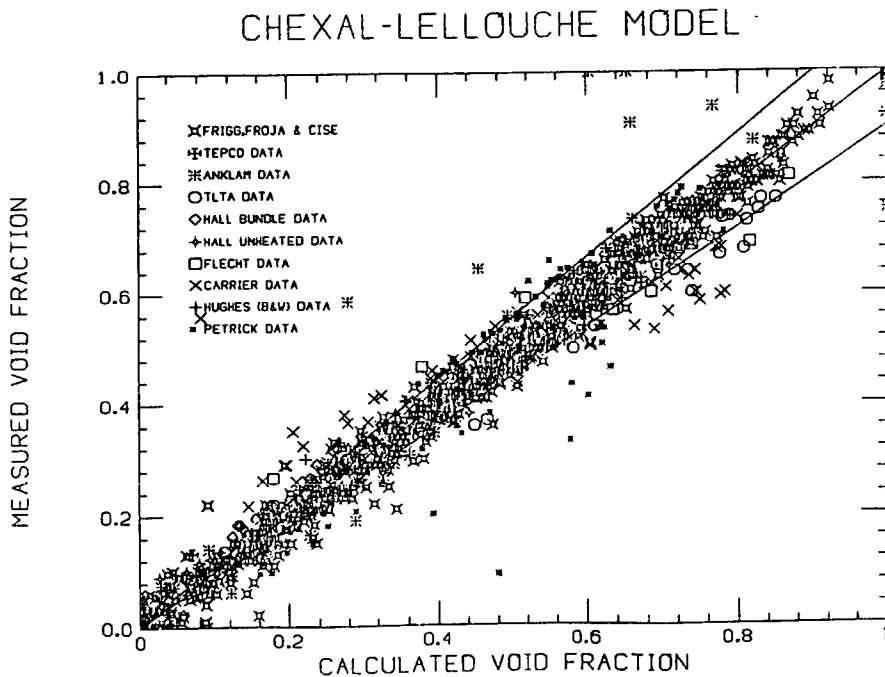


그림 4-4-1-1 Chexal-Lellouche Model을 사용한 Void Fraction 예측

제 5 장 요약 및 결론

여 백

제 1 절 연구결과 요약

여 백

제 5 장 요약 및 결론

제 1 절 연구결과 요약

본 연구에서는 현행 발전소 및 미래형 발전소의 안전 규제에 핵심 부분인 열수력 안전해석 규제기술의 개발을 위한 중장기 연구의 1단계로서 검증기술의 개선, 안전 현안 평가 기술 개발, 규제요건 평가 기술 개발 등 세 부분으로 나누어 수행하였다. 검증기술 개선 분야에 대한 주요 연구내용은 다음과 같다:

첫째, 최적 규제 검증코드의 평가, 개선 및 신뢰성 향상 분야에서는

- (1) 열수력 안전해석 검증기술의 국내외 현황 평가
- (2) CAMP 국제공동연구 참여를 통한 규제 검증 코드 RELAP5의 개선
- (3) 수직관 역류응축 실험, 수평관 직접접촉응축 실험, 가압기 열수력 현상 실험 등 열수력 개별시험을 통한 원전 안전해석 검증기술 개선
- (4) LOFT ATWS 실험 L9-3에 대한 코드 평가
- (5) LSTF SB-SG-10 증기발생기 다중세관파단 묘사실험에 대한 코드 평가
- (6) 고리 2호기 살수개방 사고에 대한 코드 평가
- (7) 가압열충격 열수력 혼합거동 예측능력 평가
- (8) 열수력 평가 기술 데이터베이스의 개선.

둘째, 3차원 열수력 검증계산 능력의 확보 분야에서는

- (1) 3차원 노심동특성 및 계통열수력 연계해석기술 현황 분석
- (2) 3차원 노심동특성 해석 코드 RELAP5-PARCS 설치 및 검증
- (3) 국내 원전 원전 반응도사고 예시 해석

셋째, 중수로 열수력 안전해석 검증기술 개발 분야에서는

- (1) 중수로 열수력 안전해석 최적 검증코드 개발
- (2) 개별효과 실험 평가를 통한 CHF 모델 검증
- (3) RD-14 B8711 대형냉각재상실사고 묘사 실험 평가
- (4) RD-14 B8604 소형냉각재상실사고 묘사 실험 평가
- (5) RD-14 B8522 주증기관파단사고 묘사 실험 평가
- (6) RD-14M B9401 다중채널실험 평가
- (7) 월성 1 호기 중수누출사고 평가
- (8) 월성 2/3/4 호기 대형냉각재상실사고 영향 분석

(9) 월성 2/3/4 호기 주증기관파단사고 영향 분석

넷째, 국내 원전 주요 사고 안전성 평가 계산 모델의 개선 분야에서는

- (1) 고리 1호기 검증계산 모델 개선
- (2) 개선된 입력자료를 이용한 고리 1호기 주급수관 파단사고 검증계산
- (3) 국내 원전 입력자료의 체계적 정리

다섯째, 차세대 원전 안전해석 규제검증을 위한 필요 기술 개발 분야에서는

- (1) 현 검증기술의 개량형 원전 적용성 평가
- (2) 원자로용기직접주입을 고려한 3차원 열수력 해석 기술 확보
- (3) UPTF 원자로용기직접주입 실험에 대한 코드 성능 평가
- (4) 차세대 원전 대형냉각재상실사고 DVI 성능 평가 해석

등을 수행하였다.

주요 열수력 안전현안 평가 분야에서는 다음의 연구를 수행하였다.

첫째, 정지 및 저출력 운전중 사고 안전성 평가 분야에서는

- (1) 정지운전 중 LOCA 안전성 평가
- (2) 국내 원전 부분충수운전 설계 및 운전특성 평가
- (3) 표준형 원전 정지냉각상실사고 안전성 평가
- (4) 고리 3호기 부분충수운전 중 잔열제거 상실사고 평가

둘째, 고연소도 핵연료 안전현안 평가 분야에서는

- (1) RIA, LOCA 등 고연소도 현안 평가
- (2) 고연소도 핵연료 성능 평가 코드 FRAPCON3 설치 및 평가
- (3) 한국표준형원전 핵연료봉 성능 평가

셋째, 계통/설비 열수력 검증 안전현안 평가 분야에서는

- (1) 표준형 원전 LOCA후 장기냉각 성능 평가
- (2) 격납건물내저장수계통 안전성 평가 기술 개발
- (3) 고리1 호기 가압열충격 열수력 거동 평가
- (4) 열유체-구조물 상호작용 열성충화 평가

넷째, 수명 연장 관련 열수력 현안 평가에서는

- (1) 수명연장관련 열수력 사고해석 규제현안 검토 및 도출

다섯째, 다중고장사고 대응 설계 및 운전 안전성 평가 등의 분야에서

- (1) 다중고장사고 ATWS 대응능력 현안 평가
- (2) 고리 1 호기 ATWS 대응능력 해석

등을 수행하였다.

그리고 공학적안전계통 및 사고해석 요건 평가 분야에서는 다음의 내용이 수행되었다.

- (1) 비상노심냉각계통 성능 평가 기술 현황 분석
- (2) 비상노심냉각계통의 성능에 관한 규제요건 개발
- (3) 비상노심냉각계통 성능 평가 규제지침 개발
- (4) 비상노심냉각계통 성능 평가 관련 규제기술 보고서 개발

열수력 안전해석 검증 기술 분야에서 수행된 연구결과는 다음과 같다:

- (1) CAMP 국제 열수력 코드 응용 및 관리 프로그램에 참여하여, 사고해석 관련 규제검증 코드인 RELAP5, TRAC, FRAPCON, PARCS 등을 확보하였으며, CAMP 협정에 따라 14건의 코드 평가를 성공적으로 수행하였다. 또한 본 중장기 과제를 중심으로 국내 CAMP Working Group을 운영하여 열수력 안전해석 연구의 질적 향상을 기하였다.
- (2) 열수력 규제검증 코드인 RELAP5의 개선이 이루어 졌으며 그 내용이 파악되었다. PSI 재관수 모델, PG CHF 모델, Henry Fauske 임계유량 모델, 질량 오류 개선, 시간구간 제어, 증기표 개선 등의 코드 개선을 통해 보다 정확한 계산 결과를 얻을 수 있었다.
- (3) 부분충수운전중 주요 계통에서의 열수력학적 현상들에 대한 개별효과실험을 수행하여 실험 데이터를 바탕으로 적절한 열수력 모델을 개발하여, RELAP5 코드를 개선하였다. 특히 U-튜브에서의 역류응축 실험, 고온관 내에서의 직접응축 실험, 가압기에서의 혼합수위 실험을 수행하여, RELAP5 코드의 관련 모델을 수정 및 개선하였으며, 한국표준원전 사고에 적용하였다.
- (4) LOFT 실험장치에서 수행된 급수상실사고에 의해 유발되는 ATWS 사고를 모사한 실험인 L9-3 실험을 RELAP5 코드를 사용하여 분석하였다. RELAP5 코드는 본 실험의 압력 거동 등을 적절히 예측하며 ATWS 사고 해석에 적절한 것으로 평가되었다.
- (5) RELAP5 코드를 사용하여 일본의 LSTF에서 수행된 증기발생기 다중세관 파단 묘사 실험인 SB-SG-10 실험을 분석하였다. RELAP5 코드는 증기발생기 다중세관 파단 사고시의 열수력 현상을 정확하게 예측할 수 있다.
- (6) 1995년 2월 고리 2호기에서 발생한 가압기살수밸브 고착 개방 사고를 RELAP5 코드를 이용하여 분석하여, 유사 사고에 대한 RELAP5의 예측 능력을 평가하였다. 또한 해석결과를 이용하여 발전소 고유한 냉각 및 회복 등의

운전 절차를 평가하여 적절한 비상대응능력을 확인하였다.

- (7) OECD/NEA의 PTS-ICAS (Pressurized Thermal Shock - International Comparative Assessment Study) 국제공동연구에 참여하여, 제안된 UPTF의 PTS 열수력혼합 문제를 RELAP5 코드를 사용하여 분석하였다. RELAP5 계산결과, Theofanous 실험식 그리고 REMIX 코드 계산결과를 비교한 결과, RELAP5에 의해 예측된 열성층화 특성은 실험관계식과 정성적으로 일치하는 것으로 분석되었다.
- (8) 본 연구를 통해 확보 개발된 검증기술, 열수력 현안 평가 결과 등을 체계적으로 정리하고 많은 사용자들이 보다 편리하게 이용하도록 하기 위해서 데이터베이스를 구축하였으며 인터넷 및 Web-Site를 통해 자료를 검색할 수 있도록 하였다.
- (9) 미국, 유럽 등에서의 다차원 노심동특성 및 계통열수력 연계 해석기술 개발 현황을 조사하여 향후의 방향들이 조사되었다
- (10) CAMP를 통해 다차원 노심동특성 코드인 RELAP5/PARCS 코드를 확보하여 설치하고 OECD/NEA Benchmark 문제를 통해 성공적으로 검증하였다.
- (11) RELAP5/PARCS 입력자료 작성을 위한 체계를 구축하였으며, 고리 1호기 19 주기를 대상으로 주증기관 파단 사고를 분석함으로써 해석 체계 구축을 입증하였다. 또한 현재 PARCS 코드의 균정수모델의 문제점이 제시되었다.
- (12) CANDU형 원전의 규제 검증 안전해석을 위해, 기존의 RELAP5 코드에 CANDU형 원전에 맞도록 D₂O CHF 모델, 수평 채널 가열 모델 등을 추가 또는 개선하여, RELAP5/CANDU+ 코드를 개발하였다. 본 연구에서 개발된 RELAP5/CANDU+ 코드는 CANDU형 원전의 규제검증 요구시 유용하게 사용될 수 있다.
- (13) 37-다발 중수 임계열속 실험을 통해서 현재의 RELAP5/CANDU+ 코드의 CHF 모델의 타당성 및 정확성을 평가하였다. 코드는 넓은 영역에서 상당한 정확성을 가지나 수평성층화 모델에 대한 검토가 필요한 것으로 나타났다.
- (14) RD-14에서 수행된 45% ROH 파단사고를 묘사하는 B8711 실험을 RELAP5/MOD3.2.2 및 RELAP5/CANDU+를 사용하여 평가 계산하고, 그 결과를 비교하여 예측성을 조사하였다. 연구 결과 수평성층화가 두드러지지 않아서 핵연료 채널 가열 모델의 효과는 잘 보이지 않았으나, D₂O 옵션, R-T 임계유량 모델 옵션 등을 사용하여 개선 효과를 줄 수 있었다.
- (15) RD-14에서 수행된 직경 7.0 mm의 소형파단을 묘사하는 B8604 실험을 이용하여 RELAP5 코드의 평가계산을 수행하였다. 코드는 실험치를 잘 예측하

고 있으나 파단 유량의 개선이 필요함을 알 수 있었다.

- (16)RD-14 실험장치에서 수행된 B8522 주증기관 파단 실험을 평가계산하였다. RELAP5 코드는 증기 유량 등 전반적인 열수력 거동은 잘 예측하고 있으나, 압력 및 온도에 대한 실험 초기조건이 분명히 제시되지 않아, 전체적인 결과를 도출하는데는 더욱 더 신중한 판단이 요구된다.
- (17)RD-14M 실험장치에서 수행된 3 cm 입구 헤더 파단사고 모사 실험을 RELAP5 및 RELAP5/CANDU+코드로 평가 계산하였다. 다중 채널의 거동을 묘사하기 위한 코드 모델링이 제시되었고, 파단 유량, 헤더 차압 거동 등이 조사되었다. 계산 결과 임계 유량 모델에 따른 개선이 확인되었으며, 채널 가열 모델의 효과는 매우 미미하였다.
- (18)1994년 10월 24일 발생하였던 월성 1 호기 중수누출사고 발전소 데이터를 이용하여 RELAP5/CANDU+ 코드의 적용성을 평가하였다. 코드의 예측치는 발전소 데이터를 잘 예측하고 있으며, 정확성을 개선하기 위해서는 PRIZER 부품 및 충수 펌프 상단 모델링의 상세 개선이 필요함을 알 수 있었다.
- (19)RELAP5/CANDU+ 의 개선 사항들이 실제 원전 가상사고 해석 결과에 주는 영향을 평가하기 위해 월성 2/3/4호기 LBLOCA 계산을 수행하였다. 계산 결과 핵연료 가열 모델에 의해 Non- critical path 핵연료 피복재 온도의 최대 차이가 100K 이상 날 수 있음을 알 수 있었다.
- (20)RELAP5/CANDU+ 의 개선 사항들이 실제 원전 가상사고 해석 결과에 주는 영향을 평가하기 위해 월성 2/3/4호기 SLB 계산을 수행하였다. 해석 결과 신규 개발된 가변 개방/폐쇄율을 가지는 모터 밸브 모델을 통해 안전주입 이후의 압력 방출 거동을 적절히 모사할 수 있었으며, 실제 검증계산에서 고려되어야 하는 요소들이 제시되었다.
- (21)고리 1호기의 증기발생기가 Westinghouse Model 51형에서 Delta 60형으로 교체됨에 따른 인허가 검증계산을 위하여, 기존 RELAP5 입력 모델을 개선하였다. 입력 모델개선에서는 새로운 증기발생기의 특성이 적절하게 반영되도록 하였다.
- (22)고리 1호기 증기발생기 교체에 따른 안전성 평가에서 새롭게 해석된 주증기관 파단사고에 대한 인허가 검증계산을 수행하였다. 해석은 새로운 증기발생기 모델을 고려하였으며 분석결과, 최대 압력 및 DNB 관점에서 사업자가 수행한 사고에 대한 초기조건, 가정, 해석방법론 및 해석결과는 보수성을 가지고 있음을 확인하였다.

- (23)고리 1호기로부터 현재까지 수행된 안전성 평가 계산을 대상으로 하여 RELAP5입력 자료를 수집하고, 독립적인 RELAP5 계산을 통해 Repeatability를 조사하여 입력 오류들을 수정하였다. 이 자료들은 각 입력자료에 대한 계산의 목적, 출처, 담당자, 초기 조건, 사고 전개 및 경계조건, 기본적인 모델링 방법, Nodalization Diagram 등을 정리한 보고서로 하여 CD에 수록하였다. 이에 따라 국내 원전 열수력 안전성 평가 규제 검증계산을 수행하는 데 필수적인 입력 자료가 정비되었다.
- (24)현 열수력 검증기술을 차세대 원전에 적절히 적용할 수 있는지 평가하였다. Non-LOCA, LOCA 등 24 가지 주요 설계기준 사고에 대해서 현재의 RELAP5코드는 적용될 수 있으나, 비대칭 노심출력이 나타나는 사고, 봉산회석 사고 등에 대해서는 새로운 검증기술이 요구된다. 특히 DVI 방식의 안전주입특성을 고려하기 위해서는 상세한 연구가 요구됨을 확인하였다.
- (25)원자로용기직접주입을 고려한 3차원 열수력 해석 기술 확보하기 위하여 3차원 열수력 거동을 해석할 수 있는 TRAC코드를 도입 설치하였고, TRAC 코드의 모델 검토를 통해 DVI에 대한 적용성을 평가하였다. 또한 UPTF Test 6 예비 계산을 수행하여 TRAC코드의 3차원 열수력 거동 계산 능력을 확인하였다.
- (26)RELAP5 및 TRAC 코드를 이용하여 UPTF 원자로용기직접주입실험 중 배출말기-재충수 (End-of-Blowdown- Refill) 실험인 UPTF 실험 21A와 재관수 시험인 UPTF 21D 를 평가 계산하였다. 계산 결과 두 코드는 모두 국부 현상에서는 차이를 보이지만 두 가지 실험 데이터에 근접하거나 약간 보수적인 예측치를 제공하므로, DVI 성능 관련 검증계산에 사용할 수 있음을 확인하였다.
- (27)RELAP5 및 TRAC 코드를 이용하여 신형경수로 대형냉각재상실사고에 대한 규제검증해석을 수행하였다. 본 해석을 통하여 강수관 비동에 의한 재관수 비상노심냉각수의 우회 및 노심 재가열이 발생할 가능성 및 장기 고온상태에 따른 노심 산화도의 상승에 대한 우려가 있는 것으로 밝혀졌다. 본 사항에 대한 향후의 상세 연구 및 민감도 분석이 제안되었다.

열수력 안전현안 분야에서 수행된 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 정지 저출력 운전 안전성 평가 현안의 일부로서 영광 3/4호기 정지운전중 LOCA에 대한 열수력 해석이 수행되었다. 전출력 LOCA와의 차이를 규명하

였으며, 고압안전주입이 발전소 거동에 미치는 영향을 평가하였다. 그리고 고압안전주입을 위한 수동조치에 필요한 운전원 조치 시간의 적합성을 분석하였다. 파단 스펙트럼 분석 결과 1%와 2% 사이에 임계 파단크기가 존재할 수 있으며, 계산의 불확실성을 감안한다면 안전주입 기동을 위한 운전원 조치 시간의 여유도는 더욱 줄어들 수 있다.

- (2) 정지 저출력 운전 안전성 평가 현안의 일부로서 국내 원전 부분충수운전 안전조치 이행 현황 및 비정상운전절차서를 검토 평가하였다. 평가 당시의 자료에 근거할 때 고리 1호기에서 사고시 물 보충 유로 및 탱크 결정 등 발전소 고유한 현안들이 도출되었다.
- (3) 정지 저출력 운전 안전성 평가 현안의 일부로서 한국표준형 원전 부분충수 운전중 정지냉각상실사고에 대한 열수력 거동 해석, 격납용기 폐쇄시점 분석, 중력주입의 유효성 등이 평가되었다. 평가 결과 증기발생기 입구 통로가 개방되고 증기발생기가 가용하지 않은 가장 심각한 시나리오에 대해 약 41분에는 노심 노출이 발생할 수 있어 최소한 이 시간 이전에는 격납용기 폐쇄가 완료되어야 함을 알 수 있다. 또한 중력주입의 유량에 대한 민감도 분석 결과, 최소한 6인치 이상의 배관이 노심 노출 방지에 유효함을 알 수 있었다.
- (4) RELAP5/MOD3.2.2beta 코드를 이용하여 고리 3호기에서 발생한 잔열제거 기능상실 사건에 대한 열수력 거동을 모의 해석하여 과거 사건을 이해하고, 동 사건 발생 후 배기경로와 건전한 증기발생기의 수에 따른 열수력 거동차이를 조사하고, 여러 가지 노심비등, 노심노출 및 노심손상과 같은 노심의 반응시간들과 중력주입 가능시점 및 증기발생기 노즐땀과 같은 RCS 건전성이 유지될 수 있는 시간 등을 분석하였다. 또한, 과거 고리 3호기에서 발생한 사건을 모의 분석함으로써 RHR 기능상실에 따른 비정상 운전절차서는 타당함을 확인하였다.
- (5) 반응도사고 조건에서의 고연소도 핵연료 안전성에 대한 해외의 실험 및 분석 결과를 검토하였다. 현재까지의 연구 결과, 반응도사고 조건에서 고연소도 핵연료봉은 기존의 설계기준보다 낮은 Enthalpy에서 소결체/피복관의 기계적 상호작용에 의하여 파손될 수 있음이 확인되었으나 지속적인 연구가 필요하다. 냉각재상실사고 조건에서의 핵연료봉 안전성 현안으로는 Pre-Transient 산화층의 영향, 피복관 연성에 대한 수소 흡수의 영향, 고연소도 피복관의 팽창 및 과열 거동, 소결체 재배치의 영향, 열충격 파손에 대한

측방향 구속의 영향 및 고온 산화된 개량 피복관의 연성 특성 등이 검토되었다.

- (6) 핵연료봉 실증 실험자료를 사용하여 FRAPCON-3 코드 계산을 수행한 결과, FRAPCON-3 코드는 연소도에 따른 핵연료봉 거동 변화를 적절하게 예측할 수 있다는 것이 확인되었다.
- (7) FRAPCON-3 코드를 사용하여 한국표준형 원전에서 사용되는 GUARDIAN 핵연료봉의 성능을 예측한 결과, 동 핵연료봉의 중요 성능 인자는 방출 연소도까지 관련 설계기준을 만족하고 있는 것으로 예측되었다.
- (8) RELAP5 코드를 사용하여 한국표준형원전의 LOCA 후 장기냉각 능력을 평가하였다. 또한 장기냉각 계획에 제시된 개별 조치에 대해서 민감도 분석을 이 행하고 개별 조치의 유효성을 평가하였다. 분석결과, 대기덤프밸브 운전, 재순환모드 전환, 동시주입 등의 조치들에 대해서는 FSAR 해석결과의 보수성을 확인하였으나 안전주입탱크 격리 조치에 대해서는 신중한 평가가 요구됨을 알 수 있었다.
- (9) 격납용기내재장전수저장탱크 (IRWST) 의 설계 및 열수력 성능의 평가를 위해 안전감압계통의 방출에 따른 열수력 거동을 조사하고, 수조의 최대 온도 설정치의 타당성을 검토하였다. 또한 방출배관, 스파저, 수조 내부 유동장에 대한 유동 해석을 수행하였다. 연구에서 최대 하중에 관련되는 현상들이 조사되었고, 최대 수온 분석 방법 및 범위를 확인하였으며, 탱크내 공기방출시의 유동장을 해석하여 벽면에 미치는 하중을 구하였다. 또한 관련 기술 기준을 정리하고 검토하여 향후 규제 요건 혹은 지침 개발을 위한 기초를 마련하였다.
- (10) 향후 주기적안전성 평가 등에서 수요가 예상되는 가압열충격 열수력 거동 평가를 위해서 고리 1호기 주증기관 파단사고 PTS 시나리오에 대해 RELAP5코드를 이용하여 열수력 거동을 평가하고 강수관 내의 혼합 거동을 분석하였다. 평가 결과 PTS관점에서 가장 극단적인 시나리오에 대해 1800 psia이상에서 최초 560K에서 약 100초 후에는 450K 로 되는 과냉 과도상태 및 보수적인 완전 불혼합 가정하에서 최대 원주방향 온도차 50 K를 얻을 수 있었다.
- (11)가압기 밀림관의 열성층화 현상을 4가지 대류항 (QUICK, HLP, HYBRID 및 COPLA) 해법을 이용하여 2차원 열성층 열유동 해석을 수행하였다. 분석 결과, 개발된 열유동 해석 모형은 열성층 현상을 잘 분석하였으며, 사용되는

대류항 기법에 따라 최대 온도차, 초기 진동, 혼합, 등 계산결과에 다소 차이가 있으나 HPLA와 COPLA는 안정적인 결과를 주고 있다. 본 연구에서 개발된 열유동 해석 모델을 통하여 가동원전의 복잡한 기하학적 형태의 배관과 탱크 등에서의 온도분포를 실제적으로 해석할 수 있다.

- (12) 수명 연장 관련 안전해석 현안을 도출하기 위해 주기적 안전성 평가의 최초 대상이 될 고리 1호기의 사고 해석 내용을 최근원전에 적용된 기술기준과 비교 검토하였다. 검토 결과, 사고 등급의 차이가 있는 사고 (부적절한 핵연료집합체 장전)에 대해서는 상세 검토후 등급의 결정이 이루어 져야 하며, 미해석된 사고 (폐기물 처리 계통 사고, 봉산회석사고 등)에 대해서는 적용 설계기준 및 배경의 차이 등의 상세 검토후 추가 해석이 요구되며, 허용기준의 차이 (Fuel Centerline Temperature 등)에 대해서는 관련 사고에 대한 기술 배경의 및 해석결과의 상세 검토가 필요하다.
- (13) ATWS 규제의 기술적 배경 및 근거를 조사하고 국내 원전의 ATWS 관련 현황을 조사하였다. ATWS에 대한 규제요건 및 기준과 국내 원전의 대응설비 등을 비교 분석하여 ATWS 평가를 위한 기초를 마련하였다.
- (14) RELAP5 코드를 이용하여 고리 1 호기 주급수상실에 따른 ATWS사고에 대한 열수력 거동을 해석하였고 봉산 농도, 감속재 온도 계수 및 AMSAC 설정 변수 등에 대한 민감도 계산을 수행하였다. 해석 결과, $-5.3\text{pcm}/^{\circ}\text{F}$ MTC 경우 및 1800ppm 보론농도의 경우에는 AMSAC의 설치 여부에 상관 없이 ASME 제한치를 초과할 가능성이 있음을 보여주므로 세밀한 연구가 필요하며, 감속재 온도계수가 냉각재 계통 최대 압력에 매우 큰 영향을 줌을 확인하였다. 또한 AMSAC 지연시간 결정에 신중한 검토가 필요하다.

공학적인안전계통 및 사고해석 요건 평가 분야에서 수행된 연구결과는 다음과 같다.

- (1) 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가에 관련된 규제 및 연구의 배경과 현황을 조사하였다. 특히 미국의 규제 요건 설정 배경 및 지침 등을 조사하고 기타 원자력 보유국의 설계기준과 비교하였다. 또한 현황 분석결과 미국의 10 CFR 50의 Appendix K 및 Regulatory Guide 1.157이 보수적 평가 방법과 최적 평가 방법의 기준으로 공통적으로 사용되고 있어 국내 규제 요건의 기초로 해야 함을 확인하였다.
- (2) 비상노심냉각계통의 성능기준은 과학기술부고시로 하고 평가 방법은 안전기술원의 규제 지침으로 설정하도록 하는 요건 및 지침의 개발 방향을 설정하

였다. 개발 방향에서는 10 CFR 50의 Appendix K와 USNRC의 RG 1.157에 따라 평가 방법에 대한 규제 지침을 정하되 국내 규제 경험을 반영하도록 하였다. 최대 피복재 온도 등 5 가지 성능기준(허용기준), 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법의 선택적 사용, 변경 및 오류에 대한 조치 사항 등을 포함하는 고시(안)을 개발하였고, 의견 수렴과정과 법제화 과정을 거쳐 과학기술부 고시 2001-39 “가압경수로의 비상노심냉각계통의 성능에 관한 기준”으로 공포되었다.

- (3) 개발 방향에 따라 보수적 평가 방법에 관한 규제지침 및 최적 평가 방법에 관한 규제 지침을 개발하였다. 개발 과정에서는 안전기술원의 규제지침 인정 절차에 따른 상부 구조와 미국의 요건 구조에 상응하는 하부구조를 정하였다. 특히 최적 평가 방법에 대한 미국의 규제지침의 논리 구조를 파악하고 필수 요소를 도출하여 규제 지침을 작성하였다. 보수적 평가 방법 및 최적 평가 방법 규제 지침에는 국내 신형 경수로 관련 DVI 현안에 대한 사항을 보완하였다. 현재 개발 단계에서의 적용성 및 영향 평가 결과 본 지침들은 현재까지의 규제 관례와 일관성을 가지며, 새로운 추가 부담은 없는 것으로 평가되었다.
- (4) Appendix K 및 RG 1.157에 제시된 비상노심냉각계통 성능 평가 필수 요구 모델 및 허용가능한 모델에 대한 검토와 평가를 수행하였다. 대부분의 모델은 미국의 규제 요건에서 명시하고 있는 만큼 국내 요건에서 사용하는 데는 문제가 없으며, 붕괴열 모델 등 8개 분야의 보수적 모델과 핵연료 축적 에너지 모델 등 23 개 최적 모델을 평가한 결과, 비상노심냉각수 우회 등에 대한 일부 열수력 모델에 대해서는 보다 최적성을 갖는 모델 개발이 요구되지만, 전반적으로 개발 근거, 적용 범위, 예측 특성 등에서 보수적 및 최적 목적에서 각각 적합한 것으로 평가되었다.

제 2 절 결 론

여 백

제 2 절 결 론

본 연구는 과학기술부 중장기 계획사업 “원자력 안전규제 기술 개발”의 세부 과제 ‘열수력 안전해석 규제기술 개발’의 1단계 연구로 1997년 8월부터 4년 8개월 간에 걸쳐 수행되었다. 본 연구는 현행 원자로 및 미래형 원자로의 합리적인 안전 규제에 필요한 열수력 안전해석 규제 기술을 개발하는 데 최종 목표를 두고 열수력 안전해석 규제 검증기술의 개선, 안전 현안 평가 기술 개발, 규제요건 평가 기술 개발 등의 3 가지 분야에 대해 연구를 수행하였다. 본 연구의 결과는 전절에 요약되어 있으며 이를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

- (1) 열수력 안전해석 검증기술의 개선, 주요 열수력 안전현안 평가, 규제요건 평가 등의 분야의 전체 연구 내용을 당초의 연구 계획에 충실하게 수행되었고, 신뢰성이 개선된 코드, 안전 현안에 대한 평가기술 보고서, 규제 요건 및 지침 등 계획된 결과물을 적절하게 생산될 수 있었다.
- (2) 검증기술의 개선 분야에서는 CAMP 국제공동연구 참여를 통한 규제 검증 코드를 확보하였고, 개별효과실험과 다양한 실험자료에 의한 코드 평가 등을 통해 코드의 적용성을 개선함으로써 규제 검증 기술의 질적 향상을 이루었다. 특히 RELAP5코드를 개선 확장하여 세계 최초로 RELAP5/CANDU+ 코드를 개발함으로써 중수로 안전해석 규제검증기술의 확립에 기여하였다.
- (3) 본 연구를 통해 확립된 검증기술은 고리 원전 1 호기 사고해석 검증계산 등 다양한 분야에 적용되어 안전성 평가에 기술적 근거를 제공하였다. 특히 신형 경수로 대형냉각재상실사고 검증해석에 적용되어 원자로용기직접주입에 따른 영향을 평가함으로써 안전규제 결정에 기여하였다.
- (4) 본 연구를 통해서 정지냉각상실사고, ATWS, 고연소도 핵연료 현안, 가압열충격 등 다양한 안전 현안에 대한 열수력 해석 및 근거를 제공하였으며 해당 현안의 안전 규제에 이용될 수 있다.
- (5) 본 연구에서 개발한 비상노심냉각계통 규제 요건 및 지침과 기술보고서는 합리적이고 체계적인 기준과 구체적이고 실용적인 사항을 제시할 수 있어 원전 설계 및 안전성 평가에서 효과적으로 이용될 수 있다.
- (6) 본 연구를 통해 개발된 검증기술, 현안 평가 근거, 요건 및 지침 등은 실제 원전 안전규제의 다양한 문제에 적용되어야 하며, 개선 필요성이 제기되는 부분에 대해서는 제 2 단계 연구를 통해 지속적으로 개선되어야 할 것이다.

여 백

참고문헌

여 백

참고문헌

- [1-1-1] United States Code of Federal Regulation, Title 10 Section 50.46, "Acceptance Criteria for Emergency Core Cooling Systems for Light Water Reactors," 1988.
- [1-1-2] RCCP: "Design and Construction Rules for Nuclear Power Plants", EDF & Framatome, Rev.2, October 1979.
- [1-1-3] Commission for Reactor Safety (RSK), "Safety Codes and Guides: RSK Guidelines for Pressurized Water Reactors," 3rd Edition, October 1974.
- [1-1-4] AECB Regulatory Document R-9, "Requirements for Emergency Core Cooling Systems for CANDU Nuclear Power Plants", February 1991.
- [1-1-5] AECB Consultative Document C-6, "Requirements for the Safety Analysis of CANDU Nuclear Power Plant", June 1980.
- [1-1-6] 한국전력공사, "월성 2 호기 예비 안전성분석보고서", 1991. 9.
- [1-1-7] 김호정 외, "영광 3/4 호기 열수력 상대 차이에 따른 안전성 평가", KAERI-NSC-89-034, 한국원자력안전센터, 1989. 8.
- [1-1-8] 김호정 외, "고리 3/4 호기 재장전천이노심안전성보고서에 대한 심사 보고서", KAERI/NSC-403/89, 한국원자력안전센터, 1989. 10.
- [1-1-9] EPRI, "ALWR Utility Requirements Document: Vol.1 ALWR Program Policy & Summary of Top-Tier Design Requirements," NP-67801, December 1995.
- [1-1-10] USNRC, "Standard Review Plan", NUREG-0800, 1983.
- [1-1-11] USNRC, "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis", NUREG-1230, December 1988.
- [1-1-12] USNRC, "International Code Assessment and Application Program", NUREG-1270, Vol.1, Annual Report, March 1987.
- [1-1-13] "Agreement on Thermal-hydraulic Code Applications and Maintenance Program Between USNRC and KINS", August 1993.
- [1-1-14] V. Ransome, et al., "RELAP5/MOD2 Code Manual", NUREG/ CR-4312, August 1985.
- [1-1-15] Pacific Northwest Laboratory, "COBRA/TRAC : A Thermal- Hydraulic Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary

- Coolant Systems", NUREG/CR-3046, March 1983.
- [1-1-16] C.C. Lin, et al., "CONTEMPT4/MOD6: A Multicompartment Containment System Analysis Program", NUREG/CR-4547, 1986.
- [1-1-17] 이석호 외, "CANDU형 원자로 열수력 사고해석 코드체계 평가", KINS/GR-111, 한국원자력안전기술원, 1996. 7.
- [1-1-18] R. Emrit, et al., "A Prioritization of Generic Safety Issues", NUREG-0933, Supplement 1-15, USNRC, April, 1993.
- [1-1-19] 임장현 외, "가동 원전 소내정전 (SBO) 안전대책", 제 2 회 원자력 안전 기술 정보회의, 대전, 1996. 11.
- [2-1-1] LANL, "TRAC-PF1/MOD1 : An Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis", NUREG/CR-3858, July 1986.
- [2-1-2] INEL, "TRAC-BD1/MOD1 : An Advanced Best-Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis", NUREG/CR- 3633, April 1984.
- [2-1-3] D. M., Snider et. al., "Nuclear Plant Analyzer, Reference manual, Version 1.2", EGG-EAST-9096, June 1991.
- [2-1-4] 김효정 외, "발전로 열수력 안전해석코드 개발 (제 5 차년도 최종보고서)", KINS/GR-044, 과학기술처, 1992. 7.
- [2-1-5] B. M. Morris, Letter to Dr. Y. S. Eun, "Modification to Agreement on Thermalhydraulic Code Applications and Maintenance Program Between USNRC and KINS", July 1998.
- [2-1-6] 방영석 외, "열수력 안전해석 규제기술 개발, (제 3 차년도 연차보고서)", KINS/RR-012, 한국원자력안전기술원, 2000. 4.
- [2-1-7] J. Uhle, "USNRC T-H Developmental Activities", Presented at the 17th CAMP Meeting, Annapolis, MD USA, November 2000.
- [2-1-8] J. Mahaffy, "Addition of RELAP5 Capabilities to the USNRC Consolidated Safety Analysis Code", Presented at the 17th CAMP Meeting, Annapolis, MD USA, November 2000.
- [2-1-3-1] I. C. Choi et al., "A Study on the Interfacial Condensation Heat Transfer with Noncondensable Gases Interfacial Shear for Co-current Stratified Wavy Flow in Nearly-Horizontal Channels", Ph.D. Thesis, KAIST, 1998.

- [2-1-3-2] M. H. Chun, I. C. Chu, and S. O. Yu, "Interfacial Condensation Heat Transfer for Countercurrent Steam-Water Stratified Flow in a Horizontal Circular Pipe", Proc. of NTHAS98, First Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety, p.299-306, 1998.
- [2-1-3-3] A. Segev, L. J. Flanigan, R. E. Kurth and R. P. Collier, "Experimental Study of Countercurrent Steam Condensation", J. Heat Transfer Trans. ASME, Vol. 103, p.307-311, 1981.
- [2-1-3-4] H. J. Kim, "Local Properties of Countercurrent Stratified Steam-Water Flow", Ph.D. Thesis, Northwestern Univ., 1983.
- [2-1-3-5] S. K. Kang et al., "Air-Water Countercurrent Flow Limitation in Horizontal Pipe Connected to an Inclined Riase", J. Korean Nuclear Society, Vol. 31, 6, p.548-560, 1999.
- [2-1-3-6] J. G. Collier and J. R. Thome, "Convective Boiling and Condensation", Oxford Univ. Press, 1994.
- [2-1-3-7] Y. M. Moon and H. C. No, "Off-take Experiment at T-Junction of Vertical Branch on Horizontal Pipe", KNS Spring Meeting, Jeju, Korea, May 2001.
- [2-1-4-1] J.K.Suh, et al., "Assessment of RELAP5/MOD3.2.2Gamma With the LOFT L9-3 Experiment Simulating an Anticipated Transient Without Scram," NUREG/IA-0192, USNRC, January 2001.
- [2-1-6-1] Young S. Bang, et. al., "Evaluation of Mitigating Capability for a Transient of Pressurizer Spray Valve Stuck Open in Kori Unit 2", Paper for the Sixth ICONE, May 1998.
- [2-1-7-1] USNRC, Regulatory Guide 1.154, "Format and Content of Plant-Specific Pressurized Thermal Shock Safety Analysis Reports for Pressurized Water Reactors", Jan. 1987.
- [2-1-7-2] ORNL, "Pressurized Thermal Shock Evaluation of the H.B.Robinson Unit 2 Nuclear Power Plant", NUREG/CR-4183, Sep. 1985.
- [2-1-7-3] Jurgen Sievers, "Problem Statements for Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study (RPV PTS ICAS)", Dec. 1996.
- [2-1-7-4] INEL, "RELAP5/MOD3 Code Manual", NUREG/CR-5535, Aug. 1995.

- [2-1-7-5] H.P. Nourbakhsh and T.G. Theofanous, "A Criterion for Predicting Thermal Stratification Due to High-Pressure Injection in a Circulating Reactor Loop," Technical Note, Nuclear Science and Engineering, 94, 77-79, 1986.
- [2-1-7-6] Gary Johnsen, "RELAP5 Developmental Status, Presented at the Ninth CAMP Meeting", LANL, Oct. 1996.
- [2-1-7-7] 방영석 외, "가압열충격 평가를 위한 열수력 혼합 거동해석", KINS/AR-624, 한국원자력안전기술원, 1998. 12.
- [2-1-8-1] 방영석 외, "열수력 안전해석 규제기술 개발, (제 4 차년도 연차보고서)", KINS/RR-047, 한국원자력안전기술원, 2001. 2.
- [2-2-1-1] "High Burnup Fuel Issues", NRC-Industry Meeting, Rockville, November, 1997.
- [2-2-1-2] 박재홍, 양채용 외, "장주기 핵연료의 거동에 관한 연구", KINS/AR-591, 한국원자력안전기술원, 1998.
- [2-2-1-3] 방영석, 박준상 외, "고연소도 핵연료 안전 현안 평가 기술 개발", KINS/RR-010, 한국원자력안전기술원, 2000.
- [2-2-1-4] Papers of Session 5: "High Burnup and Mixed Oxide Fuel", 27th WRSW, Bethesda, Maryland, 1999.
- [2-2-1-5] Douglas A. Barber, Thomas J. Downar, and Weidong Wang, "Final Completion Report for the Coupled RELAP5/PARCS Code", PU/NE-98-31, 1998.
- [2-2-1-6] 방영석, 정훈영 외, "3차원 노심 동특성/계통 열수력 연계 해석기술 개발", KINS/RR-008, 한국원자력안전기술원, 2000.
- [2-2-3-1] 방영석, 양채용 외, "3차원 노심 동특성/계통 열수력 연계 검증기술 개발", KINS/RR-046, 한국원자력안전기술원, 2001.
- [2-3-1-1] 윤원효, 이석호 외, "CANDU형 원자로 열수력 사고해석 코드체계평가", KNNS/GR-057 (1993), KINS/GR-077 (1994), KINS/GR-100 (1995), KINS/GR-111 (1996), 한국원자력안전기술원.
- [2-3-1-2] 정법동 외, "중수로 열수력 안전해석 최적 검증 해석 코드 개발", 한국 원자력안전기술원/한국원자력연구소, KINS/HR-436 (KAERI/CR-129/2002), 2002. 3.
- [2-3-1-3] B.N. Hanna, "CATHENA MOD-3.5/Rev 0 ; Theoretical Manual", RC-982-3, COG-93-140 Rev 0.0, AECL, Whiteshell Lab., 1995.

- [2-3-1-4] "Thermal Hydraulics Group RELAP5/MOD3 Code Manual Volume 1 : Code Structure, System Models, and Solution Methods", Sciencetech, Inc. , NUREG/CR-5535, 1998.
- [2-3-1-5] F.J. Moody, "Maximum Flow Rate of a Single-Component, Two-Phase Mixture", Trans. ASME, J. of Heat Transfer, pp 134-142 Feb. 1965.
- [2-3-1-6] 정재준 외 "이상임계유동모델 개발현황 분석", KAERI/AR-377/93, 1993.
- [2-3-1-7] J.H. McFadden et. al, "RETRAN-03 : A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems, Volume 1 : Theory and Numerics", NP-7450, EPRI, page IV-13, May 1992.
- [2-3-1-8] Studsvik Energieteknik AB, "The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests", EPRI/NP-2370, Final Report, December 1982.
- [2-3-1-9] "Thermal Hydraulics Group RELAP5/MOD3 Code Manual Volume 4 : Models and Correlations", p.3-2, Sciencetech, Inc., NUREG/CR-5535, 1998.
- [2-3-1-10] A.M.M.Aly, "Flow Regime Boundaries for an Interior Subchannel of a Horizontal 37-Element Bundle", The Canadian Journal of Chemical Engineering, Vol. 59, pp. 158, April 1981.
- [2-3-2-1] J. P. Mallory and E. Lindquist, "Improvements to the Critical Heat Flux Calculation in CATHENA", COG-94-240, AECL, June 1996.
- [2-3-2-2] 장순홍 & 백원필, "임계열유속 기초와 응용", 청문각, 1997.
- [2-3-2-3] G. R. McGee, K. O. Spitz and P. Sergejewich, "RD-14 Facility Description", CANDEV-85-15, AECL, September 1985.
- [2-3-3-1] J. P. Mallory, "CATHENA Idealization - Documentation of the RD-14 Test Facility", RC-54-1, AECL, 1988.
- [2-3-3-2] 양채용 외, "CANDU형 원전 사고해석 규제검증코드 RELAP5/CANDU+의 평가", KINS/RR-093, 한국원자력안전기술원, 2002. 2.
- [2-3-6-1] Yong Jin Cho, Young Seok Bang, and Sukho Lee, "A Preliminary Result of B9401 Multi-channel RIH Break Experiment Using RELAP5/MOD3 with RD-14M Test Facility", Proceedings of KNS Autumn Meeting, KAERI, Taejon, Oct. 2000.
- [2-3-7-1] 한국전력공사 월성 1발전소, "월성 1호기 원전 정지기록", 94. 10. 20.
- [2-3-7-2] "월성 1호기 중수누출 관련 보고", 94. 10. 22, 원자력안전검사부, 한국원자력안전기술원.

- [2-3-7-3] 한국전력공사 월성 1발전소 "원자력발전소 사건보고서", 94. 10. 21.
- [2-3-9-1] 양채용, 이석호, 이종인, "CANDU형 발전소의 주증기관 파단사고에 대한 RELAP5 코드 평가", 1997 춘계학술발표회 논문집, 한국원자력학회, 조선대학교, 1997. 5.
- [2-4-1-1] KEPCO, "Reload Transtion Safety Report for Kori Unit 1", KEPCO, May, 1995.
- [2-4-1-2] 한국전력공사, "고리 1 호기 증기발생기 교체 안전성 분석보고서, 한국전력공사", 1996. 5.
- [2-4-1-3] 방영석 외, "국내 원전 열수력 안전성 평가를 위한 RELAP5입력자료 개발", KINS/GR-127, 과학기술처, 1997. 7.
- [2-4-1-4] Westinghouse Eletic Cooperation, "Vertical Steam Generator Instructions for Korea Electric Power Cooperation Kori Nuclear Unit 1", Technical Manual No. TM 1440-C368.
- [2-4-2-1] 김종갑 외, "고리 1 호기 주급수관 파단사고 검증계산", KINS/AR-664, 한국원자력안전기술원, 1999. 3.
- [2-4-3-1] 방영석 외, "국내 원전 열수력 안전성 평가를 위한 RELAP5입력자료 개발", KINS/AR-546, 한국원자력안전기술원, 1998. 5.
- [2-4-3-1] 방영석 외, "국내 원전 열수력 안전성 평가를 위한 RELAP5입력자료 개발", KINS/RR-124, 한국원자력안전기술원, 2002. 3.
- [2-5-1-1] ABB-CE, "Standard Safety Analysis Report for System 80+ Design Certification (CESSAR-DC)", 1995.
- [2-5-2-1] 방영석 외, "원자로용기 직접주입방식을 고려한 3차원 열수력 안전해석 검증기술 개발", KINS/RR-009, 한국원자력안전기술원, 2000. 2.
- [2-5-3-1] KEPCO, Standard Safety Analysis Report for Advanced Power Reactor 1400, December 1999.
- [2-5-3-2] Siemens AG/UB KWU, Upper Plenum Test Facility Quick Look Report Test No.21 Downcomer Injection Test, E314/90/16, Sept. 1990.
- [2-5-3-3] 방영석 외, "UPTF 강수관 주입실험에 대한 열수력 규제검증코드 평가", KINS/RR-044, 한국원자력안전기술원, 2001. 2
- [2-5-3-4] 방영석 외, "UPTF 강수관 주입실험 평가계산을 위한 RELAP5입력자료 개발", KINS/RR-031, 한국원자력안전기술원, 2000. 12.

- [3-1-1-1] USNRC, "Shutdown and Low-Power Operation at Commercial Nuclear Power Plants in the United States", NUREG-1449, September 1993.
- [3-1-1-2] ABB-CE, "Standard Safety Analysis Report for System 80+ Design Certification (CESSAR-DC)", 1995.
- [3-1-1-3] USNRC, Final Safety Evaluation Report Related to the Certification of System 80+ Design, NUREG-1462, August 1994.
- [3-1-3-1] Kwang W. Seoul, et al., "Application of RELAP5/MOD3.2 to the Loss-of-Residual-Heat Removal Event under Shutdown Condition", KINS/RR-002, KINS, February 2000.
- [3-1-4-1] 김윤일 외, 고리 3 호기 부분중수운전시 잔열제거상실사고 분석, KINS/RR-045, 한국원자력안전기술원, 2001. 4.
- [3-2-1-1] 박준상 외, 고연소도 핵연료 안전 현안 평가 기술 개발, KINS/RR-124, 한국원자력안전기술원, 2002. 3.
- [3-3-1-1] 방영석 외, "한국 표준형 원전의 LOCA후 장기냉각성능 검증계산", KINS/AR-665, 한국원자력안전기술원, 1999. 3.
- [3-3-2-1] KOPEC, "KNGR IRWST T/H Loads Analysis Report, N-001-END461-201", Rev.A, KOPEC, Oct. 2000.
- [3-3-2-2] KOPEC, "KNGR POSRV Discharge Line Design Analysis Report", N-001-END461-202, Rev.A", KOPEC, Oct. 2001.
- [3-3-2-3] 박종균 외, "APR-1400 압력하중함수 개발", KAERI/TR-1969/2001, 한국 원자력연구소
- [3-3-2-4] 안형준, 방영석, 이재훈, 박동극, 이종인, "격납건물내저장수계통 규제 요건 분석" 한국원자력학회, '99 추계학술발표회논문집.
- [3-3-2-5] Hyung-Joon Ahn, Young-Seok Bang, Hho-Jung Kim, "Regulatory Concerns on the In-Containment Water Storage System of KNGR", Nuclear Technology, American Nuclear Society, July 2002 (publication confirmed).
- [3-3-2-6] 방영석, 안형준, 외, "격납건물저장수계통 안전성평가 기술개발", KINS/RR-011, 한국원자력안전기술원, 2000.2.
- [3-3-2-7] 한국원자력안전기술원, 신형경수로1400 표준설계인가 심사보고서, (발간예정).
- [3-3-2-8] USNRC, "Sec. 6.2.1.1.C "Pressure Suppression Type BWR Containments, Standard Review Plan", NUREG-0800, USNRC, Aug. 1981 .

- [3-3-2-9] USNRC, "Suppression Pool Temperature Limit for BWR Containment (Generic Technical Activity A-39)", NUREG-0783, USNRC, 1981.
- [3-3-2-10] D.H.Cook, "Pressure Suppression Pool Thermal Mixing", NUREG/CR-3471, Aug. 1984
- [3-3-2-11] FLUENT Inc., FLUENT Manual, User's Guide, 1998.
- [3-3-2-12] Hirt, C. W. and B. D. Nichols, "Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundary", J. Computational Physics, Vol. 39, pp. 201-225, pp. 1981.
- [3-3-2-13] Yamamoto, F., Iguchi, M., Ohta, J., and Koketsu, M., "Measurement of Bubbling-Jet Two-Phase Flow Using 3-D PTV Based on Binary Image Cross-Correlation Method", FED-Vol. 209, Flow Visualization and Image Processing of Mutiphase Systems, pp. 131-136, 1995.
- [3-3-2-14] Murai, Y. and Matsumoto, Y., "Three Dimensional Structure of a Bubble Plume- Measurement of the Three Dimensional Velocity", FED-Vol. 209, Flow Visualization and Image Processing of Mutiphase Systems, pp. 187-194, 1995.
- [3-3-2-15] Simpson, M. E. and Chan C. K., "Hydrodynamics of a Subsonic Vapor Jet in Subcooled Liquid", J. Heat Transfer, Vol. 104, pp. 271-278, 1982.
- [3-3-2-16] Chen, L-D. and Faeth, G. M., "Condensation of Submerged Vapor Jets in Subcooled Liquids", J. Heat Transfer, Vol. 104, pp. 774-780, 1982.
- [3-3-2-17] Weimer, J. C., Faeth, G. M/, and Olson, D. R., "Penetration of Vapor Jets Submerged in Subcooled Liquids", AIChE Journal, Vol. 19, No. 3, pp. 552-558, 1973.
- [3-3-2-18] Luo, H. and Svendsen, H., "Theoretical Model for Drop and Bubble Breakup in Turbulent Dispersions", AIChE Journal, Vol. 42, No. 5, pp. 1225-1233, 1996.
- [3-3-2-19] Prince, M. J. and Blanch, H. W., "Bubble Coalescence and Break-Up in Air-Sparged Bubble Columns", AIChE Journal, Vol. 36, No. 10, pp. 1485-1499, 1990.
- [3-3-2-20] Tiselj, I. And Petelin, S., "Modelling of Two-Phase Flow with Second-Order Accurate Scheme", J. Computational Physics, Vol. 136, pp. 503-521, 1997.

- [3-3-2-21] 이재훈 외, "차세대원자로 안전심사지침개발(III-1)", KINS/GR-194, 한국 원자력안전기술원, 2000. 2.
- [3-3-3-1] Jae Won Jung, et.al., "Thermal-hydraulic Behavior during Main Steam Line Break in PTS Evaluation of Kori Unit 1", 4th JSME-KSME Thermal Engineering Conference, Kyoto, Japan, October 2000.
- [3-3-4-1] USNRC, "Thermal Stress in Piping Connected to Reactor Coolant System," NRC Bulletin No. 88-08, 1988.
- [3-3-4-2] USNRC, "Pressurizer Surge Line Thermal Stratification," NRC Bulletin No. 88-11, 1988.
- [3-3-4-3] Rhie, C. M., and Chow, W. L., 1983, "Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil with Trailing Edge Separation", AIAA J., Vol. 21, No. 11, p. 1525-1532.
- [3-4-1-1] 한전전력연구원, "주기적안전성평가의 경년열화평가 대상설비 선정 기준", 2001 한국원자력학회 추계 학술대회, 2001. 10.
- [3-4-1-2] 원자력법 제 23조의 3, 주기적안전성평가, 2001. 1.
- [3-4-1-3] 한국원자력안전기술원, "경수로형 원전 안전심사지침", KINS-G-001, 2001. 5.
- [3-4-2-1] 한국전력공사, 고리 1호기 최종안전성분석보고서, 1998. 8.
- [3-4-2-2] 한국원자력안전기술원, "울진 3/4 호기 최종안전성분석보고서 심사보고서", KINS/AR-514, 1997. 5.
- [3-5-1-1] WASH-1270, Technical Report on ATWS for Water-Cooled Power Reactor, 1973.
- [3-5-1-2] USNRC, Anticipated Transient Without Scram for Light Water Reactors, NUREG/CR-0460, April 1978.
- [3-5-1-3] USNRC, SECY-83-293, Amendments to 10 CFR 50 Related to Anticipated Transients Without Scram (ATWS) Events, July 19, 1983.
- [3-5-1-4] USNRC, 10 Code of Federal register Part 50 Section 62, Requirements for Reduction of Risk from Anticipated Transients Without Scram (ATWS) Events for Light-Water-Cooled Nuclear Power Plants, June 1984.
- [3-5-1-5] 이재용 외, ATWS 완화설비(AMSAC) 기본 설계에 대한 안전해석 기술 배경, '99년 한국원자력학회 추계학술대회, 서울대학교, 1999. 11.

- [3-5-1-6] USNRC, Anticipated Transients Without Scram for Light Water Reactors, NUREG-0460, 1978.
- [3-5-1-7] USNRC, SECY-80-409, Proposed Rulemaking To Amend 10 CFR Part 5 Concerning ATWS Events, September 1980.
- [3-5-1-8] Combustion Engineering Inc., Analysis of ATWS in CE NSSS, CENPD-158, Rev.1, 1974.
- [3-5-1-9] Combustion Engineering Inc., Depressurization and Decay Heat Removal Response to NRC Request, CEN-239, 1983.
- [3-5-1-10] Westinghouse Electric Co, "ATWS for Westinghouse Plants" Letter to USNRC," NS-TMA-2182, December 30, 1979.
- [3-5-1-11] Westinghouse Electric Co., AMSAC Generic Design Package, WCAP-10858P-A, Rev. 1, July 1987.
- [3-5-2-1] ATWS submittal, Letter from T.M. Anderson (Westinghouse) to Dr. S.H. Hanauer, NS-TMA-2181, Dec. 30, 1979.
- [3-5-2-2] The Nuclear Design and Core Physics Characteristics of the Kori Nuclear Power Plant Unit 1 Cycle 16, KNF-K1C16-97003, May 1997.
- [4-1-1-1] 한국전력공사, 비상노심냉각계통의 최적평가방법론 특정기술주제보고서, 1997. 11.
- [4-2-1-1] 한국원자력안전기술원, "가압경수로의 비상노심냉각계통 성능 기준에 관한 규제요건 개발", KINS/RR-005, 한국원자력안전기술원, 2000. 3.
- [4-2-1-2] 한국원자력안전기술원, "가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가 규제 지침 개발", KINS/RR-126, 한국원자력안전기술원, 2002. 3.
- [4-2-1-3] Federal Minister of the Interior: "Safety Criteria for Nuclear Power Plants", Passed by the Atomic Energy Committee of the State on Oct. 12, 1977, Published Oct 21, 1977, in Bundesanzeiger No. 206, on Nov. 3, 1977: Druck and Versand: GRS, Koeln
- [4-2-1-4] Special Committee on Safety Standards of Reactors, Nuclear Safety Commission of Japan, "Acceptance Criteria for Performance of ECCS for Light Water Cooled Nuclear Power Reactors", July 20, 1984
- [4-2-1-5] J.N. Kabadi, et al., "The 1981 Version of the Westinghouse ECCS Evaluation Model Using the BASH Code", WCAP-10266-P-A, Rev.2 (Proprietary) and WCAP-11524-NP (Non-proprietary), August 1986.

- [4-2-1-6] Combustion Engineering Inc., "Calculational Method for the C-E Large Break LOCA Evaluation Model", CENPD-132-P, Supplement 1, 1975.
- [4-2-1-7] USNRC, Regulatory Guide 1.157 "Best Estimate Calculation of Emergency Core Cooling System Performance", 1989.
- [4-2-1-8] USNRC, Acceptance for Referencing of the Topical Report WCAP-12945(P) "Westinghouse Code Qualification Document for Best Estimate Loss of Coolant Analysis", (TAC No. M83964), USNRC, June 1996.
- [4-2-1-9] Technical Program Committee, Quantifying Reactor Safety Margins, Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break Loss-of-Coolant Accident, NUREG/CR-5249, INEL, December 1989.
- [4-2-1-10] OECD-CSNI, "Proceedings of the Workshop on Advanced Thermal-Hydraulics and Neutronics Codes: Current and Future Applications", University of Polytech Catalunya, Barcelona, Spain, April 2000.
- [4-2-1-11] N.Lee, et al., Westinghouse Small Breall ECCS Evaluation Model Using the NOTRUMP Code, WCAP-10054-P-A, August 1985.
- [4-2-1-12] Combustion Engineering Inc., "COMPERC-II, A Program for Emergency Refill-Reflood of the Core (Modified)", CENPD-134 Supplement 2, June 1985.
- [4-2-1-13] Combustion Engineering Inc., "CEFLASH-4AS, A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis of the Small Break Loss-of-Coolant Accident", CENPD-133 Supplement 1, August 1977.
- [4-2-2-1] 한국원자력안전기술원, "비상노심냉각계통 평가방법 개발 및 응용", KINS/GR-021, 1991. 6.
- [4-2-2-2] 한전전력연구원, "비상노심냉각계통의 최적평가방법론 특정기술주제보고서", 01-전력연-단539, TN-92NJ07-V001.535, 2001. 11.
- [4-4-1-1] 한국원자력안전기술원, "가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가 열수력 모델", KINS/RR-006, 한국원자력안전기술원, 2000. 3

여 백

부록 1

가압경수로 비상노심냉각계통 보수적 평가방법에 대한 규제 지침(안)

여 백

KINS-GT-N000

**가압경수로 비상노심냉각계통
보수적 평가방법에 대한 규제 지침(안)**

DRAFT for Comment

2002년 3월

한국원자력안전기술원

가압경수로 비상노심냉각계통 보수적 평가방법에 대한 규제 지침

제 1 장 총 칙

I. 목적

가압경수로 비상노심냉각계통의 보수적 평가방법에 대한 한국원자력안전기술원의 안전심사시 사용하는 규제 입장을 제시함을 목적으로 한다.

II. 관련 상위 근거기준

- 1) 원자력법 제4장 제1절 제12조 “허가기준”
- 2) 과기부령 원자로 시설등의 기술기준에 관한 규칙 제 30조 “비상노심냉각장치”
- 3) 과기부고시 제 2001-39 호 “가압경수로의 비상노심냉각계통 성능에 관한 기준”

III. 적용범위

- 1) 과기부 고시 2001-39의 제4조 1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 보수적 평가 방법으로 평가하고자 하는 사업자에 대한 건설허가 심사
- 2) 과기부 고시 2001-39의 제4조 1항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 보수적 평가 방법으로 평가하고자 하는 사업자에 대한 운영허가 심사
- 3) 기존 가동중 원전의 운영허가 소지자는 과기부 고시 2001-39의 의 제4조에 따라 보수적 평가 방법을 사용하는 새로운 신청 사안을 제외하고 본 지침의 적용에서 제외

IV. 용어의 정의

- 1) ‘필수 요구 사항’은 가압경수로 비상노심냉각계통의 성능 평가를 위한 보수적 모델이 반드시 갖추어야 하는 사항을 지칭한다.
- 2) ‘허용 가능 사항’은 가압경수로 비상노심냉각계통의 성능 평가를 위한 보수적 모델에서 허용될 수 있으며 타 모델로 대체할 수 있는 사항을 지칭한다.

제 2 장 내 용

I. 배경 및 기술검토

과기부 고시 제 2001-39 호 “가압경수로의 비상노심냉각계통 성능에 관한 기준”에서는 “원자로 시설등의 기술기준에 관한 규칙” 제 30조에서 규정한 발전용 원자로 건설 및 운영허가에 관한 기술 기준 중 비상노심냉각장치에 대한 기술 기준을 기술하고 있다. 이 기준은 원통형 지르코늄합금 피복재내에 산화우라늄 핵연료를 사용하는 가압경수로에는 가상적인 배관 파단 냉각재상실사고시 계산된 노심냉각성능이 제 3 조에 규정된 기준에 적합하도록 설계된 비상노심냉각계통의 설치를 요구하고 있다.

본 고시의 제 3 조에서는 최대 핵연료 피복재 온도가 1200℃ 보다 크지 않을 것을 요구하고 있다. 또한 이 조항에는 계산된 최대 피복재 산화도와 최대 수소생성량에 대한 한계치가 제시되어 있으며, 계산상의 노심의 기하학적 형상의 변화에도 냉각성능을 유지하며 장기 붕괴열 제거가 유지될 것을 요구하고 있다.

본 고시의 제 4 조에서는 이러한 냉각성능의 평가를 위해 사용할 수 있는 모델 및 방법론에 대해 기술하고 있다. 본 고시에서 의해 사업자는 제 4 조 (1)항에 기술한 보수적 평가방법 혹은 이의 대안으로서 제 4 조 (2) 항에 기술한 실제적 평가모델 중의 하나를 선택하여 사용할 수 있다.

보수적 평가방법에 대해서는 “보수성이 입증되어 사용이 허가된 모델 및 계산 방법”을 따를 것을 요구하고 있다. 이에 따라 보수적인 평가방법에서 사용할 수 있는 입증된 모델 및 계산방법에 대한 규제의 기술적 입장을 규정할 필요가 있다.

본 지침은 과기부 고시에서 규정하고 있는 비상노심냉각계통 성능의 허용기준의 만족을 입증하는 데 사용할 수 있는 보수적 평가방법에 대한 규제입장을 기술한다.

본 지침의 'II. 규제 입장'에는 필수 요구 모델 특성과 허용 가능한 모델 특성이 제시되어 있으며 필수 요구 모델 특성을 준수할 것이 요구된다. 허용 모델 특성에

대해서는 상관식, 데이터, 모델 평가 과정 및 방법론 등과 전부 혹은 일부에 있어 차이가 있는 모델에 대해서도 적절한 실험데이터 및 기술적 타당성이 제시된다면 검토될 것이다.

II. 규제입장

II.1 평가모델의 필수 요구 특성 및 허용 가능 특성

II.1.1. 냉각재상실사고 동안의 열 발생원

아래의 가 항에서 라 항까지 열거된 열 발생원의 경우, 계기오차 등의 불확실성을 감안하여, 원자로는 기술 지침서에서 허용된 최대 침두계수와 더불어 허가 출력준위의 최소한 1.02배의 출력준위로 계속적으로 운전되고 있다고 가정해야 한다. 노심 수명기간 중 발생할 수 있는 출력분포를 나타내는 출력분포 곡선 및 침두계수의 범위에 대한 연구가 이루어져야 하며, 선정되는 모델은 분석되는 다양한 형태의 가상 파단 및 단일고장에 대해 가장 심각한 결과를 초래하는 것이어야 한다.

가. 핵연료의 초기 저장 에너지

가상사고 이전의 정상상태에서의 핵연료의 온도 분포 및 저장된 에너지는 최고피복재 온도(혹은 최고 저장에너지)를 야기시킬 수 있는 연소도에 대하여 계산되어야 한다. 이를 위하여, 이산화우라늄의 열전도율은 초기 밀도의 차이를 고려한 연소도 및 온도의 함수로 평가해야 하며, 이산화우라늄과 피복재 사이 간격의 열전도율은 핵연료의 고밀화(densitification) 및 팽창(Swell), 핵연료봉 내부의 기체의 구성 및 압력, 공차를 포함한 초기 저온 상태에서의 간격의 크기 및 피복재 크리프(Creep) 등을 고려하여 연소도의 함수로써 평가해야 한다.

나. 핵분열 생성열

핵분열 생성열은 반응도 및 원자로동특성을 이용하여 계산해야 한다. 온도 및 기포에 의해 발생하는 운전정지 반응도에는 앞서 명시된 출력분포곡선 및 침투출력계수의 범위에서 불확실성을 고려한 최소 허용치가 주어져야 한다. 제어봉의 삽입 및 낙하가 발생할 것으로 계산되는 경우에는 가정할 수 있다.

다. 악티늄 계열원소의 붕괴

운전동안에 생성된 넵튬(Neptunium), 플루토늄(Plutonium)을 비롯한 악티늄(Actinium)계열 원소의 방사능 붕괴 및 우라늄 동위원소에 의한 붕괴열은 핵연료 주기의 계산 및 이미 알려진 방사성 특성에 따라 계산해야 한다. 선정된 악티늄 계열 원소의 붕괴열은 냉각재 상실사고동안 계산된 최고 핵연료 온도를 야기하는 핵연료 주기 기간에 대해 적절한 것이어야 한다.

라. 핵분열 생성물의 붕괴

핵분열 생성물의 방사능 붕괴에 따른 열발생율은 문헌[1]의 미국원자력학회(ANS) 표준의 무한한 운전기간에 대한 값의 1.2배에 상당하는 것으로 가정해야 한다. 핵연료(피복재 포함)에 축적되는 국부 감마선 에너지 생성비율은 1.0과 다를 수 있으며, 사용된 수치는 적절한 계산에 의해 정당화되어야 한다.

마. 금속과 물 사이의 반응을

금속과 물 사이의 반응에 의한 에너지 방출율, 수소생성 및 피복재 산화는 문헌 [2]의 Baker-Just 공식을 이용하여 계산해야 한다. 이 반응은 증기에만 국한되지 않는 것으로 가정해야 한다. 냉각재상실사고 동안 피복재가 파손되는 것으로 계산되는 핵연료봉은 파손 후에 피복재 내부에서 반응이 일어나는 것으로 가정해야 한다. 피복재 내부에서의 반응을 계산도 Baker-Just 공식에 따라 계산된 파손 시간에서 시작하여 파손위치에서 1.5인치 이상으로 피복재 내부 원주 및 축 방향으로 확장하여 수행되어야 하며, 이 때 반응은 증기에만 국한되지 않는다고 가정한다.

바. 원자로 내부 구조물에서의 열 전달

배관, 압력용기 벽면 및 핵연료이외의 내부 구조물로부터의 열전달을 고려해야 한다.

사. 일차계통에서 이차계통으로의 열 전달

열교환기(증기발생기)를 통해 1차계통에서 2차계통으로 전달되는 열을 고려해야 한다.

II.1.2. 피복재의 팽창 및 파손과 핵연료봉의 열적 변수

평가모델은 시간의 함수로서 피복재의 축방향 온도분포에 대한 고려 및 시간의 함수로서 피복재 내·외부의 압력차이에 의한 피복재 팽창 및 파손을 예측할 수 있어야 한다. 피복재의 팽창 및 파손에 대한 허용 모델은 해당 실험자료에 근거해야 하며, 팽창도 및 파손발생이 과소 평가되지 않는 방향으로 설정되어야 한다. 핵연료 피복재 간격의 열전도, 피복재의 산화 및 취화, 수소생성의 계산에는 피복재 팽창 및 파손의 정도를 고려해야 한다. 핵연료 및 피복재의 온도를 시간의 함수로 계산하는 경우에는 간격의 전도능 및 다른 열적 변수들을 온도와 시간에 종속적인 기타 해당변수들의 함수로서 사용하여야 한다. 간격의 크기 및 기타 해당변수의 변화에 따라 간격의 전도성은 변화되어야 한다.

II.1.3. 배출(Blowdown) 현상

가. 파단 특성 및 유동

1) 가상 냉각재상실사고의 분석 시에는 발생가능한 배관 파단의 범위가 고려되어야 한다. 본 범위에는 1차 냉각재계통의 최대 배관을 비롯한 각 배관에서의 순간적인 양단 파단이 포함되어야 한다. 또한 최대 배관에서 배관의 단면적에 상당하는 단면적을 갖는 길이 방향으로의 파단의 영향도 분석에 포함되어야 한다.

2) 방출모델

방출 유체가 구성상 2상으로 계산될 경우에 방출율은 항상 문헌 [3]의 Moody 모델을 사용하여 계산하여야 한다. 가상파단면적에 적용되는 방출계수는 0.6에서 1.0의 범위에서 최소한 3가지 값에 대하여 방출 유량의 계산을 수행해야 한다. 가상사고 시에 방출계수의 하한치 이하에서 최고 피복재 온도가 계산되는 경우에는 방출계수의 범위를 확장하고, 확장된 범위내에서 최고 피복재 온도가 계산되도록 해야 한다.

3) 배출의 종료

가상 저온관 파단사고의 경우, 냉각재 우회(Bypass)기간 동안 원자로 압력용기 및 원자로 입구측으로 주입된 비상냉각수의 양은 원자로 용기내의 냉각수 재고량 계산에서 감산되어야 한다. 이는 냉각재 우회(Bypass) 기간동안의 계산에서 감산하거나 혹은, 우회기간 후에 원자로 압력용기의 하부 플레넘, 강수관 및 원자로 압력용기 입구측에 잔존하는 잔류 재고량에서 감산할 수 있다. 본 우회현상은, 우회현상의 원인이 되는 축출현상(Expulsion) 및 견인현상(Entrainment)이 계산에서 나타나지 않게 될 때까지 계속되는 것으로 가정해야 한다. “우회의 종료”의 정의에 허용될 수 있는 방법에는 다음의 사항이 포함되어야 한다. (1) 배출계산에서 잔여 배출기간동안 강수관에서의 하향유동에 대한 예측; (2) 국부 유체조건 및 보수적인 임계 웨버 수 (Weber number)를 이용하여 상향속도 상에서 액적 견인현상(Entrainment)의 전환점(Threshold) 예측.

4) 파단부 및 비상노심냉각계통 주입부 부근의 노딩 (Noding)

비상노심냉각계통의 주입부 및 배관의 파단부위와 그 이근의 노딩은 배출기간 동안 이들 영역에서 신뢰성 있는 열역학적 진행과정의 분석이 가능하도록 선정되어야 한다.

나. 마찰 압력 강하

원자로 노심을 비롯한 배관 및 기타 부품에서의 마찰손실은 레이놀즈 (Reynolds) 수에 따른 마찰계수의 실제적인 변화 및 실험자료와의 비교에 의하여 적절히 입증된 실제적인 2상 마찰배수를 포함하는 모델 혹은, 가상사고동안 계산

된 최고 피복재 온도의 관점에서 최소한 동등한 보수성을 가진 것으로 입증된 모델을 사용하여 계산되어야 한다. 실제적인 2상 마찰계수의 계산에 허용될 수 있는 모델로는 수정된 Baroczy 상관식 (문헌 [4]), 혹은 250 psia 이상에서의 Thom 상관식 (문헌 [5]) 및 250 psia 이하에서의 Martinelli-Nelson 상관식 (문헌 [6]) 등이 있다.

다. 운동량 방정식

운동량 보존 방정식에는 아래와 같은 사항이 고려되어야 한다: (1) 운동량의 시간적 변화, (2) 운동량 대류, (3) 면적 변화에 따른 운동량 속 (Flux), (4) 압축성에 의한 운동량 변화, (5) 벽면 마찰에 의한 압력손실, (6) 면적 변화에 따른 압력손실, (7) 중력가속도

위에 언급된 사항중 한 개 이상을 생략하는 경우에는 비교분석 및 실험자료에 따른 입증이 있어야 한다.

라. 임계열속

- 1) 적절한 정상상태 및 과도상태의 실험자료에 의해 개발된 임계열속 상관식은 냉각재 상실사고 과도상태에서의 임계열속 예측에 사용할 수 있다. 본 상관식이 사용된 전산 프로그램에는 상관식의 사용을 위해서 물리적 변수가 그 개발자에 의해 명시된 매개 변수의 범위내에 있음을 입증하기 위한 적절한 점검이 포함되어야 한다.
- 2) 냉각재상실사고 과도 상태시에 허용할 수 있는 정상상태 임계열속 상관식에는 문헌 [7~12]에 명시된 모델이 포함된다.
- 3) 적절한 과도 임계열속 실험자료로부터 구해진 상관식은 이에 사용되는 매개 변수의 전체 범위에 대하여 실험자료상의 불확실성을 감안한 임계열속의 값을 예측할 수 있음을 입증하기 위해 실험자료와 비교되었다면, 냉각재상실사고 과도상태 분석에 사용할 수 있다. 본 비교에서는 과도 상관식의 보수성을 입증하기 위한 자료의 통계적인 불확실성 분석을 적절히 사용하여야 한다.

- 4) 냉각재상실사고의 과도상태에서 허용할 수 있는 과도임계열속 상관식에는 문헌 [13]의 모델이 있다.
- 5) 배출(Blowdown)기간동안 연료봉의 축방향 위치에서 임계열속이 처음으로 예측된 후에 계산된 국부 유체 및 표면조건들이 핵비등의 재형성예측한다 해도, 배출기간동안에는 그 위치에서 핵비등 열전달 상관식을 사용할 수 없다. 단 냉각재상실사고시의 재관수기간동안, 계산된 국부 유체 및 표면조건이 핵비등으로 환원을 예측하는 경우에는 핵비등 열전달 상관식의 사용이 허용될 수 있다.

마. 과임계열속(Post-CHF) 열전달 상관식

- 1) 임계열속을 초과한 천이 및 막비등 영역에서 사용되는 피복재로부터 주위 유체로 전달되는 열전달 상관식은 통계적인 상관관계 및 불확실성 분석을 사용하여 정상상태 및 과도상태의 해당 자료와 비교되어야 한다. 위의 비교에서는 상관식에서 예측된 열전달 계수치가 상관식에 사용되는 매개 변수의 범위에 걸쳐 해당되는 열전달 실험자료의 평균치에 상응하거나 그 이하임을 입증하여야 한다. 본 비교에서는 상관식과 해당자료의 통계적 불확실성과의 관계를 정량적으로 나타내어야 한다.
- 2) 과임계열속 비등 영역에서 허용되는 상관식은 Groeneveld 유막 비등상관식 (문헌 [14]), 웨스팅하우스 정상 천이비등상관식 (문헌 [15])들을 포함한다. 또한, 문헌 [16]의 상관식은 핵비등과 막비등 사이의 영역에서의 천이비등 상관식으로 허용될 수 있다. 그러나 상기의 상관식들의 사용에는 다음과 같은 제한이 있다.
 - (1) Groeneveld 상관식은 이 상관식의 저압 특이점 근방의 영역에서는 사용될 수 없다.
 - (2) Westinghouse 상관식의 첫 번째 항과 McDonough, Milich 및 King의 상관식은 피복재와 포화유체간의 온도차이가 300°F 이하를 처음 초과한 이후의 배출기간 동안에는 사용될 수 없다.
 - (3) 냉각재상실사고시 배출단계의 잔여기간 동안은 비록 피복재의 과열이 30

0°F 이하로 환원될지라도 천이비등 열전달 상관식을 재적용할 수 없다. 단, 냉각재상실사고의 재관수 단계에 계산된 국부유체 및 표면조건이 이를 예측하는 경우에는 예외이다.

- 3) 문헌 [17]의 Dougall-Rohsenow 막비등 상관식을 사용하는 평가 모델에서는 비보수적인 열전달을 예측하는 경우, 이 상관식을 사용할 수 없다.

바. 펌프 모델링

1차 계통의 회전펌프 (축류, 터빈 혹은 원심 펌프)의 특성은 유체와 펌프의 회전 간의 운동량 전달을 포함하며 시간의 함수로서 가변 펌프속도를 갖는 동적 모델에 의해 해석되어야 한다. 해석에 사용되는 펌프 모델의 저항에 대해서는 타당성이 입증되어야 한다. 2상 영역에 대한 펌프 모델은 해당 2상 펌프의 성능자료에 의해 타당성이 입증되어야 한다.

사. 배출기간 중 노심 유동 분포

- 1) 배출기간 동안 노심의 고온 영역을 통과하는 유량은 시간의 함수로써 계산되어야 한다. 본 계산을 위하여 설정된 고온 영역은 하나의 핵연료집합체의 크기보다 클 수 없다. 고온 영역에서의 유동 및 평균유동 계산에서는 각 영역간의 교차유동 (Cross Flow) 및 배출기간 중에 피복재 팽창 혹은 파손에 의해 발생할 수 있는 유동의 봉쇄(Blockage)가 고려되어야 한다. 계산에서 나타나는 (주기가 0.1 초보다 작은) 모든 급격한 진동을 제거하여 계산된 유동을 평탄화 (Smoothing)시켜야 한다.
- 2) 배출 해석에서 계산된 값으로부터 고온수로 (Hot Channel) 가열 해석에 대한 입력자료로서 사용되는 엔탈피 (Enthalpy)의 결정 방법이 명시되어야 하며, 유동분포 계산과 일관성을 가져야 한다.

II.1.4. 배출후(Post-Blowdown)의 현상; 비상노심냉각계통에 의한 열제거

가. 단일고장 기준

비상노심냉각계통 기기의 가능한 고장모드 및 이에 따른 비상노심냉각계통의 성능에 대한 영향이 분석되어야 한다. 사고 평가 수행시에 작동 가능으로 가정된 비상노심냉각계통의 보조계통들은 비상노심냉각계통 기기에 가장 피해를 주는 단일 고장이 발생한 후에도 유효하여야 한다.

나. 격납용기 압력

재관수 기간중의 냉각 유효성의 평가에 사용되는 격납용기 압력은 본 목적을 위해 보수적으로 계산된 압력을 초과하여서는 아니 된다. 이 계산에서는 설치된 모든 압력 감소 계통 및 공정의 운전에 의한 효과가 포함되어야 한다.

다. 재관수율 계산

원자로 용기의 재충수와 노심 재관수율 및 시간에 대한 계산은 노심 및 원자로 계통의 열·수력학적 특성이 고려된 허용할 수 있는 모델에 의해 수행되어야 한다. 이 모델은 원자로상부플레넘주입, 원자로용기직접주입 등과 같은 특별한 비상노심냉각계통에 의해 발생하는 열수력 현상을 보수적으로 고려할 수 있어야 한다. 일차 계통 냉각재펌프는, 회전차가 고착되었다는 가정에 의해 최고 피복재 온도를 얻을 수 있다면, 회전차가 고착된 것으로 가정해야 한다; 단, 최고 피복재 온도를 얻을 수 없는 경우에는 펌프의 회전차는 자유롭게 회전한다고 가정해야 한다.

노심 입구에서의 총 액체 유동에 대한 노심 출구에서의 총 유체 유동의 비율(수송 분율 (Carryover Fraction))을 사용하여 노심 출구 유동을 결정해야 하며, 이 비율은 문헌 [18~21]에 명시된 적절한 실험자료에 따라 결정되어야 한다.

또한, 축압수(Accumulator Water) 방출에 따라 방출되는 축압기 내부의 압축 기체가 재관수율에 미치는 영향이 고려되어야 한다.

라. 비상노심 냉각수 및 증기의 상호작용

노심 재관수율 계산시에 비상노심냉각수와 증기간의 열·수력학적 상호작용이

고려되어야 한다. 평가 모델은 원자로상부플레넘주입, 원자로용기직접주입 등과 같은 특별한 비상노심냉각계통에 의해 발생하는 열수력 현상을 보수적으로 고려할 수 있어야 한다. 재충수 및 재관수단계 동안 증기 및 냉각수간의 실제적인 열·수력학적 상호작용에 관한 실험적 증거가 없다면, 축압기가 해당 배관으로 축압수를 방출하는 동안 파손되지 않은 원자로 냉각재 배관에서의 증기 유량은 계산에서 없는 것으로 한다. 이 경우, 대안으로 사용되는 가정을 뒷받침하기 위해 실험자료를 사용할 수 있다.

마. 재충수 및 재관수 단계시의 열전달

- 1) 재관수율이 초당 1인치 혹은 그 이상인 경우, 재관수 단계의 열전달 계수는 문헌 [22]의 FLECHT 실험 결과를 포함하여 유로가 봉쇄되지 않은 노심에 대한 적용가능한 실험자료에 근거하여야 한다. FLECHT 자료로부터 유도된 상관식을 사용하기 위해서는 상관식이 적용될 과도상태에 대하여 보수성이 입증되어야 한다; 현재 문헌 [23]의 FLECHT 열전달 상관식은 허용되지 않는다. 새로운 상관식 및 FLECHT 열전달 상관식의 수정은, 상관식이 적용되는 과도 영역에 해당되는 변수들의 범위에서, FLECHT 자료와 비교하여 보수성이 입증된 후에 허용될 수 있다.
- 2) 재충수 및 재관수단계 동안 재관수율이 초당 1인치 미만인 경우의 열전달 계산은 냉각이 증기에 의해서만 이루어진다는 가정에 근거를 두어야 하며, 폐쇄에 의해 국부적 증기유동과 열전달에 영향을 받을 수 있도록, 피복관의 팽창 또는 파열의 결과로서 발생하는 것으로 예측되는 모든 유동봉쇄를 고려하여야 한다.

II.2 요구 문서

II.2.1. 평가모델

가. 각 평가 모델에 관한 설명이 제시되어야 한다. 본 설명서는 사용된 방정식, 이들의 미분형태에서의 근사화 (Approximation), 도입된 가정 및 예를 들

어, 특정 물리법칙 혹은 실험식에 따른 매개변수 및 이의 선택에 사용된 절차 등을 비롯한 분석 접근방식의 기술적인 검토가 충분히 가능하도록 완벽하게 작성되어야 한다.

나. 요청시 평가 모델에서 사용된 것과 같은 형식의 각 전산 프로그램의 완전한 목록을 안전기술원에 제출하여야 한다.

II.2.2. 해의 수렴성

각 전산프로그램에서, 계통의 모델화 혹은 노딩과 계산시간 구간에 대한 연구를 통해 해의 수렴성이 입증되어야 한다.

II.2.3. 민감도 연구

노딩, 펌프작동 혹은 고착 등을 포함하여 계산에서 중대한 영향을 미칠 것으로 가정되는 현상 및 적용범위에서의 매개변수 값 등의 변화에 따라 계산결과에 미치는 영향을 평가하기 위하여, 적절한 민감도 연구가 각 평가모델에 대해 수행되어야 한다. 연구 결과 민감한 것으로 나타난 항목에 대해서는 이들의 선택에 대한 정당성이 입증되어야 한다.

II.2.4. 평가 모델의 실험 자료와 비교

실용적인 범위 한도에서, 평가모델 및 그 일부에 대한 예측은 해당 실험자료와 비교되어야 한다.

III. 이행

본 규제 지침은 2002년 __월 __일 한국원자력안전기술원의 규제 지침으로 공포되었다. 2002년 __월 __일 이후에 신청된 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가의 보수적 방법은 본 지침에 따라 검토될 것이다.

IV. 참고문헌

- [1] Proposed American Nuclear Society Standards "Decay Energy Release Rates Following Shutdown of Uranium Fueled Thermal Reactors", Approved by Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee, October 1971
- [2] Baker, L., Just, L.C., "Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures, III, experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, Page 7, May 1962
- [3] F.J. Moody, "Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture", Journal of Heat Transfer, Trans. American Society of Mechanical Engineers, 87, No. 1, February, 1965)
- [4] Baroczy, C.J., "A Systematic Correlation for Two-Phase Pressure Drop", Chem. Enging. Prog. Symp. Series, No.64, Vol.62, 1965),
- [5] Thom, J.R.S., "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water", Int. J. of Heat & Mass Transfer, 7, 709-724, 1964)
- [6] Martinelli, R.C., Nelson, D.B., "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water", Transactions of ASME, 695-702, 1948
- [7] W-3 ; L.S. Tong, "Prediction of Departure from Nucleate Boiling for an Axially Non-uniform Heat Flux distribution", Journal of Nuclear Energy, Vol. 21, 241-248, 1967.
- [8] B & W-2 ; J.S. Gellerstedt, R.A. Lee. W.J. Oberjohn, R.H. Wilson, L.J. Stanek, "Correlation of Critical Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water", Two Phase Flow and Heat Transfer in Rod Bundles, ASME, New York, 1969.
- [9] Hench-Levy ; J.M. Healzer, J.E. Hench, E. Janssen, S. Levy, "Design Basis for Critical Heat Flux Condition in Boiling Water Reactors", APED -5186, GE Company Private Report, July 1966.
- [10] Macbeth ; R.V. Macbeth, "An Appraisal of Forced Convection Burnout Data", Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers, 1965-1966.
- [11] Barnett ; P.G. Barnett "A Correlation of Burnout Data for Uniformly Heated

- Annuli and Its Uses for Predicting Burnout in Uniformly Heated Rod Bundles", AEEW-R 463, 1966.
- [12] Hughes ; E.D. Hughes, "A Correlation of Rod Bundle Critical Heat Flux for Water in the Pressure Range 150 to 725 psia", IN-1412, Idaho Nuclear Corporation, July 1970.
- [13] GE transient CHF ; B.C. Slifer, J.E. Hench, "Loss-of-Coolant Accident and Emergency core Cooling Models for General Electric Boiling Water Reactors", NEDO-10329, General Electric Company, Equation C-32, April 1971.
- [14] The (equation 5.7 of D.C. Groeneveld, "An Investigation of Heat Transfer in the Liquid Deficient Regime", AECL-3281, revised December 1969)
- [15] Westinghouse correlation of steady state transition boiling ("Proprietary Redirect/Rebuttal Testimony of Westinghouse Electric Corporation", USNRC Docket RM-50-1, Page 25-1, October 26, 1972).
- [16] McDonough, Milich, and King (J.B. McDonough, W. Milich, E.C. King, "An Experimental Study of Partial Film Boiling Region with Water at Elevated Pressures in a Round vertical Tube", Chemical Engineering Progress Symposium Series, Vol.57, No.32, pages 197-208, 1961).
- [17] R.S. Dougall and W.M. Rohsenow, "film Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of Fluid at Low Qualities", MIT Report Number 9079 26, Cambridge, Massachusetts, September 1963
- [18] "PWR FLECHT (Full Length Emergency Cooling Heat Transfer) Final Report", Westinghouse Report WCAP-7665, April 1971.
- [19] "PWR FLECHT Group I Test Report", Westinghouse Report WCAP-7435, January 1970.
- [20] "PWR FLECHT Group II Test Report", Westinghouse Report WCAP-7544, September 1970.
- [21] "PWR FLECHT Final Report Supplement", Westinghouse Report WCAP-7931,

October 1972.

[22] "PWR FLECHT (Full Length Emergency Cooling Heat Transfer) Final Report", Westinghouse Report WCAP-7665, April, 1971

[23] "PWR Full Length Emergency Cooling Heat Transfer (FLECHT) Group I Test Report", Westinghouse Report WCAP-7544, September 1970; "PWR FLECHT Final Report Supplement", Westinghouse Report WCAP-7931, October 1972

부록 2

가압경수로 비상노심냉각계통 최적 평가방법에 대한 규제 지침(안)

여 백

KINS-GT-N000

**가압경수로 비상노심냉각계통
최적 평가 방법에 대한 규제 지침 (안)**

DRAFT for Comment

2002년 3월

한국원자력안전기술원

가압경수로 비상노심냉각계통 최적 평가방법에 대한 규제 지침

제 1 장 총 칙

I. 목적

가압경수로 비상노심냉각계통의 최적 평가방법에 대한 한국원자력안전기술원의 안전심사시 사용하는 규제 입장을 제시함을 목적으로 한다.

II. 관련 상위 근거기준

- 1) 원자력법 제4장 제1절 제12조 “허가기준”
- 2) 과기부령 원자로 시설등의 기술기준에 관한 규칙 제 30조 “비상노심냉각장치”
- 3) 과기부고시 제 2001-39 호 “가압경수로의 비상노심냉각계통 성능에 관한 기준”

III. 적용범위

- 1) 과기부 고시 2001-39의 제4조 2항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 최적 평가 방법으로 평가하고자 하는 사업자에 대한 건설허가 심사
- 2) 과기부 고시 2001-39의 제4조 2항에 따라 가압경수로 비상노심냉각계통 성능을 최적 평가 방법으로 평가하고자 하는 사업자에 대한 운영허가 심사
- 3) 기존 가동중 원전의 운영허가 소지자는 과기부 고시 2001-39의 의 제4조 2항에 따라 최적 평가 방법을 사용하는 새로운 신청 사안을 제외하고 본 지침의 적용에서 제외

IV. 용어의 정의

- 1) ‘필수 요구 사항’은 가압경수로 비상노심냉각계통의 성능 평가를 위한 최적 모델이 반드시 갖추어야 하는 사항을 지칭한다.
- 2) ‘허용 가능 사항’은 가압경수로 비상노심냉각계통의 성능 평가를 위한 최적 모

델에서 허용될 수 있으며 타 모델로 대체할 수 있는 사항을 지칭한다.

- 3) '최적 계산'은 원자로에서 발생하는 물리적 현상을 실제로 묘사하는 모델 및 코드를 사용하는 계산을 의미한다.
- 4) '최적 모델'은 특정 현상에 대해 그 현상에 관련된 중요 변수를 현재까지 가용한 데이터와 지식을 통해 가능한 한도까지 실제로 계산할 수 있는 것이어야 한다. 이 모델은 적용가능한 실험데이터와 비교되어 데이터의 평균치를 예측해야 하며, 이 모델에는 모든 중요한 변수들의 영향이 고려되어야 한다.
- 5) '최적계산 코드'는 냉각재상실사고 동안 발생할 수 있는 중요한 현상을 예측하는 데 필요한 모든 모델을 포함하여야 한다.
- 6) '전체불확실성'은 코드 불확실성과 기타불확실성으로 구별한다. 코드 불확실성은 코드 내에서 사용된 개별 모델, 상관식 혹은 방법이 다루고자 하는 물리적 현상을 대표할 수 있는 정도를 의미하며, 개별 모델/상관식/방법의 불확실성이 합쳐져 구성된다. 기타 불확실성은 코드 불확실성에는 포함되어 있지 않은 모델의 사용에 관련된 모든 불확실성을 의미한다. 전체 계산 불확실성은 이러한 근원으로부터 야기되는 모든 불확실성과 코드 불확실성을 포함시켜 고려할 때 도달되는 불확실성으로 정의된다.
- 7) '바이어스'는 원자로 냉각재상실사고시 발생할 수 있는 현상을 묘사하는 개별효과실험 혹은 전체계통실험과 이에 대한 코드 계산의 비교할 때 실험 데이터의 평균과 코드 모델 혹은 코드 계산 결과의 평균과의 차이로 정의한다.
- 8) '전체계통실험'은 대부분의 원자로 계통을 모의한 실험장치에서 원자로 냉각재상실사고에 적합한 조건에서 수행되어 냉각재상실사고시에 발생할 수 있는 현상을 전체적으로 묘사하는 실험을 말한다.
- 9) '개별효과실험' 혹은 '분리효과실험' 혹은 '부분효과실험'으로 사용하기도 하며 원자로 냉각재상실사고에 적합한 조건에서 수행되어 냉각재상실사고시에 발생할 수 있는 개별적인 현상을 묘사하는 실험을 말한다.

제 2 장 내 용

I. 배경 및 기술검토

과기부 고시 제 2001-39 호 “가압경수로의 비상노심냉각계통 성능에 관한 기준”에서는 “원자로 시설등의 기술기준에 관한 규칙” 제 30조에서 규정한 발전용 원자로 건설 및 운영허가에 관한 기술 기준 중 비상노심냉각장치에 대한 기술 기준을 기술하고 있다. 이 기준은 원통형 지르코늄합금 피복재내에 산화우라늄 핵연료를 사용하는 가압경수로에는 가상적인 배관 파단 냉각재상실사고시 계산된 노심냉각성능이 제 3 조에 규정된 기준에 적합하도록 설계된 비상노심냉각계통의 설치를 요구하고 있다.

본 고시의 제 3 조에서는 최대 핵연료 피복재 온도가 1200℃ 보다 크지 않을 것을 요구하고 있다. 또한 이 조항에는 계산된 최대 피복재 산화도와 최대 수소생성량에 대한 한계치가 제시되어 있으며, 계산상의 노심의 기하학적 형상의 변화에도 냉각성능을 유지하며 장기 붕괴열 제거가 유지될 것을 요구하고 있다.

본 고시의 제 4 조에서는 이러한 냉각성능의 평가를 위해 사용할 수 있는 모델 및 방법론에 대해 기술하고 있다. 본 고시에서 의해 사업자는 제 4 조 (1)항에 기술한 보수적 평가방법 혹은 이의 대안으로서 제 4 조 (2) 항에 기술한 실제적 평가모델 중의 하나를 선택하여 사용할 수 있다.

최적 평가방법에 대해서는 “원자로 계통의 거동을 실제적으로 모사할 수 있음을 보여야” 할 것과 “불확실도를 확인하고 평가”할 것을 요구하고 있다. 이에 따라 최적 평가방법에서 사용할 수 있는 입증된 모델 및 계산방법에 대한 규제기술적 입장을 규정할 필요가 있다.

본 지침은 과기부 고시에서 규정하고 있는 비상노심냉각계통 성능의 허용기준의 만족을 입증하는 데 사용할 수 있는 최적 평가방법에 대한 규제입장을 기술한다.

본 지침의 'II. 규제 입장'에는 필수 요구 모델 특성과 허용 가능한 모델 특성이

제시되어 있으며 필수 요구 모델 특성을 준수할 것이 요구된다. 허용 모델 특성에 대해서는 상관식, 데이터, 모델 평가 과정 및 방법론 등과 전부 혹은 일부에 있어 차이가 있는 모델에 대해서도 적절한 실험데이터 및 기술적 타당성이 제시된다면 검토될 것이다.

II. 규제입장

II.1 일반사항

II.1.1 최적 계산

가. 코드와 모델의 발전소 적용성 입증 및 불확실성 정량화

사업자는 최적계산에 사용되는 코드와 모델들이 특정 시설에 대해 의도하는 운전범위에서 허용되며 적용가능함을 입증하여야 한다 또한 이러한 적용에 따른 불확실성을 정량화해야 한다.

나. 최적 계산 모델의 허용성

최적계산에서 사용하는 모델들은 제 2 절에서 3 절까지에 규정된 사항을 만족해야 한다. 허용될 수 있는 최적 모델은 본 지침에서 기술하는 내용에 따라서 본 장의 참고문헌에 제시되어 있다. 본 부록에 제시된 바와 다른 모델 혹은 상관식을 사용할 경우 적절한 데이터와 해석을 통해 기술적 근거를 입증해야 한다.

다. 비실제적 모델의 처리방법

특정 현상을 고려하는 것이 불가능하거나 실제적이지 못할 경우, 해석에 바이어스(Bias)를 직접 포함시키는 것으로 이 현상을 무시하는 데 따른 영향을 취급해서는 안되며 모델 불확실성의 일부로 포함시켜야 한다. 특정 현상을 무시하는데 따른 중요도는 전체계산불확실성 안에서 고려되어야 한다.

라. 모델의 적용범위 고려

최적계산코드 안에서 사용된 모델의 적용범위에 대해 신중하게 고려하여야 하며, 이 모델을 데이터와 비교할 때 비교되는 데이터가 실제 원자로에서 발생할 수 있는 상황에 적용가능함을 보여야 한다.

마. 상관식의 외삽

최적계산코드 안에 사용된 상관식들은 일반적으로 이것들이 개발되고 평가된 범위를 넘어 외삽(Extrapolation)되지 않아야 하며, 만일 외삽된 것이라면 그 효과를 판정하고 불확실성 평가에서 고려해야 한다. 외삽에 의해 야기된 불확실성을 평가하기 위해 증기표, 기본물리법칙을 사용하고, 민감도 연구들이 이루어져야 한다.

바. 전체계산불확실성 및 바이어스의 결정

최적코드의 계산 결과를 적용가능한 실험결과 (냉각재상실사고에 대한 부분효과실험 및 종합효과실험)들과 비교하여 전체계산 불확실성과 바이어스를 결정해야 한다.

사. 종합묘사실험과의 비교

최적계산결과와 종합묘사실험과의 비교는 불확실성 평가에 대한 입력 자료를 제공하는 것 외에, 냉각재상실사고 동안 발생할 것으로 예상되는 중요한 현상들이 적절히 예측될 것인가를 확인하기 위해 수행되어야 한다.

아. 보수적 모델 및 단순화 모델 허용 사유

최적계산코드 내에서 단순화된 모델 혹은 보수적인 모델을 사용할 수 있는 경우는 다음과 같다.

- 1) 단순화된 모델 혹은 보수적인 모델이 결과에 미치는 영향이 경미할 때
- 2) 불확실성을 평가하기 어렵고 상한치만 결정되는 모델
- 3) 완전한 최적계산이 필요없고 계산상의 바이어스가 허용되는 특정 사안

여기서 최적계산코드에 보수적인 바이어스 또는 단순화된 모델을 도입할 때, 중요한 현상이 배제되거나 무한정한 바이어스 및 불확실성을 갖게 되는 결과를 야기시켜서는 안된다.

II.1.2. 최적계산코드의 허용 특성

- 1) 특정 모델이 적용가능한 실험데이터와 비교되어 합리적인 예측치를 제공한다는 것이 입증된다면 그 모델은 허용될 수 있다. 이러한 단서 하에서 다음 절에 제시되는 허용 특성을 만족시키는 모델들이 사용될 수 있다.
- 2) 최적계산코드에 사용되는 모든 모델 및 상관식에 대해서, 코드가 적용되는 등급의 과도상태에 대해 적절히 수행함을 입증하기 위해 충분한 타당성이 제시되어야 한다
- 3) 과도상태시 원자로 계통의 응답을 예측하기 위해 최적계산코드를 사용할 때 야기되는 불확실성은 제 4 절에 기술된 전체불확실성의 일부로 고려되어야 한다.

가. 코드의 기본 구조

1) 수치 해석 방법

- (1) 원자로의 열수력 거동을 예측하기 위해 사용되는 방정식들을 풀기 위한 최적계산코드의 수치 해석 방법에 대해 신중한 수치 해석적 모델링이 이루어져야 하고, 민감도 연구 및 평가가 수행되어야 하며, 이를 통해 계산 결과들이 코드내에서 사용된 모델들을 대표하고 있는지 확인하여야 한다.
- (2) 계통을 묘사하기 위해서 분할체적 혹은 노드(node)를 사용하여 원자로의 기하학적 형상을 근사적으로 처리할 때, 노드 분할에서 야기되는 불확실성에 대한 민감도 분석과 평가가 수행되어야 한다.
- (3) 수치해석방법에서 시간 분할할 때, 시간 구간 크기에 대한 영향이 조사되어야 한다.

2) 계산 모델

- (1) 최적계산코드는 원자로 냉각재, 불응축성 가스에 대한 질량, 에너지, 및 운동량보존 방정식들을 포함하며, 허용할 만한 정확도까지 계산하기 위해서는

역류 유동(Countercurrent Flow), 재관수 열전달 등 몇몇 현상에 대해서는 상이한 유체 상태 및 종류에 대해 별도의 유동장 및 상간의 비평형성이 필요하다.

- (2) 몇몇 현상에 대해서는 위의 방정식들을 다차원적으로 풀어야 한다. 다만 적절한 정당화 과정을 통해 3차원 현상에 대한 1차원적인 근사도 가능성이 입증된다면 허용가능하다.
- (3) 상태방정식 및 기타 물질의 상태량이 코드에 사용될 수 있으며, 사용된 단순화의 중요성을 결정하기 위해 민감도 계산과 데이터 비교가 수행되어야 한다.

II.2 최적 계산 코드에 대한 세부 사항

II.2.1. 초기 및 경계조건과 설비 유용성

가. 초기조건

- 1) 냉각재상실사고 중의 핵연료에서 발생하는 열량은 원자로 출력준위와 운전이력에 따라 달라지므로, 민감도 연구에 기초하여 발전소 전 수명에서 예상되는 가장 극한적인 초기조건을 고려해야 한다. 단 복합적으로 발생할 수 없는 초기조건을 가정할 필요는 없다.
- 2) 실제 전출력, 실제 침투계수, 실제 핵연료 조건 등은 위에서 가정된 초기조건으로부터 최적계산방법에 의해 결정되어야 한다.

나. 파단 면적 스펙트럼

- 1) 원자로 계통의 최대 배관의 양단 파단에서부터, 충분히 작은 크기의 파단까지의 가능한 범위의 스펙트럼을 나타낼 수 있도록 계산이 수행되어야 한다. 해석에서는 가장 큰 배관 단면적의 2 배의 파열 단면적을 갖는 길이 방향 파단의 영향이 고려되어야 한다.
- 2) 파단 크기의 범위: 계통 응답이 파단 크기의 함수로 정의되어 파단 사이에서

신뢰성 있는 내삽이 이루어질 수 있도록 파단부 크기의 고려 범위는 충분히 광범위해야 한다.

다. 기타 초기 및 경계조건

- 1) 기타 초기조건, 경계조건 및 설비의 가용성은 기술지침서의 제한치에 기초한 값이어야 한다. 여기에는 기기의 가용성과 성능, 자동 제어, 운전원 조치 등이 포함되나 이에 국한되지 않을 수 있다. 안전계통의 성능을 평가할 때에는 단일 고장을 고려해야 하며, 소내전원 혹은 소외전원이 각각 가용할 때의 효과를 고려해야 한다.

II.2.2. 냉각재상실사고중의 열원

최적계산 모델은 다음에 기술된 열원과 열생성의 분포를 고려해야 한다.

가. 연료의 초기축적에너지

- 1) 가상사고 이전의 핵연료내의 정상상태 온도분포와 초기축적에너지는 가정된 초기조건, 핵연료 상태 및 운전이력에 대해 최적방법으로 계산되어야 한다.
- 2) 이를 위해 핵연료 펠렛의 열전도도 (Fuel Pellet Thermal Conductivity)와 연료 펠렛과 피복재 사이의 간극 열전도능 (Gap Conductance)을 평가해야 한다.
- 3) 열전도도에 대한 허용 모델은 크랙 공간 기체의 열전도도를 고려한 연료 내 온도 분포에 대한 노내 실험결과에 의해 개발되어야 한다.
- 4) 간극 열전도능은 고온 간극의 크기와 핵연료 내부기체의 성분 및 압력에 의해 결정되어야 한다. 고온 간극의 크기의 계산에서는 이산화 우라늄 혹은 산화우라늄 연료의 팽창, 조밀화, 크리이프, 열팽창, 핵연료 단편의 전이, 피복재의 크리이프 등이 고려되어야 한다.
- 5) 모델이 위에서 기술한 기본 현상을 포함하고 적절한 데이터와 해석에 의해 기술적 근거가 입증된다면 최적 핵연료 모델로 허용될 수 있다.
- 6) 핵연료 축적에너지 및 열전달 모델 평가절차: 핵연료 내부의 열전달을 계산하

기 위해 ECCS 평가에 사용되는 모델은 여러 가지 적합한 데이터 세트에 대해 검증되어야 하고 핵연료 연소, 핵연료 펠렛의 균열 및 전이, 피복재 크리이프, 기체 혼합물의 전도도를 고려할 수 있어야 한다. 참고문헌 [8, 9]의 모델 및 상관식은 최적 모델로서 허용될 수 있으며, 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 타 모델도 허용될 수 있다.

나. 핵분열열

- 1) 계산에 핵분열열이 포함되어야 하며, 최적 반응도 및 원자로 동특성 계산을 사용하여 계산되어야 한다. 온도 및 기포로부터 야기되는 정지반응도도 최적평가 방법으로 계산되어야 한다. 점-동특성 방법 (Point kinetics formulation)은 냉각재 상실사고 해석에서 허용될 수 있으며, 기타 방법도 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된다면 허용될 수 있다.
- 2) 제어봉 집합체의 삽입이 발생될 것으로 예상될 때에는 이를 가정할 수 있다.

다. 악티늄 계열 원소의 붕괴

- 1) 우라늄의 동위원소 뿐만 아니라 운전중 생성되는 넵튬과 플루토늄을 포함한 악티늄 계열 원소의 방사선 붕괴로부터 발생하는 열은 핵연료 주기 이력 및 알려진 방사능의 성질에 따라 계산되어야 한다. 선정된 악티늄 계열 원소의 붕괴열은 발전소 운전 이력에 대해 적절해야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 계산 모델은 허용될 수 있다.

라. 핵분열생성물의 붕괴

- 1) 중성자흡수 효과를 포함해서 핵분열생성물의 방사능 붕괴로부터 나오는 열생성율이 계산에 포함되어야 하며 최적방법으로 계산되어야 한다. 단위 분열당의 에너지 방출 (Q 값) 도 최적으로 계산되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 최적 방법은 허용될 수 있다.
- 2) 문헌 [10]의 모델은 핵분열생성물 붕괴열 계산에 허용 가능하다. 단위 분열당

평균 에너지값 (Q)과 약티늄 계열 원소 붕괴열 모델은 적당한 데이터 세트에 대해 검증되어야 한다.

마. 금속-물 반응을

- 1) 지르칼로이 피복재와 증기의 반응으로부터 발생하는 에너지 방출율, 수소생성을 및 피복재 산화율은 최적 방법으로 계산되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 최적 모델은 허용될 수 있다. 냉각재상실사고 동안 피복재의 파열이 발생한 것으로 예측된 핵연료봉에 대해서 피복재 내부의 산화도 최적 방법으로 계산되어야 한다.
- 2) 특히 1900°F이하에서의 금속-물 반응을 계산하는 상관식들은 적절한 데이터 세트에 대해 검증되어야 하며, 증기압, 피복재의 예비산화, 산화과정중의 변형, 증기와 핵연료로부터의 내부 산화 등의 효과를 인지할 수 있어야 한다, 1900°F 이상의 피복재 온도에서 에너지 방출율, 수소생성을 및 피복재 산화율을 계산하는 데 문헌 [11]의 데이터가 허용될 수 있다.

바. 원자로 내부구조물로부터의 열전달

- 1) 배관, 원자로 용기 벽, 및 내부 부품으로부터의 열전달이 계산에 고려되어야 하며 최적 방법으로 계산되어야 한다. 제어봉, 안내관, 및 기타 노심내 구조물의 열전달도 고려되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.

사. 1차측에서 2차측으로의 열전달

- 1) 증기발생기를 통해서 일차계통과 이차계통사이에 전달되는 열이 계산에 고려되어야 하며 최적 방법으로 계산되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.

II.2.3. 원자로 노심 열/물리적 변수

가. 피복재/핵연료봉의 팽창과 파열에 대한 열적 변수

- 1) 피복재 내의 온도분포와 피복재 내외부의 압력차이로부터 야기되는 피복재의 팽창 및 파열은 시간의 함수로 최적평가방법으로 계산되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 2) 피복재의 팽창 및 파열의 정도는 간극의 전도능, 피복재의 산화 및 취화, 수소 발생, 피복재 외부의 열전달과 유체 유동을 계산할 때 고려되어야 한다.
- 3) 핵연료와 피복재 온도를 시간의 함수로 계산하기 위해서는 온도 및 시간의 함수로 기술된 간극 전도능과 기타 열적변수를 사용해야 한다.
- 4) 피복재의 팽창을 계산하기 위한 최적방법에서는 피복재 온도의 공간적 분포, 가열량, 재료 물성치 비등방성의 비대칭 피복재 변형 및 핵연료봉의 열·재료 변수들을 고려해야 한다.

나. 기타 노심 열적 변수

- 1) 노심내 재료의 물리적 및 화학적 변화 (용융합금의 형성, 상변화, 또는 재료 상호작용에 의해 야기되는 기타 현상들)는 원자로 노심 열적 해석 시에 필요에 따라 적절하게 고려되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.

II.2.4. 배출 현상

가. 파단특성 및 유동

- 1) 가상 냉각재 상실사고 해석에 있어서 규제 견해 제 3 절의 1.나 항에 명시된 대로 발생 가능한 파단 크기의 스펙트럼이 고려되어야 한다.
- 2) 방출 유량은 파단 위치에서의 유체의 상태와 상류, 하류의 압력 및 파단면의 기하학적 형상들을 고려한 임계 유량 모델을 가지고 계산되어야 한다.
- 3) 임계 유량 모델은 이 모델이 적용되는 상태의 범위에 대해 적용가능한 실험 데이터와의 비교에 의해 정당화되어야 한다.
- 4) 이 모델은 최적 계산 모델이어야 하며, 임계유량의 불확실성은 불확실성 평가

의 일부로 포함되어야 한다.

- 5) 여타 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 6) 비상노심냉각계통의 평가에 사용될 임계유량 모델은 허용될 수 있는 관련 데이터 세트에 대해 점검되어야 하며, 유체가 과냉각상태일 때 열적 비평형 조건을 인지할 수 있어야 하며, 비평형 상태에서 평형 상태로의 천이 과정에 대한 계산 방법을 제공할 수 있어야 한다.
- 7) 임계유량을 계산하는데 사용되는 상관식 혹은 모델에 대해서는 적용범위 뿐만 아니라 바이어스와 불확실도가 언급되어야 한다. 모델 평가 절차의 예로서 문헌 [12]를 참조할 수 있다.
- 8) 모델 평가에 사용되는 허용될 수 있는 적절한 임계 유량 데이터의 세트는 원자로의 냉각재 상실 사고에 적합한 유체 조건들, 기하학적 형상 및 파단부의 형태를 포괄해야 한다. 허용 데이터 세트를 확립할 때에는 문헌 [14~24]의 실험들이 고려되어야 한다.

나. 비상노심냉각수 우회

- 1) 최적계산 코드는 냉각재상실사고의 배출기간동안 압력 용기를 우회하는 주입 냉각수의 양에 대한 계산을 할 수 있어야 한다.
- 2) 비상노심냉각수의 우회에 대한 계산은 적용될 수 있는 실험 데이터와 비교 및 해석에 근거한 최적 계산이어야만 한다.
- 3) 비상노심냉각수의 우회를 지배하는 주된 현상이 다차원적이라는 점은 명백하지만, 충분한 해석과 데이터를 통해 정당화된 일차원적 근사계산이 허용될 수 있다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 4) 외부로 빠져나가지 않고 배관내 혹은 압력 용기의 일부에 축적되는 냉각수는 적용할 수 있는 실험 데이터에 근거를 둔 최적 방법으로 계산되어야 한다.
- 5) 비상노심냉각수 우회를 평가하는 데에 사용되는 모델 혹은 상관식은, 허용될

수 있는 적절한 데이터 세트에 대해 점검되어야 하며, 압력, 액체 과냉도, 유체의 조건, 고온의 압력용기 벽면, 그리고 계통의 기하학적 형상 등의 효과를 인지할 수 있어야 한다.

- 6) 비상노심냉각수 우회 계산에 사용되는 상관식과 모델의 적용범위 뿐만 아니라 이들의 불확실성 및 바이어스가 언급되어야 한다. 문헌 [25]는 평가 절차의 예로 참조할 수 있다.
- 7) 문헌 [26, 27] 실험들이 축소된 가압경수로형 원자로의 강수관에 대한 데이터 세트를 확립하는데 고려되어야 한다. 2D/3D 프로그램으로 수행된 UPTF 실험 데이터가 가용하면 고려되어야 한다.

II.2.5. 파단부와 비상노심냉각계통 주입부 인근의 노딩

- 1) 파단부와 비상노심냉각 주입부는 높은 유속과 복잡한 유동을 갖는 부분이며 종종 계산하기 어려운 현상들을 수반한다. 이 계산의 결과는 종종 노딩에 상당히 좌우되므로, 계산이 실제적인 결과를 제공하고 있음을 입증하기 위해서 노딩과 다른 주요 변수들에 대해 충분한 민감도 연구가 수행되어야 한다.

II.2.6. 마찰압력강하

- 1) 배관 및 기타 부품에서의 마찰 손실은 레이놀즈 (Reynolds) 수에 따른 마찰계수의 변화를 포함하며, 이상 유동이 마찰에 미치는 영향을 고려할 수 있는 모델들을 사용하여 계산되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 2) 비상노심냉각계통 평가에 사용되는 마찰압력강하 모델은 적절한 세트의 데이터에 대해서 검토되어야 하고, 중력에 의한 압력강하 및 가속도에 의한 압력강하를 계산하는데 사용되는 모델과 서로 일관성이 있어야 한다. 만일 전압력강하의 세가지 성분을 계산하는 데 사용되는 기포율 모델들 혹은 상관식들이 서로 다르다면 정량적인 타당성이 제시되어야 한다.
- 3) 상관식 혹은 모델의 적용범위 뿐만 아니라 불확실도와 바이어스가 기술되어야

한다.

- 4) 모델 평가에서 허용할 수 있는 적절한 세트의 데이터들은, 가능한 한, 실제 발전소 적용에서 발견할 수 있는 변수들 (질량 유속, 건도, 압력, 유체의 물성치, 거칠기 및 기하학적 형상)의 범위를 포함해야 한다. 문헌 [33~37]의 실험들은 허용될 수 있는 적절한 데이터 세트의 확립에 있어 고려되어야 한다.

II.2.7. 운동량방정식

- 1) 이상 유동의 운동량 보존 방정식에서는 다음과 같은 사항들이 고려되어야 한다. (1) 운동량의 시간에 따른 변화, (2) 운동량 대류 (3) 면적 변화에 따른 운동량 속, (4) 압축성에 의한 운동량 변화, (5) 벽면 마찰에 의한 압력 손실 (6) 면적 변화에 의한 압력 손실, (7) 중력 가속도. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.

II.2.8. 임계열속

- 1) 냉각재상실사고 동안의 임계열속을 계산하는 데에는 적절한 정상상태 혹은 과도 상태 실험 데이터로부터 개발된 최적 모델들이 사용되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 2) 이 모델들을 사용하는 코드는 이들 상관식들이 이용되는 상태가 기대범위 내에 있는지를 확인하기 위해 적합한 점검이 있어야 한다.
- 3) 핵연료봉의 축방향 위치에서 임계열속이 예측된 후에 계산된 국부 유체 및 표면의 상태가 핵비등의 제형성을 입증한다면, 핵비등 열전달 상관식이 계산에 사용될 수 있다.

II.2.9. 과임계열속 배출 열전달

가. 과임계열속 배출 열전달 모델

- 1) 임계열속 이상의 (과임계열속) 천이 및 막비등 영역에서 사용되는 핵연료로부터 주위 유체로의 열전달에 대한 모델들은 적용될 수 있는 정상상태 혹은 과

도 상태 데이터와 비교에 기초를 둔 최적 모델이어야 한다. 어떤 모델도 적용 범위에서 허용할 수 있는 결과를 제공함을 입증하기 위하여 평가되어야 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.

- 2) 비상노심냉각계통의 평가에서 핵연료봉다발로부터의 과임계열속 열전달은 계산하기 위해 사용되는 모델은 허용될 수 있는 적절한 데이터 세트에 대해 검토되어야 하며, 액체 견인 현상 (liquid entrainment), 열 복사, 열적 비평형, 고/저 질량유량, 고/저 출력밀도, 입구 조건의 포화 및 과냉각 효과를 인지할 수 있어야 한다.
- 3) 임계열속 이후의 열전달을 계산하는 데에 사용되는 모델 혹은 상관식의 적용 범위 뿐만 아니라 불확실성 및 바이어스가 기술되어야 한다.
- 4) 모델 평가에서 허용될 수 있는 적절한 데이터 세트는 발전소 설계 및 적용에 적합한 출력밀도, 질량 유량, 유체 상태 및 연료봉다발의 기하학적 형상들을 망라해야 한다. 문헌 [38~42]의 실험들은 허용될 수 있는 적절한 데이터 세트를 확립하는데 고려되어야 한다.

나. 노출된 봉다발로부터의 과임계열속 배출 열전달

- 1) 소형냉각재상실사고의 얼마간의 시간동안 그리고 대형 냉각재 상실사고의 재관수 이전의 시간 동안 부분적 혹은 전체적 노심 노출의 발생이 계산될 수 있으며 이러한 조건하에서 노출된 핵연료봉 다발로부터의 열전달을 계산하기 위해 비상노심냉각계통의 평가에 사용되는 상관식은 허용될 수 있는 적정 데이터 세트에 대해 점검되어야 하며, 복사 및 층류, 천이, 난류 유동의 효과를 인지할 수 있어야 한다.
- 2) 노출된 핵연료봉 다발로부터의 열전달을 계산하는 데 사용되는 모델 혹은 상관식의 적용범위 뿐만 아니라 이들의 불확실성과 바이어스가 기술되어야 한다.
- 3) 유도된 상관식에 대하여 복사 열전달을 보정하고 증기 온도를 구하는 데에 필요한 절차가 기술되어야 한다. 이 절차는 문헌 [43]에서 참조될 수 있다.
- 4) 난류 열전달 상관식의 형태를 이용할 수 있는데, 적용 연료봉 다발의 기하학적

형상과 유체 상태에 적절한 층류 열전달의 수치를 사용하여 층류 대류 열전달 및 천이과정과 구별을 해야 한다.

- 5) 봉다발의 기하학적 형상과 유체 상태에 따라 달라지는 다른 공식이나 수치들도 적절하다.
- 6) 노출된 연료봉 다발들로부터의 임계열속 후의 열전달 모델 평가에 대해 허용할 수 있는 적절한 데이터 세트는 원자로 설계 및 적용에 적합한 출력 밀도, 유체 상태, 그리고 연료봉의 기하학적 형상을 포함해야 한다. 문헌 [42~46]의 실험들은 적절한 허용 데이터 세트를 설정하는 데에 고려되어야 한다.

II.2.10. 펌프 모델링

- 1) 회전하는 일차 계통 펌프들의 특성은 시간에 따라 변하는 펌프 속도를 가지면서 유체와 회전 날개 사이의 운동량 전달을 포함하는 최적 동적 모델로부터 구해져야만 한다. 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 모델은 허용될 수 있다.
- 2) 펌프 모델 저항과 다른 실험식의 항들은 적용될 수 있는 데이터와의 비교를 통하여 정당화되어야 한다.
- 3) 이상 유동 영역에서의 펌프 모델은 적용가능한 2상 유동 성능 데이터와의 비교에 의해서 입증되어야 한다.
- 4) 전원 상실에 따른 펌프 속도 감소는 최적 방법으로 다루어져야 한다.
- 5) 대형 냉각재 상실사고에 따른 펌프의 고착은 발생하는 것으로 계산되지 않으면 가정할 필요가 없다.

II.2.11. 배출기간중의 유동 분포

- 1) 배출기간 동안 노심의 최고온 영역을 통과하는 노심 유량은 시간의 함수로서 계산되어야 한다.
- 2) 이러한 계산 목적을 달성하기 위해서 노심 최고온영역은 하나의 핵연료 집합체 크기보다 커서는 안된다.

- 3) 고온영역에서의 유량 계산에서는 영역간의 교차 유동 및 피복재 팽창 혹은 파열의 결과로서 배출기간 동안 발생될 것으로 계산되는 어떠한 유동 봉쇄도 고려되어야 한다.
- 4) 수치해석 기법은 계산 유량의 비실제적인 진동이 야기되지 않음을 입증해야 한다.
- 5) 최적 모델은 그 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된다면 허용될 수 있다.

II.2.12. 배출후 현상

가. 격납용기 압력

- 1) 냉각재 상실사고의 배출이후 기간동안의 냉각 효율성을 평가하기 위해 사용되는 격납용기 압력은 최적 방법에 의해 계산되어야 하며 격납용기 열제거원의 효과를 포함시켜야 한다.
- 2) 계산에서는 이용가능한 것으로 가정된 모든 압력 감소 설비의 작동에 따른 효과를 포함시켜야 한다.
- 3) 최적 모델은 그 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된다면 허용될 수 있다.

나. 배출후 열수력 현상 계산

- 1) 원자로 압력용기 재충수 및 궁극적인 노심 재관수는 노심, 비상노심냉각계통 및 일차/이차 원자로 계통의 열·수력학적 특성을 고려한 최적 모델에 의해 계산되어야 한다.
- 2) 모델들은 가상된 과도 상태 동안 원자로내의 이상 유동 수위를 계산할 수 있어야 한다.
- 3) 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 최적 모델은 허용될 수 있다.
- 4) 비상노심냉각계통 평가에 수위 팽창을 계산하기 위해 사용되는 상관식 혹은

모델은 허용된 적정 데이터 세트에 대해 평가되어야 하며 감압, 비등, 출력 준위, 유체의 상태 및 계통의 기하학적 형상의 효과를 인지할 수 있어야 한다.

- 5) 문헌 [47]의 상관식은 문헌 [43, 48, 49, 50]의 실험 데이터와 비교할 때 허용될 수 있다.
- 6) 수위팽창을 계산하기 위해 사용되는 상관식 혹은 모델의 불확실도와 바이어스는 이들의 적용범위와 함께 기술되어야 한다.
- 7) 펌프에 의해서 유체 유동에 가해지는 저항을 계산할 때, 규제 근거 제 3 절 10항의 가정에 근거를 두고, 예상되는 방식으로 일차 냉각재 펌프가 가동한다고 가정해야 한다.
- 8) 노심 출구로 빠져나가는 (Carryover) 전체 유량은 교차유동이 수송 및 노심내 유체의 분포에 미치는 효과를 포함하는 최적 모델을 사용하여 계산되어야 한다.
- 9) 상부플레넘주입과 상부헤드주입, 원자로용기직접주입과 같은 특별한 비상노심 냉각계통들에 관련된 열수력 현상이 고려되어야 한다.
- 10) 축압기 냉각수 방출 이후 축압기내의 압축 기체의 효과가 계산상에 포함되어야 한다. 이 계산에 사용되는 어떠한 모델 혹은 코드들은 적용 가능한 실험 데이터에 의해 평가되어야 한다. 문헌 [7]은 2D/3D 프로그램으로부터 획득된 대규모의 재충수/재관수 열수력 데이터를 기술하고 있는데 적합한 것으로 고려될 수 있다.
- 11) 문헌 [48, 51]의 GE 실험, 문헌 [43, 49]의 ORNL 실험, 문헌 [45]의 FLECHT-SEASET 실험, 문헌 [50]의 THETIS 실험들은 허용할 수 있는 적정 데이터 세트를 구성할 때 고려되어야 한다.

다. 비상노심냉각수와 증기 상호작용

- 1) 축압기가 물을 배출하고 있는 시간동안 노심 열수력 현상 및 원자로 냉각재 배관들을 통과하는 증기 유량을 계산할 때 증기 혹은 이상 유체와 비상노심냉각수간의 열수력학적 상호작용이 고려되어야 한다.

- 2) 상부플레넘주입과 상부헤드주입, 원자로용기직접주입과 같은 특별한 비상노심 냉각계통들에 관련된 열수력 현상이 고려되어야 한다.
- 3) 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 최적 모델은 허용될 수 있다.

라. 배출후 열전달

- 1) 원자로 용기의 재충수 및 궁극적인 노심 재관수 기간동안, 열전달 계산은 독특한 비상노심냉각계통을 고려하면서 노심을 통과하는 유체유동의 최적계산에 근거를 둔 것이어야 한다.
- 2) 계산에서는 피복재 팽창 혹은 파열의 결과로서 발생하는 어떠한 유동 봉쇄의 효과도 포함 시켜야 한다.
- 3) 원자로 용기의 재충수 동안 노심내의 이상 유동 상태를 고려하는 열전달 계산은 실험 데이터와의 비교를 통하여 정당화되어야 한다.
- 4) 기술적 근거가 적절한 데이터와 해석에 의해 입증된 최적 모델은 허용될 수 있다.
- 5) 문헌 [40, 45, 46]의 FLECHT-SEASET 실험은 허용데이터 세트를 확립할 때 고려되어야 하며, 문헌 [7] 재관수 열전달 실험 데이터에 관한 정보들은 모델의 개발 및 평가에서 고려되어야 한다.

II.2.13. 소형파단냉각재상실사고 특별고려사항

- 1) 열수력 현상: 소형파단냉각재상실사고에서 발생하는 현상은 대형파단냉각재상실사고와는 매우 다르다는 점을 고려하여 전체냉각수재고량 및 냉각수 분포에 관련된 인자들에 대하여 고려해야 한다.
- 2) 파단스펙트럼: 소형파단 냉각재상실사고에서 파단 유량은 파단부의 위치와 기하학적 조건에 따라 달라지므로 계산에서는 분석되는 파단 스펙트럼 안에서 다양하게 가정된 가상 파단 위치를 포함시켜야 한다.
- 3) 펌프 운전 가정: 소형파단 냉각재상실사고에서 원자로냉각재펌프의 가정된 운

전 상태는 계통 전체의 냉각수 분포와 파단부로 상실되는 냉각수의 양에 영향을 주므로 계산에서는 실제 사고시 펌프 운전의 불확실성에 대해서 적절히 고려하면서, 운전절차를 근거로 하여 가장 가능성 있는 것으로 설정되어야 한다.

4) 소형파단냉각재상실사고에서에서는 다음 현상들은 신중하게 고려해야 한다.

- (1) 증기발생기 세관내의 액체결집 및 정지(liquid hold up),
- (2) 배관과 루프밀봉(loop seal)영역에서의 마노메터 효과 (manometric effect),
- (3) 상부플레넘 우회유로 등을 통하는 증기의 배기 유로에 상대적인 액체 수위,
- (4) 역류(reflux) 또는 "보일러-응축기" 운전모드 하에서의 증기발생기 열전달

5) 이 영향들의 중요도에 대한 민감도 연구를 수행하여 불확실성 평가에 사용해야 한다.

6) 소형파단 냉각재상실사고 동안에 전형적으로 발생하는 고압상태 하에서 노출된 노심으로부터의 대류 및 복사열전달 양쪽 모두를 통하여 증기로 전달되는데 기술적 근거가 적절한 데이터와의 비교와 해석을 통하여 입증된 최적모델들은 허용될 수 있다. 노출된 핵연료 봉다발의 열전달에 대한 상세한 지침은 규제 견해 9항에 제시되어 있다.

II.2.14. 기타 특성

최적계산 코드에 요구되고 허용 가능한 특징들은 계산하는 과도 상태와 요구되는 계산 정확도에 따라 달라지기 때문에, 최적 코드의 특징을 전체적으로 기술하는 것은 매우 어려운 일이므로, 본 장에서는 제 2 장에 기술된 보수적 평가 모델의 특징과 대비하여 최적계산 코드의 특징을 기술하였다.

본 장에 기술된 내용들은 일반적인 가압경수로 설계의 냉각재상실사고에 관한 것이므로 특별한 발전소 설계나 특별한 현상에 따라 최적 모델이 크게 달라져야 하는 분야는 포함되어 있지 않다.

현재 안전기술원은 국제적으로 널리 사용되고 공인되어 온 TRAC [1, 2], RELAP5 [3], COBRA [4], FRAP [5, 6] 등의 코드가 최적 열수력 과도해석 코드

의 좋은 예로 인식하고 있다.

최적계산코드의 기타 특성에 대한 다음과 같은 사항이 적용되어야 한다.

- 1) 상세성: 최적코드는 과기부 고시 2001-39의 제 3 조에 명시된 허용기준 (예를 들면, 침투 피복재 온도)에의 적합성을 입증하는 데 중요한 현상을 예측하기 위하여 모델들을 충분히 상세하게 포함하고 있어야 한다.
- 2) 단순화 허용: 단순화에 의해서 발생하게 될 실제 거동이나 가정된 초기 조건 및 경계조건(예를 들면 설비의 크기, 안전계통 설정치)들의 영향에 대해 의문이 야기될 정도로 코드 불확실성이나 바이어스가 그렇게 커지지 않는다면 단순화는 허용될 수 있다.
- 3) 중요한 현상들이 예측될 수 있음을 입증하고 코드 단순화 과정의 영향에 대한 판단을 보조하기 위해서 전체 계산을 전체 실험과 비교하는 과정이 수행되어야 하며, 올바른 비교가 되기 위해서는 실험의 불확실성과 타당성에 대해 유의해야 한다.
- 4) 개별모델 비교: 개별 최적 모델들은 적용 가능한 실험 데이터와 비교되어 실제적인 거동이 예측되고, 적절한 실험 변수들이 포함되었음을 입증해야 한다.
- 5) 큰 바이어스가 모델 내에 존재하지 않고, 모델의 불확실성이 중요한 실험 변수의 영향에 대한 실제적 평가를 제공할 수 있을 정도로 충분히 작음을 입증하기 위해서 불확실성 분석이 요구된다.
- 6) 불확실성 분석에서는 또한 의미있는 비교가 이루어졌음을 입증하기 위한 실험의 불확실성을 고려해야 한다.

II.3 전체계산불확실성의 평가

II.3.1. 일반론

가. 불확실성

전체불확실성은 코드 불확실성과 기타불확실성으로 구별한다. 코드 불확실성은 코드내에서 사용된 개별 모델, 상관식 혹은 방법이 다루고자 하는 물리적 현상을 대표할 수 있는 정도를 의미하며, 개별 모델/상관식/방법의 불확실성이 합쳐져 구성된다. 기타 불확실성은 코드 불확실성에는 포함되어 있지 않은 모델의 사용에 관련된 모든 불확실성을 의미한다. 여기에는 다음과 같은 사항이 포함된다.

(1) 코드개발 평가 과정에서 사용된 실험 데이터의 불확실성(데이터로부터 실험 크기 원자로에 데이터를 적용 가능성을 포함하여)

(2) 경계조건 및 초기 조건 그리고 핵연료 거동 등에 대한 코드 입력자료 불확실성

(3) 단순화 가정 및 근사화 과정으로부터 유래되는 불확실성

"전체 계산 불확실성"은 이상에서 기술된 근원으로부터 야기되는 모든 불확실성과 코드 불확실성을 포함시켜 고려할 때 도달되는 불확실성으로 정의된다.

나. 확률수준

과기부 고시 2001-39 제 4 조의 2항의 요구 조건을 만족시키는 데 높은 확률을 가지고 설계기준들이 초과되지 않을 것임을 보이기 위하여 제 3 조의 허용기준에 최적 계산 예측치를 비교할 때, 95% 확률 수준이 허용될 수 있다. 대형파단 보다 더 높은 발생 확률을 가진 소형파단 냉각재상실사고에도 95% 확률 수준이 적용될 수 있다.

다. 소형파단 냉각재상실사고

소형파단 냉각재상실사고로부터 위험도에 영향을 주는 주인자는 기기의 유용성과 운전원 조치 등이다. 계산의 불확실성 보다 운전원의 사고인식, 기기의 유용성, 기기의 정확한 사용 등과 같은 인자들이 중요하다. 최적 계산과 합리적이고 정량화될 수 있는 불확실성을 사용하는 것은 운전원 지침을 평가하고 기기 유용성의 실제 효과를 결정하기 위한 보다 실제적인 계산 결과를 제공하기 때문에 소형파단 냉각재상실사고에 따른 전체 위험도를 줄일 것으로 기대된다.

라. 확률론적 및 통계적 방법

과기부 고시 2001-39 제 4 조의 2항에서 요구하는 전체 코드 불확실성에 포함 되어야 하는 특성들은 규제전해 3 에 기술되어 있는데 이러한 불확실성 평가에서는 코드 불확실성을 구하기 위해 확률론적 및 통계적 방법을 사용해야 한다.

마. 근사화 및 가정

평가 가능한 수준까지 전체 계산 불확실성 평가를 하기 위해서는 이 평가 과정에서 근사화 및 가정들을 취하게 되는데 이러한 가정들과 근사화에 대해서는 불확실성 평가의 타당성에 대한 판단할 수 있도록 주의 깊게 기술해야 한다.

바. 불확실성 평가의 목적

불확실성 평가의 목적은 주어진 발전소의 가상 냉각재상실사고에 대해 95% 이상의 확률을 가지고 고시 2001-39 제 3 조에 명시된 적용 제한치를 초과하지 않는다는 것을 보장하는 데 있다.

II.3.2. 코드 불확실성

가. 코드 불확실성 평가방법

코드 불확실성은 코드내의 모델 및 상관식들의 혼합된 효과에 기인하는 불확실성을 평가할 수 있고, 모든 크기에서의 다양한 현상에 대해서 불확실성이 구해질 수 있도록 다양한 크기의 적절한 전체 시스템 실험 및 부분 효과 실험데이터와 이에 대한 코드 계산결과와의 직접 비교를 통해 평가되어야 한다.

나. 실험과의 비교

- 1) 코드 불확실성과 바이어스에 대한 합리적인 평가를 하기 위해서는 여러 가지 다른 현상에 대한 실험 장치 및 다양한 규모에서의 충분한 수의 전체 계통 실험에 대한 비교를 수행해야 한다.

- 2) 부분효과실험 사용: 필요하면 특수한 현상에 대한 코드 불확실성을 형성시키기 위하여 특별한 부분효과 실험이 사용되어야 한다. (예를 들면, 상부플레넘 안전 주입 성능을 모델링하는 데 따른 코드 불확실성을 확인하기 위해서 원통형 노심 실험 장치 (Cylindrical Core Test Facility)의 데이터와 비교)
- 3) 코드계산과의 비교시에는 측정의 제한점과 교정 오차들이 고려되어야 한다.

다. 주요 안전변수에 대한 비교

- 1) 이러한 비교들은 코드의 종합적인 최적 계산 능력을 입증하기 위하여 주요 안전 변수들에 대해 수행해야 한다. 대형과단냉각재상실사고에 대해 가장 중요한 변수는 고시 2001-39의 제 3조에 명시된 바와 같이 침투피복재온도(PCT)이다.
- 2) 소형 파단 냉각재 상실사고에 대해서 피복재 온도 거동 뿐 아니라 전체 계통의 질량 및 원자로 용기 재고량 분포를 예측 할수 있는 코드 능력이 또한 통계학적으로 조사되어야 한다.

라. 불확실성의 분리 및 결합 정당화

대형과단냉각재상실사고 평가에서는 침투 피복재 온도 예측에 대한 코드 불확실성을 배출기간과 배출후 기간으로 분리시킬 필요가 있는데 이와 같이 코드 불확실성을 개별적으로 다룰 때 혹은 이들을 결합시키는 방법론을 사용할 경우, 이에 대한 정당성이 입증되어야 한다.

마. 스케일 효과 정당화

코드 불확실성을 결정하기 위하여 사용되는 실험자료는 일반적으로 원자력발전소 보다 상당히 작은 실험 장치에서 얻어진 것이므로 이 결과들을 더 큰 규모의 플랜트에 적용하기 위해서는 적용 가능성이 정당화되어야 한다.

바. 스케일 효과 평가 방법

스케일 효과는 이용 가능한 대규모 부분효과 실험들과의 비교와, 다양한 크기를 갖는 실험 장치들에서의 전체계통실험들과의 비교를 통해서 평가될 수 있다.

만일 스케일의 문제가 있다면, 특히 예측치가 보수적이지 않다면, 코드는 개선되어야 한다. 스케일 능력을 갖지 못하는 코드는 그 예측치가 보수적이지 못하다면 허용될 수 없다.

II.3.3. 기타 불확실성의 근원

원자로과도상태를 예측하는 데 최적방법론을 사용할 때, 개별모델들의 불확실성과 수치해석방법 불확실성 (즉 코드 불확실성)과는 다른 불확실성 요인이 개입된다. 다음에 기술되는 불확실성 기여인자들은 전체계산불확실성을 평가할 때 고려되어야 한다.

가. 초기조건 경계조건과 기기의 유용성

발전소 입력모델을 작성할 때, 발전소의 경계 조건 및 초기 조건과 기기들의 유용성 및 성능을 기술하는 관계들이 정의된다. 여기에는 초기 출력준위, 펌프 성능, 밸브 작동시간 및 제어시스템의 작동과 같은 인자들을 포함된다. 불확실성 평가에서 경계 및 초기 조건들과 기기의 특성 및 성능에 관련된 불확실성을 고려해야 한다. 이들에 관련된 변수들을 보수적인 상한치로 설정함으로써 불확실성의 근원을 제한하는 것이 가능하다.

나. 핵연료 거동

발전소 과도 상태 계산 결과는 핵연료 거동에 관련된 불확실성 때문에 변할 수 있는데, 이것은 대부분의 전체 계통 실험에서는 전기적으로 가열되는 붕을 사용하므로 코드 계산 결과와 전체 계통 실험과의 비교에는 핵연료 거동에 관련된 불확실성이 포함되어 있지 않기 때문이다. 이러한 불확실성은 핵연료 전도도, 간격폭, 간격 전도도 및 침투 계수와 같은 많은 효과들을 포함하고 있다. 이러한 불확실성들을 정량화하여 전체 계산 불확실성을 결정할 때 고려해야 한다.

다. 기타 변수

최적계산 코드안에는 전체 계통 실험 데이터와의 비교를 통해서 평가되지 못하는 효과들을 가진 개별적인 모델들이 있을 수 있다. 예를 들면, 대부분의 전체 계통 실험들은 전기 가열봉들을 사용하기 때문에 노심 붕괴열 및 피복재 금속-물 반응 등의 예측에 관련된 불확실성이 평가되지 않는다. 또한, 최적계산코드의 예측능력의 전반적인 적합성을 입증하기 위해서, 합리적인 파단 유량을 구하는 데 실험적으로 얻어진 파단 방출계수를 사용하는 것이 필요할 수도 있다. 이와 같이 전체계통 실험 데이터와의 비교에 의해서 평가되지 않는 각 모델들의 불확실성이 정량화 되어야 하고 전체코드불확실성을 결정할 때 고려되어야 한다.

II.3.4. 전체계산불확실성에 대한 통계적 처리 방법

가. 방법론

95% 확률한계에서의 전체계산 불확실성의 평가치를 구하기 위해 사용되는 방법론을 제시하고 정당화해야 한다. 만일 선형적으로 독립성을 가진다고 가정한다면 적합한 타당성이 입증되어야 할 것이다.

나. 개별변수의 영향

- 1) 개별 변수가 코드 불확실성에 미치는 영향은 적절한 실험 데이터와 비교하여 검토되어야 한다. (C-4-57)
- 2) 변수들의 가정된 분포와 고려되는 범위에 대해 타당성이 제시되어야 한다. (C-4-58)
- 3) 실제로, 주요변수 (예를 들면, 침투 피복재 온도)에 대한 실질적인 통계적 분포는 알려져 있지 않으므로 적용할 수 있는 공학적 데이터와 정보를 사용하여 통계적 분포를 선택하는 것을 정당화 해야 한다. 그러한 분포에 적절한 통계변수들은 이용가능한 데이터 및 공학적 해석의 결과를 사용하여 평가되어야 한다. 이러한 선정과정에 대한 증빙 서류가 제출되어야 한다.

다. 통계적 분포

이와 같이 평가된 수치들은 그 분포에 대한 통계변수들의 참값이라고 가정된다. 이것으로부터 95%수준에서 상한 일방(upper-one side) 확률 한계가 계산될 수 있다. 확률한계치가 2200°F에 근접할수록, 통계적 분포의 선정과 정당화 및 통계변수의 평가에 신중을 기해야 한다. 만일 정규분포가 선정되고 정당화되었다면, 확률한계치는 표준편차의 2배로 보수적으로 계산될 수 있다. 95퍼센트 값에 비교할 때 2배의 표준편차가 갖는 보수성은 확률분포의 불확실성 고려에 사용될 수 있다. 이러한 기법들은 이상의 접근 방법에서는 요구되지 않았던 신뢰도 수준(confidence level)의 사용을 요구하게 될 수도 있다.

라. 불확실성 분석 적용 범위

- 1) 고시 2001-39호 제 3 조에 대한 적합성을 입증하기 위하여 95% 확률 수준에서의 침투 피복재 온도를 평가하는 것은 파단부 스펙트럼 분석에 의해 규명된 최악의 파단 경우에 대해서만 수행되면 된다.
- 2) 그러나, 이 방법을 사용하기 위해서는, 최악의 파단 경우에 대한 전체계산불확실성이 스펙트럼내의 다른 파단사고에 대한 불확실성을 포괄함을 입증하는 정당화가 제시되어야 한다.

마. 대형/소형 파단 냉각재상실사고 분리

대형 및 소형파단 냉각재상실사고에 대해서는 계통의 열수력 거동상 근본적인 차이가 있기 때문에, 분리시켜서 불확실성 평가를 수행하는 것이 필요하다.

라. 불확실성 분석 대상

고시 2001-39호 제 3 조의 어떠한 기준도 초과되지 않을 높은 확률이 입증될 것을 요구하고 있으며 침투 피복재 온도 기준에만 제한되지 않는다.

그러나, 다른 기준들은 침투 피복재 온도에 고도로 의존하고 있으므로, 만일 온도 기준을 95% 확률수준에서 만족시킴으로써 다른 기준들이 이와 동일하거나 더 높은 확률수준에서 초과되지 않음을 입증할 수 있다면 다른 기준들을 초과할 확률

에 대한 고려가 요구되지 않을 수 있다.

II.3.5. 냉각재상실사고 불확실성 평가에 대한 안전기술원의 방법론

본 규제 지침에 적합한 냉각재상실사고의 최적 계산 및 불확실성 평가에 대하여 한국원자력안전기술원에서는 문헌 [52]의 기술 보고서에서 최적계산에서 사용될 수 있는 열수력 모델에 대한 의견을 제시하였으며, 문헌 [53]의 기술 보고서에서 불확실성 평가방법에 대한 예시적 접근 방법을 제시하였다. 기타 문헌 [54]에 제시된 미국의 원자력규제위원회가 개발한 CSAU 방법 (Code Scaleability, Applicability and Uncertainty) 등도 본 규제 지침에 적합한 방법론으로 인정된다. 피인가자는 가압경수로 냉각재상실사고에 대한 최적 계산 및 불확실성 평가방법의 개발에 있어 이들을 참조할 수 있다.

II.4 요구 문서

II.4.1. 평가모델

가. 각 평가 모델에 대해서 다음을 포함한 상세한 설명이 제시되어야 한다. 본 설명서는 최적계산에 대한 접근방식의 기술적인 검토가 충분히 가능하도록 완벽하게 작성되어야 한다.

- 1) 사용된 최적계산코드의 방정식, 수치해석적 근사화, 사용된 실험적 상관식, 코드 해법 알고리즘 및 절차, 코드 구조, 입력 데이터 구조, 출력 데이터 등에 대한 상세한 설명
- 2) 최적계산코드 내의 개별 모델에 대한 상세한 설명, 모델 상의 단순화 및 가정에 대한 정당성, 적절한 실험과의 비교, 비교되는 실험의 불확실성 및 타당성, 모델의 바이어스, 모델 불확실성, 규제지침 내의 요구 특성 및 허용 특성에 대한 만족성 등에 대한 평가 자료

나. 요청시 평가 모델에서 사용된 것과 같은 형식의 각 전산 프로그램의 완전한 목록 및 계산 입력자료를 안전기술원에 제출하여야 한다.

II.4.2. 해의 수렴성 및 성능

각 전산프로그램에서, 다음을 포함하여 계통의 모델화 혹은 노딩과 계산시간 구간에 대한 연구를 통해 해의 수렴성 및 성능이 입증되어야 한다.

- 1) 최적계산코드의 수치해석 방법에 대한 민감도 평가, 계통의 분할에 대한 민감도, 계산 시간 구간에 대한 민감도 평가를 통한 최적 계산 코드 성능 자료

II.4.3. 민감도 연구

다음 사항을 포함하여, 노딩, 펌프작동 혹은 고착 등을 포함하여 계산에서 중대한 영향을 미칠 것으로 가정되는 현상 및 적용범위에서의 매개변수 값 등의 변화에 따라 계산결과에 미치는 영향을 평가하기 위하여, 적절한 민감도 연구가 각 평가 모델에 대해 수행되어야 한다. 연구 결과 민감한 것으로 나타난 항목에 대해서는 이들의 선택에 대한 정당성이 입증되어야 한다.

- 1) 최적계산의 초기조건, 경계조건, 기기의 유용성에 대한 민감도 분석 등을 포함한 타당성 평가 자료

II.4.4. 평가 모델의 실험 자료와 비교

원자로 냉각재상실사고에 대한 최적계산이 수행되었음을 입증하기 위해, 평가모델 및 그 일부에 대한 예측은 다음과 같이 해당 실험자료와 비교되어야 한다.

- 1) 충분히 다양한 크기의 적절한 전체계통실험 및 개별효과실험과 계산의 비교

II.4.5. 불확실성 평가

원자로 냉각재상실사고 최적계산에 따른 불확실성이 적절히 평가되었음을 입증하기 위해 다음을 포함한 자료가 제시되어야 한다.

- 1) 전체계산불확실성 및 코드 불확실성 평가에 사용된 근사화 및 가정 근거 자료
- 2) 주요 안전변수에 대해
- 3) 코드 불확실성의 분리하여 평가하는 경우 정당성 입증 자료

- 4) 스케일 효과의 평가 자료
- 5) 코드 불확실성 이외의 불확실성 근원 및 정량화 평가 자료
- 6) 전체계산 불확실성 평가를 위한 통계적 방법론 및 정당성 평가 자료
- 7) 개별 변수가 코드 불확실성에 미치는 영향 평가 자료
- 8) 변수들의 분포 및 고려되는 범위의 타당성 평가 자료
- 9) 주요 변수의 통계 변수 선정 타당성 평가 자료
- 10) 제한적인 파단 사고가 스펙트럼 내 타 파단사고를 포괄함을 입증하는 평가 자료
- 11) 타 기준에 대한 최고 피복재 온도 기준 만족의 포괄성 평가 자료

III. 이행

본 규제 지침은 2002년 __월 __일 한국원자력안전기술원의 규제 지침으로 공포되었다. 2002년 __월 __일 이후에 신청된 가압경수로 비상노심냉각계통 성능 평가의 최적 방법은 본 지침에 따라 검토될 것이다.

IV. 참고문헌

- [1] Los Alamo National Laboratory, "TRAC-PF1/MOD1 : An Advanced Best-Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis, "NUREG/CR-3858 (LA-10157-MS), July 1986.
- [2] Idaho National Engineering Laboratory, "TRAC-BDI/MOD1 : An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis," NUREG/CR-3633, 4 Vols. (EGG-2294), April 1984.
- [3] Idaho National Engineering Laboratory, "RELAP5/MOD2 Code Manual, "Vols. 1 & 2, NUREG/CR-4312, August 1985. (Available in the NRC Public Document Room)
- [4] Pacific Northwest Laboratory, "COBRA/TRAC-A Thermal-Hydraulics Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary Coolant Systems,"

- NUREG/CR-3046, 5 Vols. (PNL-4385), March 1983.
- [5] L. J. Siefken et al., "FRAP-T6 : A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods." NUREG/CR-2148 (EG & G, EGG-2104), May 1981.
- [6] G. A. Berna et al., "FRAPCON-2 : A Computer Code for the Calculation of Steady State Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods," NUREG/CR-1845, January 1981.
- [7] "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis," NUREG-1230, December 1988.
- [8] D. Lanning and M. Cunningham, "Trends in Thermal Calculations for Light Water Reactor Fuel (1971-1981)." in Ninth Water Reactor Safety Research Information Meeting, USNRC, NUREG/CP-0024, Vol. 3, March 1982.
- [9] Idaho National Engineering Laboratory, "MATPRO Version 11(Revision 2) : A Hand book of Materials Properties for Use in the Analysis of Light-Water Reactor Fuel Rod Behavior," NUREG/CR-0497, Rev. 2. August 1981.
- [10] American Nuclear Society, "American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors," ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979. (ANS, 555 North Kensington Avenue, La Grange Park, Illinois 60525.)
- [11] J.V. Cathcart et al., "Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics: IV Reaction Rate Studies," Oak Ridge National Laboratory, LRNL/NUREG-17, August 1977. (Available from NTIS.)
- [12] H. J. Richter, "Separated Two-Phase Flow Model: Application to Critical Two-Phase Flow," EPRI Report NP-1800, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, April 1981.
- [13] D. Abdollahian et al., "Critical Flow Data Review and Analysis," Report NP-2192, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, January 1982.
- [14] USNRC, "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Summary Report," (Joint Reactor Safety Experiments in the Marviken Power Station, Sweden), NUREG/CR-2671, May 1982.
- [15] M. Reocreux, "Contribution to the Study of Two-Phase Steam-Water Critical Flow," Ph.D. Thesis, L'Universite Scientifique Medecale de Grenoble, 1974.

(English translation available from NTIS, LIB/Trans-576.)

- [16] N. Abuaf, G. A. Zimmer, B. J. C. Wu, "A Study of Nonequilibrium Flashing of Water in a Converging-Diverging Nozzle," NUREG/CR-1864, Vols. 1-2 (Brookhaven National Laboratory, BNL-NUREG-51317), March 1982.
- [17] G. L. Sozzi and W. A. Sutherland, "Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure," General Electric Company, GE Report NEDO-13418, 1975. (Available in the NRC Public Document Room.)
- [18] R. A. Edwards and T.P.O'Brien, "Studies of Phenomena Connected with the Depressurization of Water reactors," Nuclear Energy (Journal of the British Nuclear Energy Society), Vol. 9, No. 2, April 1970.
- [19] Commissariat a L'Energie Atomique, C. Jeandey et al., "Auto vaporisation d'écoulements eau/vapeur," Report TT, No. 163, Centre D'Etudes Nucleaires de Grenoble, Dept. des Reacteurs a Eau, Service des Transferts Thermiques, Grenoble, France, July 1981. (Copies may be obtained from Maurice Gomolinski, CEA, B. P. No. 6, 92260 Fontenay-aux-Roses Cedex, France.)
- [20] C. Jeandey and L. Gros D'Aillon, "Critical Flows in a Short Super Moby Dick Pipe," Rapport TT/SETRE/71, Centre d'Etudes Nuclearies de Grenoble, Grenoble, France, September 1983. NRC Translation 1401 available from the NRC Public Document Room (52 FR 6334), ACCESSIO NUMBER 8704060298.
- [21] J. L. Anderson and W. A. Owea, "Data Report for the TPFL Tee/Critical Flow Experiments," NUREG/CR-4164 (EG & G Idaho, Inc., EGG-2377), November 1985.
- [22] J. Reimann and M. Khan, "Flow Through a Small Break at the Bottom of a Large Pipe with Stratified Flow," Nuclear Science and Engineering, Vol. 88, pp. 297-310, November 1984.
- [23] v. E. Schrock et al., "Steam-Water Critical Flow Through Small Pipes from Stratified Upstream Regions," in Heat Transfer 1986; C. L. Tien, V. P. Carey, and J. K. Ferrell, Editors; Vol. 5, pp. 2307-2311; Hemisphere Publishing Corp., 242 Cherry St., Philadelphia, PA 19106, 1986.
- [24] V. E. Shchrock et al., "Small break Critical Discharge-Roles of vapor and Liquid

- Entrainment in Stratified Two-Phase Region Upstream of the Break," NUREG/CR-4761 (Lawrence Berkeley Laboratory, LBL-22024), December 1986.
- [25] W. D. Beckner and J. N. Reyes, Research Information Letter No. 128, "PWR Lower Plenum Refill Research Results," USNRC, December 8, 1981.
(Available in the NRC Public Document Room)
- [26] W. D. Beckner, J. N. Reyes, R. Anderson, "Analysis of ECC Bypass Data," U. S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG-0573, July 1979.
- [27] C. J. Crowley et al., "1/5-Scale Countercurrent Flow Data Presentation and Discussion," NUREG/CR-2106 (Creare Incorporated, Creare TN-333), November 1981.
- [28] K. H. Sun, "Flooding Correlations for BWR Bundle Upper Tieplate and Bottom Side-Entry Orifices," in Multi-Phase Transport: Fundamentals, Reactor Safety, Applications, Vol. 1, T. N. Veziroglu, Editor, Hemisphere Publishing Corp., 242 Cherry St., Philadelphia, PA 190106, 1979.
- [29] D. D. Jones, "Subcolled Counter-Current Flow Limiting Characteristics of the Upper Region of a BWR Fuel Bundle," General Electric Company, NEDG-NUREG-23549, July 1977. (Available in the NRC Public Document Room.)
- [30] J. A. Findlay, "BWR Refill-Refill-Reflood Program Task 4.4 - CCFL/Refill System Effects Tests (30° Sector). Evaluation of Parallel Channel Phenomena," NUREG/CR-2566 (General Electric Company, GEAP-22044, EPRI NP-2373). November 1982.
- [31] D. G. Schumacher et al., "BWR Refil-Refil-Reflood Program Task 4.4-CCFL/Refill System Effects Tests (30° Sector) SSIF Systems Response Test Results," NUREG/CR-2808 (General Electric Company, GEAP-22046, EPRI NP-2374), April 1983.
- [32] J. A. Findlay, "BWR Refill-Reflood Program Task 4.4-CCFL/Refill System Effects Tests (30° Sector) Evaluation of ECCS Mixing Phenomena," NUREG/CR-2786 (General Electric Company, GEAP-22150, EPRI NP-2842), May 1983.
- [33] G. P. Gaspari, C. Lombardi, G. Beterlonge, "Pressure Drops In Steam-Water

- Mixtures. Round Tubes Vertical Upflow," Contro Informazioni Studi Esperienze, Milan. Italy. CISE-R83, 1964. (Available from NTIS.)
- [34] A. Alessandrini, G. Peterlongo, R. Ravetta, "Large Scale Experiments on Heat Transfer and Hydrodynamics with Steam-Water Mixtures. Critical Heat Flux and Pressure Drop Measurements in Round Vertical Tube at the Pressure of 51Kg/cm² abs." Centro Informatoni Studi Esperienze, Milan, Italy, CISE-R86, 1963. (Available from NTIS).
- [35] E. Janssen and J. A. Kervinen. "Two-Phase Pressure Drop Across Contractions and Expansions: Water-Steam Mixtures at 600 to 1400 psia." AEC R&D Report GEAP-4622, 1964. (Available in the NRC Public Document Room)
- [36] E. Janssen and J. A. Kervinen, "Two-Phase Pressure Drop in Straight Pipes and Channels; Water-Steam Mixtures at 600 to 1400 psia," AEC R & D Report GEAP-4616, 1964. (Available in the NRC Public Document Room.)
- [37] R. T. Lahey, B. S. Shiralkar, D. W. Radcliffe. "Two-Phase Flow and Heat Transfer in Multi-rod Geometries; Subchannel and Pressure Drop Measurements in a Nine-Rod Bundle for Diabatic and Adiabatic Conditions," AEC R & D Report GEAP-13049, General Electric Company, March 1970.
- [38] G. L. Yoder et al., "Dispersed Flow Film Boiling in Rod Bundle Geometry-Steady State Heat Transfer Data and Correlation Comparisons," NUREG/CR-2435 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL-5822). April 1982.
- [39] D. G. Morri et al., "Dispersed Flow Film Boiling of High Pressure Water in a Rod Bundle," NUREG/CR-2183 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-7864), September 1982.
- [40] N. Lee et al., "PWR FLECHT-SEASET Unblocked Bundle, Forced and Gravity Reflood Task Data Evaluation and Analysis Report." NUREG/CR-2256 (Westinghouse Electric Corporation WCAP-9891, EPRI NP-2013), November 1981.
- [41] R. C. Cottula et al., "Forced Convective, Nonequilibrium, Powt-CHF Heat Transfer Experiment Data and Correlation Comparison Report," NUREG/CR-3193 (EG&G Idaho, Inc., EGG-3345), April 1985.
- [42] G. L. Yoder, "Rod Bundle Film Boiling and Steam Cooling Data Base and

- Correlation Evaluation," NUREG/CR-4394 (Oak Ridge National Laboratory, LRNL/TM-9628), August 1986.
- [43] T. M. Anklam et al., "Experimental Investigations of Uncovered-Bundle Heat Transfer and Two-Phase Mixture-Level Swell Under High-Pressure Low Heat-Flux Conditions," NUREG/CR-2456 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL-5848), April 1982.
- [44] G. L. Yoder et al., "High Dryout quality Film Boiling and Steam Cooling Heat Transfer Data from a Rod Bundle," Nureg/CR-3502 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL/TM-8794), January 1984.
- [45] S. Wong and L. E. Hochreiter, "Analysis of the FLECHT-SEASET Unblocked Bundle Steam Cooling and Boiloff Tests," NUREG/CR-1533 (Westinghouse Electric Corporation, WCAP-9729, EPRI NP-1460), March 1981.
- [46] M. J. Loftus et al., "PWR FLECHT SEASET 21-Rod Bundle Flow Blockage Test Data and Analysis Report," NUREG/CR-2444, Vol. 1-2 (Westinghouse Electric Corporation, WCAP-9992, EPRI NP-2014), September 1982.
- [47] B. J. Chexal, J. Horowitz, G. Lellouche, "An Assessment of Eight Void Fraction Models for Vertical Flows," NSAC-107, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, December 1986.
- [48] D. S. Seely and R. Muralidharan, "BWR Low Flow Bundle Uncovery Tests and Analysis," NUREG/CR-2231 (General Electric Company, GEAP-24964, EPRI NP-1781), April 1982.
- [49] T. M. Anklam, "ORNL Small-Break LOCA Heat Transfer Series I; Two-Phase Mixture-Level Swell Results," NUREG/CR-2115 (Oak Ridge National Laboratory, ORNL/NUREG/TM-447), September 1981.
- [50] D. Jowitt, "A New Voidage Correlation for Level Swell Conditions," Winfrith UK, AEEW-R-1488, December 1981. (Available in the NRC Public Document Room.)
- [51] J. A. Findlay, "BWR Refill-Refood Program Task 4.8-Model Qualification Task Plan," NUREG/CR-1899 (General Electric Company, GEAP-24898, EPRI NP-1527), August 1981.

- [52] 한국원자력안전기술원, 가압경수로 비상노심냉각계통 성능평가 열수력 모델
규제연구보고서, KINS/RR-006, 2000년 3월.
- [53] 한국원자력안전기술원, 비상노심냉각계통 평가방법 개발 및 응용, 최종보고서
KINS/GR-021, 1991년 6월.
- [54] USNRC, Quantifying Reactor Safety Margin, An Application of Code Scaleability
Applicability and Uncertainty to LBLOCA, NUREG/CR-5249, Oct. 1988.

서지 정보 양식					
수행기관보고서번호		위탁기관보고서번호		표준보고서번호	
KINS/GR-240					
제목/부제		열수력 안전해석 규제기술 개발			
연구책임자 및 부서명		방영석 (안전해석실)			
연구자 및 부서명		이석호, 정재원, 정훈영, 박준상, 설광원, 장창선, 김세원, 김종갑, (안전해석), 김효정(규제기술연구부), 김인구, 양채용, 이승혁 (안전연구), 안형준 (기술기준실), 조용진, 조종철, 김윤일, 김위경 (계통평가실), 안상규, 김응식, 김만웅(종합기술연구), 이종인 (규제부) 고창석, 최영준 (규제1), 류용호(규제2), 김호기, 김갑, 나원준, 오덕연 (북한경수로), 김균태, 신안동 (성과평가), 김은경(전산정보실),			
발행지	대전	발행기관	한국원자력안전기술원	발행일	2002.5.
페이지	821p	도표	유(O), 무()	크기	29.7 cm
참고사항	과기부 원자력연구개발 1단계 중장기과제				
비밀여부	공개(O), 대외비(), 급 비밀		보고서종류	연구보고서	
연구위탁기관	과학기술부		계약번호		
초록 (300 단어 내외)					
<p>본 연구는 현행 원자로, 차세대 개량형 경수로 및 미래형 원자로의 합리적인 안전 규제에 필요한 열수력 안전해석 규제 기술을 개발하는 데 목적이 있다. 이를 위해 1997년부터 5년간의 연구에서는 안전해석 검증기술의 개선, 열수력 주요 안전현안의 평가, 비상노심냉각계통 규제 요건 및 지침 개발에 주력하였다. 검증기술 개선 분야에서는 CAMP 국제공동연구를 통해 RELAP5, TRAC 등의 코드를 확보하였으며, 개별효과실험, LOFT ATWS 실험 L9-3, LSTF MSGTR 실험 SB-SG-10, 고리 2 살수개방사고를 평가 계산하였고, 중수로 안전해석 규제검증을 위해 RELAP5/CANDU+코드를 개발하였다. 신형경수로 검증계산을 위해 TRAC 코드를 확보하였으며, UPTF 원자로용기주입 실험을 통해 검증하였다. 모델 및 신뢰성이 개선된 코드들은 고리 1 사고해석 검증계산, 신형경수로 검증계산 등에 적용되어 열수력 거동의 이해 및 안전성 평가에 직접 이용되었다. 열수력 안전 현안 분야에서는 정지/저출력 안전성 평가를 비롯하여, 고연소도핵연료 현안, 가압열충격, 열성충화, 장기냉각성능, ATWS 다중고장사고 등이 조사되고 적절한 열수력 해석이 수행되어 현안의 평가에 이용되었다. 또한 수명연장관련 사고해석 현안들이 조사되었다. 규제 요건 평가 분야에서는 관련 기술의 현황이 분석되었고, 비상노심냉각계통 성능에 관한 규제 요건이 개발되었으며, 이를 뒷받침하는 평가 방법에 관한 규제지침이 개발되었다 또한 평가 방법에 사용되는 열수력 모델에 대한 검토가 이루어졌다.</p>					
주제명 키워드(10단어내외)					
가압경수로, 신형경수로, CANDU형 원전, 안전해석, 열수력, 안전현안, 정지냉각상실사고, 다중고장사고, 비상노심냉각계통, 성능 평가, 원자로용기직접주입					

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET							
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report		Subject Code	
KINS/GR-240							
Title/Subtitle		Development of Regulatory Technology for Thermal-Hydraulic Safety Analysis					
Project Manager & Dept.		Young Seok, Bang (SRD)					
Researcher & Dept.		S.H.Lee, J.W.Jung, H.Y.Chung, J.S.Park, K.W>Seul, C.S.Chang, S.W.Kim, J.K, Kim, (RSAD), H.J.Kim(DRR), I.G.Kim, C.Y.Yang, S.H.Lee (NSRD), H.J.Ann (TSD), Y.J.Cho, JC.Jo, Y.L.Kim., Y.I.Kim, W.K.Kim (SAD), S.K.Arn, W.S, Kim, M.W.Kim (CTS), Ji.Lee (DL), C.S.Ko, Y.J.Choi(R1), Y.H.Ryu(R2), H.K, Kim, K.Kim, W.J.Na, D.T.Oh (LWRPD), K.T.Kim, A.D.SHin (PM), E.K.Kim(CID),					
Pub. Place	Taejon	Pub.Org	Korea Inst. Nuc. Safety	Pub. Date	2002. 5.		
Pages	821p	Fig/Tab	Y(O), N()	Size	29.7 cm		
Note	MOST Mid-long-term Project for Nuclear R&D (1-Step)						
Classified	Open (O), Outside(),	Class		Report Type	Research Report		
Sponsoring Org.	MOST		Contract No.				
Abstract (300 words)							
<p>The present study aims at developing a thermal-hydraulic safety analysis regulatory capability required for the reasonable regulation of current nuclear plover plants (NPPs) and future NPPs. Since 1997, the present study has been conducted for 5 years to improve the safety analysis auditing technology, to evaluate the major thermal-hydraulic safety issues, and to develop the Emergency Core Cooling System (ECCS) regulatory requirements and guides. In the area of auditing analysis technology, RELAP5 and TRAC codes are available through the participation of CAMP program, and code assessment and improvement were made through the midloop-specific separate effect tests, LOFT L9-3 ATWS test, LSTF SG-SG-10 MSGTR test, and a real plant transient, i.e., Kori Unit 2 spray valve stuck open. Especially RELAP5/CANDU+ code was developed for the auditing analysis for CANDU plants based on the standard RELAP5 code. TRAC code was introduced to apply the licensing analysis of APR-1400 and the code applicability was justified by the UPTF Direct Vessel Injection test assessment. The improved and reliable code was applied to the licensing audit analysis of Kori 1 and APR-1400 to provide the technical basis for regulation. The safety issues including shutdown and low power safety, high burnup fuel issues, pressurized thermal shock, long-term-cooling performance, and ATWS coping capability were investigated and thermal-hydraulic analysis proper to each issue were conducted. The regulatory requirement on the ECCS performance evaluation was developed and regulatory guide on evaluation methodology was developed. Thermal-hydraulic models to be used in the methodology were reviewed for evaluating their acceptability.</p>							
Subject Keywords(10words)							
Pressurized Water Reactor, Advanced Power Reactor, CANDU, Safety Analysis, Thermal-hydraulics, Safety Issues, Loss of Shutdown Cooling, Multiple Failure Event, Emergency Core Coolinfg System, Performance Evaluation, Direct Vessel Injection							