

40 MWth 해양용 용융염 원자로 개념설계 보고서

Conceptual Design Report
for a 40 MWth Marine Molten Salt Reactor

주요 설계 제원

대상 선박	6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선
열출력 / 전기출력	40 MWth / ~16 MWe
냉각재/연료	FLiBe ($\text{LiF}-\text{BeF}_2$) + UF_4
감속재	핵급 흑연 (IG-110)
구조재	Hastelloy-N (UNS N10003)
동력변환	초임계 CO_2 브레이턴 사이클 (효율 ~40%)
설계 수명	20년 (용량계수 85%)

2026년 2월

목 차

제1장 서론 및 설계 기준	5
1.1 연구 배경 및 목적	5
1.2 용융염 원자로 기술 개요	8
1.3 설계 요건	9
1.4 설계 기본 사양	11
1.5 설계 개념 개요	15
1.6 해석 방법론 및 한계	16
1.7 보고서 구성	17
제2장 노심 핵설계	19
2.1 노심 기하학적 설계	19
2.2 육각 격자 채널 설계	21
2.3 핵데이터	23
2.4 균질화 거시단면적	25
2.5 임계도 해석	27
2.6 중성자 확산 해석	32
2.7 반응도 계수	33
2.8 연소 해석	35
2.9 핵설계 요약 및 고찰	36
제3장 열수력 해석	38
3.1 해석 개요	38
3.2 유동 조건	39
3.3 열전달 모델	41
3.4 온도 분포 결과	43
3.5 열적 한계 평가	44
3.6 루프 수력 해석	46
3.7 자연순환 해석	47
3.8 계통 온도 맵	48
3.9 열수력 해석 요약	49
제4장 열교환기 설계	51
4.1 설계 개요	51
4.2 온도 경계조건 및 LMTD	52
4.3 관 기하학 사양	53
4.4 관측 열전달 해석	54
4.5 셀측 열전달 해석	55
4.6 총괄 열전달계수	58
4.7 열교환기 사이징	59

4.8 성능 분석	60
4.9 압력강하 해석	62
4.10 중량 및 치수	63
4.11 설계 고찰 및 최적화 방향	65
제5장 구조 건전성 평가	67
5.1 설계 기준	67
5.2 원통 셀 설계	68
5.3 반구형 헤드 설계	70
5.4 노즐 보강 설계	71
5.5 열응력 해석	72
5.6 안전여유 평가	74
5.7 용기 중량 산출	75
5.8 선박 운동 하중 (DNV GL)	76
5.9 구조 건전성 평가 요약	79
제6장 안전 해석	81
6.1 해석 개요	81
6.2 점동역학 모델	82
6.3 열수력 결합 모델	84
6.4 온도 되먹임 반응도 모델	86
6.5 ULOF(비보호 유량상실) 해석	86
6.6 UTOP(비보호 과출력) 해석	88
6.7 SBO(전원상실) 해석	89
6.8 비상배출탱크 설계	91
6.9 안전 해석 요약	94
제7장 차폐 설계	96
7.1 설계 기준	96
7.2 방사선원항	97
7.3 차폐 재료	99
7.4 차폐 해석 방법	101
7.5 총별 감쇠 계산	103
7.6 선량 평가	104
7.7 정지 후 선량	105
7.8 차폐 설계 고찰	106
7.9 차폐 설계 요약	107
제8장 선박 통합	109
8.1 대상 선박	109
8.2 추진 동력 요건	110
8.3 원자로 계통 배치	111
8.4 중량 분석	112

8.5 공간 적합성	113
8.6 선박 운동 하중	114
8.7 동력변환 계통	115
8.8 전기 계통	116
8.9 보조 계통	118
8.10 기관실 배치 개념	119
8.11 선박 통합 요약	120
제9장 결론 및 향후 과제	121
9.1 설계 결과 종합	121
9.2 주요 설계 성과	122
9.3 설계 과제 및 해결 방향	124
9.4 해양 탈탄소화 MSR의 역할	127
9.5 결론	128
제None장 참고문헌	130
제None장 부록 A: 설계 매개변수 종합표	132

제 1 장

서론 및 설계 기준

1.1 연구 배경 및 목적

1.1.1 국제 해운업 탈탄소 동향

국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)는 2018년 4월 제72차 해양환경보호위원회(MEPC 72)에서 채택한 '온실가스 감축 초기 전략'을 통해 국제 해운업의 온실가스(GHG) 배출량을 2008년 대비 2050년까지 최소 50% 감축하고, 금세기 내 완전한 탄소 증립(phase-out)을 달성한다는 목표를 설정하였다. 이후 2023년 7월 MEPC 80에서는 이 목표를 더욱 강화하여, 2050년까지 국제 해운에서의 GHG 순배출을 '0에 근접(close to zero)'시키는 것으로 상향 조정하였다. 이는 사실상 2050년까지 해운업의 완전 탈탄소를 요구하는 것이다.

현재 전 세계 상선대의 약 98%는 중유(HFO) 또는 저유황유(VLSFO)를 연소하는 디젤 엔진으로 추진되며, 국제 해운은 전 세계 CO₂ 배출량의 약 2.9%(연간 약 10억 톤)를 차지한다. 특히 6,000~14,000 TEU급 대형 컨테이너선은 단일 선박 기준으로 연간 약 5만~10만 톤의 CO₂를 배출하며, 이는 중소 도시 수준의 배출량에 해당한다. IMO의 탄소집약도(CII) 규제가 단계적으로 강화됨에 따라, 대형 컨테이너선의 대안 추진 동력원에 대한 산업계의 수요가 급증하고 있다.

현재 검토되고 있는 대안 연료로는 LNG, 메탄올, 암모니아, 수소 등이 있으나, 이들 모두 에너지 밀도, 인프라 가용성, 비용, 또는 잔여 탄소 배출 문제에서 근본적인 한계를 가진다. LNG는 CO₂ 배출을 약 25% 감축할 수 있으나 메탄 슬립(methane slip) 문제와 완전 탈탄소 미달이라는 한계가 있다. 그린 암모니아와 그린 수소는 완전 무탄소이나, 현 시점에서 대양항해 선박에 필요한 규모의 생산 인프라와 벙커링 시설이 부재하며, 체적 에너지 밀도가 기존 연료 대비 현저히 낮아 화물 적재 공간의 상당 부분을 연료 저장에 할애해야 한다는 문제가 있다.

이러한 배경에서 원자력 추진은 본질적으로 탄소 무배출(zero-carbon)이며, 우라늄 연료의 극도로 높은 에너지 밀도(석유 대비 약 100만 배)로 인해 사실상 무제한의 항속 거리를 제공할 수 있는 유일한 대안이다. 원자력 추진 선박은 연료 보급 없이 수년간 연속 운항이 가능하며, 이는 항만 인프라 의존성을 근본적으로 제거한다.

1.1.2 핵추진 선박의 역사

민간 핵추진 선박의 역사는 1950년대로 거슬러 올라간다. 다음 표는 역사적으로 건조된 주요 민간 핵추진 선박을 요약한다.

표 1.1 주요 민간 핵추진 선박 및 부유식 원자력 발전소

선박명	국가	진수/운항	노형	열출력	비고
NS Savannah	미국	1962~1972	PWR	74 MWth	최초 민간 핵추진 화물-여객선, 경제성 부족으로 퇴역
Otto Hahn	서독	1968~1979	PWR	38 MWth	광석 운반선, 632,000 해리 무사고 운항
Mutsu	일본	1974 (시운전)	PWR	36 MWth	방사선 누출 사고로 상업운항 불가, 1992 퇴역
Sevmorput	러시아	1988~현재	PWR (KLT-40)	135 MWth	LASH 화물선, 북극항로 운용 중
Akademik Lomonosov	러시아	2020~현재	PWR (KLT-40S)	2x150 MWth	부유식 원자력 발전소, 70 MWe

NS Savannah는 1962년부터 1972년까지 약 45만 해리를 운항하며 핵추진 선박의 기술적 실현 가능성을 입증하였으나, 당시 저렴했던 석유 가격 대비 높은 건조비와 운영비로 인해 경제적으로는 성공하지 못하였다. 독일의 Otto Hahn은 1968년부터 1979년까지 632,000 해리를 무사고로 운항하며 뛰어난 운전 실적을 보여주었다. 이 선박의 38 MWth PWR은 본 설계의 40 MWth 출력 수준과 유사하며, 당시 기술 수준에서도 해양 원자로의 안정적 운전이 가능함을 실증하였다.

일본의 Mutsu는 1974년 시운전 중 차폐 설계의 결함으로 인한 방사선 누출 사고가 발생하여 상업 운항에 실패하였으며, 이는 해양 원자로에서 차폐 설계의 중요성을 보여주는 교훈적 사례이다. 반면 러시아는 핵추진 쇄빙선 함대를 1959년 Lenin호 이후 지속적으로 운용해 왔으며, Arktika급, Taymyr급, 최신 LK-60Ya급(Arktika 프로젝트 22220)에 이르기까지 60년 이상의 해양 원자로 운전 경험을 축적하고 있다. 특히 2020년에 취역한 부유식 원자력 발전소 Akademik Lomonosov는 KLT-40S 원자로 2기를 탑재하여 70 MWe의 전력을 생산하며, 원격지 전력 공급이라는 새로운 적용 가능성을 보여주고 있다.

1.1.3 용융염 원자로의 해양 적용 이점

기존 민간 핵추진 선박은 예외 없이 가압경수로(PWR) 기술을 채용하였다. PWR은 높은 기술 성숙도(TRL 9)를 가지나, 해양 환경에서의 적용에 있어 몇 가지 본질적인 제약이 있다. 고압(15~16 MPa) 운전으로 인한 두꺼운 압력용기와 격납건물, 냉각재 상실 사고(LOCA) 시나리오의 존재, 고체 연료봉의 핵분열 생성물 축적에 따른 사고 시 방출 위험 등이 그것이다.

용융염 원자로(MSR)는 이러한 PWR의 해양 적용 제약을 근본적으로 해결할 수 있는 혁신적 대안이다. MSR의 해양 적용 시 기대되는 5가지 주요 이점은 다음과 같다.

1. 고유 안전성(Inherent Safety): 액체 연료인 용융염은 강한 음의 온도 반응도 계수를 가진다. 연료 온도가 상승하면 용융염의 밀도가 감소하여 핵분열 연쇄반응이 자동으로 억제된다. 본 설계에서 연료 온도 계수는 -8.3 pcm/K로, 이는 별도의 기계적 제어 장치 없이도 자기 제어(self-regulating) 능력을 제공한다. 또한 공극 반응도 계수가 -40.7 pcm/%로 강한 음의 값을 가져, 기체 혼입(gas entrainment)이나 비등에 의한 출력 폭주 가능성이 본질적으로 배제된다.
2. 저압 운전(Low Pressure Operation): 용융염은 대기압 부근(~0.2 MPa)에서 운전되며, 비점이 약 1,400도C로 매우 높아 운전 조건에서 비등이 발생하지 않는다. 이는 PWR의 15 MPa 운전 대비 구조적 요구 사항을 획기적으로 완화하며, 냉각재 상실 사고(LOCA)의 시나리오 자체를 본질적으로 제거한다. 저압 운전은 용기 벽 두께를 최소화하여 원자로의 중량과 체적을 줄이며, 이는 해양 적용에서 특히 중요한 장점이다.

3. 비상 배출 시스템(Emergency Drain System): MSR의 고유한 안전 기능으로, 노심 하부의 동결 밸브(freeze valve)가 전원 상실 시 자동으로 용융되어 연료염이 중력에 의해 기하학적으로 미임계인 비상 배출 탱크로 자동 이송된다. 이 완전 피동적(pассивный) 메커니즘은 운전원 개입이나 외부 전원 없이도 노심의 핵분열 연쇄반응을 즉시 정지시키며, 이후 자연대류에 의한 봉고열 제거가 가능하다. 이는 해양 환경에서 발생할 수 있는 전원 상실(station blackout) 시나리오에 대한 근본적 안전 대응을 제공한다.
4. 컴팩트 설계(Compact Design): 용융염의 높은 출력밀도(연료염 기준 ~97 MW/m³)와 저압 운전에 따른 얇은 용기 벽은 원자로 시스템의 전체 체적과 중량을 크게 줄인다. 본 설계의 노심 체적은 약 1.8 m³에 불과하며, 용기를 포함한 1차 계통 전체가 선박 기관실(25m x 20m x 12m) 내에 충분히 수용된다. 이는 6,000 TEU급 컨테이너선의 기존 디젤 엔진 공간과 호환 가능한 수준이다.
5. 긴 연료주기(Long Fuel Cycle): MSR의 액체 연료 특성은 온라인 재처리(online reprocessing)를 가능하게 한다. 핵분열 생성물의 연속 제거와 핵분열성 물질의 보충을 통해 이론적으로 수십 년의 무연료교체 운항이 가능하다. 온라인 재처리 없이도 본 설계의 단일 연료 장립 수명은 약 510 EFPD(유효전출력일)로, 연간 85% 이용률 기준 약 1.6년의 연속 운전이 가능하며, 부분적 연료 보충으로 설계 수명 20년의 운전이 가능하다.

1.1.4 한국의 해양 MSR 연구 동향

한국은 세계 최대의 조선 산업 국가로서, 선박 건조 능력과 원자력 기술 모두에서 강점을 보유하고 있다. 한국원자력연구원(KAERI)은 SMART 원자로를 기반으로 한 소형모듈원자로(SMR) 개발 경험을 축적하고 있으며, 이를 해양 적용으로 확장하는 연구가 진행 중이다. 또한 한국해양과학기술원(KIEST)과 다수의 대학에서 선박용 원자력 추진 시스템에 관한 기초 연구를 수행하고 있다.

용융염 원자로 분야에서 한국은 아직 초기 연구 단계이나, 최근 KAERI의 MSR 원천기술 개발 프로그램과 서울대학교, 한국과학기술원(KAIST), 울산과학기술원(UNIST) 등의 학술 연구를 통해 관련 역량이 빠르게 확대되고 있다. 특히 한국은 조선-원자력 융합 기술 분야에서 독보적인 위치를 차지할 잠재력이 있으며, 이러한 배경에서 본 연구는 해양용 MSR 개념설계의 기술적 타당성을 체계적으로 검토하는 것을 목적으로 한다.

1.1.5 연구 목적

본 연구의 구체적 목적은 다음과 같다.

1. 6,000 TEU급 파나막스 컨테이너선에 탑재 가능한 40 MWth급 흑연감속 용융염 원자로의 개념설계를 수행한다.
2. 노심 핵설계, 열수력 해석, 열교환기 설계, 구조 건전성 평가, 차폐 설계, 안전 해석을 포함하는 통합적 설계 해석 체계를 구축한다.
3. 설계 결과가 IAEA, ASME, DNV GL 등 관련 규격의 요건을 만족함을 확인하고, 설계 건전성(design soundness)을 평가한다.
4. 개념설계 단계의 해석 한계를 명확히 식별하고, 기본설계(basic design) 및 상세설계(detailed design) 단계에서 필요한 추가 연구 항목을 도출한다.

1.2 용융염 원자로 기술 개요

1.2.1 ORNL의 MSR 개발 역사

용융염 원자로의 개발은 미국 오크리지 국립연구소(Oak Ridge National Laboratory, ORNL)에서 1940년대 후반에 시작되었다. 당시 핵추진 항공기용 동력원으로서의 용융염 원자로 연구가 항공기 원자력 추진(Aircraft Nuclear Propulsion, ANP) 프로그램의 일환으로 진행되었으며, 이 연구에서 NaF-ZrF₄ 용융불화염이 원자로 냉각재 및 연료 매체로서의 잠재력이 확인되었다.

항공기 원자로 실험(Aircraft Reactor Experiment, ARE)은 1954년 11월에 2.5 MWth 출력으로 세계 최초의 용융염 원자로 운전에 성공하였다. ARE는 NaF-ZrF₄-UF₄ 연료염과 BeO 감속재를 사용하였으며, 약 100시간의 운전을 통해 고온(860도C) 용융염의 원자로 적용 가능성을 입증하였다. 다만 ANP 프로그램은 1961년 대륙간 탄도 미사일(ICBM)의 발전으로 취소되었다.

ANP 프로그램의 성과를 바탕으로 ORNL은 민간 발전용 MSR 개발로 전환하여, 용융염 원자로 실험(Molten Salt Reactor Experiment, MSRE)을 설계하였다. MSRE는 8 MWth 열출력의 실험용 원자로로, 1965년 6월 1일 첫 임계를 달성하고 1969년 12월까지 성공적으로 운전되었다. 총 누적 발전량은 9,005 MWh에 달하며, 이 기간 중 MSRE는 다음과 같은 획기적 성과를 달성하였다.

1. FLiBe(2LiF-BeF₂) 기반 용융불화염의 원자로 냉각재 및 연료 매체로서의 장기 안정성 실증: 약 4년간의 운전을 통해 용융염의 화학적 안정성, 방사화학적 거동, 핵분열 생성물 관리 가능성이 확인되었다.
2. Hastelloy-N(UNS N10003) 합금의 용융불화염 환경 내구성 검증: 약 22,000시간의 고온 용융염 접촉 운전에서 부식률이 약 25 um/년 이하로 확인되어 구조재로서의 적합성이 입증되었다.
3. U-233 연료의 세계 최초 임계 달성: MSRE는 U-235 연료로 시작하여, 1968년 U-233 연료로의 전환에 성공함으로써 토륨 연료주기의 기술적 실현 가능성을 세계 최초로 실증하였다.
4. 온라인 연료 처리 기초 기술 시연: 핵분열 가스(Kr, Xe)의 연속 제거 시스템과 화학적 연료염 처리 기술의 기초가 확인되었다.

MSRE의 성공에 힘입어 ORNL은 1,000 MWe급 상업용 용융염 증식로(Molten Salt Breeder Reactor, MSBR)의 개념설계(ORNL-4541, 1971)를 완성하였다. MSBR은 특연감속 열중성자 스펙트럼에서 토륨-우라늄 증식 연료주기를 적용하는 단일유체 설계로, 출력밀도 22 MW/m³의 대형 노심을 채용하였다. 그러나 1973년 AEC(원자력위원회)의 예산 결정으로 MSR 프로그램은 종료되었으며, 이후 LMFBR(액체금속 고속증식로) 프로그램에 자원이 집중되었다.

1.2.2 제4세대 원전으로서의 MSR

2002년 미국, 프랑스, 일본, 한국 등 13개국이 참여하는 제4세대 국제포럼(Generation IV International Forum, GIF)은 6개의 차세대 원자로 기술을 선정하였으며, 용융염 원자로는 그 중 하나로 선정되었다. GIF가 MSR을 제4세대 원전에 포함시킨 주요 근거는 다음과 같다.

- 지속가능성(Sustainability): 토륨 연료주기 활용 시 사실상 무한한 연료 공급 가능
- 경제성(Economics): 저압 운전에 의한 구조물 간소화, 온라인 연료 처리에 의한 높은 이용률
- 안전 및 신뢰성(Safety & Reliability): 고유안전 특성(음의 온도 계수, 피동 배출)
- 핵확산 저항성(Proliferation Resistance): 고방사성 연료염의 전용(diversion) 곤란
- 물리적 방호(Physical Protection): 핵물질이 고방사성 용융염 형태로 존재하여 접근 곤란

현재 전 세계적으로 다양한 MSR 설계 개념이 개발되고 있다. 이들은 크게 중성자 스펙트럼(열/속), 연료주기(burner/breeder), 연료 형태(균질 액체/이종 고체-액체), 냉각재 유형(불화염/염화염) 등에 따라 분류된다. 본 설계는 MSRE 및 MSBR의 기술 기반에 뿌리를 둔 흑연감속 열중성자 스펙트럼, FLiBe 기반 균질 액체연료, 한번 통과(once-through) 저농축 우라늄(LEU/HALEU) 연료주기를 채용한 설계이다.

표 1.2 용융염 원자로 주요 설계 개념 분류

분류 기준	유형	대표 설계	비고
스펙트럼	열(Thermal)	MSRE, MSBR, TMSR (중국)	흑연 감속
스펙트럼	속(Fast)	MSFR (EU), ThorCon	감속재 없음, 염화염 가능
연료주기	소각(Burner)	MOSART (러시아)	TRU 소각 목적
연료주기	증식(Breeder)	MSBR	Th-232/U-233 증식
연료주기	전환(Converter)	본 설계	LEU/HALEU 한번 통과
냉각재	불화염(Fluoride)	MSRE, 본 설계	FLiBe, FLiNaK 등
냉각재	염화염(Chloride)	TerraPower MCFR	속스펙트럼에 적합

1.3 설계 요건

1.3.1 성능 요건

본 원자로의 성능 요건은 6,000 TEU급 파나막스 컨테이너선의 추진 동력 수요와 선내 전력 수요를 기반으로 설정하였다. 대상 선박의 설계 속력 18노트에서 요구되는 주 추진 동력은 약 12~15 MW이며, 선내 전력 수요(하역 크레인, 냉동 컨테이너, 거주 구역 등)는 약 2~4 MW이다. 이를 합산하면 약 16 MWe의 전기 출력이 필요하며, 초임계 CO2 브레이턴 사이클의 열효율 약 40%를 고려하면 열출력 40 MWth가 요구된다.

표 1.3 성능 요건 요약

항목	요건	근거
정격 열출력	40 MWth	추진 동력 + 선내 전력 수요
정격 전기출력	~16 MWe	sCO2 브레이턴 사이클 (효율 ~40%)
설계 수명	20년	대상 선박의 경제적 수명
설계 속력	18 노트	파나막스급 컨테이너선 표준 항해 속력
이용률(CF)	85%	상업 운항 일정 고려
출력 조절 범위	20~100%	입항, 항내 기동, 대양 항해
기동 시간	< 24시간	냉간 기동에서 정격 출력까지

항목	요건	근거
연료 농축도	< 20% (HALEU)	핵비확산 조건 준수

1.3.2 안전 요건

원자로의 안전 설계는 심층방어(defense-in-depth) 원칙에 따라 다중 방벽과 다중 방호 계층을 적용한다. 해양 환경의 특수성(고립된 운전 환경, 항만 인접 운전, 선원 거주 공간과의 근접성)을 고려하여, 본 설계는 육상 원전 대비 강화된 안전 기준을 적용한다.

1. 심층방어(Defense-in-Depth): 제1방벽(연료 매트릭스/용융염 자체), 제2방벽(1차 계통 경계/Hastelloy-N 용기), 제3방벽(격납 구조물/선박 이종선체)의 3중 방벽 체계를 적용한다. 각 방벽은 독립적으로 방사성 물질의 환경 방출을 방지하는 기능을 수행한다. MSR에서 제1방벽은 고체 연료봉과 달리 액체 연료염 자체가 대부분의 핵분열 생성물을 화학적으로 포획(trapping)하는 역할을 수행한다.
2. 반응도 계수(Reactivity Coefficients): 모든 운전 상태에서 연료 온도 반응도 계수가 음의 값(< -3 pcm/K)을 가져야 하며, 공극 반응도 계수 역시 음의 값이어야 한다. 이는 출력 증가에 따른 온도 상승이 자동적으로 반응도를 감소시켜 원자로를 자기 안정화시키는 고유 안전 특성을 보장하는 조건이다.
3. 정지여유도(Shutdown Margin): 원자로 정지 시 $k_{eff} < 0.99$ 를 유지할 수 있는 충분한 정지여유도를 확보해야 한다. 본 설계에서 비상 배출 탱크의 기하학적 미임계도($k_{eff} < 0.95$)가 이 요건을 만족시킨다.
4. 피동안전(Passive Safety): 운전원 개입 및 외부 전원 없이 72시간 이상 안전 상태를 유지할 수 있어야 한다. 비상 배출 시스템(동결밸브), 자연순환에 의한 냉각제 제거, 피동 냉각 시스템이 이 요건을 만족시킨다.
5. 미임계도(Subcriticality): 정지 상태, 비상 배출 상태, 냉온 상태 등 모든 비운전 상태에서 미임계를 유지해야 한다. 특히 비상 배출 탱크 내 연료염의 $k_{eff} < 0.95$ 를 만족해야 한다.
6. 차폐(Shielding): 원자로 운전 중 선박의 모든 거주 구역에서 연간 피폭량이 ICRP 권고 일반인 기준 1 mSv/yr 이하를 만족해야 하며, 방사선 관리 구역에서는 직업인 기준 20 mSv/yr 이하를 만족해야 한다.

1.3.3 해양 환경 요건

해양 원자로는 선박 운동에 의한 동적 하중, 해수 부식 환경, 제한된 공간 등의 특수한 환경 조건에서 안전하게 운전되어야 한다. 본 설계는 DNV GL Rules for Classification of Ships(Part 4, Chapter 7)의 관련 요건을 설계 기준으로 채용한다.

표 1.4 DNV GL 선박 운동 설계 하중

하중 경우	설계 값	설명
횡동요(Roll)	30도	극한 해상 상태에서의 최대 횡동요 각도
종동요(Pitch)	10도	극한 해상 상태에서의 최대 종동요 각도
상하가속도(Heave)	0.5g	수직 방향 가속도(중력 가속도의 50%)
횡가속도(Sway)	0.3g	횡방향 가속도
횡동요 주기	15초	파나막스급 컨테이너선 대표값
종동요 주기	8초	파나막스급 컨테이너선 대표값

하중 경우	설계 값	설명
충돌 하중	5g (종방향)	선수 충돌 시나리오
좌초 하중	3g (수직)	좌초 시나리오

이러한 해양 하중은 원자로 지지 구조물, 배관 시스템, 열교환기 등의 설계에 직접적인 영향을 미치며, 특히 용융염 노심에서의 자유 액면(free surface) 슬로싱(sloshing) 효과와 반응도에 대한 영향을 별도로 검토해야 한다. 본 개념설계에서는 정적 등가(quasi-static equivalent) 방법으로 선박 운동 하중을 고려하며, 동적 응답 해석은 기본설계 단계에서 수행할 예정이다.

1.3.4 규제 기준

해양 원자로의 설계에 적용되는 규격 및 기준은 원자력 규제와 해양 규제가 교차하는 영역으로, 현재 통합된 단일 규격 체계가 존재하지 않는다. 본 설계에서는 다음의 규격을 종합적으로 적용한다.

표 1.5 적용 규격 및 기준 요약

규격/기준	적용 범위	핵심 요건
ASME BPVC Sec. III Div. 5	고온 구조물 설계	Hastelloy-N 용기, 배관의 응력 한계
IAEA SSR-2/1	원자로 안전 설계	심층방어, 반응도 제어, 비상 대응
ICRP Pub. 103	방사선 방호	피폭 한도 (일반인 1 mSv/yr, 직업인 20 mSv/yr)
10 CFR 50 / NRC RG	원자력 규제 (참조)	안전 해석 방법론, 설계기준사고(DBA)
IMO Res. A.491(XII)	핵추진 선박 안전	핵추진 선박의 안전 기준 (1981)
DNV GL Part 4 Ch. 7	선박 구조 및 기관	선박 운동 하중, 구조 건전성
ASME NQA-1	품질보증	원자력 등급 품질보증 프로그램

▶ 참고

참고: IMO Resolution A.491(XII) '핵추진 선박 안전 규약'은 1981년에 채택되었으며, 주로 가압경수로를 기반으로 작성되었다. 용융염 원자로의 해양 적용을 위해서는 이 규약의 간신 또는 MSR 특화 규제 프레임워크의 개발이 필요하다. 본 설계에서는 기존 규격의 요건을 최대한 준수하면서, MSR 고유의 안전 특성을 반영한 규격 해석(regulatory interpretation)을 적용한다.

1.4 설계 기본 사양

1.4.1 원자로 기본 변수

표 1.6 원자로 기본 설계 변수

변수	값	단위	비고
열출력	40	MWth	정격 연속 출력
전기출력	~16	MWe	sCO2 브레이턴 사이클
열효율	40	%	설계 목표
노심 직경	1.245	m	출력밀도 22 MW/m ³ 기준
노심 높이	1.494	m	H/D = 1.2
노심 체적	1.818	m ³	원통형 노심
노심 출력밀도	22.0	MW/m ³	전체 노심 기준
연료염 출력밀도	~97	MW/m ³	연료염 체적 기준
연료 채널 수	562	개	정육각형 격자 배열
채널 직경	25	mm	원통형 유로
채널 피치	50	mm	육각 격자 간격(평면간)
연료염 체적분율	0.227	-	노심 내 연료염 분율
흑연 체적분율	0.773	-	노심 내 감속재 분율
노심 입구 온도	600	도C	1차 계통 냉각온
노심 출구 온도	700	도C	1차 계통 고온
운전 압력	0.2	MPa	대기압 부근
연료 농축도 (초기)	12	%	U-235 중량 분율 (HALEU)
임계 농축도	7.353	%	이분법 탐색 결과
k_eff (12%)	1.146	-	4인자 공식 결과
설계 수명	20	년	선박 경제 수명
이용률	85	%	연간 가동률

1.4.2 연료염 물성: FLiBe + UF4

본 설계의 연료염은 2LiF-BeF₂(FLiBe) 용융불화염에 UF₄(사불화우라늄)를 5 mol% 용해한 것이다. FLiBe는 Li-7을 99.995%로 농축한 리튬을 사용하며, 이는 Li-6의 높은 중성자 흡수 단면적(940 barn)에 의한 기생 흡수를 최소화하기 위함이다.

FLiBe 용융염의 화학식은 2LiF-BeF₂로, 표준 조성에서 LiF가 67 mol%, BeF₂가 33 mol%의 공융(eutectic) 조성을 가진다. 본 설계에서는 UF₄를 5 mol% 용해하므로, 조정된 몰 분율은 LiF 64.5%, BeF₂ 30.5%, UF₄ 5.0%이다. 각 성분의 역할은 다음과 같다.

- LiF (리튬 불화물, 64.5 mol%): 용융점 강하제(flux) 역할. LiF의 첨가는 혼합물의 용융점을 순수 BeF₂의 552도C에서 459도C로 대폭 낮추어 운전 온도 창(operating temperature window)을 확대한다. Li-7은 매우 낮은 중성자 흡수 단면적(0.045 barn)을 가져 중성자 경제성에 미치는 영향이 미미하다.
- BeF₂ (불화 베릴륨, 30.5 mol%): 주요 캐리어 염(carrier salt). BeF₂는 혼합물에 높은 체적 열용량과 양호한 열전달 특성을 부여한다. 베릴륨-9은 경원소(light element)로서 중성자 감속 효과에 일부 기여하며, Be-9(n,2n) 반응을 통한 추가 중성자 발생도 가능하다.

- UF4 (사불화 우라늄, 5.0 mol%): 핵분열성 물질. U-235 농축 우라늄이 UF4 형태로 FLiBe에 용해되어 균질 액체 연료를 형성한다. 5 mol%의 UF4 농도는 MSRE(0.9~1.7 mol%)보다 높으나 MSBR(0.22 mol% UF4 + ThF4)의 중핵 농도보다는 낮은 수준으로, 용융염의 점성도와 용융점에 대한 영향이 허용 범위 내에 있다.

다음 표는 FLiBe + 5 mol% UF4 연료염의 온도별 열물성을 요약한다. 모든 상관식은 INL-EXT-10-18297(Allen, 2010) 및 Romatoski & Forsberg(2017)를 기반으로 한다.

표 1.7 연료염(FLiBe + 5 mol% UF4) 열물성 (* UF4 밀도 보정 포함)

물성	상관식 / 값	600도C	650도C	700도C	단위
밀도	2413 - 0.488T(도C) + 60*	2180	2156	2131	kg/m3
동점성도	1.16x10-4 exp(3755/T(K))	7.80	6.48	5.44	mPa.s
열전도도	~1.1 (약 상수)	1.1	1.1	1.1	W/(m.K)
비열	~2,386 (약 상수)	2,386	2,386	2,386	J/(kg.K)
Prandtl 수	$\mu * cp / k$	16.9	14.1	11.8	-
용융점	459	-	-	-	도C
비점	~1,400	-	-	-	도C

▶ 참고

밀도 상관식에서 T는 섭씨 온도이다. UF4 첨가에 따른 밀도 증가분은 약 60 kg/m3($= 0.05 \times 1200$)이며, 이는 UF4의 높은 분자량(314 g/mol)에 기인한 경험적 보정값이다. 점성도 불확실도는 +/-20%로, 열수력 해석 시 보수적 여유를 반영해야 한다.

1.4.3 구조재: Hastelloy-N (UNS N10003)

Hastelloy-N(상품명 INOR-8, UNS N10003)은 ORNL이 MSR용으로 특별히 개발한 니켈-몰리브덴-크롬 합금이다. 이 합금은 고온 용융불화염 환경에서의 뛰어난 내식성과 고온 강도를 특징으로 한다.

표 1.8 Hastelloy-N 화학 조성

원소	함량 (wt%)	역할
Ni	잔부 (~71%)	기지 금속, 불화염 내식성 기반
Mo	15~18	고온 강화, 고온 크리프 저항성
Cr	6~8	산화 저항성, 불화염 내식성 보조
Fe	< 5	잔여 불순물, 최소화 필요
Si	< 1	탈산제
Mn	< 1	가공성 향상
C	< 0.08	카바이드 형성에 의한 입계 강화

표 1.9 Hastelloy-N 기계적 물성 및 내식성

물성	값	비고
밀도	8,860 kg/m ³	상온
용융점	1,372도C	-
최대 사용 온도	704도C	장기 사용 한계 (크리프)
탄성 계수	219 GPa	상온
열팽창 계수	$12.3 \times 10^{-6} /K$	21~316도C 평균
푸아송비	0.32	-
허용 응력 (ASME)	55 MPa	설계 온도에서의 보수적 값
크리프 파단 (700도C, 10khr)	83 MPa	10,000시간 크리프 파단 응력
부식률 (FLiBe)	< 25 um/yr	MSRE 22,000시간 운전 실적

Hastelloy-N의 ORNL 개발 이력은 1950년대 ANP 프로그램으로 거슬러 올라간다. 초기 합금은 INOR-8로 명명되었으며, MSRE에서 약 22,000시간의 고온 FLiBe 접촉 운전을 통해 내식성이 검증되었다. MSRE 운전 후 금속학적 검사에서 부식률은 약 25 um/년 이하로 확인되었으며, 이는 20년 설계 수명 동안 약 0.5 mm의 두께 감소에 해당하여 충분히 허용 가능한 수준이다. 다만 MSRE 이후 연구에서 텔루륨(Te)에 의한 입계 취화 현상이 관찰되었으며, 이를 해결하기 위해 Ti, Nb 등의 첨가에 의한 개량형 Hastelloy-N이 개발 중이다.

1.4.4 감속재: IG-110 핵급 흑연

본 설계의 감속재는 일본 Toyo Tanso사가 제조하는 IG-110 등방성 핵급 흑연이다. IG-110 흑연은 고온가스로(HTGR) 및 용융염 원자로의 감속재/반사체로 사용되는 대표적 핵급 흑연으로, 일본의 HTTR(고온공학시험연구로)에서 사용된 실적이 있다.

표 1.10 IG-110 핵급 흑연 물성

물성	값	비고
밀도	1,780 kg/m ³	등방성 미세구조
열전도도 (비조사)	120 W/(m.K)	상온, 수명 초기(BOL)
열전도도 (조사 후)	~40~60 W/(m.K)	~1 dpa 조사 후 예상
비열	1,700 J/(kg.K)	650도C에서
열팽창 계수	$4.5 \times 10^{-6} /K$	등방성
감속비(MR)	~200	σ_s/σ_a , 우수한 감속재
내조사성	우수	HTTR 조사 시험 실증

흑연의 열전도도는 중성자 조사에 의해 크게 저하되는 것으로 알려져 있다. 비조사 상태에서 120 W/(m.K)인 열전도도가 약 1 dpa(displacement per atom) 조사 후 40~60 W/(m.K)로 감소한다. 본 해석에서는 보수적으로 수명 초기(BOL) 값인 120 W/(m.K)를 사용하며, 이는 흑연 온도 구배를 과소평가하는 방향이므로 상세설계 시 조사된 흑연의 열전도도를 적용한 재해석이 필요하다.

1.4.5 중간냉각재: FLiNaK

중간 냉각 루프(intermediate loop)의 냉각재로 FLiNaK(LiF-NaF-KF, 46.5-11.5-42.0 mol% 공용 조성)를 채용한다. FLiNaK은 방사성 핵분열 생성물을 포함하지 않는 비방사성 염으로, 1차 계통과 동력변환 시스템 사이의 방사성 물질 방벽 역할을 수행한다.

표 1.11 FLiNaK 중간냉각재 열물성

물성	상관식 / 값	600도C	단위
밀도	2729 - 0.73T(도C)	2,291	kg/m ³
점성도	4.0x10 ⁻⁵ exp(4170/T(K))	4.9	mPa.s
열전도도	0.36 + 5.6x10 ⁻⁴ T(K)	0.85	W/(m.K)
비열	~1,880	1,880	J/(kg.K)
용융점	454	-	도C

1.5 설계 개념 개요

1.5.1 3루프 열전달 시스템

본 원자로 시스템은 3개의 열전달 루프로 구성된다. 1차 루프(primary loop)는 핵분열 열원인 연료염(FLiBe + UF₄)이 순환하며, 2차 루프(intermediate loop)는 비방사성 FLiNaK 용융염이 순환하여 방사성 물질의 격리 방벽 역할을 수행한다. 3차 루프(power conversion system)는 초임계 CO₂ 브레이턴 사이클로, 열에너지를 전기 및 기계 에너지로 변환한다.

1차 루프의 연료염은 노심 하부에서 유입되어 흑연 격자의 562개 연료 채널을 상향 유동(upward flow)하면서 핵분열 열을 흡수하고, 노심 상부로 유출된 고온 연료염은 1차 열교환기에서 FLiNaK 중간냉각재에 열을 전달한 후, 노심 하부로 복귀한다. 질량유량은 167.64 kg/s이며, 입구/출구 온도차는 100도C(600도C → 700도C)이다.

2차 루프의 FLiNaK은 1차 열교환기에서 열을 받아 550도C에서 650도C로 가열되어 sCO₂ 열교환기에서 동력변환 시스템에 열을 전달한다. 2차 루프의 존재는 만일의 열교환기 파손 시에도 방사성 연료염이 동력변환 시스템으로 유출되는 것을 방지하는 핵심 안전 기능을 수행한다.

1.5.2 노심 구조

노심은 직경 1.245 m, 높이 1.494 m의 원통형 구조로, 핵급 흑연 블록 내부에 정육각형 격자(hexagonal lattice)로 배열된 562개의 원통형 연료 채널(직경 25 mm, 피치 50 mm)로 구성된다. 연료염은 이 채널을 통해 하부에서 상부로 유동하며, 흑연은 중성자 감속재 및 구조재 역할을 동시에 수행한다.

노심 주위에는 두께 15 cm의 흑연 반사체(graphite reflector)가 설치되어 중성자 누설을 억제하고 중성자 경제성을 향상시킨다. 반사체에 의한 반사체 절감량(reflector savings)은 약 8.6 cm로 계산되었으며, 이는 임계 장입량을

유의미하게 감소시킨다. 노심 외측에는 하향유로(downcomer)가 위치하며, 1차 열교환기에서 냉각된 연료염이 이 유로를 통해 노심 하부 플레넘으로 복귀한다. 하향유로의 냉각 연료염은 원자로 용기 내벽의 온도를 저감시키는 부가적 효과를 제공한다.

1.5.3 비상 배출 메커니즘

비상 배출 시스템(Emergency Drain System)은 MSR의 핵심 피동안전 장치이다. 노심 하부에 설치된 동결밸브(freeze valve)는 정상 운전 시 외부에서 냉매(냉각 공기)를 공급하여 밸브 내의 소량의 연료염을 용융점(459도C) 이하로 유지함으로써 고체 상태로 밀봉한다.

전원 상실(station blackout) 또는 비상 상황 발생 시, 냉매 공급이 중단되면 주변 연료염의 열에 의해 동결밸브가 자동으로 용융(melt)되어 유로가 개방된다. 연료염은 중력에 의해 노심 하부의 비상 배출 탱크(emergency drain tank)로 자동 이송된다. 배출 탱크는 기하학적으로 미인계($k_{eff} < 0.95$)가 되도록 설계되어 핵분열 연쇄반응이 즉시 정지된다.

동결밸브의 개방 시간은 밸브의 열용량과 주변 온도에 의해 결정되며, 전형적으로 수 분(3~10분) 이내에 완전 개방된다. 배출 탱크에는 자연대류 공랭 또는 수동 냉각 시스템이 설치되어 붕괴열을 72시간 이상 제거할 수 있다. 이 전체 과정은 운전원 개입이나 외부 전원 없이 완전히 피동적(passive)으로 수행되며, 이는 PWR의 비상노심냉각계통(ECCS) 대비 근본적으로 단순하고 신뢰성 높은 안전 대응을 제공한다.

1.6 해석 방법론 및 한계

본 개념설계 해석은 Python 기반의 자체 개발 전산 도구를 사용하며, 개념설계 단계에 적합한 공학적 모델을 적용한다. 다음은 각 해석 분야에서 적용된 방법론과 그 한계를 상세히 기술한다.

1.6.1 노심 핵설계

표 1.12 핵설계 해석 방법론 요약

해석 방법	적용 내용	한계 및 불확실성
1군 확산 이론	유한차분법(FDM)에 의한 (r,z) 확산 방정식 풀이. SOR 반복법의 최고 윤차 Δr 유효. 효과 미반영. 1군 균질화 단면적의 정확도에 전자	복합적이고 윤차 Δr 유효. 효과 미반영. 1군 균질화 단면적의 정확도에 전자
수정 4인자 공식	η , f , p , ϵ 의 분해를 통한 임계도 해석. Wigner 합	고체 연료봉용으로 개발된 공식을 액체 연료에 적용하는 근사. 불균일 공명자
중성자 확산 해석	(r,z) 원통 좌표계 1군 확산. 30×40 격자. 반사체 절감량	반사체 절감량으로 단순화. 축방향 출력분포의 정확도는 ~10%.
반응도 계수	중심차분 석동법. 각 매개변수를 미소량 변화시켜 k_{eff} 단일 매개변수 석동으로 교차효과 미반영. 석동 크기에 따른 수치오차 존재.	

1.6.2 열수력 해석

표 1.13 열수력 해석 방법론 요약

해석 방법	적용 내용	한계 및 불확실성
1D 단일 채널 모델	축방향 50개 노드. Chopped cosine 출력분포. 에너지 균형에 의한 복잡한 계산(여러 열전달 계수에 따른 면적과 미반영). 종류 유동역(Reynolds number)에 대한 제한. 계산 속도.	여러 열전달 계수에 따른 면적과 미반영. 종류 유동역(Reynolds number)에 대한 제한. 계산 속도.
열전달 상관식	종류: Nu=3.66. 천이/난류: Gnielinski. 핫채널 인자(F_q=1.15,	용융염의 높은 Prandtl 수(~14.7)에서의 상관식 검증 부족. 용융염 고유 특성 고려 부족.
루프 수력 해석	구성요소별 마찰 손실 및 형상 손실 합산. 자연순환 부력-마찰	균형화 유동, 배관 곡선부 효과 단순화. HX 압력손실은 노심 대비 비율로 추정.

1.6.3 기타 해석

표 1.14 기타 해석 방법론 요약

해석 분야	적용 방법	한계
구조 해석	ASME BPVC Sec. III Div. 5 박벽 압력용기 공식. Goodier 일종의 해석법 미수행. 국부 응력 집중 미반영. 피로 해석은 기본설계에서 수행 필요.	국부 응력 집중 미반영. 피로 해석은 기본설계에서 수행 필요.
차폐 해석	제거단면적법(removal cross-section method). 점선원 근처 몬테카를로 수송 해석(MCNP 등) 미수행. 스트리밍(streaming) 효과 미반영.	제거단면적법(removal cross-section method) 미수행. 스트리밍(streaming) 효과 미반영.
안전 해석	6군 자연중성자 점동역학(Keepin 모델). 집중 매개변수 열수력 미반영. 단순화된 열수력 모델. 핵분열 생성물 독물질 동역학 미반영.	6군 자연중성자 점동역학(Keepin 모델). 집중 매개변수 열수력 미반영. 단순화된 열수력 모델. 핵분열 생성물 독물질 동역학 미반영.

1.6.4 상세설계 대비 본 해석의 위치

본 개념설계 해석은 원자로 설계 개발의 첫 번째 단계로서, 주요 설계 변수의 설정과 기본적인 설계 건전성의 확인을 목적으로 한다. 상위 수준(top-level)의 공학적 모델을 사용하므로, 결과의 정량적 정확도보다는 정성적 타당성과 주요 설계 트렌드(design trends)의 확인에 중점을 둔다.

기본설계(basic design) 단계에서는 다음의 고충실도(high-fidelity) 해석 도구를 적용하여 본 개념설계 결과를 검증하고 정밀화할 필요가 있다.

- 핵설계: MCNP6 또는 Serpent에 의한 연속에너지 몬테카를로 임계도/연소 해석
- 열수력: OpenFOAM 또는 COMSOL에 의한 3D CFD 해석
- 구조: ANSYS 또는 Abaqus에 의한 3D FEA 해석 (열-구조 연성)
- 차폐: MCNP6에 의한 몬테카를로 방사선 수송 해석
- 안전: 시스템 코드(SAM, RELAP5-3D) 기반 통합 과도 해석
- 연료염 화학: GEMS 또는 FactSage에 의한 열역학적 평형 계산

▶ 참고

본 개념설계의 1군 확산 해석에서 산출된 $k_{eff}(\sim 1.54)$ 는 다군 수송 해석 대비 상당한 과대평가를 보인다. 이는 열에너지군 단면적만으로 전체 스펙트럼 효과를 모사하는 1군 근사의 본질적 한계에 기인한다. 수정 4인자 공식에 의한 $k_{eff}(\sim 1.15)$ 가 물리적으로 더 합리적인 추정치이며, 이 값을 기준으로 임계 농축도 및 설계 건전성을 평가한다.

1.7 보고서 구성

본 보고서는 총 9개 장으로 구성되며, 각 장의 내용은 다음과 같다.

1. 제1장 서론 및 설계 기준: 연구 배경, MSR 기술 개요, 설계 요건, 기본 사양, 해석 방법론을 기술한다. (본 장)
2. 제2장 노심 핵설계: 노심 기하학적 설계, 육각 격자 채널 설계, 핵데이터, 거시단면적 균질화, 임계도 해석(4인자 공식 및 직접법), 중성자 확산 해석, 반응도 계수, 연소 해석 결과를 제시한다.
3. 제3장 열수력 해석: 유동 조건, 단일 채널 열전달 모델, 온도 분포, 열적 한계 평가, 루프 수력 해석, 자연순환 해석, 계통 온도 맵을 제시한다.
4. 제4장 열교환기 설계: 1차 열교환기의 쉘-튜브(shell-and-tube) 설계, 열전달 면적, 관 배치, 압력손실, 부분부하 성능을 제시한다.
5. 제5장 구조 건전성 평가: ASME BPVC에 따른 원자로 용기 설계, 열응력 해석, DNV GL 기준 선박 운동 하중 해석을 제시한다.
6. 제6장 안전 해석: 설계기준사고(ULOF, UTOP, SBO) 과도 해석 결과와 비상 배출 탱크 설계를 제시한다.
7. 제7장 차폐 설계: 방사선원항, 생체차폐 설계, 선내 선량률 분포를 제시한다.
8. 제8장 선박 통합: 원자로 시스템의 기관실 배치 및 선박 통합 고려사항을 기술한다.
9. 제9장 결론 및 향후 과제: 설계 결과를 종합하고, 기본설계 단계에서의 추가 연구 항목을 제시한다.

제 2 장

노심 핵설계

본 장에서는 40 MWth 해양용 용융염 원자로의 노심 핵설계 결과를 기술한다. 노심의 기하학적 치수 결정, 육각 격자 채널 설계, 핵데이터 정리, 균질화 거시단면적 산출, 임계도 해석, 중성자 확산 해석, 반응도 계수 평가, 연소 해석의 순서로 기술하며, 각 해석의 물리적 근거와 공학적 판단을 상세히 논의한다.

2.1 노심 기하학적 설계

2.1.1 출력밀도 선정 근거

노심의 기하학적 치수는 열출력과 목표 출력밀도로부터 결정된다. 출력밀도(power density)의 선정은 노심 크기, 중성자 경제성, 열수력 성능, 연료 장입량 등에 직접적인 영향을 미치는 핵심 설계 변수이다.

흑연감속 용융염 원자로의 출력밀도는 역사적으로 상당한 범위를 보인다. MSRE(8 MWth)는 상대적으로 보수적인 약 5 MW/m³의 출력밀도로 운전하였으며, 이는 실험용 원자로의 안전 여유와 흑연 조사 수명 연장을 위한 것이었다. 반면 MSBR(2,250 MWth 1,000 MWe급)의 개념설계에서는 약 22 MW/m³의 출력밀도를 채용하여 경제적으로 최적화된 노심 크기를 추구하였다.

본 설계에서는 MSBR의 설계 출력밀도인 22.0 MW/m³을 목표 값으로 설정하였다. 이 선택의 근거는 다음과 같다.

1. 해양 적용에서의 컴팩트 설계: 선박 기관실의 제한된 공간(25m x 20m x 12m)에 원자로 시스템을 수용하기 위해서는 노심 체적의 최소화가 필수적이다. MSRE 수준의 5 MW/m³을 적용하면 노심 체적이 약 8 m³으로 과도하게 커진다.
2. 흑연 조사 수명: 22 MW/m³ 출력밀도에서 흑연의 중성자 조사량(fast fluence)은 20년 설계 수명 동안 약 $3 \times 10^{21} \text{ n/cm}^2$ 수준으로, IG-110 흑연의 허용 한계 내에 있다.
3. 열수력 성능: 22 MW/m³의 출력밀도에서 연료염의 온도 분포는 열적 한계(비점 여유도, 흑연 온도 한계) 내에서 충분한 여유를 가진다.
4. 기술적 참조: MSBR에서 22 MW/m³의 기술적 타당성이 검토된 바 있으며, 이를 직접 참조함으로써 설계의 보수성을 확보한다.

2.1.2 H/D비 선정

노심의 높이-대-직경 비(H/D ratio)는 중성자 누설 최소화와 해양 설치 제약 사이의 균형에서 결정된다. 이론적으로, 유한 원통 노심에서 중성자 누설을 최소화하는 최적 H/D비는 약 0.924 (축방향 좌굴과 반경방향 좌굴이 같아지는 조건)이다. 그러나 이 최적값은 반사체가 없는 맨노심(bare core)에 대한 것이며, 반사체가 있는 경우 정확한 최적값은 반사체의 두께와 재질에 따라 달라진다.

해양 적용에서는 선박의 횡동요(roll) 안정성을 고려해야 한다. 원자로의 무게중심 높이가 높을수록 선박의 복원력(righting moment)에 불리하게 작용하므로, 지나치게 높은 H/D비는 바람직하지 않다. 반면 H/D비가 너무 낮으면(넓고 낮은 노심) 직경이 커져 기관실 배치에 어려움이 발생한다.

이러한 고려를 종합하여 $H/D = 1.2$ 를 선정하였다. 이 값은 최적 $H/D(\sim 0.924)$ 보다 약간 높아 중성자 누설이 다소 증가하나, 노심 직경을 약 1.25 m로 억제하여 해양 설치 적합성을 확보한다. $H/D = 1.2$ 에서의 비누설확률 감소는 반사체에 의해 대부분 보상된다.

2.1.3 노심 치수 계산

목표 출력밀도 $q'' = 22.0 \text{ MW/m}^3$ 과 열출력 $Q = 40 \text{ MWth}$ 로부터 노심 체적을 산출하고, $H/D = 1.2$ 조건으로 노심 직경과 높이를 결정한다.

$$V_{\text{core}} = Q / q'' = 40 / 22.0 = 1.818 \text{ m}^3 \quad (2.1)$$

원통형 노심의 체적은 다음과 같다.

$$V_{\text{core}} = (\pi/4) \times D^2 \times H = (\pi/4) \times D^2 \times (H/D) \times D = (\pi/4)(H/D) \times D^3 \quad (2.2)$$

이를 D에 대해 정리하면:

$$D = [4V_{\text{core}} / (\pi \times H/D)]^{(1/3)} = [4 \times 1.818 / (\pi \times 1.2)]^{(1/3)} = 1.245 \text{ m} \quad (2.3)$$

$$H = (H/D) \times D = 1.2 \times 1.245 = 1.494 \text{ m} \quad (2.4)$$

계산된 노심 체적을 검증하면:

$$V_{\text{core}} = (\pi/4) \times 1.245^2 \times 1.494 = 1.818 \text{ m}^3 \text{ (확인)} \quad (2.5)$$

노심 반경은 $R = D/2 = 0.6225 \text{ m}$ 이며, 전체 노심 출력밀도는 $Q/V_{\text{core}} = 40/1.818 = 22.0 \text{ MW/m}^3$ 으로 목표값과 일치한다.

2.1.4 MSRE/MSBR 비교

표 2.1 MSRE, MSBR, 본 설계의 노심 제원 비교

변수	MSRE	MSBR	본 설계	단위
열출력	8	2,250	40	MWth
노심 직경	1.37	4.27	1.245	m
노심 높이	1.63	3.96	1.494	m
노심 체적	2.41	56.8	1.818	m ³
출력밀도	3.3	22	22.0	MW/m ³
H/D비	1.19	0.93	1.2	-
연료염	FLiBe+UF4	FLiBe+UF4+ThF4	FLiBe+UF4	-
UF4 농도	0.9~1.7	0.22	5.0	mol%
채널 직경	~25	~13	25	mm
감속재	흑연	흑연	흑연	-

본 설계는 출력 수준이 MSRE와 MSBR 사이에 위치하며, 출력밀도는 MSBR과 동일한 22 MW/m³을 채용하여 컴팩트한 노심을 구현하였다. 노심 직경과 높이는 MSRE와 유사한 수준으로, 이는 MSR 해양 적용에 있어 기존 실험 실적과의 기술적 연속성을 시사한다. 채널 직경 25 mm도 MSRE와 동일하며, 이는 MSRE에서의 운전 경험을 직접 활용할 수 있는 장점이 있다.

2.2 육각 격자 채널 설계

2.2.1 단위 셀 구조

노심의 격자 배열은 정육각형(regular hexagonal) 격자를 채용한다. 각 단위 셀은 중심에 원통형 연료염 채널(직경 d = 25 mm)이 위치하고, 주변을 흑연 감속재가 둘러싸는 구조이다. 정육각형 단위 셀의 면간 거리(flat-to-flat distance)가 피치(pitch) p = 50 mm이다.

정육각형 단위 셀의 면적은 다음과 같이 유도된다.

$$A_{cell} = (\sqrt{3}/2) \times p^2 = (\sqrt{3}/2) \times 0.052 = 2.165 \times 10^{-3} \text{ m}^2 \quad (2.6)$$

원통형 연료 채널의 단면적은:

$$A_{channel} = (\pi/4) \times d^2 = (\pi/4) \times 0.0252 = 4.909 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \quad (2.7)$$

2.2.2 체적분율 계산

단위 셀 내에서 연료염과 흑연의 체적분율은 다음과 같이 계산된다.

$$f_{fuel} = A_{channel} / A_{cell} = 4.909 \times 10^{-4} / 2.165 \times 10^{-3} = 0.2267 \quad (2.8)$$

$$f_{graphite} = 1 - f_{fuel} = 1 - 0.2267 = 0.7733 \quad (2.9)$$

이 값은 설계 목표인 연료염 분율 0.23, 흑연 분율 0.77과 잘 일치한다. 정육각형 격자에서 연료염 분율은 피치와 채널 직경의 비에 의해 결정되며, 이를 일반화하면 다음과 같다.

$$f_{fuel} = \pi \times d^2 / (2\sqrt{3} \times p^2) = (\pi/(2\sqrt{3})) \times (d/p)^2 \quad (2.10)$$

$d/p = 0.5$ 인 본 설계에서 $f_{fuel} = \pi/(2\sqrt{3}) \times 0.25 = 0.2267$ 이다. 이 비율은 MSRE($f_{fuel} \sim 0.225$)와 거의 동일하며, 잘 열화된(well-thermalized) 중성자 스펙트럼을 보장하는 범위이다. 흑연 체적분율이 약 77%로, 열중성자 스펙트럼에서의 효율적인 감속을 제공한다.

2.2.3 채널 수 결정

노심 단면적에 배열 가능한 채널 수는 노심 단면적을 단위 셀 면적으로 나누어 결정한다.

$$A_{core} = (\pi/4) \times D^2 = (\pi/4) \times 1.2452 = 1.217 \text{ m}^2 \quad (2.11)$$

$$N_{channels} = \text{int}(A_{core} / A_{cell}) = \text{int}(1.217 / 2.165 \times 10^{-3}) = 562 \quad (2.12)$$

여기서 `int()`는 정수화(truncation) 연산이다. 562개 채널의 실제 점유 면적은 $562 \times 2.165 \times 10^{-3} = 1.217 \text{ m}^2$ 로, 노심 단면적의 약 100%를 점유한다. 노심 주변부의 미완성 셀은 흑연으로 채워져 반사체의 일부 역할을 수행한다.

562개 채널에 의한 총 유동 면적은:

$$A_{flow_total} = N \times A_{channel} = 562 \times 4.909 \times 10^{-4} = 0.2759 \text{ m}^2 \quad (2.13)$$

2.2.4 유효 연료 장입량

노심 내 연료염의 체적, 총 우라늄 질량, U-235 질량을 산출한다.

$$V_{salt_core} = V_{core} \times f_{fuel} = 1.818 \times 0.227 = 0.413 \text{ m}^3 \quad (2.14)$$

연료염의 평균 밀도는 650도C에서 $\rho = 2,413 - 0.488 \times 650 + 60 = 2,156 \text{ kg/m}^3$ 이다. (UF4 5 mol%에 의한 밀도 증가 약 60 kg/m³ 포함)

$$m_{salt_core} = V_{salt_core} \times \rho = 0.413 \times 2,156 = 890 \text{ kg} \quad (2.15)$$

외부 루프(플레넘, 배관, 열교환기)의 연료염 체적은 노심 내 체적의 약 1배로 추정하며, 총 연료염 체적은 약 0.826 m³, 총 질량은 약 1,781 kg이다. UF4의 몰 분율 5%와 혼합물의 평균 분자량으로부터 우라늄의 질량 분율을 계산하면:

$$MW_{avg} = 0.645 \times 25.94 + 0.305 \times 47.01 + 0.05 \times 314.02 = 46.81 \text{ g/mol} \quad (2.16)$$

$$x_{UF4} = (0.05 \times 314.02) / 46.81 = 0.3354 \text{ (UF4 질량분율)} \quad (2.17)$$

$$x_U = 0.3354 \times (238.03 / 314.02) = 0.2543 \text{ (U 질량분율)} \quad (2.18)$$

따라서 총 우라늄 질량은 약 $1,781 \times 0.254 = 453 \text{ kg}$ 이며, 12% 농축도에서 U-235 질량은 약 54 kg이다. 임계 농축도(7.353%)에서의 U-235 질량은 약 33 kg으로, 이는 MSRE의 U-235 장입량(약 33 kg)과 유사한 수준이다.

2.3 핵데이터

2.3.1 1군 스펙트럼 평균 미시단면적

본 해석에서 사용하는 미시 단면적(microscopic cross-section)은 흑연감속 FLiBe+UF4 격자의 열중성자 스펙트럼에 대해 평균된 1에너지군(one-group) 유효 단면적이다. 이 값들은 ENDF/B-VIII.0 평가핵데이터 라이브러리와 ORNL-4541 보고서의 MSR 관련 데이터를 참조하여 설정하였다.

열중성자 스펙트럼에서의 유효 단면적은 2,200 m/s(0.0253 eV) 단면적과 Maxwell-Boltzmann 평균 보정인자(Westcott g-factor)의 곱으로 근사할 수 있으나, 본 설계에서는 흑연감속 스펙트럼에 대해 이미 평균된 값을 직접 사용한다.

표 2.2 1군 스펙트럼 평균 미시단면적 (ENDF/B-VIII 기반)

핵종	σ_a (barn)	σ_f (barn)	σ_{tr} (barn)	비고
U-235	520	430	15	흡수 = 핵분열 + 포획
U-238	8.0	-	15	Doppler 보정 전 기준값
Li-7	0.045	-	1.4	99.995% 농축
Be-9	0.0076	-	6.1	감속 기여
F-19	0.0096	-	3.6	매우 낮은 흡수
C-12 (흑연)	0.0035	-	4.7	주 감속재

U-235의 핵분열 단면적 430 barn은 열중성자에서의 대표값이며, 흡수 단면적 520 barn은 핵분열(430 barn)과 방사포획(90 barn)의 합이다. 따라서 핵분열 대 흡수 비율 $\sigma_f/\sigma_a = 430/520 = 0.827$ 이며, 이는 U-235

열중성자 핵분열에서 흡수된 중성자 중 약 83%가 핵분열을 유발하고 나머지 17%가 방사포획됨을 의미한다.

U-238의 흡수 단면적 8.0 barn은 열에너지에서의 기준값으로, 온도 상승에 따른 Doppler 확대 효과는 별도의 보정 인자 $\sqrt{T/T_{ref}}$ 로 반영한다. 650도C(923 K)에서의 Doppler 보정 인자는 $\sqrt{923/293.15} = 1.774$ 이며, 보정된 실효 단면적은 약 14.2 barn이다.

2.3.2 지연중성자 데이터

지연중성자는 핵분열 생성물의 베타 붕괴 후 방출되는 중성자로, 원자로의 시간 응답을 초 단위로 늦추어 제어를 가능하게 하는 핵심 물리이다. 본 해석에서는 Keepin의 6군 지연중성자 모델(U-235 열핵분열)을 사용한다.

표 2.3 Keepin 6군 지연중성자 데이터 (U-235 열핵분열)

군	β_i	λ_i (1/s)	반감기 (s)	대표 선행핵
1	0.000215	0.0124	55.9	Br-87
2	0.001424	0.0305	22.7	I-137
3	0.001274	0.111	6.24	Br-89
4	0.002568	0.301	2.30	I-139, Br-90
5	0.000748	1.14	0.608	As-85
6	0.000273	3.01	0.230	Li-9, N-17

$$\beta_{total} = \sum(\beta_i) = 0.006502 (= 650 \text{ pcm}) \quad (2.19)$$

총 지연중성자 분율 $\beta = 0.006502$ 는 U-235 열핵분열의 표준값이다. MSR에서는 연료염이 노심 외부를 순환하는 동안 지연중성자의 일부가 노심 밖에서 방출되므로, 유효 지연중성자 분율은 순환하지 않는 노심 내 잔류 연료에 의한 기여만을 포함해야 한다. 이 '지연중성자 손실' 효과는 노심 체류 시간(약 3~5초)과 각 군의 붕괴 상수에 의해 결정되며, 유효 β 는 약 0.003~0.004로 감소한다. 본 안전 해석에서는 이 효과를 반영한다.

즉발중성자 수명(prompt neutron lifetime)은 열중성자 스펙트럼 MSR에서 약 4.0×10^{-4} 초로, PWR(약 2×10^{-5} 초)보다 약 20배 긴다. 이는 흑연 감속재에서의 긴 중성자 확산 시간에 기인하며, 이것이 원자로의 과도 응답을 더욱 완만하게 만드는 장점이 있다.

2.3.3 핵분열 에너지 분배

U-235 열핵분열당 방출 에너지는 약 200 MeV이며, 그 분배는 다음과 같다.

표 2.4 U-235 핵분열당 에너지 분배

에너지 성분	에너지 (MeV)	비율 (%)	열 발생 위치
핵분열 파편 운동에너지	~168	84%	연료염 (국부)
즉발 감마선	~7	3.5%	연료염 + 흑연 + 구조재
핵분열 중성자 운동에너지	~5	2.5%	감속재 (흑연)

에너지 성분	에너지 (MeV)	비율 (%)	열 발생 위치
지연 감마선 (핵분열 생성물)	~7	3.5%	연료염 (순환)
지연 베타선 (핵분열 생성물)	~8	4%	연료염 (순환)
중성자 포획 감마선	~5	2.5%	분산
합계	~200	100%	-

핵분열 에너지의 약 95%가 연료염 내에서 직접 발생하며, 나머지 약 5%가 감마선의 형태로 흑연 감속재와 구조재에 침적된다. 본 열수력 해석에서는 이 감마가열 비율(5%)을 흑연 온도 계산에 반영한다. 1회 핵분열당 방출되는 중성자 수 $n_u = 2.43$ 개이다.

2.4 균질화 거시단면적

2.4.1 수밀도 계산

거시단면적의 계산에 앞서 연료염 및 흑연 내 각 핵종의 수밀도(number density)를 산출한다. 연료염(FLiBe + 5 mol% UF4)의 분자수밀도는 다음과 같이 계산한다.

$$N_{\text{mol}} = \rho \times N_A / (MW_{\text{avg}} \times 10^{-3}) \quad (2.20)$$

여기서 ρ 는 연료염 밀도(kg/m^3), $N_A = 6.022 \times 10^{23}$ 은 아보가드로 수, $MW_{\text{avg}} = 46.81 \text{ g/mol}$ 은 혼합물의 평균 분자량이다. 650도C(923 K)에서 $\rho = 2,156 \text{ kg}/\text{m}^3$ 을 대입하면:

$$N_{\text{mol}} = 2156 \times 6.022 \times 10^{23} / (46.81 \times 10^{-3}) = 2.774 \times 10^{28} \text{ molecules}/\text{m}^3 \quad (2.21)$$

각 핵종의 원자수밀도는 분자수밀도에 몰 분율과 화학양론비를 곱하여 산출한다.

표 2.5 연료염 핵종 수밀도 (650도C, 12% 농축)

핵종	분자	몰분율	화학양론비	$N \times 10^{28} / \text{m}^3$	비고
Li-7	LiF	0.645	1	1.789	Li-7 농축 99.995%
Be-9	BeF ₂	0.305	1	0.846	-
F-19	LiF+BeF ₂ +UF4	혼합	혼합	3.077	$F = \text{LiF}+2\text{BeF}_2+4\text{UF4}$
U-235	UF4	0.05	$e/(e/235+(1-e)/238)$	0.0180	12% 농축 기준
U-238	UF4	0.05	1-atom_frac	0.1207	12% 농축 기준

흑연의 탄소 원자수밀도는:

$$N_C = \rho_C \times N_A / (MW_C \times 10^{-3}) = 1780 \times 6.022 \times 10^{23} / (12.011 \times 10^{-3}) = 8.924 \times 10^{28} / \text{m}^3 \quad (2.22)$$

2.4.2 체적가중 균질화

실제 노심은 연료염 채널과 흑연 감속재가 교대로 배치된 이종(heterogeneous) 격자이나, 1군 확산 이론에서는 이를 균질(homogeneous) 매질로 취급한다. 균질화된 거시단면적은 연료염과 흑연 영역의 거시단면적을 각각의 체적분율로 가중 평균하여 산출한다.

$$\Sigma_{\text{hom}} = f_{\text{salt}} \times \Sigma_{\text{salt}} + f_{\text{graphite}} \times \Sigma_{\text{graphite}} \quad (2.23)$$

여기서 $f_{\text{salt}} = 0.227$, $f_{\text{graphite}} = 0.773$ 이며, 각 영역의 거시단면적은 해당 영역 내 핵종의 수밀도와 미시단면적의 곱의 합이다.

$$\Sigma_{\text{a,salt}} = N_{\text{U235}} \times \sigma_{\text{a,U235}} + N_{\text{U238}} \times \sigma_{\text{a,U238}} + f_{\text{Doppler}} + N_{\text{Li7}} \times \sigma_{\text{a,Li7}} + N_{\text{Be}} \times \sigma_{\text{a,Be}} + N_{\text{F}} \times \sigma_{\text{a,F}}$$

$$\Sigma_{\text{a,graphite}} = N_{\text{C}} \times \sigma_{\text{a,C}} \quad (2.25)$$

2.4.3 최종 균질화 거시단면적

12% 농축도, 650도C에서 계산된 최종 균질화 거시단면적은 다음 표와 같다.

표 2.6 균질화 1군 거시단면적 (12%, 650도C)

변수	기호	값	단위	산출 방법
총 흡수 단면적	Σ_{a}	~2.05	1/m	$f_s \times \Sigma_{\text{a,salt}} + f_g \times \Sigma_{\text{a,graphite}}$
핵분열 단면적	Σ_{f}	~1.58	1/m	$f_s \times N_{\text{U235}} \times \sigma_{\text{f,U235}}$
$n_u \cdot \Sigma_{\text{f}}$	$n_u \times \Sigma_{\text{f}}$	~3.84	1/m	$2.43 \times \Sigma_{\text{f}}$
수송 단면적	Σ_{tr}	~36.9	1/m	체적가중 합산
산란 단면적	Σ_{s}	~34.8	1/m	$\Sigma_{\text{tr}} - \Sigma_{\text{a}}$ (근사)
확산 계수	D	~0.0090	m	$1/(3 \times \Sigma_{\text{tr}})$

추정 $k_{\text{infinity}} = n_u \times \Sigma_{\text{f}} / \Sigma_{\text{a}} = 3.84 / 2.05 = 1.87$ 로, 이는 1군 균질화의 과대평가 경향을 보여준다. 실제 다군 수송 해석에서는 열에너지 이외의 에너지 영역에서의 공명 흡수와 고속 누설에 의해 k_{infinity} 가 상당히 감소한다.

2.4.4 농축도별 민감도

표 2.7 농축도별 1군 균질화 단면적 민감도

농축도 (%)	$\Sigma_{\text{a}} (1/\text{m})$	$\Sigma_{\text{f}} (1/\text{m})$	$n_u \cdot \Sigma_{\text{f}} (1/\text{m})$	$k_{\text{inf}} (\text{직접법})$
3	~1.7	~0.4	~1.0	~0.59
5	~1.8	~0.7	~1.6	~0.92
7	~1.9	~0.9	~2.3	~1.18

농축도 (%)	Sigma_a (1/m)	Sigma_f (1/m)	nu.Sigma_f (1/m)	k_inf (직접법)
10	~2.0	~1.3	~3.2	~1.57
12	~2.1	~1.6	~3.8	~1.87
15	~2.2	~2.0	~4.8	~2.21
19	~2.3	~2.5	~6.1	~2.64

농축도 증가에 따라 Sigma_f(핵분열 단면적)가 거의 선형적으로 증가하는 반면, Sigma_a(총 흡수)의 증가는 더 완만한데, 이는 U-235의 증가와 함께 U-238이 감소하여 기생 흡수가 줄어들기 때문이다. 결과적으로 k_inf는 농축도에 대해 강한 양의 민감도를 보인다.

2.5 임계도 해석

2.5.1 직접 k_infinity 방법

가장 직접적인 임계도 평가 방법은 1군 균질화 단면적으로부터 무한증배율(k_infinity)을 계산하고, 여기에 비누설확률(P_NL)을 곱하여 유효증배율(k_eff)을 산출하는 것이다.

$$k_{\text{inf}} = \nu \times \Sigma_f / \Sigma_a \quad (2.26)$$

$$k_{\text{eff}} = k_{\text{inf}} \times P_{\text{NL}} \quad (2.27)$$

이 방법의 장점은 물리적으로 투명하고 계산이 간단하다는 것이며, 단점은 1군 근사에 내재된 스펙트럼 효과의 미반영으로 인해 k_inf를 상당히 과대평가한다는 것이다. 12% 농축도에서 직접법 $k_{\text{inf}} = 1.87$, $P_{\text{NL}} = 0.698$ 을 적용하면 k_{eff} (직접법-확산) = $1.87 \times 0.698 = 1.30$ 으로, 이는 물리적으로 과대평가된 값이다.

2.5.2 수정 4인자 공식

4인자 공식은 열원자로의 중성자 생멸 과정을 4개의 물리적 인자로 분해하는 고전적 방법이다. 각 인자의 물리적 의미와 본 설계에서의 계산 과정은 다음과 같다.

$$k_{\text{inf}} = \eta \times f \times p \times \epsilon \quad (2.28)$$

여기서 각 인자는:

1. eta (중성자 재생산 인자): 연료 핵종에 흡수된 중성자 당 생성되는 핵분열 중성자의 수. $\eta = \nu \times \Sigma_f_{\text{U235}} / \Sigma_a_{\text{fuel}}$ 로 계산되며, $\Sigma_a_{\text{fuel}} = \Sigma_a_{\text{U235}} + (N_{\text{U238}}/N_{\text{U235}}) \times \Sigma_a_{\text{U238}}$ 이다. 12% 농축도에서 $\eta = 2.43 \times 430 / (520 + 6.71 \times 14.2) = 2.43 \times 430 / 615 = 1.699$ 이다. 여기서 Σ_a_{U238} 은 Doppler 보정값(14.2 barn)을 적용하였다.

2. f (열이용률): 전체 흡수 중 연료에서의 흡수 비율. $f = \Sigma_{a_fuel} / \Sigma_{a_total}$ 로, 균질화된 거시단면적으로 계산한다. 12% 농축도에서 $f = 0.676$ 이다. 이 값은 흑연의 매우 낮은 흡수 단면적(0.0035 barn)과 Li-7의 낮은 흡수(0.045 barn)에 의해 비교적 높은 값을 보인다.
3. p (공명이탈확률): 고속 중성자가 U-238의 공명 흡수를 피하고 열에너지까지 감속되는 확률. $p = \exp(-N_{238_hom} \times I_{eff} / (\xi_i \times \Sigma_{s_mod}))$ 로 계산된다. 여기서 I_{eff} 는 자기차폐된 유효공명적분(effective resonance integral), $\xi_i = 0.158$ 은 흑연의 평균 대수에너지감소치, Σ_{s_mod} 는 감속재의 거시 산란 단면적이다.
4. epsilon (고속핵분열인자): U-238의 고속핵분열 기여. 열중성자 스펙트럼 MSR에서는 고속핵분열의 기여가 작아 $\epsilon = 1.02(2\%)$ 로 설정한다.

2.5.3 공명자기차폐

U-238의 공명 흡수는 6.67 eV, 20.87 eV, 36.68 eV 등의 공명 에너지에서 급격히 증가하며, 이 공명들의 자기차폐(self-shielding) 효과를 정확히 반영하는 것이 임계도 해석의 핵심이다.

Dancoff 보정(Dancoff correction)은 인접 연료 채널의 그림자 효과(shadowing effect)를 고려한다. 중성자가 한 연료 채널에서 방출되어 감속재를 통과한 후 다른 연료 채널에 도달하기 전에 충돌할 확률과 관련된다.

$$C_{Dancoff} = \exp(-d_{surface} / \lambda_{mod}) \quad (2.29)$$

여기서 $d_{surface} = p - d = 50 - 25 = 25$ mm는 인접 채널 사이의 흑연 두께이고, $\lambda_{mod} = 1/\Sigma_{s_graphite}$ 는 흑연에서의 평균자유행로이다. $N_C \times \sigma_{s_C} = 8.924 \times 10^{28} \times 4.7 \times 10^{-28} = 41.9$ /m이므로 $\lambda_{mod} = 0.0239$ m = 23.9 mm이다.

$$C_{Dancoff} = \exp(-25/23.9) = \exp(-1.046) = 0.351 \quad (2.30)$$

Wigner 합리근사(rational approximation)에 의한 유효 이탈 단면적은:

$$\sigma_{esc} = a_{bell} \times (1 - C_{Dancoff}) / (N_{U238} \times r_{fuel}) \quad (2.31)$$

여기서 $a_{bell} = 1.16$ (Bell 보정인자), $r_{fuel} = d/2 = 12.5$ mm는 연료 채널 반경이다. $N_{U238} = 1.207 \times 10^{27} / \text{m}^3$ 을 대입하면:

$$\sigma_{esc} = 1.16 \times (1 - 0.351) / (1.207 \times 10^{27} \times 0.0125) = 49.9 \text{ barn} \quad (2.32)$$

총 희석 단면적(dilution cross-section)은:

$$\sigma_0 = \sigma_{pot} + \sigma_{esc} \quad (2.33)$$

여기서 σ_{pot} 는 연료 매질 내 다른 핵종에 의한 퍼텐셜 산란 단면적의 기여이다. 유효공명적분은 무한희석 공명적분 $I_{inf} = 275 \text{ barn}$ 과 자기차폐 인자를 사용하여 계산한다.

$$I_{eff} = I_{inf} \times \sqrt{\sigma_0 / (\sigma_0 + I_{inf})} \quad (2.34)$$

2.5.4 비누설확률

유한 크기 노심에서 중성자가 누설하지 않을 확률(non-leakage probability)은 기하학적 좌굴(geometric buckling)과 이동면적(migration area)으로부터 계산한다.

$$P_{NL} = 1 / (1 + B_2 \times M_2) \quad (2.35)$$

여기서 기하학적 좌굴 B_2 은 유한 원통에 대해:

$$B_2 = B_{2r} + B_{2z} = (2.405/R_{ext})^2 + (\pi/H_{ext})^2 \quad (2.36)$$

R_{ext} 와 H_{ext} 는 반사체 절감량(reflector savings) δ 를 포함한 유효 치수이다.

$$R_{ext} = R_{core} + \delta \quad (2.37)$$

$$H_{ext} = H_{core} + 2 \times \delta \quad (2.38)$$

반사체 절감량은 Tanh 모델로 계산한다.

$$\delta = L_{refl} \times \tanh(t_{refl} / L_{refl}) \quad (2.39)$$

여기서 L_{refl} 은 반사체(흑연)에서의 확산 거리, $t_{refl} = 15 \text{ cm}$ 는 반사체 두께이다. $D_{refl} = 1/(3 \times N_C \times \sigma_{aC}) = 1/(3 \times 41.9) = 7.95 \times 10^{-3} \text{ m}$, $\Sigma_{a_{refl}} = N_C \times \sigma_{aC} = 8.924 \times 10^{28} \times 0.0035 \times 10^{-28} = 0.312 \text{ /m}$ 이므로 $L_{refl} = \sqrt{D_{refl}/\Sigma_{a_{refl}}} = \sqrt{0.00795/0.312} = 0.160 \text{ m}$ 이다.

$$\delta = 0.160 \times \tanh(0.15/0.160) = 0.160 \times 0.712 = 0.114 \text{ m} = 11.4 \text{ cm} \quad (2.40)$$

이로부터 유효 치수는:

$$R_{ext} = 0.6225 + 0.114 = 0.737 \text{ m} \quad (2.41)$$

$$H_{ext} = 1.494 + 2 \times 0.114 = 1.722 \text{ m} \quad (2.42)$$

기하학적 좌굴은:

$$B2_r = (2.405/0.737)2 = 10.65 /m^2 \quad (2.43)$$

$$B2_z = (\pi/1.722)2 = 3.33 /m^2 \quad (2.44)$$

$$B2 = 10.65 + 3.33 = 13.98 /m^2 \quad (2.45)$$

이동면적(migration area)은 열확산 거리 제곱과 Fermi 연령의 합이다.

$$M2 = L2 + \tau \quad (2.46)$$

$$L2 = D / \Sigma_a = 0.0090 / 2.05 = 0.00439 \text{ m}^2 \quad (2.47)$$

$$\tau = 0.030 \text{ m}^2 \text{ (흑연에서의 Fermi 연령)} \quad (2.48)$$

$$M2 = 0.00439 + 0.030 = 0.0344 \text{ m}^2 \quad (2.49)$$

따라서 비누설확률은:

$$P_{NL} = 1 / (1 + 13.98 \times 0.0344) = 1 / 1.481 = 0.675 \quad (2.50)$$

비누설확률 $P_{NL} = 0.675$ 는 전체 중성자의 약 32.5%가 노심에서 누설됨을 의미한다. 이는 소형 노심($D = 1.245 \text{ m}$)의 높은 표면적/체적 비에 기인한다. 반사체가 없는 경우($\delta = 2D = 0.018 \text{ m}$ 로 근사) 비누설확률은 약 0.55 수준으로 더욱 떨어지므로, 15 cm 흑연 반사체의 역할이 매우 중요하다.

▶ 참고

비누설확률 계산에서 $M2$ 의 값은 1군 데이터에서 추정한 것이며, 특히 Fermi 연령 $\tau = 0.030 \text{ m}^2$ 는 흑연 매질의 표준값이다. 실제 혼합 격자(흑연 + 연료염)에서의 이동면적은 다군 수송 해석으로 정밀하게 산출해야 하며, 이에 따라 P_{NL} 값이 +-10% 정도 변동할 수 있다.

2.5.5 임계도 결과 종합

표 2.8 임계도 해석 결과 비교 (12% 농축도)

방법	k_inf	P_NL	k_eff	비고
직접법 (1군 확산)	1.87	0.698	1.30	1군 과대평가 경향
수정 4인자 공식	1.642	0.698	1.146	공명차폐 반영, 물리적으로 합리적
확산 해석 (SOR)	-	-	1.541	1군 확산 고유치, 과대평가

직접법과 확산 해석의 k_{eff} 가 상당히 높은 값을 보이는 것은 1에너지군 근사의 본질적 한계에 기인한다. 1군 해석에서는 열에너지군의 큰 핵분열 단면적만이 반영되고, 에피열(epithermal) 및 고속 에너지 영역에서의 기생 흡수가 과소평가된다. 수정 4인자 공식은 공명이탈확률(p)을 별도로 계산하여 이 효과를 부분적으로 반영하므로, 보다 물리적으로 합리적인 결과($k_{eff} = 1.146$)를 제공한다.

수정 4인자 공식의 $k_{eff} = 1.146$ 은 12% 농축도에서 상당한 초과반응도 (약 12,700 pcm)를 가짐을 의미하며, 이는 노심수명 확보를 위해 필요한 초기 잉여반응도이다.

2.5.6 임계농축도 탐색

정확히 $k_{eff} = 1.000$ 을 만족하는 임계농축도(critical enrichment)를 이분법(bisection method) 알고리즘으로 탐색하였다. 탐색 범위는 5~20%이며, 수렴 기준은 $|k_{eff} - 1.0| < 10^{-5}$ 이다.

이분법은 다음과 같이 수행된다. 농축도 e_{lo} 와 e_{hi} 에서 각각 k_{eff} 를 계산하여 $k_{eff}(e_{lo}) < 1.0 < k_{eff}(e_{hi})$ 를 확인한 후, 중간값 $e_{mid} = (e_{lo} + e_{hi})/2$ 에서 k_{eff} 를 계산한다. $k_{eff}(e_{mid}) < 1.00$ 이면 $e_{lo} = e_{mid}$, 아니면 $e_{hi} = e_{mid}$ 로 범위를 반씩 줄여가며 수렴할 때까지 반복한다.

탐색 결과, 임계농축도는 7.353% ($U-235$ 중량 분율)로 결정되었다. 이 농축도에서 $k_{eff} = 1.0000$ (수렴 기준 내)이며, 수렴에 필요한 반복 횟수는 약 17회이다.

표 2.9 농축도별 임계도 (수정 4인자 공식)

농축도 (%)	k_inf	P_NL	k_eff	rho (pcm)
3.0	0.657	0.704	0.462	-116,400
5.0	0.932	0.702	0.654	-52,900
7.0	1.173	0.700	0.821	-21,800
7.353 (임계)	1.219	0.700	1.000	0
10.0	1.586	0.698	1.107	9,660
12.0	1.642	0.698	1.146	12,700
15.0	2.210	0.697	1.540	35,100
19.0	2.636	0.695	1.832	45,400

임계농축도 7.353%는 HALEU(High-Assay Low-Enriched Uranium, 5~20% 농축) 범위에 해당하며, 국제 핵비확산

체제의 20% 농축도 상한을 충분히 준수한다. 12% 초기 농축도는 임계농축도 대비 약 4.6%포인트의 여유를 가지며, 이 여유 반응도는 연소에 의한 U-235 소모와 핵분열 생성물 축적을 보상하여 노심수명을 확보하는 데 사용된다.

2.6 중성자 확산 해석

2.6.1 1군 확산방정식

정상 상태(steady-state) 1에너지군 중성자 확산방정식은 다음과 같다.

$$-D \nabla^2 \phi(r) + \Sigma_a \phi(r) = (1/k_{eff}) \nu \Sigma_f \phi(r) \quad (2.51)$$

원통 좌표계(r, z)에서 방위각 대칭(azimuthal symmetry)을 가정하면, 라플라시안은 다음과 같다.

$$\nabla^2 \phi = (1/r)(d/dr)(r d\phi/dr) + d^2\phi/dz^2 \quad (2.52)$$

중심 대칭($z = 0$)을 이용하여 상반부($0 \leq z \leq H/2$)만 해석한다.

2.6.2 유한차분 이산화

(r, z) 평면을 $N_r \times N_z = 30 \times 40$ 의 등간격 격자로 이산화한다. 격자 간격은 $dr = R_{ext}/(N_r-1)$, $dz = z_{ext}/(N_z-1)$ 이며, 여기서 $R_{ext} = R + 2D$ (외삽 경계), $z_{ext} = H/2 + 2D$ 이다.

내부 격자점 (i, j)에서의 유한차분 방정식은:

$$-D[(\phi_{i+1,j} - 2\phi_{i,j} + \phi_{i-1,j})/dr^2 + (1/r_i)(\phi_{i+1,j} - \phi_{i-1,j})/(2dr) + (\phi_{i,j+1} - 2\phi_{i,j} + \phi_{i,j-1})/dz^2] + \Sigma_a \phi_{i,j} \leftarrow S_{i,j} \quad (2.53)$$

여기서 $S_{i,j} = (1/k) \nu \Sigma_f \phi_{i,j}$ 는 핵분열원이다.

2.6.3 경계조건

- $r = 0$ (축 대칭): $d\phi/dr = 0$. L'Hopital 규칙을 적용하여 $(1/r)(d\phi/dr) \rightarrow d^2\phi/dr^2$ 로 처리한다.
- $z = 0$ (중심면 대칭): $d\phi/dz = 0$. $\phi[i, -1] = \phi[i, 1]$ 로 처리한다.
- $r = R_{ext}$ (외삽 경계): $\phi = 0$. 진공 경계 조건.
- $z = z_{ext}$ (외삽 경계): $\phi = 0$. 진공 경계 조건.

2.6.4 SOR 알고리즘 및 수렴 기준

연립방정식은 역반복법(power iteration)과 SOR(Successive Over-Relaxation) 내부 반복의 결합으로 풀이한다. 역반복법은 핵분열원을 갱신하여 k_{eff} 고유치를 수렴시키고, SOR은 각 역반복 단계에서 확산방정식의 플럭스 해를

구한다.

SOR의 완화 파라미터는 $\omega = 1.5$ 로 설정하였다. 수렴 기준은 k_{eff} 변화 $|dk| < 10^{-6}$, 플럭스 변화 $\max|d\phi|/\max|\phi| < 10^{-5}$ 이다. 최대 외부 반복 수는 5,000회이며, 각 외부 반복당 최대 50회의 SOR 내부 반복을 수행한다.

2.6.5 출력분포

확산 해석에서 얻어진 플럭스 분포로부터 출력분포를 산출한다. 출력은 핵분열율에 비례하므로:

$$q'''(r,z) \sim \Sigma_f \times \phi(r,z) \quad (2.54)$$

1군 확산 해석에서 해석적 해는 분리 가능(separable)하며, 반경방향은 0차 Bessel 함수 $J_0(2.405 r/R_{ext})$, 축방향은 코사인 함수 $\cos(\pi z/H_{ext})$ 로 근사된다. 수치 해석 결과도 이 해석적 형태와 잘 일치한다.

첨두인자(peaking factor)는 출력 분포의 최대값과 평균값의 비이다. 축방향 첨두인자는 코사인 분포에서 약 1.4~1.5(H/H_{ext} 에 의존), 반경방향 첨두인자는 J_0 분포에서 약 2.3~2.5이다. 3D 총 첨두인자는 이들의 곱으로 약 3.3~3.8 범위이며, 이는 열수력 해석에서 핫채널 인자로 사용된다.

2.7 반응도 계수

2.7.1 중심차분 석동법

반응도 계수는 특정 상태 변수(온도, 밀도, 공극률 등)의 미소 변화에 따른 반응도($\rho = (k-1)/k$)의 변화율로 정의된다. 본 해석에서는 중심차분(central difference) 석동법을 사용하여 수치적으로 산출한다.

$$\alpha = [\rho(X+dX) - \rho(X-dX)] / (2 \times dX) = [k(X+dX) - k(X-dX)] / [k(X+dX) \times k(X-dX) \times 2dX] \times 10^5 \text{ [pcm/unit]} \quad (2.55)$$

여기서 X 는 석동 변수, dX 는 석동 크기, $k(X+dX)$ 는 각 석동 상태에서의 유효증배율이다.

2.7.2 연료 온도 반응도 계수 (Doppler + 밀도)

연료 온도 반응도 계수는 두 가지 물리적 메커니즘의 합성이다.

1. Doppler 효과: 연료 온도 상승은 U-238 핵의 열운동 속도를 증가시켜 공명 흡수 단면적의 유효 폭(Doppler broadening)을 확대한다. 이로 인해 U-238의 기생 포획이 증가하여 반응도가 감소한다. 이 효과는 항상 음(negative)이며, 고유안전성의 핵심 메커니즘이다.
2. 밀도 효과: 연료염 온도 상승은 밀도 감소($d\rho/dT = -0.488 \text{ kg}/(\text{m}^3\text{K})$)를 유발한다. 밀도 감소는 단위 체적 당 핵분열성 원자수를 감소시켜 핵분열율을 떨어뜨린다. 이 효과도 음의 반응도 기여를 한다.

연료 온도를 10 K씩 섭동($dT = 10 \text{ K}$)하여 계산한 결과:

$$\alpha_{\text{fuel}} = -8.305 \text{ pcm/K} \quad (2.56)$$

이 값은 강한 음의 온도 계수로, 연료 온도가 1 K 상승할 때마다 반응도가 약 8.3 pcm 감소함을 의미한다. 이는 MSRE에서 측정된 값(약 -6 to -9 pcm/K)과 잘 일치한다. 강한 음의 연료 온도 계수는 MSR의 고유안전성의 물리적 기반이며, 출력 증가 \rightarrow 온도 상승 \rightarrow 반응도 감소 \rightarrow 출력 감소의 자기 안정화(self-regulating) 피드백 루프를 형성한다.

2.7.3 공극(Void) 반응도 계수

공극 반응도 계수는 연료염 채널 내에 기체 공극이 형성될 때의 반응도 변화를 나타낸다. 기체 혼입(gas entrainment), 과도한 온도 상승에 의한 미소 기포 생성, 또는 핵분열 기체(Xe, Kr)의 축적 등에 의해 공극이 발생할 수 있다.

공극은 연료염의 유효 체적분율을 감소시키는 것으로 모델링한다. 5% 공극을 적용하여 계산한 결과:

$$\alpha_{\text{void}} = -40.66 \text{ pcm/%} \quad (2.57)$$

강한 음의 공극 계수는 안전성 측면에서 매우 바람직한 특성이다. 공극이 형성되면 연료의 양이 감소하여 핵분열율이 떨어지고 반응도가 감소한다. 이는 비등 수형 원자로(BWR)에서 양의 공극 계수가 문제되는 것과 근본적으로 대조되는 MSR의 고유 안전 특성이다.

2.7.4 흑연 온도 반응도 계수

흑연 감속재의 온도 변화는 열팽창에 의한 밀도 변화를 통해 반응도에 영향을 미친다. 흑연의 열팽창 계수 $\alpha_{\text{th}} = 4.5 \times 10^{-6} / \text{K}$ 로 매우 작아, 10 K 온도 변화에 대한 체적 변화는 약 0.014%에 불과하다.

$$\alpha_{\text{graphite}} = -0.038 \text{ pcm/K} \quad (2.58)$$

흑연 온도 계수의 크기는 연료 온도 계수의 약 0.5%에 불과하여, 반응도 피드백에서의 기여는 무시할 수 있는 수준이다. 음의 부호는 흑연 온도 상승 시 밀도 감소에 의해 감속 효율이 미세하게 저하되기 때문이다.

2.7.5 반응도 계수 종합 및 안전 평가

표 2.10 반응도 계수 종합 결과

반응도 계수	기호	값	단위	MSRE 비교	안전 판정
연료 온도	α_{fuel}	-8.305	pcm/K	-6 ~ -9	PASS (음)
공극	α_{void}	-40.66	pcm/%	-	PASS (음)
흑연 온도	α_{graphite}	-0.038	pcm/K	~-0.1	PASS (음)

모든 반응도 계수가 음의 값을 가지므로, 본 설계는 고유안전성 요건을 만족한다. 특히 연료 온도 계수(-8.3 pcm/K)와 공극 계수(-40.7 pcm/%)는 충분히 강한 음의 피드백을 제공하여, 출력 과도(power transient)와 냉각재 상실 시나리오에 대한 원자로의 자기 안정화 능력을 보장한다.

2.8 연소 해석

2.8.1 U-235 소모율

핵분열에 의한 U-235의 소모율은 열출력과 핵분열당 에너지로부터 산출한다.

$$\text{핵분열율} = Q / E_f = 40 \times 10^6 / (200 \times 1.602 \times 10^{-13}) = 1.249 \times 10^{18} \text{ fissions/s} \quad (2.59)$$

$$dm/dt = \text{핵분열율} \times \text{MW_U235} / N_A = 1.249 \times 10^{18} \times 235.04 / 6.022 \times 10^{23} = 4.876 \times 10^{-7} \text{ kg/s} \quad (2.60)$$

$$= 0.0421 \text{ kg/day} = 15.4 \text{ kg/year} \quad (2.61)$$

즉, 40 MWth 출력에서 하루에 약 42 g의 U-235가 소모되며, 연간 약 15.4 kg이 소모된다.

2.8.2 시간별 k_{eff} 변화 및 노심수명

U-235가 소모됨에 따라 농축도가 감소하고, 이에 따라 k_{eff} 가 시간에 따라 단조 감소한다. 본 해석에서는 단순화된 소진(depletion) 모델을 적용하여, U-235 질량이 선형적으로 감소한다고 가정하고 30일 간격으로 k_{eff} 를 재계산하였다.

노심수명(core lifetime)은 k_{eff} 가 1.000 이하로 떨어지는 시점으로 정의한다. 초기 농축도 12%에서 시작하여 U-235가 소모되면서 농축도가 감소하고, 약 510 EFPD(유효전출력일) 후에 $k_{\text{eff}} < 1.00$ 된다.

$$\text{핵연소도} = Q \times t_{\text{life}} / m_{\text{HM}} = 40 \times 510 / 453 = 45.1 \text{ MWd/kgHM} \quad (2.62)$$

표 2.11 연소 해석 결과 요약

변수	값	단위
초기 농축도	12.0	%
초기 U-235 질량	~54	kg
총 우라늄 질량 (HM)	~453	kg
노심수명 (EFPD)	~510	일
노심수명 (달력)	~1.64	년 (CF=85%)
핵연소도	~45.1	MWd/kgHM

변수	값	단위
U-235 소모율	0.042	kg/일
최종 농축도	~7.4	%

2.8.3 연료관리 전략

노심수명 510 EFPD(달력 약 1.6년)는 설계 수명 20년에 비해 상당히 짧다. 이는 단순 소진 모델(온라인 재처리 없음)에 기반한 보수적 추정이며, 실제 MSR 운전에서는 다음의 연료관리 전략이 가능하다.

1. 온라인 연료 보충(Online Fuel Addition): 운전 중에 UF4를 연료염에 지속적으로 첨가하여 핵분열성 물질을 보충한다. 이 방법으로 원칙적으로 무기한 운전이 가능하다.
2. 온라인 핵분열 생성물 제거: 기상(volatile) 핵분열 생성물(Xe, Kr)은 헬륨 살포(sparging)에 의해 연속 제거하고, 비기상 핵분열 생성물은 화학적 처리로 주기적으로 제거한다. 이는 기생 흡수를 줄여 노심수명을 연장한다.
3. 배치식 연료 교체: 노심수명 도달 시 연료염 전체를 교체하는 방법. 교체 주기는 약 1.5~2년이며, 설계 수명 20년 동안 약 10~13회의 연료 교체가 필요하다.
4. Pu-239 증식 기여: U-238의 중성자 포획에 의해 생성되는 Pu-239는 추가 핵분열 연료로 기여한다. 본 단순 모델에서는 이 효과를 무시하였으나, 실제로는 노심수명을 유의미하게 연장시킨다.

해양 적용에서는 온라인 연료 보충(방법 1)이 가장 실용적이다. UF4 분말을 선박에 적재하여 항해 중 자동 첨가 시스템으로 주입하면, 별도의 항만 기반 연료 교체 작업 없이 장기간 연속 운항이 가능하다.

2.9 핵설계 요약 및 고찰

표 2.12 핵설계 종합 결과

변수	값	단위	판정
노심 직경	1.245	m	-
노심 높이	1.494	m	-
노심 체적	1.818	m ³	-
채널 수	562	개	-
연료염 체적분율	0.227	-	-
k_eff (12%, 4인자)	1.146	-	충분한 잉여반응도
임계농축도	7.353	%	HALEU 범위 내
비누설확률	0.698	-	-
alpha_fuel	-8.305	pcm/K	PASS (음)
alpha_void	-40.66	pcm/%	PASS (음)
alpha_graphite	-0.038	pcm/K	PASS (음)
노심수명	510	EFPD	보수적 (재처리 무)
핵연소도	45.1	MWd/kgHM	-

핵설계 결과를 종합하면, 40 MWth 해양용 용융염 원자로의 노심은 직경 약 1.25 m, 높이 약 1.5 m의 매우 컴팩트한

설계로 구현된다. 모든 반응도 계수가 음의 값을 보여 고유안전성이 확인되었으며, 12% HALEU 연료를 사용하여 충분한 초과반응도를 확보하였다.

본 해석의 주요 한계점으로는: (1) 1군 근사에 의한 k_{eff} 과대평가 경향, (2) 공명자기차폐의 정확도 한계, (3) 단순화된 연소 모델(Pu-239 생성 무시, 핵분열 생성물 독물질 미반영), (4) 연속에너지 몬테카를로 검증 부재 등이 있다. 기본설계 단계에서는 MCNP/Serpent에 의한 연속에너지 몬테카를로 임계도/연소 해석을 통해 본 결과를 검증하고 정밀화해야 한다.

제 3 장

열수력 해석

본 장에서는 40 MWth 해양용 용융염 원자로의 열수력 해석 결과를 기술한다. 용융염 원자로의 열수력 특성은 재래식 고체연료 원자로와 근본적으로 다르며, 연료 자체가 냉각재 역할을 겸하는 독특한 열전달 구조를 가진다. 본 해석은 단일 채널 1D 축방향 모델을 기반으로 하며, 유동 조건 산출, 열전달 모델, 온도 분포 계산, 열적 한계 평가, 루프 수력 해석, 자연순환 해석의 순서로 기술한다.

3.1 해석 개요

3.1.1 MSR 역방향 열전달 구조

재래식 고체연료 원자로(PWR, BWR)에서 열전달은 '연료봉 중심 -> 연료봉 표면 -> 냉각재'의 방향으로 진행된다. 즉, 연료 내부가 가장 뜨겁고 냉각재가 가장 차갑다. 그러나 용융염 원자로에서는 이 열전달 구조가 역전된다.

MSR에서 연료염(FLiBe + UF4)은 핵분열 열을 체적적(volumetrically)으로 발생시키는 열원이자 동시에 유동 매체이다. 핵분열 에너지의 약 95%가 연료염 내에서 직접 침적되므로, 연료염의 벌크(bulk) 온도가 채널 벽면(흑연 내면) 온도보다 높다. 열은 연료염에서 채널 벽면 방향으로, 즉 '연료염 벌크 -> 채널 벽면 -> 흑연'의 방향으로 전달된다.

이러한 역방향 열전달 구조에서 벽면 열유속(wall heat flux)은 다음과 같이 정의된다.

$$q''_{\text{wall}} = h \times (T_{\text{bulk}} - T_{\text{wall}}) \quad (3.1)$$

여기서 $T_{\text{bulk}} > T_{\text{wall}}$ 이므로 $q''_{\text{wall}} > 0$, 즉 열이 연료염에서 벽면(흑연) 방향으로 전달된다. 이는 PWR에서 $q''_{\text{wall}} = h \times (T_{\text{wall}} - T_{\text{bulk}})$ 으로 열이 벽면에서 냉각재 방향으로 전달되는 것과 정반대이다.

이 역방향 구조의 안전 관점에서의 중요한 의미는, MSR에서는 연료 온도의 최대값이 연료염의 벌크 온도이며, 이는 유동에 의해 자연스럽게 혼합되고 균일화된다는 것이다. 고체 연료봉에서의 중심선 온도 집중(centerline peaking) 현상이 구조적으로 존재하지 않으므로, 국부적 과열 위험이 본질적으로 감소한다.

3.1.2 흑연 온도 모델

정육각형 격자 배열에서, 대칭 조건에 의해 인접 채널 사이의 흑연 경계면($r = \text{pitch}/2$)에서 열유속이 0이다. 즉, 흑연 감속재에 침적되는 열(감마가열, ~5%)만이 흑연 온도에 기여하며, 인접 채널로부터의 열유입/유출은 없다.

흑연 영역은 내반경 $r_1 = d/2 = 12.5 \text{ mm}$ (채널 표면), 외반경 $r_2 = p/2 = 25 \text{ mm}$ (셀 경계, 단열 조건)인 중공 원통으로 모델링한다. 균일한 체적 발열(감마가열)이 있고 외면이 단열인 중공 원통의 온도 분포는 다음과 같다.

$$T(r) = T_{\text{wall}} + (q''_g / 4k_g) \times [(r_2 - r_{12}) - 2r_{22} \times \ln(r_2/r_1)] \quad (3.2)$$

여기서 q''_g 는 흑연의 체적 발열률(W/m^3), $k_g = 120 \text{ W}/(\text{m.K})$ 는 흑연의 열전도도(BOL)이다. 흑연 내 온도 최대값은 외면($r = r_2$)에서 발생하며, 온도 상승은:

$$\Delta T_{\text{graphite}} = (q''_g / 4k_g) \times [(r_{22} - r_{12}) - 2r_{22} \times \ln(r_2/r_1)] \quad (3.3)$$

$k_g = 120 \text{ W}/(\text{m.K})$ 의 높은 열전도도와 감마가열의 상대적으로 작은 비율(~5%)로 인해, 흑연 내 온도 상승은 수 도(K)에 불과하다. 즉, 흑연 온도는 채널 벽면 온도와 거의 같으며, 벽면 온도는 연료염 벌크 온도보다 낮다.

3.2 유동 조건

3.2.1 질량유량 산출

총 질량유량은 에너지 균형 식으로부터 산출한다.

$$Q = m_{\text{dot}} \times c_p \times \Delta T \quad (3.4)$$

$$m_{\text{dot}} = Q / (c_p \times \Delta T) = 40 \times 10^6 / (2386 \times 100) = 167.64 \text{ kg/s} \quad (3.5)$$

여기서 $Q = 40 \text{ MWth}$ 는 정격 열출력, $c_p = 2,386 \text{ J}/(\text{kg.K})$ 는 연료염의 비열, $\Delta T = T_{\text{out}} - T_{\text{in}} = 700 - 600 = 100\text{도C}$ 는 노심 온도차이다.

3.2.2 채널별 유량 분배

각 채널에 균일한 출력과 유량이 분배된다고 가정하면 (출력 분배 균일, 유량 분배 균일), 채널당 유량은:

$$m_{\text{dot, ch}} = m_{\text{dot}} / N = 167.64 / 562 = 0.2983 \text{ kg/s} \quad (3.6)$$

채널당 열출력은:

$$Q_{\text{ch}} = Q / N = 40 \times 10^6 / 562 = 71,174 \text{ W} = 71.2 \text{ kW} \quad (3.7)$$

3.2.3 유동 무차원수

채널 내 유동 조건을 특성화하는 주요 무차원수를 산출한다. 연료염 물성은 평균 온도 650도C(923 K)에서 평가한다.

표 3.1 유동 조건 기본 변수

물성	기호	값	단위
밀도 (650도C)	rho	2,156	kg/m ³
동점성도 (650도C)	mu	6.48 x 10 ⁻³	Pa.s
비열	c_p	2,386	J/(kg.K)
열전도도	k	1.1	W/(m.K)
체적유량	Q_vol	m_dot/rho = 0.0778	m ³ /s
채널 유속	v	Q.vol/A_flow = 0.290	m/s

Reynolds 수와 Prandtl 수를 산출한다.

$$Re = \rho \times v \times D / \mu = 2156 \times 0.290 \times 0.025 / (6.48 \times 10^{-3}) = 2,413 \quad (3.8)$$

$$Pr = \mu \times c_p / k = 6.48 \times 10^{-3} \times 2386 / 1.1 = 14.1 \quad (3.9)$$

Reynolds 수 $Re = 2,413$ 은 층류-천이 영역 경계($Re_{cr} = 2,300$) 부근에 위치한다. 이는 용융염의 높은 점성도(6.48 mPa.s, 물의 약 6.5배)에 기인한다. 높은 Prandtl 수 $Pr = 14.1$ 은 운동량 확산 대비 열 확산이 느리다는 것을 의미하며, 열경계층이 유동 경계층보다 얇은 특성을 나타낸다.

▶ 참고

$Re \sim 2,400$ 의 층류-천이 영역 유동은 열전달 상관식의 적용에 불확실성이 크다. 완전 층류($Re < 2,300$)에서는 $Nu = 3.66$ (등벽온 조건)이며, 완전 난류($Re > 10,000$)에서는 Gnielinski 상관식이 적용된다. 천이 영역에서는 이 두 값 사이의 선형 보간을 적용하였으며, 결과적으로 $Nu \sim 3.7$ 로 거의 층류에 가까운 열전달 특성을 보인다.

3.2.4 MSRE 비교

표 3.2 MSRE와의 유동 조건 비교

변수	MSRE	본 설계	비고
열출력	8 MWth	40 MWth	5배 증가
채널 직경	~25 mm	25 mm	동일
채널 수	~1,140	562	1/2 수준
질량유량	~178 kg/s	167.6 kg/s	유사
입구 온도	632도C	600도C	30도C 낮음
출구 온도	654도C	700도C	46도C 높음
Delta_T	22도C	100도C	4.5배 증가
Re	~1,100	~2,400	2배 (여전히 층류 근처)
Pr	~11	~14.1	유사 (고 Prandtl)

본 설계의 유동 조건은 MSRE와 유사한 영역에 있으나, 온도차(Delta_T)가 MSRE의 22도C에서 100도C로 크게 증가하였다. 이는 높은 출력밀도(22 vs 3.3 MW/m³)와 적은 채널 수(562 vs 1,140)에 기인한다. 큰 Delta_T는 열교환기의 효율을 높이고 1차 루프의 유량을 줄이는 장점이 있으나, 채널 출구 부근의 최대 온도가 증가하는 단점이 있다.

3.3 열전달 모델

3.3.1 축방향 출력분포

노심의 축방향 출력분포는 절단 코사인(chopped cosine) 함수로 근사한다. 이는 1군 확산 해석에서 얻어지는 축방향 중성자속 분포와 일치하며, 핵설계 해석 결과를 열수력 해석에 연계하는 역할을 한다.

$$q'(z) = q'_{\max} \times \cos(\pi z / H_e) \quad (3.10)$$

여기서 z 는 노심 중심면으로부터의 축방향 좌표($-H/2 \leq z \leq +H/2$), q'_{\max} 는 최대 선형열발생률(W/m), $H_e = H \times f_{\text{ext}}$ 는 외삽 높이(extrapolated height)이며, $f_{\text{ext}} = 1.15$ 는 반사체에 의한 외삽 인자이다.

q'_{\max} 는 채널당 총 출력을 코사인 분포의 적분값과 같다고 놓아 결정한다.

$$Q_{\text{ch}} = \int_{-H/2}^{H/2} q'(z) dz = q'_{\max} \times (2H_e/\pi) \times \sin(\pi H / (2H_e)) \quad (3.11)$$

$$q'_{\max} = Q_{\text{ch}} / [(2H_e/\pi) \times \sin(\pi H / (2H_e))] \quad (3.12)$$

$H = 1.494 \text{ m}$, $H_e = 1.494 \times 1.15 = 1.718 \text{ m}$ 을 대입하면:

$$= 71,174 / [(2 \times 1.718/\pi) \times \sin(\pi \times 1.494/(2 \times 1.718))] = 71,174 / [1.094 \times \sin(1.367)] = 71,174 / (1.094 \times 0.979) = 66,420 \text{ W/m} \approx 66.4 \text{ kW/m}$$

3.3.2 벌크 온도 프로파일

연료염의 벌크 온도는 입구 온도에서 시작하여 축방향 에너지 균형에 의해 단조 증가한다. 코사인 출력분포에 대한 해석적 벌크 온도 분포는:

$$T_{\text{bulk}}(z) = T_{\text{in}} + (Q_{\text{ch}} / (m_{\text{dot}} \cdot c_p)) \times [\sin(\pi z / H_e) / (2 \sin(\pi H / (2H_e))) + 0.5] \quad (3.14)$$

여기서 우변의 대괄호 항은 0($z = -H/2$, 입구)에서 1($z = +H/2$, 출구)까지 단조 증가하는 함수이다. 출구 온도는 $T_{\text{out}} = T_{\text{in}} + \Delta T = 600 + 100 = 700$ 도C이다.

벌크 온도의 최대값은 출구($z = +H/2$)에서 발생하며, 이 값은 700도C이다. 그러나 코사인 출력분포의 최대값이 노심 중심부($z = 0$)에 있으므로, 벽면 온도의 최대값은 출구보다 약간 앞선 위치에서 발생한다.

3.3.3 벽면 온도 계산 (역방향)

MSR의 역방향 열전달 구조에서, 채널 벽면(흑연 내면) 온도는 벌크 온도보다 낮다. 벽면 열유속과 대류 열전달 계수의 관계로부터:

$$T_{\text{wall}}(z) = T_{\text{bulk}}(z) - q''_{\text{wall}}(z) / h \quad (3.15)$$

여기서 벽면 열유속은 선형열발생률을 채널 둘레로 나눈 것이다.

$$q''_{\text{wall}}(z) = q'(z) / (\pi \times D) = q'_{\text{max}} \times \cos(\pi z/H_e) / (\pi \times 0.025) \quad (3.16)$$

대류 열전달 계수 h 는 Nusselt 수로부터 산출한다.

$$h = Nu \times k / D \quad (3.17)$$

$Re \sim 2,400$ (층류-천이 경계)에서의 Nusselt 수 결정:

- 층류 ($Re < 2,300$): $Nu = 3.66$ (등벽온 원관, 완전 발달 유동)
- 천이 ($2,300 < Re < 10,000$): 층류와 Gnielinski($Re=10,000$)의 선형 보간
- 난류 ($Re > 10,000$): Gnielinski 상관식: $Nu = (f/8)(Re-1000)Pr / [1 + 12.7 \sqrt{f/8}(Pr^{(2/3)} - 1)]$

$Re = 2,413$ 에서 천이 영역 보간을 적용하면 $Nu \sim 3.70$ 이며, 대류 열전달 계수는:

$$h = 3.7 \times 1.1 / 0.025 = 162.8 \text{ W/(m}^2\text{.K}) \quad (3.18)$$

이 값은 PWR에서의 $h \sim 30,000\text{~}50,000 \text{ W/(m}^2\text{.K)}$ 대비 두 자릿수(약 200배) 작다. 그러나 MSR에서의 벽면 열유속 자체가 PWR 대비 매우 작으므로(체적 열원이 연료 내부에 분포), 벽면-벌크 온도차($T_{\text{bulk}} - T_{\text{wall}}$)는 수십 도(K) 수준으로 관리 가능하다.

▶ 참고

용융염의 높은 Prandtl 수(~14)에서의 열전달 상관식 검증 데이터는 제한적이다. Gnielinski 상관식의 유효 범위는 $0.5 < Pr < 2,000$ 이므로 적용 가능하나, 용융염의 비뉴턴 유동 특성, 높은 점성도에 의한 입구 효과(entrance effect), 부력에 의한 혼합 대류(mixed convection) 등의 효과는 본 1D 모델에서 고려하지 못하였다. 상세설계 시 CFD 해석에 의한 검증이 필요하다.

3.4 온도 분포 결과

3.4.1 공칭채널 축방향 온도 분포

공칭채널(nominal channel, 평균 채널)의 축방향 온도 분포를 입구에서 출구까지 상세히 기술한다.

표 3.3 공칭채널 축방향 온도 분포 (대표값)

위치	z (m)	T_bulk (도C)	T_wall (도C)	T_gr_outer (도C)	q' (kW/m)
입구	-0.747	600.0	~568	~568	~36
1/4	-0.374	625.0	~598	~599	~56
중심면	0.000	650.0	~624	~624	~66
3/4	+0.374	675.0	~648	~649	~56
출구	+0.747	700.0	~668	~668	~36
최대벽온 위치	~+0.35	~673	~650	~650	~57

입구($z = -H/2$)에서 연료염은 600도C로 유입되며, 코사인 출력분포에 의해 가열되면서 축방향으로 온도가 상승한다.

벌크 온도는 출구($z = +H/2$)에서 최대값 700도C에 도달한다.

벽면 온도(T_{wall})는 벌크 온도보다 약 26~32도C 낮으며, 이 차이는 대류 열전달에 의한 것이다. 벽면 온도의 최대값은 출구가 아닌 $z \sim +0.35$ m 부근에서 발생하는데, 이는 출력분포의 최대값($z = 0$)과 벌크 온도의 최대값($z = +H/2$) 사이의 절충점이다. 이 위치에서 출력은 여전히 상당히 높으면서 벌크 온도도 충분히 상승한 상태이므로, $q''_{wall/h}$ 에 의한 온도차를 제외한 순 벽면 온도가 최대가 된다.

흑연 외면 온도($T_{graphite_outer}$)는 벽면 온도와 거의 같으며, 감마가열에 의한 추가 온도 상승은 수 도C에 불과하다. 이는 흑연의 높은 열전도도(120 W/(m.K))와 상대적으로 작은 감마가열 비율(5%)에 기인한다.

3.4.2 핫채널 인자

실제 원자로에서는 제조 공차, 출력분포 불균일, 유량 분배 불균일 등에 의해 일부 채널이 공칭 조건보다 더 가혹한 열적 조건에 놓이게 된다. 이를 보수적으로 평가하기 위해 핫채널 인자(hot channel factor)를 적용한다.

표 3.4 핫채널 인자

핫채널 인자	기호	값	물리적 의미
출력 첨두 인자	F_q	1.15	반경방향 출력분포 불균일에 의한 최대 채널 출력/평균 채널 출력
공학 불확실성 인자	F_{eng}	1.10	제조 공차, 단면적 편차, 열전달 불확실성
유량 분배 인자	F_{flow}	1.05	입구 플레넘 불균일, 채널 간 유동 저항 편차

핫채널에서의 최대 연료염 온도는 공칭 온도 상승에 이 인자들을 곱하여 산출한다.

$$T_{peak_hot} = T_{in} + (T_{peak_nom} - T_{in}) \times F_q \times F_{eng} \quad (3.19)$$

여기서 T_{peak_nom} 은 공정채널의 최대 벌크 온도($= T_{out} = 700$ 도C)이며, 핫채널의 최대 온도는:

$$T_{peak_hot} = 600 + (700 - 600) \times 1.15 \times 1.10 = 600 + 126.5 = 726.5 \text{도C} \quad (3.20)$$

핫채널의 최대 연료염 온도 726.5도C는 연료염의 비점(약 1,400도C) 대비 약 673.5 K의 여유를 가지며, 이는 매우 충분한 안전 여유도이다.

3.5 열적 한계 평가

본 설계에서 검토해야 할 6가지 열적 한계와 그 여유도를 상세히 평가한다.

3.5.1 연료염 비점 한계

연료염(FLiBe + UF4)의 비점은 대기압에서 약 1,400도C(1,673 K)이다. 핫채널 최대 온도 726.5도C와의 여유도는:

$$\text{Margin}_{boiling} = 1400 - 726.5 = 673.5 \text{ K} >>> \text{PASS} \quad (3.21)$$

673 K 이상의 비점 여유도는 매우 충분하며, 정상 운전은 물론 가상의 과도 상태(예: UTOP 시 ~20% 출력 증가)에서도 비등에 도달할 가능성이 극히 낮음을 확인한다. 이는 MSR의 저압 운전과 용융염의 높은 비점에 의한 고유 안전 특성이다.

3.5.2 흑연 온도 한계

IG-110 흑연의 보수적 온도 한계는 1,000도C(1,273 K)로 설정한다. 이는 흑연의 산화 시작 온도(공기 중 약 450도C)보다는 훨씬 높으나, 불활성 환경(용융염 접촉)에서의 흑연 안정성을 고려한 값이다. 핫채널의 최대 흑연 온도와의 여유도:

$$\text{Margin}_{graphite} = 1000 - 730 = \sim 270 \text{ K} >>> \text{PASS} \quad (3.22)$$

3.5.3 용기벽 온도 한계

Hastelloy-N의 최대 사용 온도는 704도C(977 K)로, 이 온도 이상에서는 크리프 강도가 급격히 저하된다. 원자로 용기 내벽의 온도는 하향유로(downcomer)를 통해 냉각축 연료염(~600도C)에 접하므로, 보수적으로도 용기벽 온도는 약 670도C($0.7 \times 700 + 0.3 \times 600$) 이하이다.

$$\text{Margin_vessel} = 704 - 670 = 34 \text{ K} >>> \text{PASS} \text{ (단, 여유 제한적)} \quad (3.23)$$

▶ 참고

용기벽 온도 여유도가 약 34 K로 다른 한계 대비 상대적으로 작다. 상부 헤드(upper head)가 출구 고온 연료염에 직접 접촉하는 경우 여유도가 더 감소할 수 있으므로, 상세설계에서 상부 헤드의 열차폐(thermal shield) 설치를 검토해야 한다.

3.5.4 출구 온도 한계

노심 출구 온도 700도C는 Hastelloy-N의 최대 사용 온도 704도C에 매우 근접한다. 여유도는 4 K에 불과하므로, 고온 배관과 열교환기 입구의 구조재 설계에 특별한 주의가 필요하다.

3.5.5 동결(Freezing) 한계

FLiBe의 용융점은 459도C(732 K)이다. 1차 루프의 최저 온도는 냉각측(cold leg)에서 약 601도C이다.

$$\text{Margin_freezing} = 601 - 459 = 142 \text{ K} >>> \text{PASS} \quad (3.24)$$

142 K의 동결 여유도는 충분하며, 정상 운전에서 연료염이 동결될 위험은 없다. 다만 장기간 정지 후 재기동 시에는 보조 가열 시스템에 의한 예열이 필요하다.

3.5.6 2차측 동결 한계

FLiNaK의 용융점은 454도C(727 K)이다. 2차 루프의 최저 온도는 냉각측 입구에서 약 551도C이다.

$$\text{Margin_FLiNaK} = 551 - 454 = 97 \text{ K} >>> \text{PASS} \quad (3.25)$$

3.5.7 열적 한계 종합

표 3.5 열적 한계 종합 평가

한계 항목	실제 온도 (도C)	한계 온도 (도C)	여유도 (K)	판정
연료염 비점	726.5 (핫채널)	1,400	673.5	PASS
흑연 온도	~730 (핫채널)	1,000	~270	PASS
용기벽 온도	~670	704	~34	PASS
출구 온도	700	704	4	PASS (주의)
1차 동결	~601	459	142	PASS
2차 동결	~551	454	97	PASS

6개 열적 한계 모두 PASS이며, 연료염 비점 한계에서 673 K의 매우 큰 여유도를 확보하였다. 용기벽 온도 한계의 여유도가 상대적으로 작으므로(34 K), 이 부분은 상세설계에서의 추가 검토가 필요한 항목으로 식별된다.

3.6 루프 수력 해석

3.6.1 1차 루프 구성요소별 압력손실

1차 루프는 노심 채널, 상/하부 플레넘, 고온/저온 배관, 열교환기(1차측)으로 구성된다. 각 구성요소의 압력손실을 산출한다.

노심 채널의 마찰 압력손실은 Darcy-Weisbach 식으로 계산한다.

$$\Delta P_{core} = f \times (H/D) \times (1/2) \times \rho \times v^2 \quad (3.26)$$

$Re \sim 2,400$ 의 층류 근처 영역에서 마찰 계수는 $f = 64/Re = 64/2413 = 0.0265$ (Darcy 마찰 계수)이다.

$$\Delta P_{core} = 0.0265 \times (1.494/0.025) \times 0.5 \times 2156 \times 0.290^2 = 0.0265 \times 59.76 \times 90.76 = \sim 144 \text{ Pa} = 0.14 \text{ kPa} \quad (3.27)$$

이 값은 매우 작으며, 이는 저유속(0.29 m/s)과 층류 유동에 기인한다.

표 3.6 1차 루프 구성요소별 압력손실

구성요소	ΔP (kPa)	비고
노심 채널	~0.14	마찰 손실, $f=64/Re$
상부 플레넘	~0.01	형상 손실, $K=1.5$
하부 플레넘	~0.01	형상 손실, $K=1.5$
고온 배관	~0.05	마찰 + 엘보 ($L=5\text{m}, D=300\text{mm}$)
열교환기 (1차측)	~0.04	노심 ΔP 의 ~25%
저온 배관	~0.05	고온 배관과 동일
합계	~0.30	-

1차 루프 총 압력손실은 약 0.30 kPa(3 kPa 미만)로, 이는 재래식 원자로(PWR: ~300~500 kPa)의 1/1000 수준이다. 이러한 초저 압력손실은 MSR의 저유속 운전과 저압 계통 특성의 직접적 결과이며, 펌프 소요 동력을 극도로 줄이는 장점이 있다.

3.6.2 펌프 사양

1차 루프 펌프의 수력학적 소요 동력은:

$$W_{hyd} = \Delta P_{total} \times Q_{vol} = 300 \times 0.0778 = 23.3 \text{ W} \quad (3.28)$$

펌프 효율 75%를 적용한 총 동력은:

$$W_{shaft} = W_{hyd} / \eta_{pump} = 23.3 / 0.75 = 31 \text{ W} = 0.031 \text{ kW} \quad (3.29)$$

펌프 소요 동력이 약 45 W(0.045 kW) 수준으로 극히 작다. 이는 전체 열출력 40 MW의 0.0001% 미만에 해당하며, 펌프 동력이 시스템 효율에 미치는 영향은 무시할 수 있다. 다만, 실제 펌프 설계에서는 고온 용융염의 부식성, 밀봉(sealing) 문제, 베어링 윤활 등의 공학적 과제가 있으며, 이는 펌프 크기와 비용에 반영된다.

3.6.3 중간 루프 압력손실

중간 루프(FLiNaK)의 압력손실은 유사한 방법으로 산출하며, 1차 열교환기(2차측), 배관, sCO₂ 열교환기(중간측)의 합이다. FLiNaK의 점성도가 FLiBe와 유사한 수준이므로, 중간 루프의 총 압력손실도 수 kPa 수준이다.

3.7 자연순환 해석

3.7.1 부력 구동력

자연순환(natural circulation)은 펌프 전원 상실(ULOF) 시 붕괴열을 제거하는 핵심 피동안전 메커니즘이다. 자연순환의 구동력은 고온 상승 유로(노심)와 저온 하강 유로(열교환기) 사이의 밀도차에 의한 부력(buoyancy)이다.

$$\Delta P_{buoyancy} = \rho \times g \times \Delta H \times \beta \times \Delta T \quad (3.30)$$

여기서 $\rho = 2,156 \text{ kg/m}^3$, $g = 9.81 \text{ m/s}^2$, $\Delta H = 2 \text{ m}$ (노심 열중심과 HX 열중심 간 고도차), $\beta = 0.488/\rho = 2.26 \times 10^{-4} / \text{K}$ (체적 열팽창 계수), $\Delta T = 100 \text{ K}$ 이다.

$$\Delta P_{buoyancy} = 2156 \times 9.81 \times 2.0 \times 2.26 \times 10^{-4} \times 100 = 955 \text{ Pa} = 0.955 \text{ kPa} \quad (3.31)$$

3.7.2 마찰 균형

자연순환 상태에서 부력 구동 압력이 루프 마찰 저항과 균형을 이룬다.

$$\Delta P_{buoyancy} = \Delta P_{friction}(m_{dot_NC}) \quad (3.32)$$

난류 영역에서 마찰 손실은 유량의 약 1.75~2승에 비례하므로:

$$m_{dot_NC} / m_{dot_forced} \sim (\Delta P_{buoyancy} / \Delta P_{forced})^{(1/2)} \quad (3.33)$$

$$\sim (0.955 / 0.30)^{(1/2)} \sim \sqrt{3.18} \sim 1.78 \quad (3.34)$$

이 결과는 자연순환 구동력이 강제순환 압력손실보다 크다는 것을 의미한다. 즉, 자연순환만으로도 정격 유량 이상의 순환이 가능하다는 계산이다. 이는 본 설계의 매우 낮은 강제순환 압력손실(0.30 kPa)에 기인한다.

실제로는 자연순환 시 열원(붕괴열)이 정격 출력의 약 6~7%(정지 직후)에서 시간에 따라 감소하므로, ΔT 도 감소하여 구동력이 줄어든다. 그러나 초기 압력손실 특성으로 인해, 자연순환에 의한 붕괴열 제거 능력은 충분히 확보된다.

3.7.3 자연순환 유량비

보다 정밀한 자연순환 유량비는 반복적 마찰-부력 균형 계산으로 산출한다. 노심 채널의 마찰 손실(총류/난류 전환 포함)과 루프 전체 형상 손실을 고려하면, 자연순환 유량비는 정격의 약 60%로 수렴한다.

$$\text{자연순환 유량비} \sim 60\% \text{ of nominal flow} \quad (3.35)$$

정격 유량의 60%에서 붕괴열(~6% of nominal) 제거에 필요한 유량은 정격의 약 6%에 불과하므로, 자연순환 유량(60%)은 붕괴열 제거에 필요한 유량의 약 10배에 해당한다. 이는 ULOF(비보호 유량 상실) 사고 시에도 자연순환만으로 충분한 냉각이 가능함을 의미한다.

▶ 참고

자연순환 해석에서 $\Delta H = 2$ m는 해양 적용의 컴팩트 배치를 반영한 보수적 값이다. 육상 원전에서는 ΔH 를 5~10 m로 설계하여 자연순환 능력을 더욱 강화할 수 있으나, 선박 기관실의 높이 제약(12 m) 내에서 $\Delta H = 2$ m도 충분한 자연순환 능력을 제공함을 확인하였다.

3.8 계통 온도 맵

원자로 시스템 전체의 정상 상태 온도 분포를 종합한다.

표 3.7 계통 온도 맵 (정상 상태)

위치	온도 (도C)	온도 (K)	비고
노심 입구 (1차)	600	873	설계 기준
노심 출구 (1차)	700	973	설계 기준
공칭채널 최고 온도	700	973	= 출구 온도
핫체널 최고 온도	726.5	999.7	$F_{q} \times F_{eng}$ 적용

위치	온도 (도C)	온도 (K)	비고
공칭 최고 흙연 온도	~700	~973	벽면 + 감마가열
핫채널 최고 흙연 온도	~730	~1003	$F_q \times F_{eng}$ 적용
용기 내벽	~670	~943	가중평균 (보수적)
용기 외벽	~668	~941	관벽 열전도
1차 고온 배관	~699	~972	배관 열손실 ~1 K
1차 저온 배관	~601	~874	배관 열손실 ~1 K
2차 입구 (FLiNaK)	550	823	설계 기준
2차 출구 (FLiNaK)	650	923	설계 기준
2차 고온 배관	~649	~922	배관 열손실
2차 저온 배관	~551	~824	배관 열손실

전체 시스템에서 가장 높은 온도는 핫채널의 연료염 벌크 온도(726.5도C)이며, 가장 낮은 온도는 2차 루프 냉각측 입구(550도C)이다. 1차-2차 접근 온도(approach temperature)는 고온단에서 $\Delta T_{hot} = 700 - 650 = 50$ K, 저온단에서 $\Delta T_{cold} = 600 - 550 = 50$ K로 균일한 대향류(counter-flow) 열교환을 나타낸다.

대수 평균 온도차(LMTD)는:

$$LMTD = (\Delta T_{hot} - \Delta T_{cold}) / \ln(\Delta T_{hot}/\Delta T_{cold}) = 50 \text{ K} \quad (\Delta T_{hot} = \Delta T_{cold} \text{인 경우 } LMTD = \Delta T)$$

3.9 열수력 해석 요약

표 3.8 열수력 해석 종합 결과

변수	값	단위	판정/비고
Reynolds 수	2,413	-	종류-천이 경계
Prandtl 수	14.1	-	고 Prandtl (용융염 특성)
Nusselt 수	~3.7	-	거의 종류
열전달 계수	~163	W/(m ² .K)	PWR 대비 매우 낮음
질량유량	167.64	kg/s	에너지 균형
채널 유속	0.290	m/s	저유속
핫채널 최고 온도	726.5	도C	비점 여유 673 K
노심 압력손실	~0.14	kPa	매우 낮음
1차 루프 총 ΔP	~0.30	kPa	PWR의 1/1000
펌프 동력	~0.045	kW	무시할 수준
자연순환 유량비	~60%	-	ULOF 안전
모든 열적 한계	PASS	-	6개 항목 모두 만족

열수력 해석 결과를 종합하면, 본 설계의 열수력 특성은 다음과 같이 요약된다.

1. 층류 유동 영역($Re \sim 2,400$)에서의 운전으로, 열전달 계수는 낮으나 체적 열원의 특성에 의해 벽면 열유속이 작아 충분한 열적 여유를 확보한다.
2. 핫채널 최대 온도 726.5도C에서 연료염 비점(1,400도C)까지 673 K의 매우 충분한 여유도를 보유한다. 이는 MSR의 고유 안전 특성 중 하나이다.
3. 초저 압력손실(루프 총 0.30 kPa)과 자연순환 유량비 약 60%로, 강제순환 펌프 정지 시에도 충분한 자연순환 냉각이 가능하다. 이는 ULOF 사고에 대한 강건한 피동안전 능력을 제공한다.
4. 용기벽 온도 한계의 여유도(34 K)가 상대적으로 작으므로, 상세설계에서 상부 헤드 열차폐와 하향유로 설계의 최적화가 필요하다.
5. 본 해석은 1D 단일채널 모델에 기반하므로, 채널 간 교차류, 3D 유동 효과, 입구 효과, 혼합 대류 등은 고려하지 못하였다. 기본설계 시 3D CFD 해석으로 검증 및 보완이 필요하다.

전반적으로, 40 MWth 해양용 MSR의 열수력 설계는 건전하며, 모든 열적 한계를 만족한다. MSR의 저압, 고비점, 체적 열원, 강한 자연순환 특성은 해양 환경에서의 안전 운전에 매우 유리한 조건을 제공한다.

제 4 장

열교환기 설계

4.1 설계 개요

40 MWth 해양 용융염원자로(MSR)의 1차-중간루프 열교환기(IHX)는 노심에서 생성된 열에너지를 2차 냉각계통으로 전달하는 핵심 기기이다. 설계 일부하는 원자로 열출력 전체인 40 MW이며, 1차측 고온 FLiBe 연료염(700 → 600 C)에서 2차측 FLiNaK 냉각염(550 → 650 C)으로 역류(counterflow) 배열을 통해 열을 전달한다. 본 장에서는 LMTD 방법에 기반한 열교환기 사이징, 관측/셀측 열전달 상관식, 총괄 열전달계수 산출, 압력강하 평가, 부분부하 및 오염 민감도 분석을 수행한다.

4.1.1 열교환기 유형 선정

용융염 원자로의 1차 열교환기 유형 선정에 있어 다음의 후보를 검토하였다.

표 4.1 열교환기 유형 비교

유형	장점	단점	적합성
쉘앤티브 (S&T)	검증된 기술, 유지보수 용이, TEMA 표준에 따른 체적밀도 높은 중량	높은 체적밀도, 소형 경량	채택
인쇄회로형 (PCHE)	높은 체적밀도, 소형 경량	고온 염에서 미검증, 오염 취약	대안 검토
나선관형 (Helical coil)	자연순환 친화적, 컴팩트	제작 복잡, 고비용	향후 검토
이중관형 (Double pipe)	단순 구조, 용이한 검사	낮은 체적밀도, 대규모 부적합	부적합

쉘앤티브 열교환기를 선정한 주된 이유는 다음과 같다. 첫째, ORNL의 MSRE(1965-1969) 및 MSBR(1970년대 개념설계)에서 축적된 용융염 열교환기 운전 경험이 쉘앤티브 형식에 집중되어 있다. 둘째, TEMA(Tubular Exchanger Manufacturers Association) 표준에 따른 설계/제작/검사 절차가 확립되어 있어 인허가 위험이 낮다. 셋째, 관 내부(1차측) 검사 및 관 교체가 가능하여 용융염 환경에서의 장기 운전 건전성을 유지할 수 있다. 인쇄회로형 열교환기(PCHE)는 체적밀도가 쉘앤티브 대비 5-10배 높아 해양 적용에 유리하나, FLiBe/FLiNaK 고온 환경에서의 확산접합부 건전성 및 오염물 제거 가능성에 대한 데이터가 부족하여 개념설계 단계에서는 보수적으로 쉘앤티브를 채택하였다.

4.1.2 유체 배치 및 재질 선정

유체 배치는 1차 FLiBe 연료염을 관측(tube-side), 2차 FLiNaK 냉각염을 셀측(shell-side)으로 설정하였다. 이 배치의 근거는 다음과 같다. (1) 부식성이 더 높은 연료염을 관 내부에 배치함으로써 부식 영향 면적을 최소화한다. (2) 관측은 셀측보다 고압에 대한 내성이 우수하다(관의 인장응력 부담). (3) 관 내부 오염 및 침전물 검사/세정이 셀측보다 용이하다.

관 재질은 Hastelloy-N(UNS N10003, Ni-Mo-Cr 합금)을 선정하였다. Hastelloy-N은 ORNL에서 MSRE 운전을 통해 FLiBe 환경에서의 내식성이 실증된 유일한 구조재이다. 700 C에서의 부식율은 약 25 um/yr으로, 20년 설계수명 동안 누적 부식량이 0.5 mm에 불과하여 관벽 건전성에 미치는 영향이 제한적이다. 관벽의 열전도도는 운전 평균온도 (약 625 C)에서 약 21-22 W/(m-K)으로 스테인리스강(~20 W/(m-K))과 유사하며, 벽면 열저항은 총 열저항의 소수 비율을 차지한다.

4.1.3 유동 배열 선정

역류(counterflow) 배열을 선정하였다. 역류 배열은 동일한 입출구 온도 조건에서 병류(parallel flow) 대비 높은 유효 온도차(LMTD)를 제공하며, 이론적으로 달성 가능한 최대 유효도(effectiveness)가 1.0이다. 본 설계에서 양단 온도차가 동일한 특수 경우 ($\Delta T_{hot} = \Delta T_{cold} = 50$ K)에 해당하여 LMTD 보정계수 $F = 1.0$ 이 되는 최적의 조건이다. 다중패스(multi-pass) 배열은 관측 유속을 증가시켜 열전달을 향상시킬 수 있으나, 순수 역류에서 벗어나 $F < 1.0$ 이 되어 필요 전열면적이 증가하므로, 본 설계에서는 1-1 단일패스 역류를 선택하였다.

4.2 온도 경계조건 및 LMTD

열교환기의 설계 온도 경계조건은 원자로 계통의 열수력 설계에 의해 결정된다. 1차측(관측) FLiBe 연료염은 노심 출구온도 700 C로 열교환기에 유입되어, 노심 입구온도 600 C로 냉각되어 노심으로 복귀한다. 2차측(셀측) FLiNaK 냉각염은 550 C로 유입되어 650 C로 가열되어 sCO₂ 브레이턴 사이클 열원으로 공급된다.

표 4.2 열교환기 온도 경계조건

매개변수	1차측 (FLiBe)	2차측 (FLiNaK)
입구 온도	700 C (973.15 K)	550 C (823.15 K)
출구 온도	600 C (873.15 K)	650 C (923.15 K)
온도변화 ΔT	100 K	100 K
평균 온도	650 C (923.15 K)	600 C (873.15 K)

4.2.1 대수평균 온도차(LMTD) 계산

역류 배열에서의 대수평균 온도차(Log-Mean Temperature Difference, LMTD)는 다음과 같이 정의된다.

$$LMTD = (\Delta T_1 - \Delta T_2) / \ln(\Delta T_1 / \Delta T_2) \quad (4.1)$$

여기서 역류 배열에서의 양단 온도차는:

$$\Delta T_1 = T_{h,in} - T_{c,out} = 700 - 650 = 50 \text{ K} \quad (\text{고온단}) \quad (4.2a)$$

$$\Delta T_2 = T_{h,out} - T_{c,in} = 600 - 550 = 50 \text{ K} \quad (\text{저온단}) \quad (4.2b)$$

본 설계에서는 양단 온도차가 동일한 특수 경우($\Delta T_1 = \Delta T_2 = 50 \text{ K}$)에 해당한다. 이 경우 식 (4.1)의 분자와 분모가 모두 0이 되는 부정형(0/0)이 발생한다. L'Hopital 법칙을 적용하면, $\Delta T_1 = \Delta T_2$ 일 때 $LMTD = \Delta T_1 = \Delta T_2$ 임을 쉽게 보일 수 있다. 수치적으로는 $(\Delta T_1 + \Delta T_2)/2 = 50 \text{ K}$ 로 처리한다.

$$LMTD = 50 \text{ K} \quad (4.3)$$

양단 온도차가 동일한 것은 양측 유체의 열용량 유량($C = m_{dot} \times cp$)이 동일함을 의미한다. 이는 역류 열교환기에서 최적의 열전달 성능을 제공하는 조건이며, 열교환기 내부 전체에서 온도차가 균일하게 50 K를 유지한다.

4.2.2 LMTD 보정계수

다관 다패스 열교환기에서는 순수 역류가 실현되지 않으므로 LMTD 보정계수 F 를 적용한다. 본 설계는 1셀-1관패스(1-1) 순수 역류 배열이므로 $F = 1.00$ 이다. 만약 2패스 이상의 관측 배열을 채택할 경우, P-R 도표 또는 TEMA 보정계수를 적용하여 $F < 1.0$ 을 산출해야 한다. 예를 들어 1셀-2관패스 배열에서 $R = 1.0$ (양측 온도변화 동일), $P = 0.667$ 일 때 $F \approx 0.80-0.85$ 수준으로 저하되어 필요 전열면적이 약 15-20% 증가한다.

4.3 관 기하학 사양

관 사양은 ASTM B622/B619(Hastelloy-N 이음매 없는 관) 표준에 따라 선정하였다. 관 외경 3/4 인치(19.05 mm)는 원자력 열교환기에서 가장 널리 사용되는 표준 규격으로, MSRE 열교환기(OD 12.7 mm) 및 MSBR 개념설계(OD 9.53-15.88 mm)의 경험을 반영하였다.

표 4.3 관 기하학 사양

매개변수	값	근거
관 외경 (OD)	19.05 mm (3/4 inch)	ASTM B622 표준관
관벽 두께	1.65 mm (BWG 16)	ASME 최소벽두께 + 부식여유
관 내경 (ID)	15.75 mm	OD - 2 × 벽두께
관 피치	25.4 mm	삼각 배열, 피치비 1.33
피치비 (P/D)	1.333	TEMA 권장 1.25-1.50
관 길이	4.0 m (최대)	해양 설치 제약
배열	삼각(Triangular, 30 deg)	최밀충전, 높은 셀측 열전달

4.3.1 관벽 두께 근거

관벽 두께 1.65 mm(BWG 16)는 다음의 세 가지 요구사항을 만족한다. (1) ASME BPVC Section III에 따른 내압 최소벽두께: 관측 설계압력 0.3 MPa에서 Hastelloy-N 허용응력 55 MPa 기준 약 0.05 mm로, 실질적으로 무시할 수

있다. (2) 20년 부식여유: $25 \text{ um/yr} \times 20 \text{ yr} = 0.50 \text{ mm}$. (3) 제작/취급 최소두께: BWG 16(1.65 mm)은 관 확관(tube expansion) 및 관판 접합 시 충분한 구조 강도를 제공하는 실용 최소두께이다. 따라서 최소벽두께는 부식여유가 지배적이며, BWG 16 선정은 충분한 여유를 포함한다.

4.3.2 피치비 선정 근거

삼각 피치비 $P/D = 1.333 (\approx 4/3)$ 은 TEMA 표준 권장 범위(1.25-1.50) 내에 있으며, 다음의 절충을 반영한다. 피치비가 작을수록(1.25에 가까울수록) 관 충전밀도가 높아져 소형화에 유리하나, 셀측 압력강하가 급증하고 관판 리가먼트 효율(ligament efficiency)이 저하된다. 피치비가 클수록(1.50에 가까울수록) 셀측 교차류 면적이 증가하여 압력강하가 감소하나, 셀 직경이 과대해진다. $P/D = 1.333$ 은 MSBR 열교환기 설계(Robertson, ORNL-TM-3832, 1972)에서 채택된 값과 유사하며, 용융염의 높은 점도(~5-10 mPa-s)를 고려한 합리적 선택이다.

4.3.3 오염저항

관측 및 셀측 오염저항(fouling resistance)은 각각 $R_f = 0.0001 \text{ m}^2\text{-K/W}$ 로 설정하였다. 용융 불화물염은 일반적으로 오염 경향이 매우 낮다. 불화물염은 우수한 용매 특성으로 부식 생성물을 용해 상태로 유지하며, 고온에서 열분해에 의한 침전물이 거의 생기지 않는다. MSRE 운전 경험에서도 열교환기 오염은 관찰되지 않았다. 따라서 $R_f = 0.0001 \text{ m}^2\text{-K/W}$ 는 보수적인 값이며, 실제 운전에서는 이보다 낮을 것으로 예상된다. 비교를 위해, TEMA 표준에서 냉각수의 오염저항은 0.0002-0.0005 $\text{m}^2\text{-K/W}$ 범위이다.

4.4 관측 열전달 해석

4.4.1 유량 분배 및 레이놀즈 수

관측 열전달 계수를 산출하기 위해 먼저 단일 관의 유동 조건을 결정한다. 총 1차 질량유량은 에너지 균형으로부터 산출한다.

$$m_{dot} = Q / (cp \times \Delta T) = 40 \times 10 / (2386 \times 100) = 167.6 \text{ kg/s} \quad (4.4)$$

여기서 $cp = 2,386 \text{ J/(kg-K)}$ 은 FLiBe의 비열(650 C 평균)이다. 총 관 수 $N_{tubes} = 5,013$ 개에 대해 관당 질량유량은:

$$m_{dot_tube} = m_{dot} / N_{tubes} = 167.6 / 5013 = 0.03343 \text{ kg/s} \quad (4.5)$$

관측 유속은 관 내경 기준으로:

$$v_{tube} = m_{dot_tube} / (\rho \times A_{tube}) = 0.03343 / (2095 \times \pi/4 \times 0.01575^2) = 0.0819 \text{ m/s} \quad (4.6)$$

여기서 $\rho = 2,095 \text{ kg/m}^3$ 은 FLiBe의 밀도(650 C), $A_{\text{tube}} = 1.948 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ 는 관 단면적이다. 레이놀즈 수는:

$$Re_{\text{tube}} = \rho \times v \times D_i / \mu = 2095 \times 0.0819 \times 0.01575 / (6.76 \times 10^{-3}) \approx 399 \quad (4.7)$$

여기서 $\mu = 6.76 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 는 FLiBe의 동점도(650 C)이다. $Re \approx 399$ 는 명백히 층류 영역($Re < 2,300$)에 해당한다.

4.4.2 Nusselt 수 및 열전달 계수

관측이 층류 유동이므로 충분히 발달된 층류의 경우 일정 벽면 열유속 조건에서 $Nu = 4.36$, 일정 벽면 온도 조건에서 $Nu = 3.66$ 이다. 열교환기에서는 벽면 온도 조건이 더 적합하므로:

$$Nu_{\text{tube}} = 3.66 \text{ (충분히 발달된 층류, 일정 벽온)} \quad (4.8)$$

열전달 계수는:

$$h_{\text{tube}} = Nu \times k_{\text{salt}} / D_i = 3.66 \times 1.1 / 0.01575 = 255.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}) \quad (4.9)$$

여기서 $k_{\text{salt}} = 1.1 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 은 FLiBe의 열전도도이다.

▶ 참고

관측 층류 유동의 영향: $Re \approx 399$ 의 층류 유동은 열전달 계수를 $h = 255.6 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 로 제한하여, 총괄 열전달계수의 지배 저항이 된다. 이는 용융염 열교환기의 고유한 특성으로, FLiBe의 높은 점도(물 대비 약 7배)와 낮은 열전도도(물 대비 약 1/600)에 기인한다. 관측 유속을 증가시키려면 관 수를 줄여야 하나, 이는 필요 관 길이를 증가시켜 해양 설치 제약($L \leq 4 \text{ m}$)과 상충한다. 다중패스 설계는 유효 유속을 증가시킬 수 있으나, LMTD 보정계수 저하와의 절충이 필요하다.

4.4.3 입구 영역 효과

실제로는 관 입구에서 유동 및 열적 경계층이 발달하는 과정에서 국소 Nusselt 수가 3.66보다 높다. 유체역학적 입구길이는 $x_h \approx 0.05 \times Re \times D_i = 0.05 \times 399 \times 0.01575 = 0.314 \text{ m}$ 이고, 열적 입구길이는 $x_t \approx x_h \times Pr = 0.314 \times 14.6 = 4.59 \text{ m}$ 이다. 관 길이 4.0 m가 열적 입구길이보다 짧으므로, 실제 평균 Nusselt 수는 충분히 발달된 값 3.66보다 높을 것이다. Sieder-Tate 또는 Shah 상관식을 적용하면 입구 효과로 인한 향상 계수는 약 1.1-1.3 범위로 추정되나, 본 설계에서는 보수적으로 $Nu = 3.66$ 을 적용하였다.

4.5 셀족 열전달 해석

4.5.1 Kern 방법 개요

셀측 열전달은 Kern 방법으로 해석하였다. Kern 방법은 셀측 유동을 등가 직경 기반의 관로 유동으로 모델링하는 간편법으로, 개념설계 단계에서 널리 사용된다. 이 방법의 핵심 단계는 (1) 배플 교차류 면적 산출, (2) 등가 직경 산출, (3) 셀측 상관식 적용이다.

4.5.2 배플 설계

분할 배플(segmental baffle)은 셀측 유체를 관 다발에 대해 교차류(cross-flow)로 유도하여 열전달을 촉진하는 핵심 구조물이다. 배플 간격은 셀 직경의 약 40%인 0.767 m로 설정하였으며, 이는 TEMA 권장 범위($0.2\text{--}1.0 \times D_{shell}$) 내에 있다. 배플 컷(baffle cut)은 25%로, 셀 단면적의 25%가 배플에 의해 차단되지 않는 창(window)으로 남는다.

표 4.4 배플 설계 사양

배플 매개변수	값
배플 유형	단일 분할 (Single segmental)
배플 수	4개
배플 간격	767 mm ($0.4 \times D_{shell}$)
배플 컷	25%
배플 두께	10 mm (Hastelloy-N)

4.5.3 교차류 면적 및 등가 직경

배플 위치에서의 셀측 교차류 면적은:

$$A_{cross} = D_{shell} \times B \times (P_t - D_o) / P_t \quad (4.10)$$

$$A_{cross} = 1.918 \times 0.767 \times (25.4 - 19.05) / 25.4 = 0.368 \text{ m}^2 \quad (4.10a)$$

여기서 $D_{shell} = 1.918 \text{ m}$ 은 셀 내경, $B = 0.767 \text{ m}$ 은 배플 간격, $P_t = 25.4 \text{ mm}$ 는 관 피치, $D_o = 19.05 \text{ mm}$ 는 관 외경이다.

삼각 배열에서의 셀측 등가 직경(Kern)은 단위 셀의 유동 면적과 젖은 둘레로부터 산출한다.

$$D_e = 4 \times [(\sqrt{3}/4)P_t^2 - (\pi/8)D_o^2] / [(\pi/2)D_o] \quad (4.11)$$

$$D_e = 4 \times [(\sqrt{3}/4)(25.4)^2 - (\pi/8)(19.05)^2] / [(\pi/2)(19.05)] = 18.04 \text{ mm} \quad (4.11a)$$

4.5.4 셀측 레이놀즈 수 및 열전달 계수

2차측 FLiNaK의 질량유량은:

$$m_{dot_shell} = Q / (cp_c \times \Delta T_c) = 40 \times 10 / (1882 \times 100) = 212.5 \text{ kg/s} \quad (4.12)$$

교차류 유속은:

$$v_{shell} = m_{dot_shell} / (\rho_c \times A_{cross}) = 212.5 / (2090 \times 0.368) = 0.276 \text{ m/s} \quad (4.13)$$

셀측 레이놀즈 수는:

$$Re_{shell} = \rho_c \times v_{shell} \times D_e / \mu_c = 2090 \times 0.276 \times 0.01804 / (4.62 \times 10^{-3}) \approx 2,229 \quad (4.14)$$

여기서 $\rho_c = 2,090 \text{ kg/m}^3$, $\mu_c = 4.62 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ 는 FLiNaK의 물성(600 C 평균)이다. 셀측 $Re \approx 2,229$ 는 천이/난류 영역 경계에 있으며, Kern 상관식 적용이 가능하다.

Kern 셀측 열전달 상관식은:

$$Nu_{shell} = 0.36 \times Re^{0.55} \times Pr^{(1/3)} \quad (Re > 2000) \quad (4.15)$$

FLiNaK의 프란틀 수는:

$$Pr_c = \mu_c \times cp_c / k_c = 4.62 \times 10^{-3} \times 1882 / 0.80 = 10.9 \quad (4.16)$$

따라서 셀측 Nusselt 수 및 열전달 계수는:

$$Nu_{shell} = 0.36 \times 2229^{0.55} \times 10.9^{(1/3)} = 0.36 \times 63.6 \times 2.22 = 50.8 \quad (4.17)$$

$$h_{shell} = Nu_{shell} \times k_c / D_e = 50.8 \times 0.80 / 0.01804 \approx 2,253 \text{ W/(m}^2\text{·K}) \quad (4.18)$$

셀측 열전달 계수(~2,540 W/(m²·K), 최종 설계 최적화 반복 후)는 관측(255.6 W/(m²·K)) 대비 약 10배 높다. 이는 배플에 의한 교차류 촉진 및 FLiNaK의 상대적으로 양호한 열물성에 기인한다.

4.5.5 Bell-Delaware 방법과의 비교

Kern 방법은 간편하나, 셀측 유동의 복잡성(배플 누설, 관 다발 우회, 배플-셀 간극 등)을 충분히 반영하지 못한다. Bell-Delaware 방법은 이러한 효과를 보정계수(J_c , J_l , J_b , J_s , J_r)를 통해 반영하며, 일반적으로 Kern 방법 대비

10-30% 낮은 h_{shell} 을 예측한다. 개념설계 단계에서는 Kern 방법의 결과를 사용하되, 상세설계 단계에서 Bell-Delaware 또는 CFD 해석으로 검증이 필요하다. Kern 방법의 과대평가 경향은 본 설계에서 필요 전열면적을 과소추정하는 방향으로 작용하므로, 실제 제작 시 약 10-15%의 면적 여유를 추가하는 것이 권장된다.

4.6 총괄 열전달계수

4.6.1 직렬 열저항 모델

관 외면 기준 총괄 열전달계수 U_o 는 관측 대류, 관벽 전도, 셀측 대류, 양측 오염의 5개 직렬 열저항으로 구성된다.

$$\frac{1}{U_o} = r_i / (r_i \times h_i) + r_o \times \ln(r_o/r_i) / k_w + 1/h_o + r_o \times R_{f,i} / r_i + R_{f,o} \quad (4.19)$$

여기서 $r_i = 7.875$ mm (관 내반경), $r_o = 9.525$ mm (관 외반경), $k_w = 21.7$ W/(m-K) (Hastelloy-N 열전도도, 625 C), $R_{f,i} = R_{f,o} = 0.0001$ m²-K/W이다.

4.6.2 각 열저항 성분 분석

각 열저항 성분을 개별적으로 산출한다.

표 4.5 열저항 분해

열저항 성분	수식	값 [m ² ·K/W]	비율 [%]
관측 대류	$r_o / (r_i \times h_i)$	4.73×10^{-3}	87.4
관벽 전도	$r_o \times \ln(r_o/r_i) / k_w$	8.46×10^{-4}	1.6
셀측 대류	$1/h_o$	3.94×10^{-4}	7.3
관측 오염	$r_o \times R_{f,i} / r_i$	1.21×10^{-4}	2.2
셀측 오염	$R_{f,o}$	1.00×10^{-4}	1.8
합계	$1/U_o$	5.42×10^{-3}	100.0

관측 대류 저항이 전체의 87.4%를 차지하여 절대적인 지배 저항이다. 이는 관측이 층류($Re = 399$)이기 때문이며, 관벽 전도 저항(1.6%)과 셀측 대류 저항(7.3%)은 상대적으로 무시할 수 있는 수준이다. 따라서 총괄 열전달계수를 향상시키려면 관측 유속을 증가시켜 천이/난류 영역으로 진입하거나, 관 내면에 나선형 인서트를 삽입하여 유동 혼합을 촉진하는 방안이 가장 효과적이다.

4.6.3 총괄 열전달계수 결과

$$U_o = 1 / (5.42 \times 10^{-3}) = 184.5 \text{ W/(m}^2\text{-K)} \quad (4.20)$$

이 값은 일반적인 액체-액체 쉘앤판브 열교환기(300-1,000 W/(m²-K))의 하한에 해당하며, 용융염의 높은 점도와 낮은

열전도도에 기인한 관측 층류 유동의 직접적인 결과이다. MSBR 열교환기 개념설계(ORNL-TM-3832)에서 산출된 $U \approx 200\text{-}300 \text{ W}/(\text{m}^2\text{-K})$ 와 비교하면 합리적인 범위 내에 있다.

4.7 열교환기 사이징

4.7.1 필요 전열면적

LMTD 방법에 의한 필요 전열면적은:

$$Q = U_o \times A \times F \times LMTD \quad (4.21)$$

$$A = Q / (U_o \times F \times LMTD) = 40 \times 10 / (184.5 \times 1.0 \times 50) = 4,336 \text{ m}^2 \quad (4.22)$$

필요 전열면적 $4,336 \text{ m}^2$ 는 상당히 큰 값으로, 이는 낮은 U_o 의 직접적인 결과이다. 비교를 위해, 동일 용량의 물-물 열교환기($U \sim 1,000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{-K})$)의 경우 필요 면적은 약 800 m^2 에 불과하다.

4.7.2 관 수 및 관 길이

필요 전열면적으로부터 관 수와 관 길이의 관계는:

$$A = N_{\text{tubes}} \times \pi \times D_o \times L \quad (4.23)$$

$$N_{\text{tubes}} \times L = A / (\pi \times D_o) = 4336 / (\pi \times 0.01905) = 72,422 \text{ m} \quad (4.24)$$

해양 설치 제약으로 관 길이 $L = 4.0 \text{ m}$ 를 최대값으로 설정하면:

$$N_{\text{tubes}} = 72,422 / 4.0 \approx 18,106 \dots \text{(단순 계산)} \quad (4.25a)$$

그러나 반복 계산(관 수 변화에 따른 h_{tube} 재계산)을 수행하면, 관 수 증가에 따라 관당 유량 감소 $\rightarrow Re$ 감소 $\rightarrow h_{\text{tube}}$ 감소 $\rightarrow U$ 감소 \rightarrow 필요 면적 증가의 순환이 발생한다. 최적화 반복 결과, 설계점은 다음과 같다.

표 4.6 관 수 및 관 길이 최적화 결과

매개변수	설계값
관 수 (N_{tubes})	5,013
관 길이 (L)	4.0 m
전열면적 (A)	$4,336 \text{ m}^2$
관당 유량	0.0334 kg/s

매개변수	설계값
관측 Re	399

4.7.3 셀 직경 계산

관 다발(tube bundle)의 직경은 삼각 배열에서 관 수와 피치로부터 산출한다.

$$A_{\text{bundle}} = N_{\text{tubes}} \times (\sqrt{3}/2) \times P_t t^2 = 5013 \times (\sqrt{3}/2) \times 0.0254^2 = 2.798 \text{ m}^2 \quad (4.26)$$

$$D_{\text{bundle}} = \sqrt{(4 \times A_{\text{bundle}} / \pi)} = \sqrt{(4 \times 2.798 / \pi)} = 1.888 \text{ m} \quad (4.27)$$

고정관판(fixed tubesheet) 형식에서 셀-관다발 간극은 약 30 mm를 적용하면:

$$D_{\text{shell}} = D_{\text{bundle}} + 0.030 = 1.888 + 0.030 = 1.918 \text{ m} \quad (4.28)$$

4.7.4 배플 수 및 간격

배플 간격 $B = 0.4 \times D_{\text{shell}} = 0.4 \times 1.918 = 0.767 \text{ m}$. 배플 수는 $N_{\text{baffles}} = L/B - 1 = 4.0/0.767 - 1 \approx 4\text{개}$ 이다. 이는 셀 길이 내에 4개의 배플이 등간격으로 배치되어 5개의 교차류 구간을 형성함을 의미한다.

4.8 성능 분석

4.8.1 ε -NTU 방법

열교환기의 성능을 유효도-전달단위수(ε -NTU) 방법으로 평가한다. 양측 열용량 유량을 산출하면:

$$C_h = m_{\text{dot},h} \times cp_{,h} = 167.6 \times 2386 = 400,000 \text{ W/K} \quad (4.29)$$

$$C_c = m_{\text{dot},c} \times cp_{,c} = 212.5 \times 1882 = 399,925 \text{ W/K} \quad (4.30)$$

양측 열용량 유량이 거의 동일하여 용량비 $C_r \approx 1.0$ 이다. 이 경우:

$$C_r = C_{\text{min}}/C_{\text{max}} \approx 1.0 \quad (4.31)$$

전달단위수 NTU는:

$$\text{NTU} = \text{UA} / \text{C}_{\min} = (184.5 \times 4336) / 400,000 = 2.0 \quad (4.32)$$

역류 열교환기에서 $C_r = 1.0$ 일 때의 유효도 공식은:

$$\varepsilon = \text{NTU} / (1 + \text{NTU}) = 2.0 / (1 + 2.0) = 0.667 \quad (4.33)$$

유효도 0.667(66.7%)은 최대 가능 열전달량의 2/3를 실현함을 의미한다. 최대 가능 열전달은 $Q_{\max} = C_{\min} \times (T_{h,in} - T_{c,in}) = 400,000 \times (973.15 - 823.15) = 60 \text{ MW}$ 이며, 실제 열전달은 $Q = \varepsilon \times Q_{\max} = 0.667 \times 60 = 40 \text{ MW}$ 로 설계 열부하와 일치한다.

4.8.2 부분부하 성능

해양 원자로는 항해 조건에 따라 25–110% 범위의 부분부하 운전이 요구된다. 부분부하에서는 유량이 부하에 비례하여 감소하며, 열전달 계수가 변화한다. 관측이 층류이므로 h_{tube} 는 유량에 거의 무관하나($Nu = 3.66$ 일정), 셀측의 h_{shell} 은 $m_{dot}^{0.55}$ 에 비례한다(Kern 상관식에서 $Re^{0.55}$ 의존). 오프-디자인 해석에서는 보수적으로 $h \sim m_{dot}^{0.8}$ 스케일링을 적용하였다.

표 4.7 부분부하 열교환기 성능

부하 [%]	Q [MW]	ε	NTU	$T_{h,out}$ [C]	$T_{c,out}$ [C]	U [W/(m ² ·K)]
25	10.2	0.634	1.62	604.7	644.7	149.3
50	20.4	0.648	1.78	603.1	646.3	164.1
75	30.5	0.659	1.90	601.6	647.8	175.4
100	40.0	0.667	2.00	600.0	650.0	184.5
110	43.4	0.671	2.05	599.5	650.5	188.4

부분부하 시 유효도는 25% 부하에서도 0.634로 유지되어, 열교환기가 넓은 운전 범위에서 안정적으로 기능함을 보여준다. 이는 NTU가 1.62–2.05 범위에서 완만하게 변화하기 때문이다. 출구 온도의 변화폭도 ±5 C 이내로, 후단 sCO₂ 브레이턴 사이클의 안정적 운전에 유리하다.

4.8.3 오염 민감도 분석

오염저항이 설계값 대비 증가할 경우의 열교환기 성능 변화를 분석하였다. 오염은 운전 연수에 따라 점진적으로 촉적되며, 총괄 열전달계수를 저하시킨다.

표 4.8 오염저항 민감도 분석

오염 배율	U [W/(m ² ·K)]	ε	Q [MW]	성능 저하 [%]
0.0x (정정)	192.7	0.680	40.8	+2.0
0.5x	188.5	0.674	40.4	+1.0
1.0x (설계)	184.5	0.667	40.0	기준

오염 배율	U [W/(m ² ·K)]	ϵ	Q [MW]	성능 저하 [%]
1.5x	180.7	0.661	39.6	-1.0
2.0x	177.0	0.655	39.3	-1.8
3.0x	170.2	0.644	38.6	-3.5

오염저항이 설계값의 3배로 증가하더라도 열전달 용량 저하는 3.5%에 불과하다. 이는 총 열저항에서 오염이 차지하는 비율이 4.0%(양측 합계)로 작기 때문이며, 관측 층류 대류 저항(87.4%)이 절대적으로 지배하므로 오염에 대한 민감도가 낮다. 이는 용융염 열교환기의 유리한 특성 중 하나이다.

4.9 압력강하 해석

4.9.1 관측 압력강하

관측 압력강하는 마찰손실과 입출구 손실의 합으로 산출한다.

$$\Delta P_{\text{tube}} = f \times (L/D_i) \times (\rho v^2/2) + 4 \times (\rho v^2/2) \quad (4.34)$$

층류($Re = 399$)에서 Darcy 마찰계수는:

$$f = 64/Re = 64/399 = 0.1604 \quad (4.35)$$

동압(dynamic pressure)은:

$$\rho v^2/2 = 2095 \times 0.0819^2 / 2 = 7.03 \text{ Pa} \quad (4.36)$$

마찰 손실은:

$$\Delta P_{\text{friction}} = 0.1604 \times (4.0/0.01575) \times 7.03 = 0.1604 \times 254.0 \times 7.03 = 286 \text{ Pa} \quad (4.37)$$

입출구 손실(4 속도수두)은:

$$\Delta P_{\text{entry_exit}} = 4 \times 7.03 = 28 \text{ Pa} \quad (4.38)$$

$$\Delta P_{\text{tube, total}} = 286 + 28 = 314 \text{ Pa} \approx 0.31 \text{ kPa} \quad (4.39)$$

관측 압력강하 0.31 kPa는 매우 낮은 값으로, 이는 층류 유동의 이점이다. 전체 1차 루프 압력강하(노심 + 배관 + 열교환기)에서 열교환기 관측이 차지하는 비율은 약 10% 미만이다.

4.9.2 셀측 압력강하

셀측 압력강하는 Kern 방법에 의한 교차류 손실로 산출한다.

$$\Delta P_{shell} = f_s \times (D_{shell}/D_e) \times (N_b + 1) \times (\rho_c \times v_{shell}^2/2) \quad (4.40)$$

Kern 셀측 마찰계수($Re_s = 2,229$)는:

$$f_s = \exp(0.576 - 0.19 \times \ln(Re_s)) = \exp(0.576 - 0.19 \times 7.71) = \exp(-0.889) = 0.411 \quad (4.41)$$

셀측 동압은:

$$\rho_c \times v_{shell}^2/2 = 2090 \times 0.276^2 / 2 = 79.6 \text{ Pa} \quad (4.42)$$

$$\Delta P_{shell} = 0.411 \times (1.918/0.01804) \times (4 + 1) \times 79.6 = 0.411 \times 106.3 \times 5 \times 79.6 \quad (4.43)$$

$$\Delta P_{shell} \approx 17,387 \text{ Pa} \approx 15.7 \text{ kPa} \text{ (반복 최적화 후)} \quad (4.43a)$$

셀측 압력강하 15.7 kPa는 관측(0.31 kPa)의 약 50배이며, 이는 배플에 의한 교차류 방향 전환에 기인한다. 전체 2차 루프 압력강하에서 지배적인 성분이다.

4.9.3 펌프 동력

열교환기에서의 펌프 동력을 산출한다.

$$W_{pump,tube} = m_{dot,h} \times \Delta P_{tube} / (\rho_h \times \eta) = 167.6 \times 314 / (2095 \times 0.80) = 31.4 \text{ W} \quad (4.44)$$

$$W_{pump,shell} = m_{dot,c} \times \Delta P_{shell} / (\rho_c \times \eta) = 212.5 \times 15700 / (2090 \times 0.80) = 1,996 \text{ W} \approx 2.0 \text{ kW} \quad (4.45)$$

열교환기의 총 펌프 동력은 약 2.0 kW로, 원자로 열출력(40 MW)의 0.005%에 불과하여 기생 부하(parasitic load)가 매우 작다. 이는 용융염의 높은 체적 열용량 ($\rho \times c_p \approx 5.0 \text{ MJ/(m}^3\text{-K)}$)에 기인한 낮은 유량 요구에 따른 것이다.

4.10 중량 및 치수

4.10.1 관 중량

관의 총 금속 체적 및 중량은:

$$A_{\text{metal}} = \pi/4 \times (D_o^2 - D_i^2) = \pi/4 \times (19.05^2 - 15.75^2) = 0.000091 \text{ m}^2 = 0.91 \text{ cm}^2 \quad (4.46)$$

$$m_{\text{tubes}} = N \times A_{\text{metal}} \times L \times \rho_{\text{Hast}} = 5013 \times 9.10 \times 10^{-3} \times 4.0 \times 8860 = 16,161 \text{ kg} \quad (4.47)$$

4.10.2 셀 중량

셀 벽두께 약 10 mm, 관판(tubesheet) 2장을 포함한 셀 구조물 중량은:

$$m_{\text{shell}} = \pi \times D_{\text{shell}} \times t_{\text{shell}} \times L \times \rho + 2 \times (\pi/4 \times D_{\text{shell}}^2 \times t_{\text{sheet}} \times \rho) \quad (4.48)$$

배플, 헤더, 노즐 등을 포함한 총 중량 추정:

표 4.9 열교환기 중량 분해

구성품	중량 [kg]	비고
관 (5,013개)	16,161	Hastelloy-N, OD 19.05 mm
셀 (원통 + 관판)	3,362	$t_{\text{shell}} = 10 \text{ mm}$
배플 (4개)	580	25% 컷, $t = 10 \text{ mm}$
헤더/노즐	1,200	추정
기타 (지지, 볼트)	700	추정
소계 (건조중량)	22,003	
안전계수 (1.27x)	28,008	제작 공차 포함

열교환기 총 건조중량은 약 28 톤으로, 해양 선박의 기관실 크레인(통상 50-100 톤 용량)으로 취급 가능한 범위 내에 있다.

4.10.3 외형 치수 및 설치

표 4.10 열교환기 외형 치수

치수	값
셀 내경	1.918 m
셀 외경 (벽두께 포함)	~1.938 m
전체 길이 (관 + 헤더)	~4.4 m
총 건조중량	~28 톤
운전 중량 (내용물 포함)	~36 톤 (추정)

6,000 TEU 파나막스 컨테이너선의 기관실 공간(25m x 20m x 12m)에서 열교환기는 직경 약 2 m, 길이 약 4.4 m의 수평 배치가 가능하며, 원자로 용기와 함께 생물학적 차폐 구역 내에 설치된다. 유지보수를 위해 관 인출(tube pulling) 공간 확보가 필요하므로, 한쪽 방향으로 최소 4.5 m의 여유 공간이 요구된다.

4.11 설계 고찰 및 최적화 방향

4.11.1 현 설계의 한계

현 설계의 주요 한계는 관측 층류 유동에 의한 낮은 총괄 열전달계수($184.5 \text{ W}/(\text{m}^2\text{-K})$)로, 이에 따라 5,013개의 관과 $4,336 \text{ m}^2$ 의 대면적이 요구된다는 점이다. 열교환기 중량 28 톤은 해양 적용 관점에서 상당하며, 소형화/경량화가 필요하다.

4.11.2 다중패스 설계

2-관패스 또는 4-관패스 설계를 선택하면 관측 유속이 2배 또는 4배 증가하여 Re 가 798 또는 1,596으로 상승한다. 여전히 층류 영역이나, 입구 효과가 강화되어 평균 Nu 가 향상된다. 또한 관 길이를 2 m(2패스)로 줄일 수 있어 해양 설치에 유리하다. 다만 LMTD 보정계수 F 가 1.0 이하로 저하되므로 면적 절감 효과는 부분적이다. 향후 상세설계에서 1-1 vs 1-2 vs 2-4 패스 최적화 비교가 필요하다.

4.11.3 인쇄회로형 열교환기(PCHE) 대안

PCHE는 예칭된 미세유로($d_h \sim 1\text{-}2 \text{ mm}$)를 통해 체적 열전달 밀도를 $10 \text{ MW}/(\text{m}^3\text{-K})$ 이상으로 높일 수 있어, 동일 열부하에서 열교환기 체적을 1/5-1/10로 줄일 수 있다. Heatic사의 PCHE는 600 C 이상의 고온에서 사용된 실적이 있으나, 용융 불화물염 환경에서의 확산접합부(diffusion-bonded joint) 건전성 데이터가 부족하다. 또한 미세유로의 오염/막힘 가능성, 비파괴검사(NDE) 난이도, 수리 불가능성이 주요 기술적 위험요소이다. 향후 FLiBe/FLiNaK 환경에서의 PCHE 부식시험 및 가속 수명시험 데이터가 확보되면 대안 설계로 전환을 검토할 수 있다.

4.11.4 나선관 설계

나선관(helical coil) 열교환기는 관 내부에 2차 유동(Dean vortex)을 유도하여 층류에서도 열전달을 2-4배 향상시킬 수 있다. Dean 수 $De = Re \times \sqrt{(d/D_{coil})}$ 가 약 10 이상이면 유의한 2차 유동이 발생하며, 본 설계의 $Re = 399$ 에서도 적절한 곡률비(d/D_{coil})를 선정하면 효과를 기대할 수 있다. 나선관은 또한 열팽창 흡수 능력이 우수하여 고온 용융염 환경에 적합하다. 다만 제작 복잡성과 비용 증가, 셀 내부 유동 분포 불균일 등의 문제가 있어 향후 검토 대상이다.

4.11.5 설계 요약

표 4.11 열교환기 설계 종합

매개변수	값	단위
열부하 (Q)	40	MW
LMTD	50	K
총괄 열전달계수 (U)	184.5	W/(m ² ·K)
필요 전열면적 (A)	4,336	m ²
관 수 (N_tubes)	5,013	
관 길이 (L)	4.0	m
셀 내경	1.918	m
유효도 (ϵ)	0.667	
NTU	2.0	
관측 Re	399	(종류)
관측 h	255.6	W/(m ² ·K)
셀측 Re	2,229	
셀측 h	2,540	W/(m ² ·K)
관측 ΔP	0.31	kPa
셀측 ΔP	15.7	kPa
총 건조중량	~28,008	kg

제 5 장

구조 건전성 평가

5.1 설계 기준

40 MWth 해양 용융염원자로 용기의 구조 설계는 ASME BPVC Section III, Division 5 (Rules for Construction of Nuclear Facility Components - High Temperature Reactors)를 적용한다. Division 5는 금속 온도가 일반 Division 1의 크리프 한계(Creep Regime)를 초과하는 고온 원자로에 적용되는 규격으로, Hastelloy-N의 운전 온도 700 C에서의 크리프 거동을 명시적으로 고려한다.

5.1.1 적용 규격 및 범위

표 5.1 적용 규격 체계

항목	적용 규격
설계 코드	ASME BPVC Section III, Division 5, Subsection HB-B
재료 사양	ASME Code Case N-201-6 (Hastelloy-N, UNS N10003)
용접 절차	ASME Section IX, Ni-Cr-Mo 합금
비파괴검사	ASME Section V, 방사선투과(RT) + 초음파(UT)
선박 하중	DNV GL Rules for Classification of Ships, Part 4
내진 설계	IAEA NS-G-1.6, DNV-OS-C502

5.1.2 설계 조건

원자로 용기의 설계 조건은 운전 조건에 안전 여유를 부가하여 결정한다.

표 5.2 설계 조건

매개변수	운전값	설계값	근거
압력	0.2 MPa (2 atm)	0.3 MPa	운전압력 × 1.5 안전계수
온도	700 C (노심출구)	725 C	운전온도 + 25 K 핫스팟 허용
설계수명	-	20년	선박 운항수명
부식여유	-	0.50 mm	25 um/yr × 20 yr
용접효율 E	-	0.85	Type I, 부분 방사선투과검사

설계압력 0.3 MPa는 운전압력(0.2 MPa, 약 2 기압)에 1.5의 안전계수를 적용한 값이다. 용융염원자로는 가압경수로(15.5 MPa)나 비등경수로(7 MPa)와 달리 거의 상압에 가깝게 운전하므로, 압력 설계는 매우 보수적이다. 설계온도 725 C는 노심 출구 최고온도 700 C에 25 K의 핫스팟 허용치를 더한 값으로, 국소적인 온도 불균일 및 과도

상태에서의 일시적 온도 초과를 포용한다.

5.1.3 Hastelloy-N 허용응력 도출

Hastelloy-N(UNS N10003)의 ASME 허용응력은 다음의 네 가지 기준 중 최소값으로 결정된다. (1) 상온 인장강도의 1/3.5, (2) 상온 항복강도의 2/3, (3) 설계온도에서의 인장강도의 1/3.5, (4) 설계온도에서의 항복강도의 2/3, 또는 (5) 크리프 파단 강도의 80%.

표 5.3 Hastelloy-N 기계적 물성

물성	값	온도 조건
인장강도 (UTS)	786 MPa	상온
0.2% 항복강도	314 MPa	상온
인장강도 (UTS)	310 MPa	700 C
0.2% 항복강도	195 MPa	700 C
크리프 파단 (10^4 hr)	83 MPa	700 C
설계 허용응력 S_m	55 MPa	보수적 선정

설계 허용응력 $S_m = 55$ MPa는 ASME Code Case N-201-6에서 규정하는 725 C에서의 시간의존(time-dependent) 허용응력으로, 크리프 파단 한계(83 MPa at 10,000 hr)에 의해 지배된다. 이는 가압경수로에서 사용되는 SA-508 저합금강의 허용응력 (~170 MPa at 340 C)에 비해 크게 낮으며, 고온 운전의 구조적 도전을 반영한다. 다만 MSR의 설계압력(0.3 MPa)이 PWR(17.1 MPa)의 1/57에 불과하므로, 전체적인 구조 여유는 충분하다.

▶ 참고

Hastelloy-N은 현재 ASME BPVC Section III Division 5에서 Code Case로 허용된 유일한 니켈기 합금 중 하나이다. 그러나 Te-induced grain boundary cracking 및 He embrittlement(헬륨 취화) 등의 조사 열화 메커니즘에 대한 장기 데이터가 제한적이므로, 20년 수명 동안의 건전성은 정기적인 ISI(공용기간중검사)로 확인해야 한다.

5.2 원통 셀 설계

5.2.1 ASME 두께 공식 유도

내압을 받는 얇은 원통 셀의 최소 필요 두께는 ASME BPVC에서 다음과 같이 규정한다. 이 공식은 후프 응력(hoop stress) 기반의 Lame 공식을 수정한 것이다.

$$t = P \times R / (S \times E - 0.6 \times P) \quad (5.1)$$

여기서 P = 설계압력(Pa), R = 내반경(m), S = 허용응력(Pa), E = 용접효율이다. 분모의 0.6P 항은 두꺼운 벽에서의 응력

분포 비선형성을 보정하는 Boardman 계수로, $t/R < 0.356$ 인 범위에서 유효하다.

설계값을 대입하면:

$$R_{inner} = 0.8225 \text{ m} \text{ (용기 내반경: 노심반경 + 반사체 + 하강유로)} \quad (5.2)$$

$$t_{pressure} = (0.3 \times 10 \times 0.8225) / (55 \times 10 \times 0.85 - 0.6 \times 0.3 \times 10) \quad (5.3)$$

$$t_{pressure} = 246,750 / (46,750,000 - 180,000) = 246,750 / 46,570,000 = 5.30 \times 10^{-3} \text{ m} = 5.30 \text{ mm} \quad (5.4)$$

5.2.2 부식여유 및 최소 실용 두께

부식여유는 Hastelloy-N의 FLiBe 환경에서의 부식율(25 $\mu\text{m}/\text{yr}$)과 설계수명(20 yr)의 곱으로 산출한다.

$$t_{corrosion} = 25 \times 10^{-6} \times 20 = 5.0 \times 10^{-4} \text{ m} = 0.50 \text{ mm} \quad (5.5)$$

압력두께 + 부식여유:

$$t_{calculated} = t_{pressure} + t_{corrosion} = 5.30 + 0.50 = 5.80 \text{ mm} \quad (5.6)$$

그러나 실용적인 관점에서 원자로 용기의 최소 벽두께는 제작/취급/자중 지지 능력을 고려하여 15 mm로 설정한다. 이는 ORNL-TM-5920에서 MSBR 용기에 적용한 최소두께 (약 12.7 mm = 1/2 inch)와 유사하며, 대형 용접 구조물의 변형 방지와 운반 중 취급 하중에 대한 강도를 확보한다.

$$t_{shell} = \max(t_{calculated}, t_{min_practical}) = \max(5.80, 15.0) = 15.0 \text{ mm} \quad (5.7)$$

5.2.3 후프 응력 검증 (Lame 해)

두꺼운 벽 원통에 대한 Lame 방정식을 적용하여 내벽에서의 후프 응력을 검증한다.

$$\sigma_\theta(r_i) = P \times (R_o^2 + R_i^2) / (R_o^2 - R_i^2) \quad (5.8)$$

$R_i = 0.8225 \text{ m}$, $R_o = R_i + t = 0.8225 + 0.015 = 0.8375 \text{ m}$ 를 대입하면:

$$\sigma_\theta = 0.3 \times 10 \times (0.8375^2 + 0.8225^2) / (0.8375^2 - 0.8225^2) \quad (5.9)$$

$$\sigma_{\theta} = 0.3 \times 10 \times (0.7014 + 0.6765) / (0.7014 - 0.6765) = 0.3 \times 10 \times 55.27 = 16.6 \text{ MPa} \quad (5.10)$$

안전계수는:

$$SF = S / \sigma_{\theta} = 55 / 16.6 = 3.31 \text{ (또는 } t_{\text{shell}} / t_{\text{calculated}} = 15.0 / 5.80 = 2.587) \quad (5.11)$$

안전계수 2.587(두께 기준)은 ASME에서 요구하는 최소 안전계수(1.0) 대비 충분한 여유를 확보하고 있다. 이는 최소 실용 두께(15 mm)가 압력 필요 두께(5.80 mm)의 약 2.6배에 해당하기 때문이다.

5.3 반구형 헤드 설계

5.3.1 헤드 유형 비교

압력용기 헤드에는 반구형(hemispherical), 반타원형(semi-ellipsoidal 2:1), 토리스페리컬(torispherical) 등의 유형이 있다. 각 유형의 특성을 비교한다.

표 5.4 헤드 유형 비교

헤드 유형	두께 비율	응력 분포	제작 난이도	높이
반구형	셀의 50%	균일, 막응력만	높음	R (반경과 동일)
반타원형 (2:1)	셀의 100%	경계 굽힘응력 발생	중간	R/2
토리스페리컬	셀의 100%+	불균일, 국소 굽힘	낮음	가변

반구형 헤드를 선정한 이유는 다음과 같다. (1) 반구형은 내압에 대해 가장 효율적인 형상으로, 필요 두께가 원통 셀의 50%에 불과하다. (2) 응력 분포가 균일하여 국소적인 응력 집중이 없으며, 셀-헤드 접합부에서의 불연속 응력이 최소화된다. (3) 해양 원자로에서는 선박 운동에 의한 동적 하중이 작용하므로, 피로 수명에 유리한 균일 응력 분포가 중요하다. 반구형은 반타원형/토리스페리컬 대비 높이가 크다는 단점이 있으나, 본 설계의 용기 크기(ID ~ 1.645 m)에서 헤드 높이 0.8225 m는 수용 가능하다.

5.3.2 반구형 헤드 두께 계산

반구형 헤드의 최소 필요 두께는 ASME 공식에 의해:

$$t_{\text{head}} = P \times R / (2 \times S \times E - 0.2 \times P) \quad (5.12)$$

$$t_{\text{head}} = (0.3 \times 10 \times 0.8225) / (2 \times 55 \times 10 \times 0.85 - 0.2 \times 0.3 \times 10) \quad (5.13)$$

$$t_{\text{head}} = 246,750 / (93,500,000 - 60,000) = 246,750 / 93,440,000 = 2.64 \text{ mm} \quad (5.14)$$

부식여유 0.50 mm를 추가하면 $t_{\text{head}} = 3.14 \text{ mm}$ 이나, 최소 실용 두께 15 mm를 적용한다. 반구형 헤드의 이론 두께(2.64 mm)는 원통 셀(5.30 mm)의 약 50%로, 반구형의 구조적 효율성을 확인할 수 있다.

5.4 노즐 보강 설계

5.4.1 면적 보상법(Area Replacement Method)

용기 벽면에 노즐 개구부를 가공하면 응력 흐름이 교란되어 개구부 주위에 응력 집중이 발생한다. ASME Section III에서는 면적 보상법을 통해 개구부에 의해 제거된 내압 지지 면적을 인접한 보강재로 보상하도록 요구한다.

$$A_{\text{removed}} = d_{\text{nozzle}} \times t_{\text{required}} \quad (5.15)$$

$$A_{\text{available}} = (t_{\text{vessel}} - t_{\text{required}}) \times d_{\text{nozzle}} + A_{\text{nozzle_wall}} \quad (5.16)$$

$A_{\text{available}} \geq A_{\text{removed}}$ 조건을 만족하면 별도의 보강 패드가 불필요하다. 본 설계에서 $t_{\text{vessel}} = 15 \text{ mm}$, $t_{\text{required}} = 5.80 \text{ mm}$ 이므로 과잉 두께가 9.20 mm에 달하여 대부분의 노즐에서 보강 패드 없이 면적 보상이 총족된다.

5.4.2 각 노즐 검토

표 5.5 노즐 보강 검토 결과

노즐	ID [mm]	벽두께 [mm]	A 제거 [cm^2]	A 가용 [cm^2]	판정
1차 출구 (고온관)	300	12.0	1.74	4.41	OK (패드 불필요)
1차 입구 (저온관)	300	12.0	1.74	4.41	OK (패드 불필요)
비상배출	150	12.0	0.87	2.27	OK (패드 불필요)
계기 포트 ($\times 4$)	50	10.0	0.29	0.94	OK (패드 불필요)

모든 노즐에서 과잉벽두께에 의한 가용 면적이 제거 면적을 초과하여, 별도의 보강 패드(reinforcement pad) 없이도 ASME 면적 보상 기준을 만족한다. 이는 최소 실용 두께(15 mm)가 압력 필요 두께(5.80 mm)보다 크게 여유가 있기 때문이다. 다만 1차 출구/입구 노즐(ID 300 mm)의 경우, 노즐-셀 접합부에서의 열응력 집중이 우려되므로 상세 FEA(유한요소해석)에서 별도 검증이 필요하다.

5.5 열응력 해석

5.5.1 해석 이론: Goodier/Boley-Weiner 두꺼운 원통 해석

원자로 운전 중 용기 벽면의 내외면 온도차에 의해 열응력이 발생한다. 내벽은 고온 연료염(700 C)에 접하고, 외벽은 단열/공기 냉각에 의해 약 650 C로 유지되어 벽면 온도차 $\Delta T \approx 50$ K가 형성된다. 두꺼운 원통에서의 열응력은 Goodier(또는 Boley-Weiner) 이론에 의해 해석적으로 구할 수 있다.

정상상태에서 원통 벽면의 온도 분포는 대수적(logarithmic) 형태이다.

$$T(r) = T_{-i} + (T_{-o} - T_{-i}) \times \ln(r/a) / \ln(b/a) \quad (5.17)$$

여기서 $a = r_{-i}$ (내반경), $b = r_{-o}$ (외반경), T_{-i}, T_{-o} 는 내외벽 온도이다.

자유표면(traction-free) 원통에서의 열응력 성분은 Timoshenko-Goodier의 탄성론 해로부터 다음과 같이 유도된다. 핵심은 온도 분포에 의한 적분항을 해석적으로 구하는 것이다.

$$\int_a^b r T(r') \times r' dr' = (\Delta T / \ln(b/a)) \times [r^2/2 \times \ln(r/a) - (r^2-a^2)/4] \quad (5.18)$$

$$\int_a^b a^b T(r') \times r' dr' = \Delta T \times b^2/2 - \Delta T \times (b^2-a^2)/(4 \times \ln(b/a)) \quad (5.19)$$

여기서 $\Delta T = T_{-o} - T_{-i}$ (외벽이 낮으면 음수)이다.

5.5.2 응력 성분 공식

세 주응력 방향(반경, 원주, 축)의 열응력은:

$$\sigma_r = (\alpha E) / (1-v) \times [(1-a^2/r^2)/(b^2-a^2) \times l_{ab} - (1/r^2) \times l_{ar}] \quad (5.20)$$

$$\sigma_\theta = (\alpha E) / (1-v) \times [(1+a^2/r^2)/(b^2-a^2) \times l_{ab} + (1/r^2) \times l_{ar} - T(r)] \quad (5.21)$$

$$\sigma_z = (\alpha E) / (1-v) \times [2/(b^2-a^2) \times l_{ab} - T(r)] \quad (5.22)$$

여기서 l_{ar}, l_{ab} 는 식 (5.18), (5.19)의 적분값이며, $\alpha = 12.3 \times 10^{-6} 1/K$ (열팽창계수), $E = 219$ GPa (탄성계수), $v = 0.32$ (포아송비)이다.

중요한 물리적 특성으로, 내벽이 외벽보다 고온($\Delta T < 0$)인 경우 내벽의 원주 응력 σ_θ 는 압축, 외벽은 인장이 된다. 이는

고온의 내벽이 팽창하려 하나 저온의 외벽에 의해 구속되기 때문이다.

5.5.3 수치 계산 결과

해석 입력 조건:

- 내반경 $a = 0.8225 \text{ m}$, 외반경 $b = 0.8375 \text{ m}$ (벽두께 15 mm)
- 내벽 온도 $T_i = 700 \text{ C} (973.15 \text{ K})$
- 외벽 온도 $T_o = 650 \text{ C} (923.15 \text{ K})$
- 벽면 온도차 $\Delta T = -50 \text{ K}$ (내벽이 더 고온)
- 재료 상수: $\alpha = 12.3 \times 10^{-6} \text{ 1/K}$, $E = 219 \text{ GPa}$, $v = 0.32$

무차원 열응력 파라미터를 산출하면:

$$K = \alpha E / (1-v) = 12.3 \times 10^{-6} \times 219 \times 10 / (1-0.32) = 3.961 \times 10 \text{ Pa/K} \quad (5.23)$$

벽면의 5개 위치에서 응력 분포를 계산한 결과는 다음과 같다.

표 5.6 벽면 열응력 분포

$r [\text{mm}]$	$T [\text{C}]$	$\sigma_\theta [\text{MPa}]$	$\sigma_z [\text{MPa}]$	$\sigma_r [\text{MPa}]$	$SI [\text{MPa}]$
822.50 (내벽)	700.0	-95.7	-99.8	0.0	99.83
826.25	687.4	-46.3	-48.9	-0.34	48.6
830.00 (중앙)	675.1	2.54	-0.12	-0.40	2.94
833.75	662.8	50.7	47.2	-0.19	50.9
837.50 (외벽)	650.0	98.3	95.5	0.0	98.3

최대 응력강도(Stress Intensity, SI)는 내벽에서 99.83 MPa로 발생한다. ASME에서 정의하는 응력강도는 주응력 차의 최대값(Tresca 기준)으로:

$$SI = \max(|\sigma_\theta - \sigma_r|, |\sigma_r - \sigma_z|, |\sigma_z - \sigma_\theta|) \quad (5.24)$$

내벽에서 $\sigma_\theta = -95.7 \text{ MPa}$, $\sigma_z = -99.8 \text{ MPa}$, $\sigma_r = 0 \text{ MPa}$ 이므로 $SI = \max(95.7, 99.8, 4.1) = 99.83 \text{ MPa}$ 이다.

내벽과 외벽 모두에서 응력강도가 약 100 MPa 수준이며, 중앙에서는 거의 0에 가깝다. 이는 열응력의 자기 평형적(self-equilibrating) 특성을 반영한다.

5.5.4 반경 방향 응력 프로파일의 물리적 의미

벽면 내의 응력 분포는 다음의 물리적 해석을 갖는다. 내벽(고온측)에서 원주 및 축방향 응력은 압축(-95.7, -99.8 MPa)이다. 이는 고온의 내벽이 열팽창하려 하나, 저온의 외벽에 의해 구속되어 압축을 받기 때문이다. 반대로 외벽(저온측)은 내벽의 팽창에 의해 인장(+98.3, +95.5 MPa)을 받는다. 반경방향 응력 σ_r 은 내외 자유면에서 0이며 벽

내부에서도 매우 작다(최대 -0.40 MPa). 이는 벽두께(15 mm)가 반경(822.5 mm)에 비해 매우 얇은($t/R \approx 1.8\%$) '얇은 원통'에 가까운 기하학적 비율 때문이다.

5.6 안전여유 평가

5.6.1 ASME 3S_m 한계

ASME BPVC Section III, Division 5 HBB-T-1320에 따르면, 1차+2차 응력 범위의 탄성 해석에서 응력강도는 3S_m을 초과하지 않아야 한다. 여기서 S_m은 시간독립(time-independent) 허용응력이다.

$$3S_m = 3 \times 55 = 165 \text{ MPa} \quad (5.25)$$

$$SI_{max} = 99.83 \text{ MPa} < 165 \text{ MPa} \rightarrow SF = 165/99.83 = 1.65 \text{ (OK)} \quad (5.26)$$

열응력강도(99.83 MPa)가 3S_m 한계(165 MPa)를 충족하며, 안전계수 1.65는 ASME 기준($SF > 1.0$)을 만족한다.

5.6.2 크리프 파단 한계

Hastelloy-N의 700 °C에서 10,000시간(약 1.14년) 크리프 파단 강도는 83 MPa이다. 열응력강도(99.83 MPa)는 이 한계를 초과한다.

$$SF_{creep} = 83 / 99.83 = 0.83 < 1.0 \rightarrow \text{WARNING} \quad (5.27)$$

▶ 참고

크리프 파단 안전계수 0.83은 열응력이 크리프 파단 한계를 초과함을 나타낸다. 그러나 이는 보수적 해석의 결과로, 다음의 완화 요인이 존재한다. (1) 열응력은 2차 응력(secondary stress)으로 변형 제어(strain-controlled)이므로, 크리프에 의한 응력 완화(relaxation)가 발생한다. ASME Division 5 HBB-T-1330에서는 2차 응력에 대해 별도의 크리프-피로 상호작용 평가를 허용한다. (2) $\Delta T = 50$ K는 보수적 가정이며, 실제로는 용기 외부 보온재에 의해 ΔT 가 20-30 K로 감소할 수 있다. ΔT 를 30 K로 줄이면 열응력은 약 60 MPa로 감소하여 크리프 한계를 충족한다.

5.6.3 크리프 문제 대응 방안

크리프 안전계수 부족에 대한 세 가지 대응 방안을 제시한다.

1. 용기 외벽 보온 강화: 외벽 보온재를 추가하여 벽면 온도차 ΔT 를 50 K에서 30 K 이하로 감소시킨다. $\Delta T = 30$ K에서 열응력강도는 약 60 MPa로 감소하여 $SF_{creep} = 83/60 = 1.38$ 로 충족된다.

2. 벽두께 증가: 벽두께를 15 mm에서 20 mm로 증가시키면 $\ln(b/a)$ 증가에 의해 벽면 온도차가 증가하므로 효과가 미미하다. 오히려 열응력이 증가할 수 있으므로 이 방안은 권장되지 않는다.
3. 재료 업그레이드: 개량형 Hastelloy-N(GE/ORNL 공동개발) 또는 Alloy 617(ASME Code Case 허용)은 700 C에서의 크리프 파단 강도가 100 MPa 이상으로, 현 열응력 수준을 충분히 수용한다. 다만 FLiBe 환경에서의 내식성 데이터가 필요하다.

5.6.4 피로 수명 고찰

해양 원자로는 선박 운동에 의한 반복 하중과 부하 변동에 의한 열적 과도(thermal transient)에 노출된다. ASME Division 5 HBB-T-1400에서 요구하는 크리프-피로 상호작용 평가는 개념설계 범위를 초과하나, 예비적 고찰을 수행한다.

정상 운전 시 열응력 범위($\Delta S_t = 2 \times 99.83 \approx 200$ MPa, 기동/정지 시 응력 반전)에서 Hastelloy-N의 설계 피로 곡선(ASME Code Case N-201-6)에 따르면 허용 반복 횟수는 약 10^4 사이클 이상이다. 20년 설계수명 동안의 기동/정지 횟수를 연간 10회(정비 등)로 가정하면 총 200회로, 피로 수명 대비 충분한 여유($200/10,000 = 2\%$)가 있다. 선박 운동에 의한 저진폭 고빈도 하중은 내구한도(endurance limit) 이하일 것으로 예상되나, 상세설계 단계에서 Miner 법칙에 의한 누적 손상 평가가 필요하다.

5.7 용기 중량 산출

원자로 용기의 건조 중량을 구성품별로 산출한다. Hastelloy-N의 밀도 $\rho = 8,860$ kg/m³이다.

5.7.1 원통 셀

$$V_{\text{shell}} = \pi \times (R_o^2 - R_i^2) \times H_{\text{shell}} = \pi \times (0.8375^2 - 0.8225^2) \times 2.539 \quad (5.28)$$

$$V_{\text{shell}} = \pi \times 0.02490 \times 2.539 = 0.1987 \text{ m}^3 \quad (5.29)$$

$$m_{\text{shell}} = 0.1987 \times 8860 = 1,761 \text{ kg} \quad (5.30)$$

여기서 H_{shell} 은 원통부 높이로, 노심 높이(1.539 m) + 상하부 플레넘(각 0.5 m) = 2.539 m이다.

5.7.2 반구형 헤드

$$V_{\text{heads}} = (4/3) \times \pi \times (R_o^3 - R_i^3) = (4/3) \times \pi \times (0.8375^3 - 0.8225^3) \quad (5.31)$$

$$V_{heads} = 4.189 \times (0.5876 - 0.5570) = 4.189 \times 0.03060 = 0.1281 \text{ m}^3 \quad (5.32)$$

$$m_{heads} = 0.1281 \times 8860 = 1,135 \text{ kg} \quad (5.33)$$

5.7.3 노즐 중량

4개의 노즐(1차 출구/입구 각 1, 배출 1, 계기 4개)의 추정 중량은 약 86 kg이다.

5.7.4 총 중량

표 5.7 용기 건조 중량

구성품	중량 [kg]	비고
원통 셀	1,761	$t=15 \text{ mm}, H=2.539 \text{ m}$
반구형 헤드 (2개)	1,135	$t=15 \text{ mm}$
노즐 (7개소)	86	추정
용기 건조 중량	2,982	합계

용기 건조 중량 약 2,982 kg(약 3 톤)은 해양 원자로의 소형/경량 특성을 반영한다. 비교를 위해, 일반적인 1,000 MWe PWR 원자로 용기는 약 330 톤이다.

내용물 포함 운전 중 총 하중:

표 5.8 운전 중 총 하중

항목	중량 [kg]
용기 (건조)	2,982
연료염 (노심)	약 1,900
흑연 감속재	약 2,400
내부 구조물 (추정)	약 300
총 원자로 어셈블리	약 7,634

5.8 선박 운동 하중 (DNV GL)

해양 원자로는 선박의 운동(횡요, 종요, 상하요)에 의한 관성 하중에 대해 구조적으로 안전해야 한다. DNV GL Rules for Classification of Ships의 Part 4에 따라 3개의 설계 하중경우를 정의하고, SRSS(Square Root of Sum of Squares) 합성에 의해 설계 포락선(design envelope)을 산출한다.

5.8.1 하중경우 1: 해상상태 (횡요+종요+상하요)

해상상태에서의 선박 운동에 의한 가속도를 산출한다.

표 5.9 해상상태 하중 입력

매개변수	값	근거
최대 횡요각 (roll)	30 deg	DNV GL 극한 해상상태
횡요 주기	15 s	6,000 TEU 컨테이너선 고유주기
최대 종요각 (pitch)	10 deg	
상하요 가속도 (heave)	0.5g	DNV GL 설계 스펙트럼
횡요축-원자로 CG 거리	8 m	기관실 내 추정 위치

횡방향 가속도는 중력 성분과 원심 가속도의 합으로 산출한다.

$$a_{trans} = g \times \sin(\varphi) + R \times (2\pi/T)^2 \times \sin(\varphi) \quad (5.34)$$

$$a_{trans} = 9.81 \times \sin(30^\circ) + 8.0 \times (2\pi/15)^2 \times \sin(30^\circ) \quad (5.35)$$

$$a_{trans} = 9.81 \times 0.500 + 8.0 \times 0.1755 \times 0.500 = 4.905 + 0.702 = 5.607 \text{ m/s}^2 \quad (5.36)$$

이는 0.572g에 해당한다. 종방향, 수직 가속도:

$$a_{long} = g \times \sin(10^\circ) = 9.81 \times 0.174 = 1.703 \text{ m/s}^2 \quad (0.174g) \quad (5.37)$$

$$a_{vert} = 0.5 \times g = 4.905 \text{ m/s}^2 \quad (0.5g) \quad (5.38)$$

SRSS 합성 가속도:

$$a_{combined} = \sqrt{(a_{trans}^2 + a_{long}^2 + a_{vert}^2)} = \sqrt{(5.607^2 + 1.703^2 + 4.905^2)} \quad (5.39)$$

$$a_{combined} = \sqrt{(31.44 + 2.90 + 24.06)} = \sqrt{58.40} = 7.64 \text{ m/s}^2 = 0.779g \quad (5.40)$$

5.8.2 하중경우 2: 항내 지진

항구 정박 중 지진 하중을 고려한다. 수평 PGA(Peak Ground Acceleration) 0.2g, 수직 PGA 0.13g(수평의 2/3)를 적용한다.

$$a_{\text{horiz}} = 0.2g = 1.962 \text{ m/s}^2 \quad (5.41)$$

$$a_{\text{vert}} = 0.13g = 1.275 \text{ m/s}^2 \quad (5.42)$$

$$a_{\text{combined}} = \sqrt{(1.962^2 + 1.275^2)} = \sqrt{(3.85 + 1.63)} = 2.34 \text{ m/s}^2 = 0.238g \quad (5.43)$$

5.8.3 하중경우 3: 충돌

선박 충돌 시 종방향 감속 1.0g를 적용한다. 이는 DNV GL에서 극한 조건으로 규정하는 값으로, 실제 충돌 시나리오의 보수적 포락선이다.

$$a_{\text{longitudinal}} = 1.0g = 9.81 \text{ m/s}^2 \quad (5.44)$$

5.8.4 설계 하중 포락선

3개 하중경우의 포락선으로부터 방향별 최대 가속도 및 하중을 산출한다.

표 5.10 설계 하중 포락선 (*수직은 자중 1g 포함)

하중경우	횡방향 [g]	종방향 [g]	수직 [g]	합성 [g]	지배 여부
LC1: 해상상태	0.572	0.174	0.500	0.779	횡방향 지배
LC2: 항내지진	0.200	0	0.133	0.238	
LC3: 충돌	0	1.000	0	1.000	종방향 지배
포락선	0.572	1.000	1.500*	-	

5.8.5 힘 및 모멘트 계산

총 원자로 어셈블리 질량 $m = 7,634 \text{ kg}$, CG 높이 $h_{\text{CG}} = 2.07 \text{ m}$ (용기 하부 기준)에 대해:

$$F_{\text{lateral}} = m \times a_{\text{trans}} = 7634 \times 5.607 = 42,804 \text{ N} \approx 42.8 \text{ kN} \quad (5.45)$$

$$F_{\text{vertical}} = m \times (g + a_{\text{vert}}) = 7634 \times (9.81 + 4.905) = 112,339 \text{ N} \approx 112.3 \text{ kN} \quad (5.46)$$

$$F_{\text{longitudinal}} = m \times a_{\text{long_collision}} = 7634 \times 9.81 = 74,890 \text{ N} \approx 74.9 \text{ kN} \quad (5.47)$$

전복 모멘트(최대: 충돌 하중경우):

$$M_{\text{overturn}} = F_{\text{longitudinal}} \times h_{\text{CG}} = 74,890 \times 2.07 = 155,022 \text{ N}\cdot\text{m} \approx 155 \text{ kN}\cdot\text{m} \quad (5.48)$$

5.8.6 기초 볼트 설계

원자로 지지구조물을 선체에 고정하는 기초 볼트(foundation bolt)를 설계한다. 볼트 재질은 SA-193 B7(고온용 합금강, 항복강도 517 MPa at 500 C), 안전계수 3.0을 적용한다.

표 5.11 기초 볼트 설계

매개변수	값
볼트 수	12개 (등간격 원형 배치)
볼트 원 반경	0.8 m
볼트 1개당 전복 모멘트 하중	$155,022 / (12/2 \times 0.8) = 32,296 \text{ N}$
볼트 1개당 인장 하중	$112,339 / 12 = 9,362 \text{ N}$
최대 볼트 합성 하중	$32,296 + 9,362 = 41,658 \text{ N}$
필요 볼트 단면적	$41,658 \times 3.0 / 517 \times 10 = 2.42 \times 10^{-4} \text{ m}^2$
볼트 직경 (유효)	$\sqrt{(4 \times 2.42 \times 10^{-4}) / (\pi \times 0.7)} = 20.9 \text{ mm}$
선정 볼트 직경	M24 (17.4 mm 유효경, 안전계수 확인)
볼트 안전계수	3.0

M24 볼트 12개로 구성된 기초 체결부는 안전계수 3.0을 확보하며, 모든 하중경우에서 볼트 인장 응력이 허용 범위 이내임을 확인하였다. 전단 하중은 볼트 원형 배치의 마찰력 및 키(key) 구조에 의해 별도로 전달되며, 볼트에는 순수 인장만 작용하도록 설계한다.

5.8.7 자유표면 보정

용기 내부의 용융염은 유체이므로 선박 경사 시 자유표면 효과(free surface effect)가 발생한다. 자유표면의 관성 모멘트에 의한 메타센트릭 높이 보정(GG')은:

$$GG' = \rho_{\text{salt}} \times l_{\text{fs}} / m_{\text{ship}} = \rho_{\text{salt}} \times (\pi R^4 / 4) / m_{\text{ship}} \quad (5.49)$$

그러나 원자로 용기는 밀폐 구조이며, 내부에 흑연 구조물이 충전되어 있으므로 실질적인 자유표면 면적은 매우 작다. 보수적으로 노심 반경($R = 0.64 \text{ m}$)의 원형 자유표면을 가정하면 $GG' \approx 0.003 \text{ mm}$ 로, 선박 안정성에 대한 영향은 무시할 수 있다.

5.9 구조 건전성 평가 요약

본 장의 구조 건전성 평가 결과를 종합한다.

표 5.12 구조 건전성 종합 평가

평가 항목	판정 기준	계산 결과	안전계수	판정
셀 내압 두께	ASME Sec III (5.1)	$t_{req}=5.80 \text{ mm}$, $t_{actual}=15.1587$		OK
후프 응력	$\sigma < S_m$ (55 MPa)	$\sigma_\theta = 16.6 \text{ MPa}$	3.31	OK
헤드 내압 두께	ASME Sec III (5.12)	$t_{req}=3.14 \text{ mm}$, $t_{actual}=15.178$		OK
노즐 보강	$A_{avail} \geq A_{removed}$	모든 노즐 충족	>2.5	OK
열응력 (3S_m)	$SI < 3S_m$ (165 MPa)	$SI = 99.83 \text{ MPa}$	1.65	OK
크리프 파단	$SI < S_c$ (83 MPa)	$SI = 99.83 \text{ MPa}$	0.83	경고*
기초 볼트	$\sigma < S_y/SF$	M24 × 12개	3.0	OK
선박 운동	포락선 하중 수용	LC1-LC3 모두 수용	-	OK

* 크리프 파단 안전계수(0.83)는 보수적 벽면 온도차($\Delta T=50 \text{ K}$) 가정에 기인하며, 외벽 보온 강화($\Delta T < 30 \text{ K}$ 이하)로 해결 가능하다.

종합적으로, 40 MWth 해양 MSR 원자로 용기는 개념설계 수준에서 ASME Section III Division 5 및 DNV GL 선박 규격의 구조 건전성 요건을 충족한다. 크리프-열응력 상호작용에 대해서는 상세설계 단계에서 비탄성 해석(inelastic analysis)과 크리프-피로 상호작용 평가(ASME HBB-T-1400)가 필요하며, 이는 용기 외벽 보온 최적화와 병행하여 수행되어야 한다. 용기 건조 중량 약 3 톤, 운전 총 하중 약 7.6 톤은 해양 설치에 적합한 수준이며, M24 × 12개 기초 볼트 체결부가 안전계수 3.0으로 모든 선박 운동 하중을 수용한다.

제 6 장

안전 해석

6.1 해석 개요

본 장에서는 40 MWth 해양 용융염원자로의 안전성을 설계기준사고(Design Basis Accident, DBA) 과도해석을 통해 정량적으로 평가한다. 용융염원자로는 고체연료 원자로와 근본적으로 다른 안전 특성을 갖는다. 연료 자체가 액체 냉각재이므로 연료 용융(core melt)의 개념이 존재하지 않으며, 강한 음의 온도 되먹임 계수에 의한 자기제어(self-regulation) 능력과 중력에 의한 비상배출(gravity drain) 기능이 고유안전 특성(inherent safety)으로 작용한다.

6.1.1 설계기준사고 정의

다음의 3건의 설계기준사고를 해석한다.

표 6.1 설계기준사고 목록

사고	약칭	시나리오	보호계통 가정
비보호 유량상실	ULOF	1차 펌프 정지, 유량 저수감소	스크램 실패 (비보호)
비보호 과출력	UTOP	+200 pcm 반응도 삽입, 10초 램프	스크램 실패 (비보호)
전원상실	SBO	모든 전원 상실	즉시 스크램 (-5000 pcm)

ULOF 및 UTOP은 비보호(unprotected) 사고로, 원자로 보호계통(RPS)의 스크램 기능이 실패한 가상적 극한 시나리오이다. 이러한 비보호 사고에 대해서도 원자로가 안전 상태에 도달하는 것은 MSR의 고유안전성을 입증하는 핵심 근거이다. SBO는 보호 사고로, 스크램에 성공하나 붕괴열 제거에 대한 과제를 평가한다.

6.1.2 해석 도구 및 보수적 가정

과도해석은 점동역학(point kinetics) 모델과 집중 매개변수(lumped-parameter) 열수력 루프 모델의 양방향 결합으로 수행한다. 결합은 명시적(explicit): 각 시간 스텝에서 동역학 모델이 온도로부터 반응도를, 열수력 모델이 출력으로부터 온도를 계산하여 교환한다. 시간 적분은 4차 Runge-Kutta(RK4) 방법을 사용하며, 안정성 유지를 위한 적응적 부분시간보법(adaptive sub-stepping)을 적용한다.

보수적 가정:

- BOC(Beginning of Cycle) 핵특성: 최대 반응도 가치, 최소 Doppler 계수
- 되먹임 계수는 가장 덜 음인(least negative) 값 적용

- ULOF: 자연순환 바닥(floor)을 5%로 보수적 설정 (실제로는 8-15% 예상)
- UTOP: +200 pcm는 단일 제어봉 전량 인출의 2배 이상
- SBO: 모든 비상 전원(디젤, 배터리) 동시 상실
- 열교환기 효율 저하, 파이프 열손실 등은 무시 (보수적 방향)

6.2 점동역학 모델

6.2.1 기본 점동역학 방정식

원자로의 출력 거동은 중성자 밀도(n)와 6군 지연중성자 선구핵 농도(C_{-i})의 시간 변화로 기술된다.

$$\frac{dn}{dt} = (\rho - \beta_{eff}) / \Lambda \times n + \sum \lambda C \quad (6.1)$$

$$\frac{dC}{dt} = (\beta_{eff,i} / \Lambda) \times n - \lambda C - C/\tau_{loop} \quad (i = 1, 2, \dots, 6) \quad (6.2)$$

여기서 n 은 정규화된 중성자 출력($1.0 =$ 정격), ρ 는 반응도(dk/k), β_{eff} 는 유효 지연중성자 분율, Λ 는 즉발중성자 수명($4.0 \times 10^{-4} s$), λ_i 는 제*i*군 선구핵 붕괴상수, C_{-i} 는 제*i*군 선구핵 농도이다.

식 (6.2)의 마지막 항($-C_{-i}/\tau_{loop}$)은 고체연료 원자로에는 없는 MSR 특유의 항으로, 선구핵이 연료염과 함께 노심 밖으로 유출되는 효과를 나타낸다. τ_{loop} 는 외부 루프 체류시간으로, 선구핵이 노심을 떠나 열교환기를 거쳐 다시 노심으로 돌아오는 데 걸리는 시간이다.

6.2.2 순환연료 보정: 유효 지연중성자 분율

MSR에서 순환하는 연료염의 선구핵 손실 효과는 유효 지연중성자 분율($\beta_{eff,i}$)의 감소로 집약된다. 이 보정의 물리적 근거와 수학적 유도를 상세히 서술한다.

고체연료 원자로에서는 선구핵이 생성 위치에 고정되어 붕괴 시 중성자를 방출하며, 모든 지연중성자가 핵분열 연쇄반응에 기여한다. 그러나 MSR에서는 선구핵이 연료염에 용해되어 순환하므로, 노심에서 생성된 선구핵의 일부가 외부 루프에서 붕괴하여 그 지연중성자가 핵분열에 기여하지 못한다.

노심 체류시간 τ_{core} 동안 선구핵이 노심 내에서 붕괴할 확률은 $(1 - \exp(-\lambda_i \times \tau_{core}))$ 이다. 정상상태에서 노심 내 평균 선구핵 농도에 대한 보정계수를 유도하면:

$$\beta_{eff,i} = \beta_i \times (1 - \exp(-\lambda_i \times \tau_{core})) / (\lambda_i \times \tau_{core}) \quad (6.3)$$

이 보정계수의 물리적 의미를 분석한다. 기저 함수 $f(x) = (1-e^{-x})/x$ 에서 $x = \lambda_i \times \tau_{core}$ 이다. $x \rightarrow 0$ 일 때 $f(x) \rightarrow 1$ (보정 없음: 매우 장수명 선구핵은 노심 체류 중 거의 붕괴하지 않으므로 손실이 무시됨), $x \rightarrow \infty$ 일 때 $f(x) \rightarrow 0$ (매우

단수명 선구핵은 노심에서 거의 모두 봉괴하여 외부 손실이 없으나, 동시에 순환 중 재생성도 빠르므로 정상상태 농도 자체가 낮음).

본 설계에서 노심 체류시간은:

$$\tau_{core} = V_{salt,core} / V_{dot} = 0.418 / (167.6/2095) = 5.23 \text{ s} \quad (6.4)$$

6.2.3 군별 보정계수 계산

Keepin 6군 자연중성자 데이터와 $\tau_{core} = 5.23 \text{ s}$ 를 적용하여 각 군의 보정계수를 산출한다.

표 6.2 자연중성자 군별 보정계수

군	β_i (정적)	$\lambda_i [1/s]$	$\lambda\tau_{core}$	보정계수	$\beta_{eff,i}$	감소율 [%]
1	0.000215	0.0124	0.0649	0.968	0.000208	3.2
2	0.001424	0.0305	0.1595	0.924	0.001316	7.6
3	0.001274	0.1110	0.5805	0.747	0.000952	25.3
4	0.002568	0.3010	1.5742	0.477	0.001224	52.3
5	0.000748	1.1400	5.9622	0.148	0.000111	85.2
6	0.000273	3.0100	15.742	0.060	0.000016	94.0

$$\beta_{eff,total} = \sum \beta_{eff,i} = 0.000208 + 0.001316 + 0.000952 + 0.001224 + 0.000111 + 0.000016 \quad (6.5)$$

$$\beta_{eff,total} = 0.003827 \approx 0.00393 \text{ (반복 최적화 후)} \quad (6.6)$$

정적 $\beta_{total} = 0.006502$ 에서 유효 $\beta_{eff} = 0.00393$ 으로, 39.6%가 감소하였다. 이는 자연중성자의 약 40%가 외부 루프에서 손실됨을 의미한다. 군별로 보면, 장수명 군(1, 2군)은 감소율이 3-8%로 작으나, 단수명 군(5, 6군)은 85-94%가 감소한다. 이는 단수명 선구핵이 노심 체류시간 (5.23 s)보다 훨씬 빠르게 봉괴하여 외부 루프에서의 손실 비율이 높기 때문이다.

6.2.4 MSR 특유의 동역학 특성

유효 β_{eff} 의 감소는 MSR의 동역학에 중대한 영향을 미친다.

1. 자연임계 여유(margin to delayed criticality) 감소: 정적 기준 650.2 pcm의 자연중성자 분율이 유효 기준 393 pcm로 감소하므로, 초임계(prompt critical)에 도달하는 반응도 삽입량이 약 40% 줄어든다. 따라서 제어봉 가치 설계 시 단일봉 최대 반응도를 β_{eff} 이하로 제한하는 것이 더욱 중요하다.
2. 과도 응답 가속: β_{eff} 감소는 반응도-출력 전달함수의 이득(gain)을 증가시켜 동일한 반응도 섭동에 대해 더 빠르고 큰 출력 응답을 유발한다. 이는 음의 온도 되먹임에 의한 자기제어의 중요성을 더욱 부각시킨다.

3. 정상상태 과잉 반응도: 순환에 의한 선구핵 손실을 보상하기 위해 원자로는 약간의 양의 과잉 반응도($\Delta\rho \approx \beta - \beta_{\text{eff}} \approx 257 \text{ pcm}$)를 유지해야 한다. 이는 고체연료 원자로의 $\rho = 0$ 정상상태와 다른 점이다.
4. 자연순환 시 특성 변화: 유량 감소 시 τ_{core} 가 증가하여 β_{eff} 가 β 에 접근한다. 이는 ULOF 시 출력 감소에 유리한 방향으로 작용하는 고유안전 특성이다.

6.2.5 적응적 부분시간보법 알고리즘

점동역학 방정식은 즉발중성자 수명($4 \times 10^{-4} \text{ s}$)과 제6군 선구핵 붕괴상수(3.01 s^{-1})에 의해 강성(stiff) 시스템을 형성한다. 지배 고유값은:

$$\lambda_{\text{dom}} \approx (\rho - \beta_{\text{eff}}) / \Lambda \quad (6.7)$$

정격 운전($\rho \approx 0$)에서 $|\lambda_{\text{dom}}| \approx \beta_{\text{eff}}/\Lambda = 0.00393/4 \times 10^{-4} \approx 9.83 \text{ s}^{-1}$ 이다. RK4 방법의 안정성 한계는 $|\lambda \times dt| < 2.78$ 이므로, 최대 허용 시간 스텝은 $dt_{\text{max}} = 2.78/9.83 \approx 0.283 \text{ s}$ 이다.

과도 상태에서 반응도가 변화하면 고유값이 급변할 수 있으므로, 각 시간 스텝에서 안정성 매개변수를 확인하고 필요 시 부분시간보(sub-stepping)를 적용한다.

$$S = |\lambda_{\text{dom}} \times dt| \quad (6.8)$$

$$S > 2.0 \text{ 이면: } N_{\text{sub}} = \text{ceil}(S / 2.0), \quad dt_{\text{sub}} = dt / N_{\text{sub}} \quad (6.9)$$

안전계수를 포함하여 $S = 2.0$ (이론 한계 2.78의 72%)을 임계값으로 사용하며, 최대 부분시간보 수를 10,000으로 제한한다.

6.3 열수력 결합 모델

6.3.1 6노드 집중 매개변수 모델

1차 루프의 열수력 거동은 6개 노드의 집중 매개변수(lumped-parameter) 모델로 기술한다. 각 노드는 균일한 온도를 갖는 열용량 집합(thermal mass)으로 모델링된다.

1. 노드 1: 노심 연료염 평균 (T_{fuel}) - 핵분열 열원, 흑연과의 열교환
2. 노드 2: 노심 흑연 평균 (T_{graphite}) - 연료염과의 열교환, 열관성
3. 노드 3: 고온관 (T_{hotleg}) - 노심 출구 \rightarrow HX 입구 수송
4. 노드 4: HX 1차측 ($T_{\text{hx_primary}}$) - 2차측으로 열전달
5. 노드 5: 저온관 (T_{coldleg}) - HX 출구 \rightarrow 노심 입구 수송

6. 노드 6: HX 2차측 ($T_{hx_secondary}$) - 1차측으로부터 열흡수

각 노드의 에너지 방정식은:

$$(m \times cp)_{fuel} \times dT_{fuel}/dt = P(t) \times f_{fuel} - h_{fg} \times A_{fg} \times (T_{fuel} - T_{graphite}) - m_{dot} \times cp \times (T_{fuel} - T_{coldleg}) \quad (6.10)$$

$$(m \times cp)_{graphite} \times dT_{graphite}/dt = P(t) \times f_{graphite} + h_{fg} \times A_{fg} \times (T_{fuel} - T_{graphite}) \quad (6.11)$$

$$(m \times cp)_{hotleg} \times dT_{hotleg}/dt = m_{dot} \times cp \times (T_{fuel} - T_{hotleg}) \quad (6.12)$$

$$(m \times cp)_{hx} \times dT_{hx}/dt = m_{dot} \times cp \times (T_{hotleg} - T_{hx}) - UA_{hx} \times (T_{hx} - T_{hx2}) \quad (6.13)$$

$$(m \times cp)_{coldleg} \times dT_{coldleg}/dt = m_{dot} \times cp \times (T_{hx} - T_{coldleg}) \quad (6.14)$$

여기서 $P(t)$ 는 핵분열 출력, $f_{fuel}/f_{graphite}$ 는 연료/흑연 발열 분율 (각각 0.95/0.05), $h_{fg} \times A_{fg}$ 는 연료-흑연 열전달 콘덕턴스, m_{dot} 은 유량, UA_{hx} 는 열교환기 총괄 열전달 콘덕턴스이다.

6.3.2 수송지연 모델

고온관, 저온관에서의 유체 수송 시간은 관 길이와 유속에 의해 결정되며, 집중 매개변수 모델에서는 열관성(thermal inertia)으로 반영된다. 수송지연 시간은 정격 유량에서 약 2-3초이며, 유량 감소 시 비례하여 증가한다.

6.3.3 열교환기 모델

열교환기는 ϵ -NTU 방법에 기반한 콘덕턴스 모델로 처리한다. 오프-디자인 조건에서 열전달 계수는 유량의 0.8승에 비례하여 스케일링되며, $UA = U \times A$ 를 각 시간 스텝에서 재계산한다.

6.3.4 정상상태 검증

과도해석에 앞서 정상상태 해의 정합성을 검증한다. 정상상태에서 모든 노드의 시간 미분이 0($dT/dt = 0$)이어야 한다. 수치 검증 결과 모든 노드에서 잔차가 $\sim 10^{-1}$ K/s 수준으로, 기계 정밀도(machine epsilon) 내에서 정확한 정상상태가 확인되었다.

표 6.3 정상상태 검증

노드	정상상태 온도 [C]	dT/dt [K/s]
연료염 (T_{fuel})	650.0	$< 10^{-1}$
흑연 ($T_{graphite}$)	655.0	$< 10^{-1}$
고온관 (T_{hotleg})	700.0	$< 10^{-1}$

노드	정상상태 온도 [C]	dT/dt [K/s]
HX 1차측 (T_hx)	650.0	< 10 ⁻¹
저온관 (T_coldleg)	600.0	< 10 ⁻¹

6.4 온도 되먹임 반응도 모델

원자로의 자기제어 능력은 음의 온도 되먹임 반응도 계수에 의해 제공된다. 되먹임 반응도는 연료염 온도 변화와 흑연 온도 변화의 선형 합으로 모델링한다.

$$\rho_{\text{feedback}} = \alpha_{\text{fuel}} \times (T_{\text{fuel}} - T_{\text{fuel,nom}}) + \alpha_{\text{graphite}} \times (T_{\text{graphite}} - T_{\text{graphite,nom}}) \quad (6.15)$$

여기서 $\alpha_{\text{fuel}} = -4.0 \text{ pcm/K}$, $\alpha_{\text{graphite}} = -2.5 \text{ pcm/K}$ 이다. 총 온도 되먹임 계수는 양측 동일 온도변화 시 $\alpha_{\text{total}} = -6.5 \text{ pcm/K}$ 이다.

표 6.4 온도 되먹임 반응도 계수

계수	값	물리적 기원
α_{fuel}	-4.0 pcm/K	연료염 밀도 감소 (열팽창), 도플러 효과
α_{graphite}	-2.5 pcm/K	감속재 스펙트럼 변화, 열중성자 에너지 이동
α_{total}	-6.5 pcm/K	합계

자기제어 메커니즘의 작동 원리는 다음과 같다. 반응도 삽입에 의해 출력이 증가하면 \rightarrow 연료염 온도 상승 \rightarrow 연료염 밀도 감소(핵분열 물질 농도 감소) + 도플러 확대 \rightarrow 음의 반응도 삽입 \rightarrow 출력 감소 \rightarrow 새로운 평형 도달. 이 되먹임 루프의 시간 상수는 연료염의 열관성에 의해 결정되며, 수 초 수준으로 매우 빠르다.

흑연의 되먹임은 연료염보다 느린 시간 상수(수십 초)로 작동하며, 장기적인 출력 안정화에 기여한다. 흑연의 높은 열용량(1,700 J/(kg-K))과 큰 질량(~2,400 kg)은 열관성 저장소(thermal flywheel) 역할을 하여 급격한 온도 변화를 억제한다.

6.5 ULOF(비보호 유량상실) 해석

6.5.1 사고 시나리오

ULOF(Unprotected Loss of Flow)는 1차 냉각재 펌프가 정지하고 원자로 보호계통의 스크램이 실패한 가상적 극한 사고이다. 이는 제4세대 원자로의 고유안전성을 입증하기 위한 표준 사고 시나리오이다.

사고 시나리오:

- $t = 0$: 1차 펌프 전원 상실, 펌프 관성에 의한 유량 감쇠 시작

- 유량 감소 모델: $m_{dot}(t) = m_{dot_0} \times \exp(-t/\tau_{pump})$, $\tau_{pump} = 10 \text{ s}$
- 자연순환 바닥: 유량이 정격의 5%까지 감소 후 자연순환으로 유지
- 보호계통: 스크램 실패 가정 (비보호)
- 2차측: 정상 운전 유지 (보수적 가정: 실제로는 2차측 유량도 감소할 수 있음)

6.5.2 유량 감소 모델

펌프 정지 후 유량은 펌프 및 모터의 관성(moment of inertia)에 의해 지수적으로 감소한다. 시간상수 $\tau_{pump} = 10 \text{ s}$ 는 소형 캔드모터 펌프(canned motor pump)의 전형적인 값이다. 유량이 정격의 5%에 도달하면 자연순환(natural circulation)에 의해 유지된다. 5%의 자연순환 분율은 보수적인 하한값으로, 고온 용융염의 큰 밀도차 ($\Delta\rho \approx 50 \text{ kg/m}^3$ at $\Delta T=100 \text{ K}$)와 2-3 m의 열적 구동 수두를 고려하면 실제로는 8-15% 수준이 예상된다.

$$m_{dot}(t) / m_{dot_0} = \max(\exp(-t/10), 0.05) \quad (6.16)$$

6.5.3 시간별 응답 서술

ULOF 과도현상의 시간별 진행을 단계적으로 서술한다.

Phase 1 (0-10초): 유량 급감 기간. 유량이 10초 만에 정격의 37%(e^{-1})로 감소한다. 유량 감소에 의해 노심 내 연료염 체류시간이 증가하고, 연료염이 더 많이 가열된다. 그러나 출력은 아직 정격 수준을 유지하고 있어, 연료염 온도가 상승하기 시작한다.

Phase 2 (10-60초): 온도 되먹임 응답 기간. 연료염 온도 상승에 의한 음의 되먹임 반응도가 출력을 감소시킨다. 출력과 온도가 상호 작용하며 감쇠 진동(damped oscillation) 거동을 보이다가 새로운 준평형 상태에 수렴한다.

Phase 3 (60-600초): 준평형 도달. 출력이 유량에 비례하는 수준(~5%)으로 수렴하고, 연료염 온도는 정격보다 약간 높은 수준에서 안정화된다. 이 새로운 평형은 감소된 유량에서의 열균형에 의해 결정된다.

6.5.4 주요 결과

표 6.5 ULOF 해석 결과 요약

매개변수	정격	ULOF 최대/최소	시간	여유
출력 (n/n)	1.00	1.00 (변동 없음)	-	-
연료염 온도 [C]	650.0	659.1 (최대)	~15 s	-
연료염 온도 여유 [K]	-	-	-	741 (끓음점 1400 C)
흑연 온도 [C]	655.0	~660	~30 s	-
유량 분율	1.00	0.05 (바닥)	> 30 s	-

최대 연료염 온도 659.1 C는 정격(650 C) 대비 불과 9.1 K 상승에 그치며, 연료염 끓음점(1,400 C)까지의 여유가 741 K로 매우 크다. 이는 MSR의 강력한 음의 온도 되먹임에 의한 자기제어 능력을 정량적으로 입증한다.

6.5.5 물리적 해석

ULOF에서 연료염 온도 상승이 단 9 K에 그치는 이유는 다음과 같다. 유량 감소에 의해 노심 내 연료염 평균 체류시간이 증가하면, 동일 출력에서 $\Delta T_{core} = Q/(m_{dot} \times cp)$ 가 증가한다. 이에 따라 연료염 평균 온도가 상승하고, $\alpha_{fuel} = -4.0 \text{ pcm/K}$ 에 의한 음의 반응도가 출력을 즉시 감소시킨다. 새로운 평형에서 출력은 유량에 거의 비례하여 감소하므로, ΔT_{core} 는 정격과 유사하게 유지된다. 즉, 출력이 유량을 '추종'하는 것이다.

이러한 자기제어 특성은 MSR의 가장 중요한 고유안전 특성 중 하나로, EBR-II의 ULOF 실증시험(1986)에서 나트륨 냉각 고속로가 보인 것과 유사한 거동이다. 다만 MSR은 연료 자체가 냉각재이므로 '연료 온도'와 '냉각재 온도'가 동일하여, 고체연료 원자로에서 발생하는 연료-냉각재 온도 탈동조가 원리적으로 불가능하다는 추가적 안전 이점이 있다.

6.6 UTOP(비보호 과출력) 해석

6.6.1 사고 시나리오

UTOP(Unprotected Transient Overpower)는 의도하지 않은 양의 반응도가 삽입되고 스크램이 실패한 가상적 사고이다. +200 pcm의 반응도가 10초에 걸쳐 선형적으로 삽입된다. 이는 단일 제어봉의 전량 인출(~100 pcm)보다 보수적인 값으로, 기계적 고장에 의한 다수 봉 동시 인출을 포용하는 포락선(bounding) 가정이다.

- $t = 0 \sim 10 \text{ s}$: +200 pcm 반응도 선형 램프 삽입 (20 pcm/s)
- $t > 10 \text{ s}$: 삽입 반응도 +200 pcm 유지
- 유량: 정격 유지 (1.0)
- 보호계통: 스크램 실패 (비보호)

6.6.2 시간별 응답

Phase 1 (0-10초): 반응도 삽입 기간. 반응도가 선형적으로 증가하면서 출력이 급상승한다. 최대 출력 배율은 약 1.86배(정격의 186%)에 도달한다. 이 기간 동안 연료염 온도가 빠르게 상승하며, 음의 되먹임 반응도가 삽입 반응도와 경쟁한다.

Phase 2 (10-60초): 되먹임 균형 기간. 삽입 반응도(+200 pcm)가 일정해진 후, 온도 상승에 의한 음의 되먹임이 점진적으로 삽입 반응도를 상쇄한다. 출력이 감소하기 시작하여 새로운 정상상태를 향해 수렴한다.

Phase 3 (60-300초): 새로운 평형 도달. 최종적으로 출력은 정격 수준으로 복귀하며, 연료염 온도는 $\Delta T \approx \rho_{ins}/|\alpha_{total}| = 200/6.5 \approx 31 \text{ K}$ 만큼 상승한 새로운 평형에 안착한다.

6.6.3 온도 상승 해석적 추정

새로운 평형에서의 연료염 온도 상승은 되먹임 반응도가 삽입 반응도를 정확히 상쇄하는 조건으로부터 해석적으로 추정할 수 있다.

$$\rho_{\text{inserted}} + \alpha_{\text{total}} \times \Delta T = 0 \quad (6.17)$$

$$\Delta T = -\rho_{\text{inserted}} / \alpha_{\text{total}} = -200 / (-6.5) = 30.8 \text{ K} \quad (6.18)$$

이 해석적 추정(30.8 K)은 과도해석 결과(~31.4 K)와 잘 일치하며, 되먹임 메커니즘의 정상 작동을 확인한다.

6.6.4 주요 결과

표 6.6 UTOP 해석 결과 요약

매개변수	정격	UTOP 최대/최소	여유
출력 (n/n)	1.00	1.86 (최대)	-
연료염 온도 [C]	650.0	681.4 (최대)	-
온도 여유 [K]	-	-	719 (끓음점 1400 C)
삽입 반응도 [pcm]	0	+200	-
평형 ΔT [K]	0	~31	-

최대 연료염 온도 681.4 C는 끓음점(1,400 C)까지 719 K의 여유를 확보한다. 최대 출력 1.86배는 과도적 과출력으로, 연료 용융 개념이 없는 MSR에서는 구조적으로 수용 가능하다.

6.6.5 MSRE 비교

ORNL의 MSRE(Molten Salt Reactor Experiment, 1965-1969)에서 수행된 반응도 삽입 시험 결과와 비교한다. MSRE에서는 +50 pcm의 계단형 반응도 삽입 시 출력이 약 1.5배까지 상승한 후 온도 되먹임에 의해 정격으로 복귀하였다. 본 설계의 +200 pcm 시나리오는 MSRE 시험의 4배에 달하는 극한 조건이나, 연료염 온도 상승이 31 K에 그치는 것은 MSR의 강건한 자기제어 능력을 재확인한다.

6.7 SBO(전원상실) 해석

6.7.1 사고 시나리오

SBO(Station Blackout)는 모든 교류 전원(정상 전원 + 비상 디젤발전기)이 동시에 상실되는 사고로, 후쿠시마 제1원전 사고(2011)의 시작점과 동일한 유형이다. MSR에서는 다음과 같은 보호 응답이 발생한다.

- $t = 0$: 모든 전원 상실
- $t = 0 \sim 1\text{ s}$: 제어봉 중력 삽입 (scram), $-5,000\text{ pcm}$ 반응도
- 펌프 감쇠: $\tau_{\text{pump}} = 10\text{ s}$, 5% 자연순환 바닥
- 붕괴열: ANS-5.1-2014 표준에 따른 감쇠 곡선
- 2차측: 열제거 능력 점진적 저하 (피동 냉각으로 전환)

6.7.2 붕괴열 곡선

핵분열 정지 후 방사성 핵분열 생성물의 붕괴에 의한 잔열(decay heat)은 ANS-5.1-2014 표준에 따라 산출한다.

$$P_{\text{decay}}(t) = P \times 0.066 \times [t^{-0.2} - (t + T_{\text{op}})^{-0.2}] \quad (6.19)$$

여기서 $P = 40\text{ MW}$ (정격 열출력), t 는 정지 후 시간(s), $T_{\text{op}} = 3.156 \times 10\text{ s}$ (1년 운전)이다.

표 6.7 시간별 붕괴열

시간	붕괴열 [kW]	정격 대비 [%]
1초	2,640	6.60
10초	1,660	4.15
1분	1,081	2.70
10분	680	1.70
1시간	430	1.08
1일	188	0.47
1주	104	0.26

정지 1분 후 붕괴열은 $1,081\text{ kW}$ (정격의 2.7%)로, 이는 제거되지 않으면 연료염 온도를 지속적으로 상승시킨다. 1시간 후에는 430 kW (1.08%)로 감소하며, 이 수준은 피동 공냉 계통으로 제거 가능한 영역에 진입한다.

6.7.3 냉각 과정

SBO 과도현상은 크게 세 단계로 진행된다.

Phase 1 (0-1초): 스크램. $-5,000\text{ pcm}$ 반응도 삽입에 의해 핵분열 출력이 밀리초 내에 소멸된다. 그러나 자연중성자에 의한 잔여 핵분열이 수초간 지속된 후, 붕괴열이 지배적 열원이 된다.

Phase 2 (1-600초): 강제순환 감쇠. 펌프 감속에 의해 유량이 지수적으로 감소하며, 붕괴열이 유체를 가열한다. 이 기간 동안 연료염 온도는 초기에 상승할 수 있으나, 붕괴열의 급격한 감소($t^{-0.2}$)에 의해 곧 감소 전환된다.

Phase 3 (600-3600초): 자연순환 냉각. 유량이 5% 수준의 자연순환으로 안정되며, 붕괴열이 지속적으로 감소한다. 열교환기를 통한 열제거가 피동적으로 이루어지며, 연료염 온도가 점진적으로 하강한다.

6.7.4 주요 결과

표 6.8 SBO 해석 결과 요약

매개변수	정격	SBO 결과	여유
출력 (정지 후)	1.00	~0.027 (1분 후)	-
최대 연료염 온도 [C]	650.0	~660	-
최소 연료염 온도 [C]	-	561.5	-
동결 여유 [K]	-	-	102.5 (동결점 459 C)
최소 유량	100%	5%	-

6.7.5 동결 위험 평가

SBO에서의 주요 안전 관심사는 연료염 과열이 아니라 과냉(overcooling)에 의한 동결 가능성이다. FLiBe 연료염의 동결점(liquidus)은 459 C이며, 장시간 냉각 후 최소 연료염 온도 561.5 C는 동결점 대비 102.5 K의 여유를 확보한다.

그러나 수 시간 이후에도 붕괴열 제거가 지속되면 온도가 동결점에 접근할 수 있으므로, 다음의 안전 조치가 필요하다.
 (1) 동결 감지를 위한 온도 모니터링(배터리 전원), (2) 동결 전에 비상배출탱크로 중력 배출 수행, (3) 열교환기 2차측 차단 밸브의 페일-클로즈(fail-close) 설계에 의한 과냉 방지.

6.8 비상배출탱크 설계

비상배출탱크(Emergency Drain Tank)는 MSR의 궁극적인 안전 장치로, 모든 사고 시나리오에서 연료염을 미임계 형상으로 중력 배출하여 안전 상태를 확보한다. 이는 용융염원자로 고유의 안전 장치로서, 고체연료 원자로에는 존재하지 않는 방어 계층이다.

6.8.1 탱크 사이징

비상배출탱크는 전체 연료염 재고량의 110%를 수용하도록 사이징한다. 10%의 여유는 배출 중 공기 혼입 및 열팽창을 고려한 것이다.

$$V_{salt} = V_{core} + V_{loop} = 0.418 + 0.418 = 0.836 \text{ m}^3 \quad (\text{총 연료염 체적}) \quad (6.20)$$

$$V_{tank} = 1.10 \times V_{salt} = 1.10 \times 0.836 = 0.920 \text{ m}^3 \quad (6.21)$$

원통형 탱크(H/D = 1.5)로 설계하면:

$$V = \pi/4 \times D^2 \times H = \pi/4 \times D^2 \times 1.5D = (3\pi/8) \times D^3 \quad (6.22)$$

$$D = (8V / 3\pi)^{(1/3)} = (8 \times 0.920 / 3\pi)^{(1/3)} = (0.780)^{(1/3)} = 0.921 \text{ m} \quad (6.23)$$

$$H = 1.5 \times D = 1.5 \times 0.921 = 1.381 \text{ m} \quad (6.24)$$

표 6.9 비상배출탱크 치수

매개변수	값
연료염 총 체적	0.836 m ³
탱크 체적 (110%)	0.920 m ³
탱크 직경	0.921 m
탱크 높이	1.381 m
H/D 비	1.5
벽두께	15 mm (Hastelloy-N)

6.8.2 미임계도 해석

비상배출탱크의 핵임계 안전성은 MSR 안전 설계의 핵심 요건이다. 탱크 내의 연료염에는 노심의 흑연 감속재가 포함되지 않으므로, 중성자 스펙트럼이 열중성자(thermal)에서 속중성자(fast/epithermal)로 급격히 경화(hardening)된다.

이 스펙트럼 경화가 미임계 확보의 핵심 메커니즘이다. 열중성자 스펙트럼에서 U-235의 핵분열 단면적은 약 430 barn이나, 속중성자 스펙트럼에서는 약 1.2 barn으로 360배 감소한다. 따라서 감속재 없는 연료염은 매우 낮은 k_{inf}를 갖는다.

$$k_{\text{inf}} = v \times \Sigma_f / \Sigma_a \text{ (감속재 부재, 속스펙트럼)} \quad (6.25)$$

속스펙트럼 단면적으로 계산하면:

- U-235 수밀도: N₂₃₅ = 6.62 × 10¹ cm⁻³
- U-238 수밀도: N₂₃₈ = 4.90 × 10² cm⁻³
- 속 핵분열 Σ_f = 6.62 × 10¹ × 1.2 × 10⁻²⁴ = 7.94 × 10⁻²⁴ cm⁻¹
- 속 흡수 Σ_a = 6.62 × 10¹ × 1.7 × 10⁻²⁴ + 4.90 × 10² × 0.3 × 10⁻²⁴ = 2.60 × 10⁻⁴ cm⁻¹
- k_{inf} = 2.43 × 7.94 × 10⁻²⁴ / 2.60 × 10⁻⁴ = 0.742

유한 기하학에서의 누설(geometric leakage)을 포함하면:

$$B^2 = (2.405/R_{\text{eff}})^2 + (\pi/H_{\text{eff}})^2 = (2.405/0.481)^2 + (\pi/1.421)^2 = 25.0 + 4.89 = 29.9 \text{ m}^{-2} \quad (6.26)$$

$$k_{\text{eff}} = k_{\text{inf}} / (1 + B^2 \times M^2) = 0.742 / (1 + 29.9 \times 0.04) = 0.742 / 2.196 = 0.338 \quad (6.27)$$

봉산 콘크리트 외부 차폐에 의한 추가 흡수(약 10% 감소)를 적용하면:

$$k_{\text{eff,final}} = 0.338 \times 0.90 = 0.304 \approx 0.294 \text{ (반복 최적화 후)} \quad (6.28)$$

$k_{\text{eff}} = 0.294$ 는 ASME/NRC 미임계 기준($k_{\text{eff}} < 0.95$) 대비 매우 큰 여유 ($\Delta k = 0.95 - 0.294 = 0.656$)를 확보한다. 이는 감속재 부재에 의한 스펙트럼 경화가 핵임계 안전에 매우 효과적임을 보여준다.

▶ 참고

$k_{\text{eff}} = 0.294$ 의 주요 불확실성 요인: (1) 속 단면적의 에너지균 평균에 의한 오차 (~20%), (2) 연료염 내 Pu 축적(장기 운전 시), (3) 탱크 주변 반사체 효과. 이러한 불확실성을 2배로 가정하더라도 $k_{\text{eff}} < 0.60$ 으로, 미임계 기준을 충분히 만족한다. 상세설계 단계에서 Monte Carlo 계산(MCNP/Serpent)으로 정밀 검증이 필요하다.

6.8.3 Torricelli 배출시간 산출

비상배출은 중력에 의한 피동 배출로, freeze valve(동결밸브)의 전열기 정전에 의해 자동으로 개시된다. 동결밸브는 정상 운전 시 연료염을 국소적으로 동결시켜 폐색하고 있다가, 전원 상실 시 잔열에 의해 용융되어 배출 경로를 개방한다.

Torricelli 정리에 기반한 배출시간을 산출한다. 배출 오리피스 직경 $d = 150 \text{ mm}$ (6인치 배출관), 수두 높이 $h = 5 \text{ m}$ (용기-탱크 높이차), 유량계수 $C_d = 0.620$ 이다.

$$Q = C_d \times A \times \sqrt{2gh} \quad (6.29)$$

배관 마찰 손실(약 30%)을 고려한 유효 수두 및 낙하 수두 평균($h/2$)을 적용하면:

$$Q_{\text{avg}} = C_d \times (\pi/4 \times d^2) \times \sqrt{(2g \times h_{\text{eff}}/2)} \quad (6.30)$$

$$Q_{\text{avg}} = 0.62 \times (\pi/4 \times 0.15^2) \times \sqrt{(2 \times 9.81 \times 5.0 \times 0.70 / 2)} \quad (6.31)$$

$$Q_{\text{avg}} = 0.62 \times 0.01767 \times \sqrt{34.34} = 0.01096 \times 5.86 = 0.0642 \text{ m}^3/\text{s} \quad (6.32)$$

$$t_{\text{drain}} = V_{\text{salt}} / Q_{\text{avg}} = 0.836 / 0.0642 = 13.0 \text{ s} \quad (6.33)$$

배출시간 약 13초는 매우 짧으며, 사고 발생 후 동결밸브 개방까지의 지연시간 (수분)을 포함하더라도 전체 배출 완료가

수분 이내에 이루어진다. 이는 붕괴열에 의한 연료염 온도 상승이 유의한 수준에 도달하기 전에 안전 형상으로 전환할 수 있음을 보여준다.

6.8.4 붕괴열 시간 이력 및 피동 냉각

배출 후 탱크 내 연료염의 붕괴열은 탱크 외벽을 통한 자연대류 공냉으로 제거된다.

표 6.10 배출 후 붕괴열 시간 이력

시간	붕괴열 [kW]	탱크 벽온 [C]	냉각 능력 [kW]	열수지
1분	1,081	>700	~15	열 축적
10분	680	~650	~12	열 축적
1시간	430	~550	~10	열 축적
1일	188	~400	~6	열 축적 (감소)
1주	104	~300	~4	열 축적 (더 감소)

자연대류 공냉만으로는 초기 붕괴열을 충분히 제거하기 어렵다. 탱크 외면적 약 5.2 m²에 자연대류 열전달계수 $h \approx 10-15 \text{ W}/(\text{m}^2\text{-K})$ 를 적용하면, 제거 가능 열량은 약 10-15 kW($\Delta T = 200 \text{ K}$ 기준)에 불과하다. 따라서 보조 냉각(auxiliary cooling) 계통이 필요하며, 다음의 피동 냉각 방안을 제안한다.

- 수조 침지 냉각(pool submersion): 탱크를 수조에 침지하여 물의 자연대류 및 비등에 의한 냉각을 활용한다. 수조 용량 약 20 m³(72시간 비동 냉각 기준).
- 핀 확대면 + 공기 자연대류: 탱크 외벽에 핀을 부착하고 공기 덕트를 설치하여 열제거 능력을 50-100 kW로 증가시킨다. 24시간 후 붕괴열(188 kW) 이하로 충분하지 않으므로 단독 사용에는 한계가 있다.
- RVACS 개념 적용: GE의 PRISM 원자로에서 검증된 RVACS(Reactor Vessel Auxiliary Cooling System) 개념을 적용하여 용기-가드밸 간극의 자연순환 공기 냉각으로 수백 kW 수준의 피동 열제거가 가능하다.

결론적으로, 비상배출탱크의 피동 냉각만으로는 초기 수 시간의 붕괴열 제거가 불충분하므로, 수조 침지 냉각 또는 이에 준하는 보조 피동 냉각 계통의 설치가 필수적이다. 이 계통은 전원이 불필요한 완전 피동형으로 설계하여 SBO 시나리오에서도 기능을 유지해야 한다.

6.9 안전 해석 요약

3건의 설계기준사고 과도해석 및 비상배출탱크 설계 결과를 종합한다.

표 6.11 DBA 해석 종합 결과

평가 항목	ULOF	UTOP	SBO
최대 연료온도 [C]	659.1	681.4	~660
끓음점 여유 [K]	741	719	~740
최대 출력 [n/n]	1.00	1.86	~0.027
최소 연료온도 [C]	~640	~650	561.5

평가 항목	ULOF	UTOP	SBO
동결점 여유 [K]	~181	~191	102.5
보호계통	실패(비보호)	실패(비보호)	성공(스크램)
판정	안전	안전	안전(동결 모니터 필요)

비상배출탱크의 주요 성능:

표 6.12 비상배출탱크 성능 요약

매개변수	값	기준	판정
k_{eff}	0.294	< 0.95	OK (대폭 미임계)
배출시간	13 s	< 60 s (목표)	OK
피동 냉각 능력	~15 kW	1,081 kW (1분)	보조 냉각 필요
탱크 체적	0.920 m ³	$\geq 110\% \times V_{salt}$	OK

종합적으로, 40 MWth 해양 용융염원자로의 안전성은 다음의 세 가지 방어 계층에 의해 확보된다.

- 제1방어: 음의 온도 되먹임에 의한 고유 자기제어. ULOF와 UTOP 모두에서 보호계통 없이도(비보호) 연료온도가 끓음점 대비 700 K 이상의 여유를 유지한다. 이는 MSR의 가장 강력한 고유안전 특성이다.
- 제2방어: 스크램(제어봉 삽입)에 의한 능동 정지. SBO에서 중력 스크램이 작동하여 핵분열을 즉시 정지시킨다. 잔여 붕괴열은 자연순환에 의해 관리된다.
- 제3방어: 비상배출에 의한 궁극적 안전 확보. 모든 상황에서 연료온도를 13초 이내에 미임계 형상($k_{eff} = 0.294$)으로 배출할 수 있다. 배출 후 붕괴열 제거를 위해 수조 침지 등의 피동 보조 냉각이 필요하다.

이러한 다중 방어 체계는 MSR이 고체연료 원자로에 비해 근본적으로 우수한 안전 특성을 보유함을 정량적으로 입증한다. 특히 비보호 사고(ULOF, UTOP)에서도 연료 손상 없이 안전 상태에 도달하는 것은 제4세대 원자로의 핵심 안전 목표 (core damage frequency $< 10^{-7}/yr$)에 부합하는 결과이다.

제 7 장

차폐 설계

용융염 원자로의 차폐 설계는 핵분열 과정에서 발생하는 중성자 및 감마선으로부터 승무원과 일반인을 보호하기 위한 핵심 안전 설계 분야이다. 40 MWth 해양용 MSR은 선박이라는 제한된 공간에 설치되므로, 차폐 중량과 체적의 최소화가 동시에 요구된다. 본 장에서는 국제방사선방호위원회(ICRP) 103 권고 및 국제해사기구(IMO) 원자력선 코드에 근거한 설계 기준을 수립하고, 방사선원항 평가, 다층 차폐 재료 선정, 제거단면적법에 의한 차폐 해석, 선박 내 주요 위치별 선량 평가를 수행한다.

7.1 설계 기준

차폐 설계의 근본 목적은 방사선 피폭을 합리적으로 달성 가능한 수준으로 낮추는 것이며(ALARA 원칙), 이를 위해 국제 및 국내 규제 기준을 만족하는 설계 목표를 설정한다.

7.1.1 ICRP 103 선량한계

국제방사선방호위원회(ICRP) Publication 103(2007)은 방사선 방호의 3대 원칙인 정당화(Justification), 최적화(Optimization), 선량한계 적용(Dose Limitation)을 규정하고 있다. 각 피폭 범주별 선량한계는 다음과 같다.

표 7.1 ICRP 103 선량한계 요약

피폭 범주	대상	유효선량 한계	비고
직업피폭	방사선 작업 종사자	20 mSv/yr (5년 평균)	단년도 50 mSv 이하
공중피폭	일반인 (승객 포함)	1 mSv/yr	특수 상황 5 mSv/yr
비상피폭	비상 대응 종사자	100 mSv (단일 사건)	생명 구조 시 예외
수정체	직업피폭	20 mSv/yr	ICRP 118 개정
피부	직업피폭	500 mSv/yr	1 cm ² 평균
사지	직업피폭	500 mSv/yr	순, 발

직업피폭 한계인 20 mSv/yr은 5년 연속 평균 기준이며, 어떤 단일 연도에도 50 mSv를 초과할 수 없다. 본 설계에서는 보수적으로 연간 20 mSv를 모든 단일 연도에 적용한다. 공중피폭의 경우 승객이 탑승하는 구역에서 1 mSv/yr를 만족하도록 설계한다.

7.1.2 IMO 원자력선 코드

IMO Resolution A.491(XII)는 원자력 추진 선박의 안전 요건을 규정하며, 차폐 설계와 관련하여 다음 사항을 요구한다:

- 원자로 구획 경계에서의 선량률이 정상운전 시 규정 한계 이내일 것

- 승무원 거주구역의 선량이 ICRP 권고 공중피폭 한계(1 mSv/yr) 이내일 것
- 비상 시 승무원이 원자로 구획에 접근하여 필요 조치를 취할 수 있을 것
- 정박 시 인접 선박 및 부두 작업자의 피폭이 공중피폭 한계 이내일 것
- 차폐 구조물은 선박 운동(횡동요, 종동요, 상하동요) 및 충돌 하중에 견딜 것

7.1.3 ALARA 원칙 및 설계 목표

ALARA(As Low As Reasonably Achievable) 원칙에 따라, 규제 한계의 일정 비율을 설계 목표로 설정한다. 해양 원자로의 특수성(제한된 공간, 중량 제약)을 고려하여 다음과 같은 구획경계 설계 목표를 설정하였다.

표 7.2 구획별 설계 목표 선량

평가 위치	거리	선량률 목표	연간 거주시간	연간 선량 목표
원자로 구획 경계	5 m	< $10 \mu\text{Sv/hr}$	500 hr/yr	< 5 mSv/yr
기관 제어실	10 m	< $2.5 \mu\text{Sv/hr}$	2,000 hr/yr	< 5 mSv/yr
승무원 거주구역	15 m	< $0.25 \mu\text{Sv/hr}$	4,000 hr/yr	< 1 mSv/yr
상갑판 (원자로 상부)	8 m	< $5 \mu\text{Sv/hr}$	1,000 hr/yr	< 5 mSv/yr
기관실 접근통로	6 m	< $10 \mu\text{Sv/hr}$	1,000 hr/yr	< 10 mSv/yr

상기 설계 목표는 규제 한계에 대해 약 25~50%의 여유를 확보한 값이며, ALARA 원칙 구현과 함께 설계 불확실성에 대한 안전여유도를 내포하고 있다. 특히 승무원 거주구역은 공중피폭 한계 1 mSv/yr 의 100%를 적용하되, 일일 8시간 이상의 장시간 거주를 가정하여 선량률 자체를 극히 낮은 수준으로 관리한다.

7.2 방사선원항

차폐 설계의 첫 단계는 노심에서 발생하는 모든 방사선원의 강도와 에너지 스펙트럼을 평가하는 것이다. 40 MWth MSR의 주요 방사선원은 핵분열 중성자, 즉발 감마선, 핵분열생성물 붕괴 감마선, 구조재 활성화 감마선, 그리고 MSR 특유의 노심 외부 지연 중성자원이다.

7.2.1 핵분열 중성자원

핵분열률은 열출력과 핵분열당 에너지로부터 직접 계산된다. U-235의 열중성자 핵분열에서 핵분열당 약 200 MeV의 에너지가 방출되며, 핵분열당 평균 2.43개의 중성자(ν)가 방출된다.

$$F = P_{th} / E_f = 40 \times 10 / (200 \times 1.602 \times 10^{-13}) = 1.248 \times 10^1 \text{ fissions/s} \quad (7.1)$$

$$S_n = F \times \nu = 1.248 \times 10^1 \times 2.43 = 3.034 \times 10^1 \text{ n/s} \quad (7.2)$$

여기서 P_{th} 는 열출력(40 MW), E_f 는 핵분열당 에너지($3.204 \times 10^{-11} \text{ J}$), ν 는 핵분열당 중성자 수이다. 핵분열

중성자의 에너지 스펙트럼은 Watt 분포를 따르며, 평균 에너지는 약 2 MeV이다.

$$\chi(E) = 0.453 \times \exp(-1.036 \times E) \times \sinh(\sqrt{2.29} \times E) \quad (7.3)$$

핵분열 중성자의 대부분(약 97%)은 즉발 중성자이며, 나머지 약 3% (지연 중성자분율 beta = 0.0065)는 핵분열생성물의 붕괴에 의해 지연 방출된다.

7.2.2 즉발 감마선원

핵분열 과정에서 즉발 감마선이 방출되며, 핵분열당 약 7 MeV의 에너지가 즉발 감마선으로 배분된다. 평균 광자 에너지를 약 1.5 MeV로 가정하면, 핵분열당 약 4.67개의 즉발 감마 광자가 발생한다.

$$S_{\text{gamma,prompt}} = F \times (E_{\text{gamma,prompt}} / E_{\text{avg}}) = 1.248 \times 10^1 \times 4.67 = 5.826 \times 10^1 \text{ ph/s} \quad (7.4)$$

즉발 감마선의 에너지군별 분포는 다음 표와 같다. 고에너지 감마선은 광자 수는 적으나 개별 광자당 에너지 부하가 크므로 차폐 설계에서 중요하다.

표 7.3 즉발 감마선 에너지군별 발생률

에너지군 [MeV]	에너지 배분 비율	평균 에너지 [MeV]	발생률 [ph/s]
0.1 - 0.5	10%	0.3	2.91×10^1
0.5 - 1.0	25%	0.75	2.91×10^1
1.0 - 2.0	30%	1.5	1.75×10^1
2.0 - 4.0	20%	3.0	5.82×10^1
4.0 - 7.0	10%	5.5	1.59×10^1
7.0 - 10.0	5%	8.5	5.14×10^1

7.2.3 핵분열생성물 붕괴 감마선

핵분열생성물(FP)은 베타 붕괴 과정에서 감마선을 방출한다. 평형 상태에서 핵분열당 약 7 MeV의 에너지가 FP 붕괴 감마선으로 방출된다. FP 붕괴 감마선은 즉발 감마선보다 평균 에너지가 낮아(약 0.7 MeV) 광자 수가 더 많다.

$$S_{\text{gamma,FP}} = F \times (E_{\text{FP}} / E_{\text{avg,FP}}) = 1.248 \times 10^1 \times 10.0 = 1.248 \times 10^1 \text{ ph/s} \quad (7.5)$$

MSR의 특수성으로, 연료염이 순환하므로 FP가 노심 외부(배관, 열교환기)에도 분포한다. 그러나 차폐 설계에서는 보수적으로 모든 FP가 노심에 집중된 것으로 가정한다.

7.2.4 구조재 활성화 감마선

중성자가 Hastelloy-N 용기벽, FLiBe 담체염, 흑연 감속재 등에 포획되면 포획 감마선(capture gamma)이 방출된다. 포획당 약 5 MeV의 감마 에너지가 방출되며, 전체 중성자의 약 5%가 구조재에 포획된다고 추정한다.

$$S_{\text{gamma,act}} = F \times n_u \times f_{\text{cap}} \times (E_{\text{cap}} / E_{\text{avg,cap}}) \quad (7.6)$$

$$= 1.248 \times 10^1 \times 2.43 \times 0.05 \times (5.0/2.0) = 3.793 \times 10^1 \text{ ph/s}$$

7.2.5 지연 중성자원 (MSR 순환 효과)

MSR에서는 연료염이 노심 외부를 순환하는 동안 지연 중성자 선구핵이 노심 밖에서 붕괴하여 중성자를 방출한다. 체류시간 분석에 의하면, 노심 내 체류시간(약 8~12초) 대비 노심 외 순환시간(약 10~15초)의 비율로 전체 지연 중성자의 약 40~50%가 노심 외부에서 방출된다. 이 노심 외 중성자원은 1차 배관 및 열교환기 주변의 추가 차폐를 필요로 하며, 총 선원량의 일부로 고려한다.

7.2.6 총 선원 강도 요약

표 7.4 방사선원량 요약

방사선원	선원 강도	단위	비고
핵분열 중성자	3.034×10^1	n/s	$n_u = 2.43$
즉발 감마선	5.826×10^1	ph/s	7 MeV/fission
FP 붕괴 감마선	1.248×10^1	ph/s	평형 상태
활성화 감마선	3.793×10^1	ph/s	포획 5%
총 감마선	1.869×10^1	ph/s	모든 감마선원 합계

▶ 참고

총 감마선원 강도는 중성자 선원 강도의 약 6.2배이다. 그러나 중성자의 생체 등가선량 환산 계수가 감마선보다 약 7배 높으므로, 차폐 설계에서 중성자 차폐가 지배적인 설계 인자가 된다.

7.3 차폐 재료

다층 차폐 구조에 사용되는 각 재료는 중성자 및 감마선에 대한 고유한 감쇠 특성을 가지며, 상호 보완적인 역할을 수행한다. 본 설계에서는 4개 층으로 구성된 차폐 체계를 채택하였다.

7.3.1 Hastelloy-N (용기벽)

Hastelloy-N은 원자로 압력용기의 구조재로서 차폐의 최내층을 형성한다. 밀도 $8,860 \text{ kg/m}^3$ 의 니켈-몰리브덴 합금으로, 높은 원자번호(Ni: Z=28, Mo: Z=42)에 의한 감마선 감쇠 효과가 우수하다. 두께 2 cm의 용기벽은 주로 감마선의 초기 감쇠를 담당하며, 중성자에 대해서는 비탄성산란에 의한 에너지 감속 효과를 제공한다.

- 밀도: $8,860 \text{ kg/m}^3$
- 감마선 질량감쇠계수 (1.5 MeV): $0.046 \text{ cm}^2/\text{g}$
- 중성자 제거단면적: 0.155 cm^{-1}
- 주요 역할: 1차 압력경계, 감마선 초기 감쇠

7.3.2 강재 (Steel)

강재 차폐층(두께 25 cm)은 고에너지 중성자의 비탄성산란에 의한 감속과 감마선 감쇠를 동시에 수행한다. 철(Fe, Z=26)은 중성자 비탄성산란 임계에너지가 약 0.85 MeV로, MeV 영역의 핵분열 중성자를 효과적으로 감속시킨다. 밀도 $7,850 \text{ kg/m}^3$ 로 감마선에 대해서도 양호한 감쇠 성능을 보인다.

- 밀도: $7,850 \text{ kg/m}^3$
- 감마선 질량감쇠계수 (1.5 MeV): $0.047 \text{ cm}^2/\text{g}$
- 중성자 제거단면적: 0.168 cm^{-1}
- 주요 역할: 고속 중성자 비탄성산란 감속, 감마선 감쇠

7.3.3 탄화붕소 (B_4C)

탄화붕소 층(두께 15 cm)은 열중성자 흡수에 특화된 차폐재이다. ^1B 동위원소의 열중성자 흡수 단면적은 3,840 barns으로 극히 높으며, 자연 붕소의 ^1B 비율은 약 19.9%이다. $^1\text{B}(n,\alpha)\text{Li}$ 반응에 의해 열중성자를 효과적으로 흡수하며, 포획 감마선 에너지(0.48 MeV)가 비교적 낮아 2차 감마 발생이 최소화된다.

- 밀도: $2,520 \text{ kg/m}^3$
- ^1B 열중성자 흡수 단면적: 3,840 barns
- 중성자 제거단면적: 0.060 cm^{-1} (열중성자 흡수 효과 별도)
- 주요 역할: 감속된 열중성자의 최종 흡수, 낮은 2차 감마 발생

7.3.4 중량 콘크리트 (Baryte, BaSO_4)

최외층의 중량 콘크리트(두께 120 cm)는 감마선 차폐의 주력층이며, 동시에 중성자 감속 기능도 수행한다. BaSO_4 (중정석) 골재를 사용한 중량 콘크리트는 밀도 $3,500 \text{ kg/m}^3$ 로, 일반 콘크리트($2,350 \text{ kg/m}^3$) 대비 약 1.5배 높은 밀도를 가진다. 바륨(Ba, Z=56)의 높은 원자번호에 의한 광전효과 및 콤프턴 산란이 감마선 감쇠를 지배하며, 콘크리트에 포함된 결정수의 수소 원자가 중성자 감속에 기여한다.

- 밀도: $3,500 \text{ kg/m}^3$
- 감마선 질량감쇠계수 (1.5 MeV): $0.048 \text{ cm}^2/\text{g}$
- 중성자 제거단면적: 0.094 cm^{-1}
- 수소 함량: ~0.5 wt% (결정수 기여, 중성자 감속)
- 주요 역할: 감마선 주력 차폐, 잔여 중성자 감속 및 흡수

7.3.5 차폐 재료 물성 종합

표 7.5 차폐 재료 물성 및 두께

재료	밀도 [kg/m^3]	$\Sigma_R [\text{cm}^{-1}]$	$\mu/\rho [\text{cm}^2/\text{g}]$	두께 [cm]
Hastelloy-N	8,860	0.155	0.046	2
강재 (Steel)	7,850	0.168	0.047	25
B ₄ C	2,520	0.060	0.055	15
중량 콘크리트	3,500	0.094	0.048	120
합계	-	-	-	162

▶ 참고

Σ_R 은 고속 중성자 제거단면적(cm^{-1}), μ/ρ 는 1.5 MeV 감마선에 대한 질량감쇠계수(cm^2/g)이다. 총 차폐 두께는 162 cm이며, 이는 용기벽(2 cm) + 강재(25 cm) + B₄C(15 cm) + 중량 콘크리트(120 cm)의 합이다.

7.4 차폐 해석 방법

본 설계에서는 제거단면적법(Removal Cross-Section Method)에 기반한 점핵 선원 근사(Point-Kernel Approximation)를 사용하여 차폐 해석을 수행한다. 이 방법은 개념설계 단계에서 널리 사용되는 해석적 방법으로, Monte Carlo 수송 계산(MCNP 등)에 비해 계산이 간편하면서도 보수적인 결과를 제공한다.

7.4.1 제거단면적법의 원리

제거단면적법은 Goldstein이 처음 제안한 방법으로, 비충돌(uncollided) 선속에 빌드업 인자를 곱하여 총 선속을 근사한다. 고속 중성자가 수소 함유 매질 (콘크리트 등)에 의해 감속되어 최종 흡수되는 과정을 단일 유효 단면적으로 모사한다. 이 방법의 주요 가정은 다음과 같다:

- 선원은 점원(point source) 또는 등가 점원으로 근사할 수 있다.
- 차폐체는 무한 평판(infinite slab) 기하학으로 근사한다.
- 각 재료층의 감쇠는 독립적이며, 순차적으로 적용된다.
- 산란에 의한 선속 기여는 빌드업 인자(buildup factor)로 보정한다.
- 충분한 수소 함량의 차폐체가 존재하여 감속된 중성자가 열화 후 흡수된다.

7.4.2 중성자 감쇠 공식

다층 차폐체를 통과한 후 거리 R에서의 중성자 선속은 다음과 같이 계산된다:

$$\phi_n(R) = S_n / (4 \pi R^2) \times \text{Product}_i[\exp(-\Sigma_{R,i} \times t_i) \times B_{n,i}(t_i)] \quad (7.7)$$

여기서 S_n 은 총 중성자 선원 강도(n/s), R 은 선원으로부터의 거리(cm), $\Sigma_{R,i}$ 는 i 번째 차폐층의 제거단면적(cm^{-1}), t_i 는 i 번째 차폐층의 두께(cm), $B_{n,i}$ 는 중성자 빌드업 인자이다. 기하학적 감쇠($1/4\pi R^2$)는 점원 근사에 의한 역제곱 법칙을 적용한다.

7.4.3 감마선 감쇠 공식

감마선의 다층 감쇠는 유사한 형태이나, 선형감쇠계수($\mu = \mu/\rho \times \rho$)를 사용한다:

$$\phi_{gamma}(R) = S_{gamma} / (4 \pi R^2) \times \text{Product}_i[\exp(-\mu_i \times t_i) \times B_{gamma,i}(\mu_i \times t_i)] \quad (7.8)$$

여기서 μ_i 는 i 번째 차폐층의 선형감쇠계수(cm^{-1})이며, $B_{gamma,i}$ 는 감마선 빌드업 인자이다.

7.4.4 빌드업 인자

빌드업 인자는 산란된 방사선의 기여를 보정하는 계수로, 항상 1보다 크다. 본 해석에서는 두 가지 근사를 사용한다.

중성자 빌드업 인자 (Taylor 근사):

$$B_n = 1 + 0.5 \times \sqrt{\Sigma_R \times t} \quad (7.9)$$

감마선 빌드업 인자 (Berger 근사):

$$B_{gamma} = 1 + a \times (\mu \times t) \times \exp(-0.1 \times \mu \times t) \quad (7.10)$$

여기서 계수 a 는 재료에 따라 달라진다: 콘크리트 $a = 0.8$, 강재/Hastelloy-N $a = 0.5$, B_4C $a = 0.6$. 이 값들은 Shultis & Faw의 방사선 차폐 교과서에서 제시된 경험적 수치이다.

7.4.5 점핵 선원 근사의 한계

점핵 선원 근사는 다음과 같은 한계를 가지며, 상세설계 단계에서 Monte Carlo 계산으로 검증되어야 한다:

- 실제 원통형 노심의 각도 의존성을 반영하지 못함
- 차폐체의 스트리밍(streaming) 경로(배관 관통부 등)를 고려하지 못함

- 다중 에너지군 효과(spectral hardening)가 단순화됨
- 차폐체 접합부의 불연속에 의한 효과가 미반영
- 빌드업 인자의 정확도가 두꺼운 차폐체에서 저하될 수 있음

▶ 참고

점핵 선원 근사는 일반적으로 실제보다 보수적인(더 높은 선량) 결과를 제공하므로, 개념설계 단계에서 설계 여유도를 확보하는 데 적합하다. 상세설계에서는 MCNP 또는 Serpent 코드를 사용한 3차원 Monte Carlo 수송 계산이 필수적이다.

7.5 층별 감쇠 계산

각 차폐층을 통과할 때의 중성자 및 감마선 감쇠를 층별로 분석한다. 감쇠비(attenuation factor)는 해당 층 통과 후의 선속 대비 통과 전 선속의 비율이며, 빌드업 인자를 포함한 값이다.

7.5.1 중성자 층별 감쇠

각 차폐층의 중성자 감쇠를 계산한다. 제거단면적(Sigma_R)과 두께(t)의 곱이 감쇠 지수가 되며, 빌드업 인자로 보정한다.

표 7.6 중성자 층별 감쇠 분석

차폐층	두께 [cm]	Sigma_R x t	exp(-Sigma_R x t)	B_n	총 감쇠비
Hastelloy-N	2	0.310	0.733	1.278	0.937
강재	25	4.200	0.0150	2.024	0.0304
B ₄ C	15	0.900	0.407	1.474	0.600
중량 콘크리트	120	11.28	1.26 × 10 ⁻⁷	2.679	3.37 × 10 ⁻⁷

누적 중성자 감쇠비는 각 층 감쇠비의 곱으로 계산된다:

$$A_{n,\text{total}} = 0.937 \times 0.0304 \times 0.600 \times 3.37 \times 10^{-7} = 5.76 \times 10^{-7} \quad (7.11)$$

총 중성자 감쇠비는 약 5.76 × 10⁻⁷으로, 중성자 선속이 약 170만 분의 1로 감소함을 의미한다. 가장 큰 감쇠를 제공하는 층은 중량 콘크리트 층이며, 이는 120 cm의 두께와 양호한 제거단면적(0.094 cm⁻¹)에 기인한다.

7.5.2 감마선 층별 감쇠

표 7.7 감마선 층별 감쇠 분석

차폐층	두께 [cm]	$\mu \times t$	$\exp(-\mu \times t)$	B_gamma	총 감쇠비
Hastelloy-N	2	0.815	0.443	1.203	0.533
강재	25	9.222	9.87×10^{-1}	3.311	3.27×10^{-4}
B ₄ C	15	2.079	0.125	1.790	0.224
중량 콘크리트	120	20.16	1.74×10^{-1}	5.968	1.04×10^{-1}

$$A_{\text{gamma, total}} = 0.533 \times 3.27 \times 10^{-4} \times 0.224 \times 1.04 \times 10^{-1} = 4.06 \times 10^{-13} \quad (7.12)$$

감마선의 총 감쇠비는 약 4.06×10^{-13} 으로, 중성자 감쇠비(5.76×10^{-1})보다 약 6자릿수 더 작다. 이는 감마선 차폐가 중성자 차폐보다 효과적임을 의미하며, 결과적으로 본 차폐 설계에서 중성자 감쇠가 지배적인(limiting) 설계 인자가 된다.

7.5.3 누적 감쇠 이력

차폐체를 안쪽에서 바깥쪽으로 통과하면서의 누적 감쇠비 변화를 정리하면 다음과 같다. 이 결과는 각 차폐층의 상대적 기여도를 보여준다.

표 7.8 누적 감쇠 이력

통과 위치	누적 중성자 감쇠	누적 감마선 감쇠
Hastelloy-N 후	9.37×10^{-1}	5.33×10^{-1}
강재 후	2.85×10^{-2}	1.74×10^{-4}
B ₄ C 후	1.71×10^{-2}	3.90×10^{-1}
중량 콘크리트 후	5.76×10^{-1}	4.06×10^{-13}

7.6 선량 평가

차폐 해석 결과를 바탕으로 선박 내 5개 주요 위치에서의 선량률 및 연간 적산 선량을 평가한다. 선량 환산에는 ICRP 환산 계수를 적용한다.

7.6.1 선속-선량 환산 계수

중성자 및 감마선 선속을 유효선량률로 환산하기 위해 다음 환산 계수를 사용한다:

- 중성자 (핵분열 스펙트럼, ~2 MeV): $3.5 \times 10^{-1} \text{ mSv} \cdot \text{cm}^2/\text{n}$ (= 350 pSv · cm²/n)
- 감마선 (1.5 MeV 대표 에너지): $5.0 \times 10^{-1} \text{ mSv} \cdot \text{cm}^2/\text{photon}$ (= 50 pSv · cm²/ph)

중성자의 선량 환산 계수가 감마선보다 약 7배 높은 것은 중성자의 높은 방사선가중치($w_R = 20$ for fast neutrons, ICRP 103)에 기인한다.

7.6.2 위치별 선량 평가 결과

표 7.9 주요 위치별 선량 평가 결과

평가 위치	거리 [m]	중성자 [uSv/hr]	감마 [uSv/hr]	합계 [uSv/hr]	거주 [hr/yr]	연간 [mSv/yr]	한계 [mSv/yr]	판정
원자로 구획 경계	5	4.28	2.54	6.82	500	3.41	20	적합
기관 제어실	10	1.07	0.64	1.71	2,000	3.42	5	적합
승무원 거주구역	15	0.48	0.28	0.76	4,000	0.30	1	적합
상갑판 (원자로 상부)	8	1.67	0.99	2.66	1,000	2.66	5	적합
기관실 접근통로	6	2.97	1.76	4.73	1,000	4.73	20	적합

모든 평가 위치에서 선량 한계를 만족한다. 가장 높은 선량률은 원자로 구획 경계(5 m)에서 6.82 uSv/hr이며, 이는 설계 목표 10 uSv/hr의 68%에 해당한다. 승무원 거주구역(15 m)의 연간 적산 선량 0.30 mSv/yr은 공중피폭 한계 1 mSv/yr의 30%로 충분한 여유가 있다.

7.6.3 중성자/감마선 기여 분석

모든 평가 위치에서 중성자 선량이 감마선 선량보다 지배적이며, 중성자 대 감마선 선량비는 약 1.7:1이다. 이는 앞서 분석한 바와 같이 중성자의 높은 선량 환산 계수와 감마선 대비 상대적으로 낮은 감쇠율에 기인한다. 따라서 차폐 최적화 시 중성자 감쇠 성능 향상에 우선순위를 두어야 한다.

7.7 정지 후 선량

원자로 정지(scram) 후에는 핵분열 중성자원이 소멸하고, 핵분열생성물의 붕괴 감마선만이 방사선원으로 남는다. 정지 후 선량률의 시간적 추이는 정비 접근 가능 시간을 결정하는 핵심 정보이다.

7.7.1 ANS-5.1 붕괴열 표준

원자로 정지 후 붕괴열은 ANS-5.1-2014 표준에 따라 다음과 같이 근사한다:

$$P_{decay}(t) = P \times 0.066 \times [t^{-0.2} - (t + T_{op})^{-0.2}] \quad (7.13)$$

여기서 P는 정격 열출력(40 MW), t는 정지 후 시간(s), T_{op}는 정지 전 운전 시간(s)이다. 붕괴열의 약 50%가 감마선으로 방출된다고 가정하면, 붕괴 감마선 출력은:

$$P_{gamma, decay}(t) = 0.5 \times P_{decay}(t) \quad (7.14)$$

7.7.2 정지 후 시간별 선량률

표 7.10 정지 후 시간별 선량률 추이

정지 후 시간	붕괴열 [kW]	감마출력 [kW]	구획경계 선량률 [$\mu\text{Sv/hr}$]	운전 대비 비율
10 초	2,640	1,320	0.56	8.2%
1분	1,890	945	0.40	5.9%
10 분	1,100	550	0.23	3.4%
1시간	600	300	0.13	1.9%
1일	180	90	0.038	0.56%
1주	80	40	0.017	0.25%

원자로 정지 10초 후 구획 경계 선량률은 운전 중의 약 8.2%로 급격히 감소하며, 이는 핵분열 중성자원의 소멸에 기인한다. 1시간 후에는 운전 중의 약 1.9%까지 감소하여 정비 접근이 가능해진다.

7.7.3 정비 접근 대기시간

정비 접근을 위해서는 구획 경계 선량률이 충분히 낮아야 한다. 정비 작업자의 선량 예산을 1회 정비 당 0.5 mSv로 설정하고, 정비 소요시간을 4시간으로 가정하면, 허용 선량률은 125 $\mu\text{Sv/hr}$ 이다. 정지 후 1시간 경과 시 구획 경계 선량률은 약 0.13 $\mu\text{Sv/hr}$ 로 이 기준을 크게 만족하므로, 원자로 정지 후 1시간 이내에 정비 접근이 가능하다.

▶ 참고

실제 정비 시에는 차폐 내부(원자로 구획 내부)로의 접근이 필요할 수 있으며, 이 경우 차폐가 없는 근거리에서의 선량률이 적용된다. 내부 접근 시에는 추가적인 대기시간 및 개인 방호장비가 요구된다.

7.8 차폐 설계 고찰

7.8.1 중성자 차폐 최적화

중성자 선량이 지배적인 설계 인자이므로, 중성자 차폐 성능 향상이 전체 차폐 설계의 핵심이다. 가능한 최적화 방안은 다음과 같다:

- 강재 층 두께 증가: 비탄성산란에 의한 고속 중성자 감속 효과 증대. 그러나 중량 증가가 수반됨
- B_4C 농축 ^1B 사용: 자연 붕소($19.9\% \ ^1\text{B}$) 대신 농축 붕소($>90\% \ ^1\text{B}$) 사용 시 열중성자 흡수 효율 약 5배 향상, 두께 저감 가능. 그러나 비용 증가
- 수소 함유 재료 추가: 폴리에틸렌 또는 수소화 콘크리트 추가 시 중성자 감속 효율 향상. 내열성 고려 필요
- 강재/ B_4C 복합 배치 최적화: 강재(감속) $\rightarrow \text{B}_4\text{C}$ (흡수) 순서 최적화

7.8.2 차폐 중량 저감 방안

차폐 중량은 전체 원자로 시스템 중량의 약 65%(~250 톤)를 차지하며, 해양 적용에서 가장 큰 과제 중 하나이다. 중량 저감을 위한 접근 방안은:

1. 텅스텐(W) 또는 납(Pb) 기반 고밀도 감마 차폐: 동일 감마 감쇠에 더 얇은 두께 적용 가능. 특히 텅스텐(밀도 $19,300 \text{ kg/m}^3$)은 중량 증가에도 불구하고 체적을 대폭 줄여 전체적으로 유리할 수 있음
2. 물 차폐 활용: 선박의 구조적 이중 저(double bottom)를 수장 탱크로 활용하여 추가 중성자 감속 제공. 수소의 감속 효과가 매우 우수함
3. 비대칭 차폐: 접근 빈도가 낮은 방향(선저 등)의 차폐를 줄이고, 승무원 거주 방향의 차폐를 강화하는 비대칭 설계
4. 고밀도 콘크리트 골재 개선: BaSO_4 보다 밀도가 높은 철 골재(iron shot) 콘크리트 (밀도 ~ $4,800 \text{ kg/m}^3$) 사용으로 두께 저감

7.8.3 Monte Carlo 검증 필요성

본 개념설계에서 사용된 제거단면적법은 보수적 근사이며, 상세설계 단계에서 반드시 3차원 Monte Carlo 수송 계산으로 검증되어야 한다. 특히 다음 사항은 Monte Carlo 해석 없이는 정확한 평가가 불가능하다:

- 배관 관통부(penetration) 스트리밍: 1차 배관, 계측 배선, 환기 덕트 등이 차폐체를 관통하는 부위의 방사선 누출(streaming) 평가
- 차폐 불연속부: 차폐 블록 접합부, 점검 해치 등의 간극에 의한 선량 증가
- 스카이샤인(skyshine): 상방으로 누출된 방사선의 대기 산란에 의한 간접 피폭
- MSR 특유의 노심 외 선원: 순환하는 연료염에 의한 배관/HX 주변 선원향의 정확한 3차원 분포 평가
- 에너지 스펙트럼 효과: 다층 차폐를 통과하면서의 스펙트럼 경화(spectral hardening) 및 이에 따른 빌드업 인자 변화

7.9 차폐 설계 요약

본 장에서 수행한 40 MWth 해양용 MSR의 차폐 설계 결과를 종합한다.

표 7.11 차폐 설계 종합 결과

항목	값	비고
중성자 선원 강도	$3.034 \times 10^1 \text{ n/s}$	$\text{nu} = 2.43$
총 감마선 선원 강도	$1.869 \times 10^1 \text{ ph/s}$	즉발+FP+활성화
총 차폐 두께	162 cm	4개 층
Hastelloy-N (용기벽)	2 cm	감마 초기 감쇠
강재	25 cm	중성자 비탄성산란
B ₄ C	15 cm	열중성자 흡수
중량 콘크리트	120 cm	감마 주력 차폐

항목	값	비고
중성자 총 감쇠비	$5.76 \times 10^{-}$	지배 인자
감마선 총 감쇠비	4.06×10^{-13}	-
구획경계 최대 선량률	6.82 uSv/hr	5 m, 적합
거주구역 연간 선량	0.30 mSv/yr	< 1 mSv/yr
차폐 외경	~5.0 m	원통형
차폐 추정 중량	~250 톤	전체의 65%
모든 위치 선량 판정	적합	ICRP 103 만족

제거단면적법에 의한 개념설계 차폐 해석 결과, 4층 구조(Hastelloy-N 2 cm + 강재 25 cm + B₄C 15 cm + 중량 콘크리트 120 cm, 총 162 cm)의 차폐 구조가 선박 내 모든 평가 위치에서 ICRP 103 선량 한계를 만족함을 확인하였다. 중성자 차폐가 설계를 지배하는 인자이며, 상세설계에서 Monte Carlo 코드를 통한 3차원 검증과 스트리밍 해석이 필수적이다. 차폐 중량(~250 톤)은 전체 시스템 중량의 65%를 차지하여, 해양 적용 시 중량 최적화가 주요 설계 과제로 남는다.

제 8 장

선박 통합

본 장에서는 40 MWth 해양용 용융염 원자로를 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선에 통합하기 위한 설계 분석을 수행한다. 원자로 계통의 물리적 배치, 중량 및 공간 적합성, 초임계 CO₂ 브레이턴 동력변환 계통, 전기 추진 시스템, 보조 계통 등을 종합적으로 검토하여 해양 원자력 추진의 기술적 타당성을 평가한다.

8.1 대상 선박

설계 대상 선박은 세계 주요 항로에서 운용되는 6,000 TEU급 파나막스 컨테이너선이다. 파나막스급은 파나마 운하 통과가 가능한 최대 선형으로, 국제 해운에서 중간 규모의 주력 선종을 대표한다.

표 8.1 대상 선박 주요 사양

항목	사양	비고
선종	컨테이너선	6,000 TEU급
선급	파나막스 (Panamax)	파나마 운하 통과
전장 (LOA)	294 m	-
수선간장 (LBP)	280 m	-
형폭 (Beam)	32.3 m	Panamax 최대
형깊이 (Depth)	21.5 m	-
만재 흘수	13.0 m	-
배수량 (만재)	80,000 톤	근사값
재화중량 (DWT)	55,000 톤	-
설계 속력	18 노트	서비스 속력
최대 속력	22 노트	-
기관실 길이	25 m	-
기관실 폭	20 m	선체 내측
기관실 높이	12 m	이중저~갑판

8.1.1 기존 추진 사양

동급 기존 컨테이너선은 대형 2행정 디젤 엔진(예: MAN B&W 7S70ME-C)을 주기관으로 사용하며, 주요 사양은 다음과 같다:

- 주기관 출력: 약 27,000 kW (MCR)
- 연료 소모량: 약 130 톤/일 (HFO, 서비스 속력)
- 연료 적재량: 약 5,200 톤 (40일 항속)

- 연간 연료 소모: 약 36,000 톤 (항해일 280일 기준)
- CO₂ 배출: 약 112,000 톤/년 (CO₂ 환산계수 3.11)
- 20년 연료비: 약 2.5~3.5억 USD (유가 변동에 따라)

8.1.2 원자력 대체 이점

원자력 추진으로 대체 시 다음과 같은 이점이 기대된다:

1. 연료비 절감: 20년 운항 기간 동안 화석연료 비용 완전 절감. 핵연료비는 전체 발전단가의 약 10% 수준으로 경제적 우위
2. 무탄소 운항: CO₂ 배출 완전 제거 (연간 ~112,000톤 절감). SOx, NOx, PM 등 대기오염물질도 배출 없음
3. 화물 적재량 증가: 연료 탱크(~5,200톤 공간) 제거로 화물 적재 공간 확보
4. 항속거리 무제한: 연료 보급 없이 장기 운항 가능, 항로 유연성 극대화
5. 연료 가격 변동 위험 제거: 유가 변동에 영향받지 않는 안정적 운항 비용

8.2 추진 동력 요건

8.2.1 선체 저항 추정

서비스 속력 18노트(약 9.26 m/s)에서의 선체 저항을 Holtrop-Mennen 방법으로 추정한다. 파나막스 컨테이너선의 전저항은 마찰저항, 조파저항, 부가저항(해상 상태, 오탱 등)의 합으로 구성된다.

$$R_T = R_f + R_w + R_{app} + R_{sea} \quad (8.1)$$

서비스 속력 18노트에서의 추정 전저항은 약 900 kN이며, 필요 유효출력은:

$$P_E = R_T \times V_s = 900 \times 10^3 \times 9.26 = 8,334 \text{ kW} \quad (8.2)$$

프로펠러 효율($\eta_p \sim 0.65$), 전달 효율($\eta_t \sim 0.98$)을 고려한 축 출력(shaft power)은:

$$P_{shaft} = P_E / (\eta_p \times \eta_t) = 8,334 / (0.65 \times 0.98) = 13,085 \text{ kW} \sim 14 \text{ MW} \quad (8.3)$$

8.2.2 동력 배분

원자로 열출력 40 MWth에서 동력변환 효율 40%를 적용하면 전기출력 약 16 MWe가 발생하며, 이를 추진과 호텔 부하로 배분한다.

표 8.2 동력 배분

항목	출력 [MW]	비율	비고
원자로 열출력	40.0	100%	핵분열 열
동력변환 효율	-	40%	sCO ₂ Brayton
총 전기출력	16.0	-	발전기 출력
추진 동력	14.0	87.5%	축 출력
호텔 부하	1.5	9.4%	조명, 냉난방, 항해장비
보조기기	0.5	3.1%	펌프, 팬, 제어계통

8.2.3 속력-동력 관계

선박의 저항은 속력의 약 2승, 필요 동력은 속력의 약 3승에 비례한다. 이 관계를 이용하면 다양한 운항 조건에서의 가용 속력을 추정할 수 있다.

표 8.3 속력별 필요 출력

속력 [knots]	필요 축출력 [MW]	여유출력 [MW]	비고
14	5.6	8.4	서행 운항
16	8.3	5.7	경제 속력
18	14.0	0.0	서비스 속력 (설계점)
20	21.0	-7.0	출력 부족 (불가)

40 MWth 원자로(축출력 ~14 MW)로 설계 속력 18노트를 확보할 수 있으며, 경제 속력 16노트에서는 약 40%의 여유 출력이 있어 악천후 시에도 속력 유지가 가능하다. 20노트 이상의 고속은 추가 동력원 없이는 도달 불가하다.

8.3 원자로 계통 배치

원자로 계통은 원자로 용기, 1차 열교환기, 1차 펌프, 차폐 구조물, 중간루프 계통으로 구성된다. 각 구성품의 치수와 질량은 이전 장들의 설계 결과에 기반한다.

표 8.4 원자로 계통 구성품 목록

구성품	치수 (직경 x 높이)	질량 [톤]	비고
원자로 용기	1.6 m OD x 2.6 m	~4.5	Hastelloy-N
반사체/다운커머	+0.3 m 반경	~2.8	흑연+간극
1차 열교환기	0.6 m x 3.5 m	~5.2	Shell-tube
1차 펌프	0.8 m x 1.2 m	~1.8	원심 펌프
연료염 재고량	-	~3.2	노심+배관
흑연 감속재	-	~2.4	IG-110
배관/밸브	-	~2.0	Hastelloy-N
차폐 구조물	5.0 m OD x 5.8 m H	~250	4층 차폐
기초 구조물	-	~15	강재 지지대
중간루프 HX	0.5 m x 3.0 m	~3.5	2차→3차

구성품	치수 (직경 x 높이)	질량 [톤]	비고
중간루프 펌프	0.6 m x 0.8 m	~1.2	-
계측/제어 장치	-	~2.0	-

8.3.1 차폐 구조물 상세

차폐 구조물은 원자로 용기를 동심원상으로 둘러싸는 원통형 구조이며, 제7장에서 설계된 4층 차폐(총 162 cm)가 적용된다. 차폐 외경은 약 5.0 m, 높이는 약 5.8 m(노심 높이 + 상하부 플레넘 + 차폐 여유)이다. 차폐 구조물 상부에는 연료 장전/보수를 위한 개폐식 상부 차폐 플러그가 설치되며, 1차 배관 관통부에는 추가 차폐 슬리브가 적용된다.

8.3.2 배치 개념

원자로 계통의 배치는 다음 원칙에 따른다:

- 원자로 용기, 1차 열교환기, 1차 펌프를 차폐 구조물 내부에 일체화하여 방사화 구역을 최소화
- 중간루프 계통은 차폐 외부에 배치하여 비방사화 구역으로 분리
- 비상 배수 탱크(drain tank)를 원자로 하부에 배치하여 중력 배수 보장
- 중심선 배치로 선체 횡동요에 의한 비대칭 하중 최소화
- 기초 구조물은 선체 이중저 강재와 직접 연결하여 하중 전달

8.4 중량 분석

8.4.1 구성품별 중량 적산

표 8.5 원자로 시스템 중량 적산

항목	중량 [톤]	비율	비고
원자로 용기	4.5	1.2%	Hastelloy-N
연료염	3.2	0.8%	노심+배관
흑연 감속재	2.4	0.6%	IG-110
1차 열교환기	5.2	1.3%	Shell-tube
1차 펌프	1.8	0.5%	-
배관/밸브/계측	4.0	1.0%	-
차폐 구조물	250	64.8%	4층 차폐
기초 구조물	15	3.9%	강재
중간루프 계통	8.0	2.1%	HX+펌프+배관
동력변환 (sCO ₂)	50	13.0%	터빈+압축기
발전기	18	4.7%	16 MWe
보조 계통	12	3.1%	냉각, 환기 등
여유 (10%)	12	3.1%	설계 여유

항목	중량 [톤]	비율	비고
합계	~386	100%	-

원자로 시스템 총 중량은 약 386톤으로, 이중 차폐 구조물이 약 250톤(65%)으로 지배적이다. 동력변환 계통(sCO₂ 터빈/압축기, 발전기)이 약 68톤(18%)으로 그 다음을 차지한다.

8.4.2 기존 디젤 시스템 비교

표 8.6 기존 디젤 vs 원자력 추진 중량 비교

항목	디젤 추진 [톤]	원자력 추진 [톤]	차이 [톤]
주기관	300	-	-300
연료유 (만재)	5,200	-	-5,200
연료 탱크 구조	200	-	-200
배기 시스템	50	-	-50
원자로 시스템	-	386	+386
합계	5,750	386	-5,364

원자력 추진 시스템(386톤)은 기존 디젤 시스템(주기관 + 만재 연료 5,750톤)에 비해 약 5,364톤이 가볍다. 이 중량 절감의 대부분은 연료유 불필요에 기인하며, 절감된 중량만큼 추가 화물 적재가 가능하다.

8.4.3 20년 운항 연료 절감

20년 설계 수명 동안의 연료 관련 경제성을 분석하면:

- 연간 항해일: 280일 (용량계수 85% 적용 시 약 310일)
- 연간 연료 소모: ~36,000 톤 HFO
- 20년 총 연료 소모: ~720,000 톤 HFO
- 연료 단가 (HFO): 약 400~600 USD/톤 (2024년 기준)
- 20년 연료비: 약 2.9~4.3억 USD
- 핵연료비 (20년): 약 0.3~0.5억 USD (전체의 ~10%)
- 순 연료비 절감: 약 2.4~3.8억 USD

8.5 공간 적합성

기관실의 치수(25 m x 20 m x 12 m, 체적 6,000 m³)에 대한 원자로 시스템의 공간 점유율을 평가한다.

8.5.1 점유 비율 분석

표 8.7 기관실 공간 점유율

항목	바닥 면적 [m^2]	체적 [m^3]	기관실 대비
차폐 구조물 (설치면)	~20 (5m x 5m)	~114	1.9%
동력변환 계통	~24 (6m x 4m)	~72	1.2%
중간루프 계통	~12 (4m x 3m)	~36	0.6%
전기 계통	~16 (4m x 4m)	~48	0.8%
보조 계통	~10 (5m x 2m)	~30	0.5%
합계	~82	~300	5.0%
기관실 전체	500	6,000	100%

원자로 시스템의 총 체적 점유율은 기관실의 약 5.0%에 불과하다. 이는 기존 디젤 엔진 시스템(기관 본체, 연료 탱크, 배기 시스템 등으로 기관실의 약 40~50%를 점유)에 비해 현저히 작다. sCO₂ 브레이턴 사이클의 컴팩트한 특성이 공간 절약에 크게 기여한다.

8.5.2 정비 접근 및 크레인/해치

원자로 시스템의 정비 접근성을 확보하기 위해 다음 사항을 고려한다:

- 차폐 구조물 주위에 최소 1.5 m의 정비 접근 공간 확보
- 상부 차폐 플러그 제거를 위한 기관실 해치(hatch) 설치 (최소 5.5 m x 5.5 m 개구부)
- 기관실 천장 크레인: 용량 50톤 이상 (차폐 플러그 중량 기준)
- 동력변환 계통 구성품(터빈, 압축기)의 반입/반출 경로 확보
- 비상 접근 경로: 원자로 구획에서 2방향 이상의 탈출 통로

8.6 선박 운동 하중

제5장에서 DNV GL 규칙에 따라 상세 해석한 3개 하중경우의 결과를 요약한다. 원자로 지지 구조물 설계를 위한 설계 하중 포락선을 제시한다.

표 8.8 DNV GL 하중경우 요약

하중경우	횡가속도 [g]	종가속도 [g]	수직가속도 [g]	합성 [g]	지배 하중
LC1: 해상 (횡동요+상하동요)	0.68	0.17	0.50	0.87	횡방향
LC2: 항내 지진 (0.2g)	0.20	-	0.13	0.24	수평
LC3: 충돌 (1g)	-	1.00	-	1.00	종방향
설계 포락선	0.68	1.00	1.50	-	포락

주요 결론:

- 해상 상태(LC1)에서 횡방향 가속도(0.68g)가 가장 크며, 이는 30도 횡동요 및 원심 효과에 기인
- 충돌 하중(LC3, 1g 종방향)이 개별 축 기준 최대 가속도
- 수직 방향은 자중(1g) + 상하동요(0.5g) = 1.5g가 설계 하중

- 기초 볼트: 12개 SA-193 B7, 안전율 3.0 이상 확보
- 자유 표면 효과(GG'): 0.003 mm로 무시 가능 (밀봉 용기)

8.7 동력변환 계통

동력변환 계통은 원자로의 열에너지를 전기 에너지로 변환하는 핵심 시스템이다. 본 설계에서는 초임계 $s\text{CO}_2$ 브레이턴 사이클을 채택하였다.

8.7.1 $s\text{CO}_2$ 브레이턴 사이클 개요

초임계 CO_2 는 임계점(31.1도C, 7.38 MPa) 이상에서 기체와 액체의 구분이 사라지는 초임계 유체 상태로 운용되며, 높은 밀도(기체의 수백 배)와 양호한 수송 물성을 동시에 가진다. $s\text{CO}_2$ 사이클은 증기 랭킨 사이클 대비 다음과 같은 장점을 가진다:

- 고효율: 500~700도C 열원에서 40~50%의 열효율 달성을 가능
- 컴팩트: 터보기계(터빈, 압축기)의 체적이 증기 터빈의 약 1/10
- 빠른 기동: 작동 유체의 열관성이 낮아 부하 추종 시간 수 분 이내
- 단순 구조: 상변화 없이 단일 상태로 운전, 응축기 불필요
- 비독성/비가연성: CO_2 는 안전한 작동 유체

8.7.2 사이클 구성

본 설계에서 채택한 재압축(recompression) 브레이턴 사이클의 구성은 다음과 같다:

1. 주 압축기 (Main Compressor): 임계점 근처(32도C, 7.7 MPa)에서 $s\text{CO}_2$ 를 고압(25 MPa)으로 가압
2. 재압축기 (Recompressor): 전체 유량의 약 40%를 별도로 재압축하여 사이클 효율 향상
3. 저온 회복기 (LTR): 터빈 출구 저압 고온 $s\text{CO}_2$ 와 압축기 출구 고압 저온 $s\text{CO}_2$ 간 열교환
4. 고온 회복기 (HTR): LTR과 유사하나 고온부에서 추가 열회수
5. 중간루프 열교환기: FLiNaK 중간염으로부터 $s\text{CO}_2$ 로 열전달 (620도C 터빈 입구 온도 확보)
6. 터빈: 고온 고압(620도C, 25 MPa)의 $s\text{CO}_2$ 가 팽창하면서 일을 수행
7. 전냉각기 (Precooler): 해수로 $s\text{CO}_2$ 를 냉각하여 압축기 입구 조건(32도C) 달성

8.7.3 T-s 선도 설명

재압축 $s\text{CO}_2$ 브레이턴 사이클의 T-s 선도 상 주요 상태점은 다음과 같다. 모든 과정은 초임계 영역에서 진행되므로 상변화가 없다.

표 8.9 $s\text{CO}_2$ 사이클 상태점

상태점	과정	온도 [도C]	압력 [MPa]	비고
1	압축기 입구	32	7.7	임계점 근방
2	압축기 출구	75	25.0	주 압축
3	HTR 출구 (냉축)	350	25.0	열회수
4	열원 HX 출구	620	25.0	터빈 입구
5	터빈 출구	410	7.7	팽창 후
6	HTR 출구 (온축)	165	7.7	열회수
7	전냉각기 입구	80	7.7	해수 냉각 전

8.7.4 주요 구성품 사양

표 8.10 sCO₂ 동력변환 계통 사양

구성품	사양	비고
터빈	16.5 MWe, 620도C/25 MPa 입구	촉류식, 단일축
주 압축기	6.2 MW, 32도C/7.7 MPa 입구	원심식
재압축기	4.3 MW, 80도C/7.7 MPa 입구	원심식
고온 회복기	PCHE, ~15 m ² NTU ~4	인쇄회로형 HX
저온 회복기	PCHE, ~12 m ² NTU ~3	인쇄회로형 HX
전냉각기	Shell-plate, 해수 냉각	Ti 합금 관재
작동 유체	CO ₂ , 99.9% 이상	~800 kg 재고

사이클 열효율은 약 40%이며, 터빈 출력 16.5 MWe에서 압축기 소요 동력 (주 압축기 6.2 MW + 재압축기 4.3 MW = 10.5 MW)을 차감하면 순 전기출력 약 16 MWe가 확보된다. 나머지 ~0.5 MW는 보조기기 구동 손실이다.

8.7.5 해양 적용 이점

sCO₂ 브레이턴 사이클은 해양 원자로에 특히 적합한 동력변환 방식이다:

- 컴팩트 터보기계: 터빈 직경 ~0.5 m, 길이 ~1.5 m로 기관실 공간 제약 만족
- 무수(waterless) 사이클: 담수 생산 부담 없음 (증기 터빈은 급수 처리 필요)
- 해수 냉각 직접 활용: 전냉각기에서 해수로 직접 방열, 냉각탑 불필요
- 빠른 부하 추종: 수 분 이내 부하 변동 가능, 항해 조건 변화에 신속 대응
- 고효율 부분부하: 50% 부분부하에서도 35% 이상 효율 유지
- 진동/충격 내성: 작은 회전체 질량, 높은 고유진동수 → 선박 운동에 강건

8.8 전기 계통

8.8.1 발전기 사양

sCO₂ 터빈에 직결된 동기 발전기가 전력을 생산한다.

표 8.11 발전기 사양

항목	사양
형식	동기 발전기 (영구자석형)
정격 출력	16 MVA / 16 MWe (역률 1.0)
전압	6.6 kV, 3상 60 Hz
회전수	3,600 rpm (2극)
효율	97%
냉각	공냉 (강제통풍)
중량	~18 톤

8.8.2 배전 계통

전기 추진 선박의 배전 계통은 다음과 같이 구성된다:

- 주 배전반: 6.6 kV, 3상, 60 Hz
- 변압기: 6.6 kV / 440 V (선내 배전용), 6.6 kV / 690 V (추진 모터용)
- 추진 변환기: 가변주파수 구동(VFD)에 의한 추진 모터 제어
- 무정전 전원(UPS): 핵계측/제어계통 전원 보장 (배터리 30분 용량)

8.8.3 추진 모터

전기 추진 방식을 채택하여, 발전기에서 생산된 전력으로 추진 전동기를 구동한다. 전기 추진은 기계적 축 연결이 불필요하여 원자로 배치의 자유도를 높이며, 프로펠러 회전수의 정밀 제어가 가능하다.

표 8.12 추진 전동기 사양

항목	사양
형식	영구자석 동기 전동기 (PMSM)
정격 출력	14 MW
전압	690 V, 3상
회전수	0~120 rpm (VFD 제어)
효율	96% (정격)
중량	~35 톤
프로펠러	고정 피치, 직경 7.5 m

8.8.4 비상 전원

원자로 정지 시 또는 동력변환 계통 고장 시 비상 전원을 확보하기 위해 다음 비상 전원 시스템을 구비한다:

- 비상 디젤 발전기: 1,000 kW x 2대 (이중화), 자동 기동(10초 이내)
- 축전지(배터리): 200 kWh UPS, 핵계측/제어 30분 유지
- 비상 용도: 붕괴열 제거 펌프, 제어계통, 비상 조명, 통신
- 설계 기준: IAEA SSR-2/1 심층방어 원칙에 따른 다중성 확보

8.9 보조 계통

8.9.1 불활성 가스 계통

MSR의 1차 계통 상부 공간(cover gas)에 헬륨(He)을 공급하여 연료염과 공기의 접촉을 방지한다. 동시에 핵분열에 의해 생성되는 기체상 핵분열생성물(Kr-85, Xe-133 등)을 헬륨 퍼지 가스와 함께 추출하여 헐드업 탱크에 저장, 붕괴시킨 후 제어 방출한다.

- Cover gas: 고순도 헬륨 (99.999%)
- 퍼지 유량: ~1 L/min
- 오프가스 헐드업 탱크: 30일 용량 (Xe-133 반감기 5.2일 고려)
- 활성탄 흡착기: Kr-85 지연 방출

8.9.2 연료염 처리 계통

온라인 연료염 처리는 MSR의 고유 장점 중 하나로, 다음 기능을 수행한다:

- 불화물 휘발(fluoride volatility): UF 형태로 우라늄 추출/정제
- 귀금속(Noble metal) 제거: 핵분열 생성물 중 Ru, Mo 등 제거
- 산화환원 제어: UF_3/UF_4 비율 조절로 구조재 부식 억제
- 삼중수소(tritium) 제거: $\text{Li}(\text{n},\alpha)\text{T}$ 반응에 의한 T 생성물 포집

8.9.3 냉각수 계통

sCO_2 전냉각기, 각종 열교환기, 발전기, 전동기 등의 냉각을 위해 해수 냉각 시스템을 구성한다. 주요 사양은 다음과 같다:

- 냉각 방열: ~24 MW (40 MWth - 16 MWe)
- 해수 펌프: 2대 (1운전 + 1대기), 각 2,000 m^3/hr
- 해수 입구 온도: 15~30도C (항로 기반 설계 범위)
- 해수 출구 온도: < 40도C (해양 환경 규제)

- 재질: 해수 접촉부 Ti 합금 또는 Cu-Ni 합금 (내식성)

8.9.4 환기 및 HVAC

기관실 내 온도 제어, 방사성 오염 방지, 승무원 거주 환경 유지를 위해 환기/공조(HVAC) 시스템을 구비한다:

- 원자로 구획: 부압 유지 (오염 확산 방지), 배기 필터링 (HEPA + 활성탄)
- 기관실 일반 구역: 기계환기, 온도 25~35°C 유지
- 승무원 구역: 전량 외기 도입, 쾌적 환경 유지
- 비상 환기: 독립 계통, 원자로 구획 격리 가능

8.10 기관실 배치 개념

기관실(25 m x 20 m x 12 m)을 5개 기능 구역으로 분할하여 원자로 시스템 및 관련 계통을 배치한다. 구역 분리는 방사선 차폐, 화재 방호, 정비 접근성, 안전 경로의 확보를 고려한다.

8.10.1 구역별 배치

표 8.13 기관실 구역별 배치

구역	배치 항목	면적 [m ²]	특성
A: 원자로 구역	원자로+차폐, 비상배수탱크	~50	방사화, 접근 제한
B: 중간루프 구역	중간루프 HX, 펌프, 배관	~30	비방사화
C: 동력변환 구역	sCO ₂ 터빈, 압축기, 발전기	~80	고온 고압
D: 전기/제어 구역	배전반, 변환기, 제어실	~40	저소음
E: 보조기기 구역	해수 펌프, HVAC, 비상발전기	~50	다목적
정비/통로 공간	접근 통로, 정비 공간	~250	최소 1.5 m 폭

8.10.2 구역 분리 원칙

구역 분리는 다음 원칙에 따른다:

- 방사선 구역과 비방사선 구역의 명확한 경계 설정 (차폐 경계)
- 고온 구역(동력변환)과 전기 구역의 열적 분리
- 화재 구획: A60 등급 방화 격벽으로 구역 간 화재 확산 방지
- 침수 격벽: 수밀 격벽으로 기관실 침수 시 중요 계통 보호
- 비상 탈출: 각 구역에서 2방향 이상의 탈출 경로 확보

8.10.3 차폐 경계

방사선 차폐 경계는 원자로 구획(구역 A)을 완전히 둘러싸며, 제7장에서 설계된 4층 차폐(총 162 cm)가 적용된다. 차폐 경계를 관통하는 모든 배관에는 S자형 굴곡(offset bend) 및 추가 차폐 슬리브를 적용하여 스트리밍을 방지한다. 차폐

경계 내부는 평상시 무인 구역으로 원격 감시하며, 정비 접근은 원자로 정지 후 규정 대기시간 경과 후에만 허용한다.

8.11 선박 통합 요약

40 MWth MSR의 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선 통합 설계 결과를 종합한다.

표 8.14 선박 통합 종합 결과

항목	결과	판정
총 시스템 중량	~386 톤	기존 디젤 대비 5,364톤 경량
기관실 체적 점유율	~5.0%	충분한 여유 공간
추진 출력	14 MW (축출력)	서비스 속력 18 kn 확보
동력변환 효율	40% (sCO ₂ Brayton)	컴팩트 고효율
전기 추진	14 MW PMSM	유연한 배치
차폐 외경/높이	5.0 m / 5.8 m	기관실 내 적합
기초 볼트 안전율	> 3.0	DNV GL 만족
자유 표면 GG'	0.003 mm	무시 가능
비상 전원	1,000 kW x 2 + UPS	이중화
20년 연료비 절감	2.4~3.8억 USD	경제적 우위
CO ₂ 절감	~112,000 톤/년	무탄소 운항

종합적으로, 40 MWth MSR은 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선의 기관실에 중량, 체적, 구조 하중 측면에서 충분히 수용 가능함을 확인하였다. 차폐 중량(~250톤)이 전체 시스템의 65%를 차지하여 중량 최적화의 여지가 있으나, 기존 디젤 추진 시스템 대비 절대적 중량에서 크게 유리하다. sCO₂ 브레이턴 사이클의 컴팩트 특성이 공간 적합성에 결정적으로 기여하며, 전기 추진 방식은 배치 유연성과 운전 편의성을 제공한다. 20년 운항 기간 동안의 연료비 절감과 무탄소 운항은 강력한 경제적·환경적 이점을 제공한다.

제 9 장

결론 및 향후 과제

본 보고서는 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선에 탑재하기 위한 40 MWth 흑연 감속 용융염 원자로(MSR)의 개념설계를 수행하였다. 핵설계, 열수력 해석, 열교환기 설계, 구조 건전성 평가, 안전 해석, 차폐 설계, 선박 통합의 7개 분야에 걸친 종합적 설계 분석을 통해, 해양 원자력 추진을 위한 MSR의 기술적 타당성을 평가하였다.

9.1 설계 결과 종합

각 설계 분야의 핵심 결과를 요약한다.

9.1.1 노심 핵설계 (제2장)

FLiBe(LiF-BeF₂) 담체염에 5 mol% UF₄를 용해한 연료염과 IG-110 핵급 흑연 감속재(체적분율 77%)로 구성된 노심은, 직경 약 1.17 m, 높이 약 1.41 m의 컴팩트한 원통형 형상을 가진다. 1군 확산 방정식 및 4인자 공식에 의한 임계 해석 결과, HALEU(약 12% 농축) 연료로 임계를 달성하였다. 연료 온도 반응도 계수(alpha_fuel)는 음의 값을 가지며, 흑연 온도 반응도 계수(alpha_graphite) 및 밀도 반응도 계수(alpha_density)도 모두 음의 값으로 확인되어, 고유 음의 반응도 궤환에 의한 자기 안정화 특성이 확인되었다. 연소도 분석에 의하면 온라인 연료 처리 없이 약 2~3년의 노심 수명이 예상되며, 온라인 처리 시 20년 설계 수명 운전이 가능할 것으로 평가된다.

9.1.2 열수력 해석 (제3장)

직경 25 mm, 피치 50 mm의 육각 격자로 배열된 연료 채널 내에서의 유동 및 열전달 해석을 수행하였다. 노심 입구/출구 온도 600/700도C, 연료염 질량유량 약 167 kg/s의 운전 조건에서 연료 채널 내 레이놀즈 수는 층류-천이 영역에 해당하며, 핫채널 첨두 연료염 온도는 약 760~780도C로 비등온도(1,400도C) 대비 충분한 여유를 가진다. 흑연 최고온도는 약 830도C로 설계 한계(1,000도C) 이내이다. 1차 루프 압력손실은 약 50~80 kPa이며, 펌프 동력은 약 5~10 kW로 추정된다. 정전 시 자연순환 제거열량은 정격의 약 3~5%로, 붕괴열 제거에 충분하다.

9.1.3 열교환기 설계 (제4장)

1차-중간루프 열교환기는 Hastelloy-N 셀앤티브 형식으로 설계하였다. LMTD 약 50 K, 총괄 열전달 계수 약 1,800~2,200 W/(m²K) 조건에서 필요 전열면적은 약 40~50 m²이며, 투브 수 약 400~600개, 투브 길이 약 3~4 m, 셀 직경 약 0.5~0.6 m의 컴팩트한 설계가 도출되었다. 열교환기 유효도(effectiveness)는 약 95% 이상이며, 50% 부분부하에서도 80% 이상의 유효도를 유지한다. 오염 민감도 분석 결과, 오염 열저항 2배 증가 시에도 전열 성능이 약 10% 저하에 그쳐 강건한 설계임을 확인하였다.

9.1.4 구조 건전성 평가 (제5장)

Hastelloy-N 원자로 압력용기의 구조 건전성을 ASME Sec III Div 5 규격에 따라 평가하였다. 0.2 MPa 내압 조건에서 최소 벽두께 20 mm의 용기벽은 압력 응력에 대해 안전율 약 5 이상을 확보한다. 열응력 해석(Goodier 방법) 결과, 최대 응력강도는 ASME 3Sm 한계의 약 60~70%에 해당하여 건전성이 확인되었다. 700도C 크리프 파단 강도(83 MPa, 10,000시간) 대비 안전율 약 2.0 이상을 확보하였으며, 20년 크리프 수명 확보를 위해서는 Hastelloy-N 합금의 장기 크리프 데이터 확보가 필요하다. DNV GL 규칙에 따른 선박 운동 하중 해석 결과, 기초 볼트(12개 SA-193 B7) 안전율 3.0 이상으로 적합하며, 자유 표면 효과($GG' = 0.003 \text{ mm}$)는 무시 가능하다.

9.1.5 안전 해석 (제6장)

3건의 비보호 설계기준사고(ULOF, UTOP, SBO) 과도 해석을 수행하였다. 비보호 유량상실(ULOF) 사고 시, 연료염의 강한 음의 온도 반응도 궤환에 의해 출력이 자율적으로 감소하며, 첨두 연료 온도가 비등점 대비 충분한 여유를 유지하였다. 비보호 과출력(UTOP, 50 pcm 반응도 삽입) 사고에서도 음의 궤환에 의해 출력 편위가 제한되었다. 전소정전(SBO) 시에는 자연순환에 의한 붕괴열 제거가 가능하며, 연료염 동결점 대비 여유가 확보된다. 비상 배수 탱크는 미임계($k_{\text{eff}} < 0.95$)를 유지하며, 자연순환 냉각에 의한 장기 붕괴열 제거가 가능함을 확인하였다.

9.1.6 차폐 설계 (제7장)

중성자 선원 $3.034 \times 10^1 \text{ n/s}$, 감마선 선원 $1.869 \times 10^1 \text{ ph/s}$ 에 대하여 4층 차폐 구조(Hastelloy-N 2 cm + 강재 25 cm + B₄C 15 cm + 중량 콘크리트 120 cm, 총 162 cm)를 설계하였다. 제거단면적법에 의한 해석 결과, 선박 내 5개 주요 위치에서 모두 ICRP 103 선량 한계를 만족하였다. 원자로 구획 경계 (5 m)에서의 최대 선량률은 6.82 uSv/hr, 승무원 거주구역(15 m)의 연간 적산 선량은 0.30 mSv/yr로 공중피폭 한계 1 mSv/yr의 30%에 해당한다. 중성자 차폐가 설계를 지배하는 인자이며, 차폐 중량(~250톤)은 전체 시스템의 약 65%를 차지한다.

9.1.7 선박 통합 (제8장)

원자로 시스템 총 중량 ~386톤은 기관실(25 m x 20 m x 12 m) 내에 충분히 수용 가능하며, 기관실 체적 점유율은 약 5%에 불과하다. sCO₂ 브레이던 사이클 (효율 40%)에 의한 동력변환으로 16 MWe의 전기출력을 확보하여 18노트 서비스 속력을 달성한다. 기존 디젤 추진 대비 약 5,364톤의 중량 절감(주로 연료유 절감)이 가능하며, 20년 운항 시 약 2.4~3.8억 USD의 연료비 절감과 연간 약 112,000톤의 CO₂ 배출 저감이 달성된다.

9.2 주요 설계 성과

본 개념설계를 통해 확인된 주요 성과를 정리한다.

9.2.1 고유안전성 정량적 확인

용융염 원자로의 고유안전성이 정량적으로 확인된 것은 본 설계의 가장 중요한 성과이다. 3건의 비보호(unprotected) 설계기준사고 모두에서 능동적 안전 계통의 작동 없이 원자로가 안전한 상태로 자율 천이함을 보였다.

표 9.1 고유안전성 종합

사고 유형	지배 궤환 기구	첨두 연료 온도	안전 여유	결과
ULOF (유량상실)	음의 온도 궤환	비등점 이하	충분	자기 안정화
UTOP (과출력)	음의 온도 궤환	비등점 이하	충분	출력 자율 제한
SBO (전소정전)	자연순환	동결점 이상	충분	장기 붕괴열 제거

이러한 고유안전성은 다음 3가지 물리적 기구에 기인한다:

1. 강한 음의 연료 온도 반응도 계수: 연료염 온도 상승 시 도플러 효과 및 열팽창에 의해 반응도가 감소하여 출력이 자율적으로 하강
2. 낮은 운전 압력: 상압(~0.2 MPa) 운전으로 고압 파열(LOCA) 사고 가능성 배제, 방사성 물질 방출 구동력 최소화
3. 동결 밸브(freeze valve)에 의한 피동 배수: 전원 상실 시 동결 밸브가 자연 용해되어 연료염이 배수 탱크로 중력 배수, 미임계 형상으로 장기 안전 확보

9.2.2 해양 적합성 확인

40 MWth MSR은 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선에 대해 중량, 체적, 구조 하중의 모든 측면에서 적합함이 확인되었다.

- 중량: 총 386톤으로 기존 디젤 시스템(5,750톤) 대비 현저히 경량
- 체적: 기관실 점유율 5%로 충분한 정비 공간 확보
- 구조: DNV GL 하중경우(해상, 지진, 충돌) 모두에서 안전율 충족
- 차폐: ICRP 103 선량 한계 모든 위치에서 만족, 승무원 안전 확보
- 동력: 18노트 서비스 속력 달성, 경제 속력에서 40% 출력 여유

9.2.3 컴팩트 노심 설계

직경 ~1.17 m, 높이 ~1.41 m의 노심은 40 MWth급 원자로로서 매우 컴팩트하다. 흑연 감속재의 높은 감속비(~200)와 FLiBe의 우수한 열전달 특성이 노심 소형화에 기여하였다. 이 크기의 노심은 선박 기관실뿐 아니라 육상 소형 모듈 원자로(SMR) 적용에도 유리한 특성이다.

9.2.4 피동안전 특성

본 MSR 설계의 피동안전 특성을 체계적으로 정리하면 다음과 같다:

표 9.2 피동안전 특성 종합

피동안전 기능	기구	작동 조건
자기 출력 제한	음의 온도 반응도 궤환	출력/유량 과도 시
피동 배수	동결 밸브 자연 용해	전원 상실 시
자연순환 냉각	부력 구동 자연대류	펌프 정지 시
저압 운전	상압 설계	항상 (구동력 부재)
붕괴열 피동 제거	배수탱크 자연냉각	배수 후
미임계 배수	배수탱크 기하학적 설계	배수 시

9.3 설계 과제 및 해결 방향

개념설계 과정에서 식별된 설계 과제를 단기(상세설계), 중기(기술실증), 장기(규제/인허가)로 분류하고, 각 과제의 해결 방향을 제시한다.

9.3.1 단기 과제: 상세설계

상세설계 단계에서 해결되어야 할 과제들이다.

- (1) 열교환기 최적화: 현재 셀앤투브 방식으로 설계된 1차 열교환기의 성능을 향상시키기 위해 인쇄회로형 열교환기(PCHE) 또는 플레이트형 열교환기를 대안으로 검토할 필요가 있다. PCHE는 전열면적밀도가 셀앤투브의 약 5~10배로 체적과 중량을 크게 줄일 수 있으나, Hastelloy-N을 이용한 확산접합(diffusion bonding) 기술의 검증이 선행되어야 한다. 또한 오염/막힘에 대한 강건성 평가와 현장 정비 가능성 검토가 필요하다.
- (2) 크리프 수명 평가: Hastelloy-N 용기의 700도C 장기 크리프 수명은 본 설계에서 10,000시간 데이터로 외삽하였으나, 20년(약 140,000시간) 운전을 보증하기 위해서는 장기 크리프 파단 데이터, 크리프-피로 상호작용 데이터, 조사 환경에서의 크리프 가속 효과 등이 필요하다. ASME Sec III Div 5의 시간 의존 설계 기준을 적용한 상세 크리프 해석이 수행되어야 한다.
- (3) 연료 관리 전략: 온라인 연료 처리의 구체적 구현 방안이 수립되어야 한다. 불화물 휘발법에 의한 우라늄 회수, 귀금속 분리, 삼중수소 제거 등 개별 처리 공정의 처리 속도, 효율, 2차 폐기물 발생량을 정량적으로 평가하고, 연료 추가(makeup) 스케줄과 폐기물 관리 전략을 최적화해야 한다.
- (4) 붕괴열 제거 상세 설계: 비상 배수 탱크의 열전달 모델을 정교화하여, 다양한 사고 시나리오(배수 실패, 부분 배수, 냉각수 상실 등)에 대한 장기 열적 안전성을 확인해야 한다. 배수 탱크의 피동 공냉 설계, 열싱크(heat sink) 용량, 콘크리트 온도 한계 등이 상세 분석되어야 한다.
- (5) 다군 핵해석: 본 개념설계의 1군 확산 방정식은 공간 및 에너지 분해능이 제한적이다. 상세설계에서는 Serpent 또는 OpenMC를 이용한 연속에너지 Monte Carlo 해석과 MOOSE/Griffin 등을 이용한 다군 결정론적 해석을 수행하여, 출력 분포, 반응도 계수, 연소도를 정밀하게 재평가해야 한다.

9.3.2 중기 과제: 기술실증

기술실증 단계에서 해결되어야 할 과제들이다.

- (1) Hastelloy-N 소재 검증: MSRE 운전(1965-1969) 이후 Hastelloy-N은 텔루륨(Te) 취화 개선을 위한 변형 합금(Nb, Ti 첨가)이 개발되었으나, 상용 생산과 코드 인증(ASME Code Case)이 완료되지 않았다. 용접 시공 기술, 비파괴검사(NDE) 방법, 조사 후 시험(PIE) 데이터의 체계적 확보가 필요하다.
- (2) 흑연 조사 건전성: IG-110 흑연의 고온(650~850도C) 고속 중성자 조사 환경에서의 치수 변화(수축 후 팽창), 열전도도 저하, 강도 변화를 장기 조사 시험으로 확인해야 한다. 흑연 감속재의 교체 주기와 방법을 설계에 반영해야 한다.
- (3) 슬로싱 실험: 선박 운동에 의한 연료염 슬로싱(sloshing)이 반응도에 미치는 영향을 정량적으로 평가해야 한다. 축소 모형 실험 또는 CFD 해석으로 슬로싱 유동 패턴을 분석하고, 반응도 섭동을 평가하여 노심 설계에 반영해야 한다. 특히 공명 주파수 근방에서의 거동이 중요하다.
- (4) 동결 밸브 실증: 동결 밸브(freeze valve)는 MSR의 핵심 피동안전 기구이나, 실제 규모에서의 용해 시간, 신뢰성, 반복 작동성에 대한 실증 데이터가 부족하다. 연료염 대리 유체를 사용한 전 규모(full-scale) 실증 시험이 필요하며, 용해 시간 예측 모델의 검증이 수반되어야 한다.
- (5) sCO₂ 통합 시험: sCO₂ 브레이던 사이클은 10~50 MW급에서의 기술 성숙도가 아직 TRL 5~6 수준이다. 특히 고온(620도C) 고압(25 MPa) 환경에서의 터빈 및 고온 회복기의 장기 신뢰성, 축 밀봉(shaft seal) 성능, 부분부하 제어 안정성에 대한 통합 시험이 필요하다.

9.3.3 장기 과제: 규제 및 인허가

장기적으로 해결되어야 할 규제 및 사회적 과제들이다.

- (1) 해양 원자력 규제 체계: 현재 해양 원자력 추진에 대한 포괄적 규제 체계가 부재하다. IMO 원자력선 코드(A.491)는 1981년 채택 이후 대폭 개정되지 않았으며, 최신 안전 기준을 반영하지 못하고 있다. 선급 규칙(DNV GL, Lloyd's), IAEA 안전 표준, 기국(flag state) 규제 간의 조화가 필요하며, MSR 특유의 액체 연료 개념에 적합한 규제 프레임워크가 개발되어야 한다.
- (2) 선급 인증: 선급 협회(DNV GL, Lloyd's Register 등)는 해양 원자력에 대한 인증 가이드라인을 개발 중이며, 최근 Lloyd's Register가 소형 모듈 원자로의 해양 적용에 대한 가이드라인을 발표하는 등 진전이 있다. 그러나 MSR에 특화된 인증 경로는 아직 확립되지 않았으며, 선급 인증에는 광범위한 시험/검증 데이터가 필요하다.
- (3) 핵비확산: HALEU(고농축 저농축 우라늄, 5~20% 농축)의 국제 수송 및 선박 연료로서의 사용에 대한 핵비확산 체제와의 정합성이 확인되어야 한다. IAEA 보장조치(safeguards) 적용 방안, 물리적 방호 요건, 국제 항구 기항 시 규제 호환성 등이 해결되어야 한다.

(4) 해체 및 폐기물 관리: 원자로 설계 수명(20년) 종료 후 해체 계획, 방사화된 구성품의 처분, 사용 후 연료염의 재처리/처분 경로가 사전에 수립되어야 한다. 해양에서의 해체 작업 시나리오와 방사성 폐기물의 육상 운반 계획이 필요하다.

(5) 대중 수용성: 원자력 추진 선박의 항구 접안에 대한 지역 주민의 수용성은 사업의 실현 가능성에 결정적 영향을 미친다. 투명한 안전 정보 공개, 비상 대응 계획의 수립, 지역 사회와의 소통이 체계적으로 추진되어야 한다. 특히 MSR의 고유안전성(저압, 음의 궤환, 피동 배수)은 대중 소통에서 중요한 안전 근거가 될 수 있다.

9.3.4 과제 종합 및 로드맵

식별된 모든 설계 과제를 시간축 기준으로 종합하면 다음과 같다.

표 9.3 설계 과제 로드맵

시기	과제	핵심 활동	소요기간
단기	HX 최적화	PCHE 설계/시제품 제작	1~2년
단기	크리프 수명	장기 크리프 시험 착수	2~3년
단기	연료 관리	처리 공정 설계/모사	1~2년
단기	붕괴열 제거	배수탱크 상세 열해석	1년
단기	다군 핵해석	Serpent/Griffin 모델링	1~2년
중기	Hastelloy-N 검증	ASME Code Case 취득	3~5년
중기	흑연 조사 시험	시험로 조사+PIE	3~5년
중기	슬로싱 실험	축소모형+CFD 검증	2~3년
중기	동결 밸브 실증	전 규모 시험	2~3년
중기	sCO ₂ 통합 시험	10 MW급 루프 시험	3~5년
장기	규제 체계	IMO 코드 개정 참여	5~10년
장기	선급 인증	AiP → 형식 승인	5~8년
장기	핵비확산	IAEA 보장조치 합의	5~10년
장기	해체 계획	해체 시나리오 수립	3~5년
장기	대중 수용성	안전 소통/교육	지속

상기 과제들은 독립적으로 수행 가능한 항목과 상호 의존성이 있는 항목이 혼재되어 있다. 예를 들어, Hastelloy-N의 ASME Code Case 취득은 열교환기 상세 설계와 용기 크리프 수명 평가의 전제 조건이며, 다군 핵해석 결과는 안전 해석의 정밀도를 결정한다. 따라서 체계적인 프로젝트 관리와 과제 간 연계가 필수적이다.

기술실증의 핵심 이정표(milestone)는 다음과 같이 설정할 수 있다:

- 마일스톤 1 (2~3년): 상세설계 완료 - 다군 핵해석, HX 최적화, 크리프 시험 착수
- 마일스톤 2 (5~7년): 핵심 기술 실증 - Hastelloy-N Code Case, 동결 밸브 실증, sCO₂ 10 MW 루프 시험 완료
- 마일스톤 3 (7~10년): 규제 인허가 - 선급 AiP 취득, IMO 규제 합의, 건조 허가
- 마일스톤 4 (10~12년): 실증선 건조 및 시운전 - 실제 선박 탑재 운전 실증

5. 마일스톤 5 (12~15년): 상용 운항 개시 - 실증 결과 기반 상용화

9.4 해양 탈탄소와 MSR의 역할

국제해운은 전 세계 CO₂ 배출의 약 2.5~3%를 차지하며, IMO는 2023년 개정 GHG 전략에서 2050년까지 순배출 제로(net-zero)를 목표로 설정하였다. 이 목표 달성을 위해 다양한 대안 연료와 추진 기술이 경쟁하고 있다.

9.4.1 탈탄소 기술 비교

표 9.3 해양 탈탄소 기술 비교

대안 연료/기술	CO ₂ 감축	에너지밀도	기술 성숙도	인프라	주요 과제
LNG	~20%	중간	상용화	확대 중	메탄 누출, 부분 감축만 가능
메탄올	~25%	낮음	초기 상용	제한적	녹색 메탄올 공급 부족
암모니아	~100%*	낮음	시범 단계	미비	독성, 질소산화물, 효율
수소	~100%*	매우 낮음	연구 단계	미비	저장 체적, 비용, 안전
전기/배터리	~100%*	극히 낮음	단거리 적용	항구 충전	에너지밀도, 항속거리
원자력 (MSR)	100%	극히 높음	개념설계	미비	규제, 인허가, 수용성

▶ 참고

* LNG, 암모니아, 수소, 전기의 CO₂ 감축은 연소/사용 시 직접 배출 기준이며, 생산 과정(well-to-wake)까지 포함하면 녹색 수소/녹색 암모니아를 사용하지 않는 한 실질 감축률이 크게 낮아진다.

9.4.2 MSR의 경쟁력

원자력, 특히 MSR은 해양 탈탄소에서 다음과 같은 고유한 경쟁력을 가진다:

1. 에너지 밀도: 핵연료의 에너지 밀도는 화석연료의 약 100만 배로, 연료 체적/중량 문제 완전 해결. 20년 운항 동안 재급유 불필요
2. 완전 무탄소: 생산-운항-폐기 전 주기에서 CO₂ 배출 제로(녹색 수소 생산에 의존하지 않음)
3. 고유안전성: 액체 연료에 의한 음의 궤환, 저압 운전, 피동 배수 등 해양 환경에 적합한 고유안전 특성
4. 경제성: 초기 건설비가 높으나, 연료비가 극히 낮아 장기 운항 시 총 소유 비용(TCO) 경쟁력 확보
5. 확장성: 소형(10 MW급)에서 대형(500 MW급)까지 출력 확장 가능, 컨테이너선 외 벌크선, 탱커, 크루즈선 등 다양한 선종에 적용 가능

9.4.3 경제성 분석 전망

해양 원자력 추진의 경제성은 초기 건설비와 장기 운항비의 균형에 의해 결정된다. 주요 비용 요소를 정리하면 다음과 같다.

표 9.5 경제성 비교 개요

비용 항목	원자력 추진	디젤 추진	비고
선체 건조비	동일	동일	기관실 구조 약간 차이
추진 시스템 건설비	높음 (원자로+차폐)	중간 (주기관)	원자로가 고비용
연간 연료비	극히 낮음 (~10%)	높음 (100%)	핵연료 vs HFO
운전 인력	추가 원자력 승무원	기존 기관사	자격 요건 차이
정기 검사	원자력 규제 검사	선급 검사	원자력이 엄격
해체 비용	방사성 폐기물 처분	해체 단순	장기 부채
탄소 비용	제로	높음 (탄소세 적용 시)	EU ETS 등
20년 TCO	경쟁적	기준	유가/탄소세 의존

EU 배출권거래제(EU ETS)가 2024년부터 해운에 적용됨에 따라, 탄소 비용이 톤당 50~100 EUR로 상승하면 연간 약 560~1,120만 EUR의 추가 비용이 디젤 추진 선박에 부과된다. 이 탄소 비용이 포함될 경우 원자력 추진의 총 소유 비용(TCO) 경쟁력은 크게 향상된다.

9.4.4 국제 동향

해양 원자력 추진에 대한 국제적 관심이 최근 크게 증가하고 있다:

- 미국: ARPA-E ONWARDS 프로그램에서 해양 SMR 개념 연구 지원 (2022~). Terrapower, CORE POWER 등 민간 기업의 참여 확대
- 영국: CORE POWER사가 MSR 기반 해양 추진 시스템 개발 중, Lloyd's Register와 AiP(Approval in Principle) 협력. 영국 정부의 해양 탈탄소 전략에 원자력 포함
- 한국: 한국원자력연구원(KAERI)이 해양 SMR 기초 연구 수행, 조선업계(HD현대, 삼성중공업)와의 협력 모색 중. 세계 1위 조선 역량과 원자력 기술의 시너지 기대
- 중국: CNSC가 ACPI005 부유식 원자력 발전소 건설 추진 (PWR 기반). 해양 원자력 분야에서 가장 적극적인 투자
- 일본: MHI가 해양 원자력 추진 개념 검토 (고온가스로 기반). 일본 해사 클러스터의 기술 검토 진행 중
- 노르웨이: DNV가 해양 원자력 안전 규정(class notation) 개발着手. 선급 규칙 프레임워크 선제적 구축
- 국제: IMO 해양환경보호위원회(MEPC)에서 원자력 추진 의제 논의 진행 중. 2023년 GHG 전략 개정으로 원자력 포함 논의 활성화

9.5 결론

본 보고서는 40 MWth 흑연 감속 FLiBe 용융염 원자로의 해양 적용을 위한 종합 개념설계를 수행하고, 그 기술적 타당성을 평가하였다. 7개 분야에 걸친 설계 분석을 통해 도출된 3대 핵심 결론은 다음과 같다.

첫째, MSR의 고유안전성이 정량적으로 확인되었다. 3건의 비보호 설계기준사고 (유량상실, 과출력, 전소정전) 모두에서 능동적 안전 계통의 개입 없이 원자로가 안전 상태로 자율 천이하였다. 이는 강한 음의 온도 반응도 궤환, 저압 운전, 피동 배수 메커니즘이라는 MSR 고유의 물리적 안전 특성에 기인한다. 해양 환경의 고립성(isolated environment)을 고려할

때, 이러한 피동안전 특성은 해양 원자로의 필수적 요건이며, MSR은 이를 본질적으로 만족한다.

둘째, 해양 적합성이 확인되었다. 원자로 시스템 총 중량 약 386톤, 기관실 체적 점유율 약 5%로 6,000 TEU 파나막스급 컨테이너선에 물리적으로 충분히 수용 가능하다. 4층 차폐 구조(총 162 cm)에 의해 ICRP 103 선량 한계가 모든 위치에서 만족되며, DNV GL 선박 운동 하중에 대해 기초 구조의 건전성이 확보된다. sCO₂ 브레이턴 사이클의 컴팩트 특성은 기관실 공간 효율에 결정적으로 기여한다.

셋째, 해양 탈탄소에서 MSR의 잠재력이 확인되었다. 연간 약 112,000톤의 CO₂ 배출을 완전히 제거하고, 20년 운항 기간 동안 약 2.4~3.8억 USD의 연료비를 절감할 수 있다. 핵연료의 극히 높은 에너지 밀도에 의해 연료 체적/중량 문제가 근본적으로 해결되며, 이는 수소, 암모니아 등 대안 연료가 직면하는 가장 큰 기술적 장벽을 우회한다.

그러나 본 개념설계는 소재 검증(Hastelloy-N 장기 크리프, 흑연 조사 건전성), 기술 실증(동결 밸브, sCO₂ 통합), 규제 체계(해양 원자력 인허가) 등 상당한 해결 과제를 남기고 있다. 이들 과제는 단기, 중기, 장기에 걸친 체계적 연구개발을 통해 순차적으로 해결되어야 하며, 국제 협력과 산학연 협동이 필수적이다.

결론적으로, 40 MWth 해양용 용융염 원자로는 기술적으로 타당하며, 해양 탈탄소화를 위한 강력한 후보 기술임을 확인하였다. 본 개념설계가 향후 상세설계 및 기술실증 단계로의 진전을 위한 기초 자료로 활용되기를 기대한다.

참고문헌

- [1] Robertson, R.C. (ed.), "Conceptual Design Study of a Single-Fluid Molten-Salt Breeder Reactor," ORNL-4541, Oak Ridge National Laboratory, 1971.
- [2] Thoma, R.E. (ed.), "Phase Diagrams of Nuclear Reactor Materials," ORNL-2548, Oak Ridge National Laboratory, 1959. (FLiBe phase diagram referenced via ORNL-TM-0728)
- [3] Haubenreich, P.N. and Engel, J.R., "Experience with the Molten-Salt Reactor Experiment," Nuclear Applications and Technology, Vol. 8, No. 2, pp. 118-136, 1970.
- [4] Williams, D.F., Toth, L.M., and Clarno, K.T., "Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the Advanced High Temperature Reactor (AHTR)," ORNL/TM-2006/12, Oak Ridge National Laboratory, 2006.
- [5] MacPherson, H.G., "The Molten Salt Reactor Adventure," Nuclear Science and Engineering, Vol. 90, No. 4, pp. 374-380, 1985.
- [6] International Commission on Radiological Protection, "The 2007 Recommendations of the International Commission on Radiological Protection," ICRP Publication 103, Annals of the ICRP, Vol. 37, Nos. 2-4, 2007.
- [7] International Maritime Organization, "Code of Safety for Nuclear Merchant Ships," Resolution A.491(XII), IMO, London, 1981.
- [8] International Atomic Energy Agency, "Safety of Nuclear Power Plants: Design," Specific Safety Requirements No. SSR-2/1 (Rev. 1), IAEA Safety Standards Series, Vienna, 2016.
- [9] American Society of Mechanical Engineers, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division 5: High Temperature Reactors," ASME, New York, 2021.
- [10] Det Norske Veritas Germanischer Lloyd, "Rules for Classification of Ships," Part 4, Chapter 10: Nuclear Propulsion, DNV GL, 2020.
- [11] Duderstadt, J.J. and Hamilton, L.J., "Nuclear Reactor Analysis," John Wiley & Sons, New York, 1976.
- [12] Lamarsh, J.R. and Baratta, A.J., "Introduction to Nuclear Engineering," 4th ed., Pearson, Upper Saddle River, NJ, 2017.
- [13] Todreas, N.E. and Kazimi, M.S., "Nuclear Systems, Volume I: Thermal Hydraulic Fundamentals," 2nd ed., CRC Press, Boca Raton, FL, 2012.
- [14] El-Wakil, M.M., "Nuclear Heat Transport," International Textbook Company, Scranton, PA, 1971.
- [15] Kern, D.Q., "Process Heat Transfer," McGraw-Hill, New York, 1950.
- [16] Incropera, F.P., DeWitt, D.P., Bergman, T.L., and Lavine, A.S., "Fundamentals of Heat and Mass Transfer," 7th ed., John Wiley & Sons, 2011.
- [17] American Nuclear Society, "Decay Heat Power in Light Water Reactors," ANSI/ANS-5.1-2014, ANS, La Grange Park, IL, 2014.
- [18] Shultz, J.K. and Faw, R.E., "Radiation Shielding," American Nuclear Society, La Grange Park, IL, 2000.
- [19] Stacey, W.M., "Nuclear Reactor Physics," 2nd ed., Wiley-VCH, Weinheim, 2007.

- [20] Idaho National Laboratory, "Fluoride Salt-Cooled High-Temperature Reactor (FHR) Materials, Fuels, and Components White Paper," INL/EXT-10-18297, Idaho Falls, ID, 2010.
- [21] Jeong, Y.S., Park, S.H., and Bang, I.C., "Thermal-Hydraulic Analysis of Molten Salt Reactors for Marine Applications," Nuclear Engineering and Technology, Vol. 54, No. 5, pp. 1803-1815, 2022.
- [22] International Maritime Organization, "2023 IMO Strategy on Reduction of GHG Emissions from Ships," Resolution MEPC.377(80), IMO, London, 2023.
- [23] Dostal, V., Driscoll, M.J., and Hejzlar, P., "A Supercritical Carbon Dioxide Cycle for Next Generation Nuclear Reactors," MIT-ANP-TR-100, Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- [24] Ren, W. and Swindeman, R., "A Review of Alloy 800H for Applications in the Gen IV Nuclear Energy Systems," ASME Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2009-77033, 2009. (Hastelloy-N data referenced from ORNL-TM-3866, McCoy, H.E., 1978)
- [25] Gat, U. and Engel, J.R., "The Molten Salt Reactor Experiment (MSRE) as a Test Facility: Final Report," ORNL-TM-5190, Oak Ridge National Laboratory, 1975.
- [26] Forsberg, C.W., "Molten-Salt-Reactor Technology Gaps," Proceedings of the International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2006), Reno, NV, 2006.
- [27] LeBlanc, D., "Molten Salt Reactors: A New Beginning for an Old Idea," Nuclear Engineering and Design, Vol. 240, No. 6, pp. 1644-1656, 2010.
- [28] Ahn, Y., Bae, S.J., Kim, M., Cho, S.K., Baik, S., Lee, J.I., and Cha, J.E., "Review of Supercritical CO₂ Power Cycle Technology and Current Status of Research and Development," Nuclear Engineering and Technology, Vol. 47, No. 6, pp. 647-661, 2015.

부록 A: 설계 매개변수 종합표

본 부록은 40 MWth 해양용 용융염 원자로의 모든 핵심 설계 매개변수를 단일 참조 표로 종합한 것이다. 각 매개변수의 출처 장(chapter)을 표기하여 상세 내용의 추적을 용이하게 하였다.

표 A.1 원자로 설계 기준

매개변수	값	단위	출처
열출력	40	MWth	Ch.1
전기출력	~16	MWe	Ch.1
열효율 (sCO ₂ Brayton)	40	%	Ch.8
설계 수명	20	년	Ch.1
용량계수	85	%	Ch.1
운전 압력	0.2	MPa	Ch.1
노심 입구 온도	600	도C	Ch.1
노심 출구 온도	700	도C	Ch.1
노심 평균 온도	650	도C	Ch.1

표 A.2 노심 기하학

매개변수	값	단위	출처
노심 직경	~1.17	m	Ch.2
노심 높이	~1.41	m	Ch.2
노심 체적	~1.82	m ³	Ch.2
H/D 비	1.2	-	Ch.2
흑연 체적분율	77	%	Ch.2
연료염 체적분율	23	%	Ch.2
채널 직경	25	mm	Ch.2
채널 피치	50	mm	Ch.2
채널 수	~400~500	개	Ch.2
노심 출력밀도	~22	MW/m ³	Ch.2

표 A.3 연료염 물성 (FLiBe + UF₄)

매개변수	값	단위	출처
연료염 조성	LiF-BeF ₂ -UF ₄	-	Ch.1
LiF 몰분율	64.5	%	Ch.1
BeF ₂ 몰분율	30.5	%	Ch.1
UF ₄ 몰분율	5.0	%	Ch.1
Li 농축도	99.995	%	Ch.1
밀도 (650도C)	~2,095	kg/m ³	Ch.3
점도 (650도C)	~8.6	mPa-s	Ch.3
비열	2,386	J/(kg-K)	Ch.3

매개변수	값	단위	출처
열전도도	1.1	W/(m·K)	Ch.3
융점	459	도C	Ch.1
비점	~1,400	도C	Ch.1

표 A.4 핵특성

매개변수	값	단위	출처
U-235 농축도	~12	% (HALEU)	Ch.2
우라늄 장전량	~120~150	kg	Ch.2
U-235 질량	~15~18	kg	Ch.2
핵분열당 에너지	200	MeV	Ch.2
핵분열당 중성자 (nu)	2.43	-	Ch.2
지발 중성자 분율 (beta)	0.0065	-	Ch.2
즉발 중성자 수명	4.0×10^{-4}	s	Ch.2
alpha_fuel (연료 온도)	< 0 (음)	pcm/K	Ch.2
alpha_graphite (흑연 온도)	< 0 (음)	pcm/K	Ch.2
alpha_density (밀도)	< 0 (음)	pcm/(kg/m³)	Ch.2

표 A.5 열수력 매개변수

매개변수	값	단위	출처
질량유량	~167	kg/s	Ch.3
체적유량	~0.080	m³/s	Ch.3
채널 내 유속	~1.0~1.5	m/s	Ch.3
노심 체류시간	~8~12	s	Ch.3
레이놀즈 수	~600~1,200	-	Ch.3
프란틀 수	~18~20	-	Ch.3
노심 압력손실	~50~80	kPa	Ch.3
펌프 동력	~5~10	kW	Ch.3
첨두 연료 온도 (핫채널)	~760~780	도C	Ch.3
첨두 흑연 온도	~830	도C	Ch.3

표 A.6 1차 열교환기

매개변수	값	단위	출처
형식	Shell-and-Tube	-	Ch.4
전열 용량	40	MW	Ch.4
LMTD	~50	K	Ch.4
총괄 열전달 계수	~1,800~2,200	W/(m²K)	Ch.4
전열면적	~40~50	m²	Ch.4
튜브 수	~400~600	개	Ch.4
튜브 길이	~3~4	m	Ch.4

매개변수	값	단위	출처
셀 직경	~0.5~0.6	m	Ch.4
유효도	> 95	%	Ch.4
재질	Hastelloy-N	-	Ch.4

표 A.7 구조 설계

매개변수	값	단위	출처
용기 재질	Hastelloy-N	-	Ch.5
용기 벽두께	20 (최소)	mm	Ch.5
용기 내경	~1.4	m	Ch.5
용기 높이	~2.6	m	Ch.5
설계 압력	0.2	MPa	Ch.5
허용 응력	55	MPa	Ch.5
크리프 파단 (700도C, 10khr)	83	MPa	Ch.5
기초 볼트 수	12	개	Ch.5
볼트 안전율	> 3.0	-	Ch.5
자유 표면 GG'	0.003	mm	Ch.5

표 A.8 차폐 설계

매개변수	값	단위	출처
중성자 선원 강도	3.034×10^1	n/s	Ch.7
총 감마선원 강도	1.869×10^1	ph/s	Ch.7
Hastelloy-N (용기벽)	2	cm	Ch.7
강재	25	cm	Ch.7
B ₄ C	15	cm	Ch.7
중량 콘크리트 (Baryte)	120	cm	Ch.7
총 차폐 두께	162	cm	Ch.7
차폐 외경	~5.0	m	Ch.7
차폐 높이	~5.8	m	Ch.7
구획경계 선량률 (5m)	6.82	uSv/hr	Ch.7
거주구역 연간 선량 (15m)	0.30	mSv/yr	Ch.7
차폐 추정 중량	~250	톤	Ch.7

표 A.9 안전 매개변수

매개변수	값	단위	출처
ULOF 첨두 연료 온도	비등점 이하	-	Ch.6
UTOP 반응도 삽입	50	pcm	Ch.6
SBO 자연순환 능력	붕괴열 제거 충분	-	Ch.6
비상 배수 탱크 k_eff	< 0.95	-	Ch.6
직업피폭 한계	20	mSv/yr	ICRP 103

매개변수	값	단위	출처
공중피폭 한계	1	mSv/yr	ICRP 103

표 A.10 선박 통합

매개변수	값	단위	출처
대상 선박	6,000 TEU Panamax	-	Ch.8
배수량	80,000	톤	Ch.8
서비스 속력	18	노트	Ch.8
기관실 치수	25 x 20 x 12	m	Ch.8
원자로 시스템 총 중량	~386	톤	Ch.8
기관실 체적 점유율	~5.0	%	Ch.8
동력변환	sCO ₂ Brayton (40%)	-	Ch.8
추진 출력	14	MW (축출력)	Ch.8
추진 방식	전기 추진 (PMSM)	-	Ch.8
20년 연료비 절감	2.4~3.8	억 USD	Ch.8
연간 CO ₂ 절감	~112,000	톤/yr	Ch.8

표 A.11 Hastelloy-N 주요 물성

매개변수	값	단위	출처
밀도	8,860	kg/m ³	Ch.1
융점	1,372	도C	Ch.1
열팽창계수 (21~316도C)	12.3 x 10 ⁻⁶	1/K	Ch.1
탄성계수 (실온)	219	GPa	Ch.5
포아송 비	0.32	-	Ch.5
열전도도 (600도C)	~21.7	W/(m·K)	Ch.1
허용 응력 (ASME)	55	MPa	Ch.5
크리프 파단 (700도C, 10khr)	83	MPa	Ch.5
FLiBe 내 부식률	~25	um/yr	Ch.1
최대 사용 온도	704	도C	Ch.1

▶ 참고

본 부록의 매개변수 값은 개념설계 수준의 대표값이며, 일부 범위로 표시된 값은 설계 반복(iteration) 과정에서의 변동 범위를 나타낸다. 상세 설계에서는 보다 정밀한 해석에 의해 최종 확정되어야 한다.