



KR9900032

KAERI/TR-1027/98

중대사고시 노심용융물의 노내 냉각과

관련한 열전달 특성 분석

(Analysis of Heat Transfer Mechanism on In-Vessel

Corium Coolability in Severe Accidents)

1998 년 4 월

한국원자력연구소

Korea Atomic Energy Research Institute

30 - 40

제 출 문

한국원자력연구소장 귀하

이 보고서를 다음 과제의 기술보고서로 제출합니다.

과제명 : 노내 노심용융물 냉각 실험

제 목 : 중대사고시 노심용융물의 노내 냉각과 관련한 열전달 특성
분석

Analysis of Heat Transfer Mechanism on In-Vessel Corium
Coolability in Severe Accidents

1998 년 4 월

주 저 자 : 박래준

공동저자 : 정지환

강경호

김중환

김상백

감수위원 : 김동하

요 약

본 연구에서는 원전에서 중대사고 발생시 용융된 노심물질이 원자로용기 하부반구에 재배치되어 냉각될 경우 이와 관련한 열전달 현상과 SONATA-IV 연구의 일환으로 수행하고 있는 CHF 실험과 관련 연구현황에 대하여 분석하였다. 노심용융물이 원자로용기 하부 반구로 재배치되었을 경우 원자로용기 파손을 방지하면서 노심용융물을 장기적으로 냉각하려면 원자로용기 하부 반구에서 용융물 pool 형성, pool 내부에서의 자연대류, 용융물의 고화 및 재용융, 용융물의 고화 피막층에서의 전도, 용융물층 외곽에서의 비등과 복사, 간극에서의 비등 등의 복잡한 열전달 현상이 발생할 수 있으나, 아직도 이들 현상들이 명확하게 규명되지 않아 많은 연구가 필요하다.

미국 TMI-2 원전의 중대사고에서는 기존의 중대사고 해석 전산코드 예측과는 달리 용융된 노심물질이 원자로용기 하반구에서 냉각되었다. 따라서 그때까지 생각하지 못했던 냉각기구로서 (1) 고화된 용융물과 압력용기 사이의 간극을 통한 냉각, (2) 고화된 용융물 내부에 형성된 균열 공간을 통한 냉각, (3) 용융물이 냉각될때 수축되어 상부가 함몰됨으로서 증가된 표면적을 통한 열전달 등 세가지 냉각기구가 제시되어 검토되어 왔다. 이 세 냉각기구들의 열전달 능력을 평가하고 원전 사고시 그 기여도를 평가하는 TMI-2 사고 평가 노력이 진행되어 왔으나, 고온과 고압조건 및 복잡한 기하학적 구조에서 일어나는 열전달 현상에 대한 물리적 이해가 부족하여 지금까지의 연구결과는 미미하다.

노심용융물의 원자로용기 하부 재배치시 간극이 형성된 경우 간극에서의 열전달 한계인 임계열유속을 결정하기 위하여 SONATA-IV/CHF 실험을 진행하고 있으며, 기존에 개발된 CHF 상관식들을 조사하여 비교함으로써 본

실험에서 얻어질 CHF 값들에 대한 상관식의 개발방향을 설정하였다. 기존 실험 결과에 의하면 간극에서의 임계열유속값은 수조에서 구한 값의 약 1/30 까지 작게 측정된 경우도 확인할 수 있었고, 간극에서의 임계열유속 현상을 유발시키는 기구가 역류유동제한 현상과 관련이 있음을 알 수 있었다. 몇개의 상관식에서 각 변수를 변화시키면서 비교하여 본 결과, TMI-2 원전 사고를 분석하려는 기존의 문헌에서 자주 인용되던 Monde 등과 Chang & Yao 의 실험 상관식이 적절한 적용 범위 밖에서 이용되었다는 것을 확인하였다. 반구형 히터와 원자로용기 사이에 형성된 간극에서 일어나는 CHF 현상은 역류유동 제한 현상 때문에 활성화되는 것과 이러한 기하학적 구조에서는 Kutateladze 형태의 실험식이 잘 맞는다는 사실로부터 CHF 실험식의 기본형태를 개발하였다.

CHFG 실험장치는 히터와 열교환기를 연결하는 순환 계통으로 이루어져 있으며, 물과 프레온을 이용하여 실험을 수행하고 있다. 실험은 대기압에서 10 기압까지 수행하며 간극의 크기 영향을 보기 위하여 간극을 0.5, 1, 2, 5 mm 로 바꾸면서 실험을 수행하고 있다.

노심용융물이 원자로용기 하반구에 재배치되었을 때 원자로용기 내로 냉각수 주입이 불가능한 경우에는 원자로공동 충수계통과 격납건물 살수 계통 등의 작동으로 원자로용기가 파손되기 전에 냉각수를 원자로공동에 주입하는 원자로용기 외벽냉각 방식으로 원자로용기 파손을 방지할 수 있다. 그러나 이와 같은 중대사고 완화 방안은 원자로공동에 냉각수 주입시점 및 주입양 등에 매우 민감하여, 부정적 결과를 초래할 수도 있으므로 신중하게 수행해야 된다. 원자로용기 외벽 냉각과 관련하여 많은 실험 및 해석적 연구가 세계 각국에서 많이 수행되었으며, 관련 열전달 현상을 규명하려는 노력이 계속 진행되고 있다.

ABSTRACT

When the molten core material relocates to the lower plenum of the reactor vessel, the cooling process of corium and the related heat transfer mechanism have been analyzed. The Critical Heat Flux in Gap (CHFG) test is being performed as a part of Simulation Of Naturally Arrested Thermal Attack In-Vessel (SONATA-IV) project and the state of art on CHF has been reviewed. A series of complex heat transfer mechanisms of molten pool formation, natural convection in the molten pool, solidification and remelting of the corium, conduction in the solidified crust, and boiling heat transfer to surroundings can be occurred in the lower plenum. Many studies are needed to investigate the complex heat transfer mechanisms in the lower plenum because these phenomena have not been clearly understood yet.

On the contrary to the predictions by severe accident computer codes, the corium in the TMI-2 severe accident was cooled down and retained within the lower plenum of the reactor vessel without the reactor vessel failure. This fact made researchers think of new cooling mechanisms enhancing heat transfer. As a result, three cooling mechanisms were suggested and have been investigated: (1) Cooling by water in gaps between the debris and vessel, (2) Cooling by water ingression into cracks, (3) Cooling by enhanced area due to volume reduction. There were several efforts to assess the contribution of each mechanism to the enhanced cooling but the achievements are so few.

The SONATA-IV/CHFG experiments are being carried out to develop CHF correlation in a hemispherical gap, which is the upper limit of heat transfer. According to the experimental work carried out with pool boiling condition, CHF in a

parallel gap is reduced by 1/30 compared with the value measured in pool boiling condition. Some experimental results show that CHF in a gap is related with CCFL phenomena. Several correlations were compared with each other to find out the effects of parameters. It was found that Monde et al. and Chang & Yao correlations were not appropriate to evaluate the TMI-2 accident in several works.

A basic form of a CHF correlation has been developed to correlate the measurements that will be made in the SONAT-IV/CHFG experiments. That correlation is based on the fact that the CHF in a hemispherical gap is enhanced by CCFL and a Kutateladze type CCFL parameter correlates CCFL data well in geometry like this.

The experimental facility consists of a heater, a pressure vessel, a heat exchanger and lots of sensors. The experiments are carried out in the range of 1 to 10 atm and the gap size of 0.5, 1, 2 mm using water and Freon-113.

When coolant injection to the In-Vessel is restricted, external vessel cooling using the cavity flooding system and containment spray system would prevent reactor vessel failure. This severe accident mitigation strategy, which is important in the time of coolant injection and the amount to be injected should be acted precisely, because it may result in negative results. Concerned with the external vessel cooling strategy, many experimental and analytical studies have been performed in the world, but it is quite difficult to be generalized to all nuclear power plants, due to plant specific features.

목 차

제 1 장 서론	1
제 2 장 노심용융물 노내냉각 관련 열전달 특성	9
1. 용융물 내부의 자연대류 열전달 특성	10
2. 용융물의 피막층 형성과 열전달 특성	12
3. 간극에서의 열전달 특성	15
제 3 장 TMI-2 사고시 원자로용기 하반구에서의 열전달 특성	19
1. 개요	19
2. 반구면을 통한 노심용융물의 열전달	22
제 4 장 임계열유속 연구현황 및 분석	29
1. 개요	29
2. 역류유동 제한현상	30
3. 수조비등 임계열유속의 이론적 모델	33
4. Pool 비등시 반구형 히터 외곽에서의 임계열유속	36
5. 유동비등시 직사각형 유로에서의 임계열유속	38
6. Pool 비등시 간극에서의 임계열유속	40
7. Scaling	46
제 5 장 SONATA-IV/CHFG 연구	51
1. SONATA-IV/CHFG 에서 고려 중인 모델	51
2. 실험장치 및 실험인자	54

3. 실험방법 및 실험절차	58
4. 차후 연구과제	62
가. 2 차원 slice 에서의 임계열유속 실험	62
나. 대형 환상관에서의 역류유동 제한현상 실험	63
다. 바닥이 닫힌 환상관에서의 임계열유속 실험	65
라. 바닥이 닫힌 직각 유로에서의 임계열유속 실험	66
제 6 장 원자로용기 외벽 냉각의 현황 및 열전달 특성	69
1. 개요	69
2. 외벽 냉각시 원자로용기 하반구에서의 열전달 특성	73
3. 원자로용기 외벽 냉각 연구현황	76
가. 미국 INEL 의 연구현황	77
나. 미국 SNL 의 연구현황	78
다. 미국 UCLA 의 연구현황	80
라. 미국 UCSB 의 연구현황	86
마. 미국 Pennsylvania 대학의 연구현황	89
바. 미국 FAI 의 연구현황	90
사. 러시아의 RASPLAV 연구현황	95
아. 프랑스의 연구현황	95
자. 핀랜드의 연구현황	97
차. 국내 연구현황	98
제 7 장 결론 및 차후 연구과제	101
참고문헌	103

표 목 차

표 2.1 내부가열 용융물의 자연대류에 대한 기존 연구결과 -----	13
표 3.1 TMI-2 사고시 원자로용기 하부 반구에 재배치된 노심 용융물의 밀도 -----	23
표 3.2 간극에서의 임계열유속 비교 -----	28
표 4.1 사각형 유로에서 역류유동시 CHF 실험 -----	39
표 4.2 풀비등시 간극에서의 CHF 실험 -----	41
표 4.3 Chang & Yao 의 실험 조건 -----	41
표 4.4 CHF 값에 대한 압력의 영향을 서술하는 상관식 -----	48
표 4.5 압력이 0.1 MPa 일때 물과 주요 모의 유체의 물성치 -----	49
표 5.1 CHFG 실험 Test Matrix -----	61

그림 목 차

그림 1.1 노내 증대사고 진행과정 및 사고완화 방안 -----	3
그림 1.2 원자로용기 파손 방지를 위한 안전목적수목 -----	4
그림 3.1 고화된 노심용융물과 원자로용기 사이에 형성된 간극 -----	20
그림 3.2 고화된 노심용융물 내부에 형성된 균열 -----	21
그림 3.3 용융물이 냉각·고화될 때 수축됨으로써 증가된 표면적 -----	21
그림 3.4 용융물의 부피 적분 -----	24
그림 3.5 용융물의 면적 적분 -----	24
그림 4.1 CHF 상관식에서 압력의 영향 비교 -----	44
그림 4.2 CHF 상관식에서 간극 크기의 영향 비교 -----	45
그림 5.1 SONATA-IV/CHFG 실험장치 개략도 -----	56
그림 5.2 내부반구 열전대 위치도 -----	57
그림 5.3 외부반구 열전대 위치도 -----	57
그림 5.4 임계열유속 탐지방법 선정 절차 -----	60
그림 5.5 2차원 slice 에서의 CHF 실험 개념도 -----	62
그림 5.6 대형 환상관에서의 CCFL 실험 개념도 -----	64
그림 5.7 바닥이 닫힌 환상관에서의 CHF 실험 개념도 -----	66
그림 5.8 바닥이 닫힌 직각 유로에서의 CHF 실험 개념도 -----	67
그림 6.1 원자로용기 외벽 냉각을 수행한 모습 -----	70
그림 6.2 원자로용기 외벽 냉각을 수행했을 때 원자로용기	

하부 plenum 모습 -----	71
그림 6.3 미국 SNL 의 CYBL 실험장치 개략도 -----	79
그림 6.4 미국 UCLA 에서 원자로용기 외벽냉각 해석을 위한 원자로용기 하부 Plenum 모델 -----	81
그림 6.5 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 내벽 온도변화 -----	83
그림 6.6 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 내부 Shell 의 온도 변화 -----	84
그림 6.7 미국 UCSB 대학의 ULPU 실험장치 구성도 -----	87
그림 6.8 미국 UCSB 대학의 ULPU 실험결과 -----	88
그림 6.9 미국 Pennsylvania 대학의 SBLB 실험장치의 구성도 -----	91
그림 6.10 원자로용기 외벽 절연문을 통한 냉각수 유동도 -----	92
그림 6.11 미국 FAI 의 원자로공동 범람방안 평가를 위한 실험장치의 개략도 -----	93
그림 6.12 RASPLAV-AW200-1 실험장치 구성도 -----	96

제 1 장 서 론

원전에서 노심물질이 용융하는 중대사고 발생시 용융된 노심물질은 사고진행에 따라 원자로용기 하반구에 재배치(fuel melt and relocation)된다. 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되는 과정은 사고조건 및 전개과정에 따라 다양하게 나타날 수 있으며, 하반구에서의 냉각수 존재유무에 따라 복잡한 중대사고 현상이 나타날 수 있다. 이때 원자로용기의 파손(reactor vessel failure)을 방지하여 노심용융물을 원자로용기 내에 가두어 두면서 냉각능력을 확보하는 것(IVR : In-Vessel corium Retention)은 원전의 중대사고 발생시 안전성과 관련하여 매우 중요하여 최근에 세계적으로 많은 연구가 진행되고 있다. 원전에서 중대사고 발생시 원자로용기 파손을 방지하게 되면 원자로 용기 밖의 격납건물에서의 노심용융물 냉각을 위한 설계 및 중대사고 관리를 지양하여 원전의 발전단가를 절감하는 데 크게 기여할 수 있다.

노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치 되었을 때 원자로용기 파손을 방지하면서 노심용융물을 장기적으로 냉각(long term cooling)할 때는 원자로용기 하반구에서 복잡한 열전달 현상이 일어난다. 즉, 원자로용기 하반구에서 노심용융물 pool 이 형성될 수 있으며, 용융 pool 내부에서는 자연대류(natural convection), 용융물의 고화 및 재용융(solidification and remelting)의 상변화(phase change) 과정, 용융물의 고화 피막층에서의 전도, 용융물층 외곽에서의 비등과 복사, 용융물과 원자로용기 내벽사이에 형성될 수 있는 간극에서의 비등 등의 복합 열전달 현상이 발생할 수 있다. 이와 같은 복잡한 열전달 현상에 대해서는

제 2 장에서 기술하였다.

그림 1.1 은 원전의 중대사고 발생시 노내 중대사고 진행과정과 사고 완화 방안 수행에 의한 원전의 복구과정을 보여주고 있다. 또한 그림 1.2 는 원자로용기 파손을 방지하기 위한 사고관리 방안에 대한 안전목적 수목(SOT : Safety Objective Tree)을 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 사고는 원자로용기 안이 고압을 유지하는 경우와 저압을 유지하는 경우로 구분할 수 있다. 원자로용기 안에서 사고가 고압으로 진행되더라도 증기발생기 2 차측 감압, 가압기 PORV(Power Operated Relief Valve)와 SRV(Safety Relief Valve)의 개방 고착(stuck open), 원자로 냉각재 펌프 밀봉체(shaft seal) 파손, 운전원에 의한 가압기 PORV 개방, 고온의 증기 자연 대류에 의한 고온관과 가압기 surge 관 및 증기발생기 U 세관 파손 등으로 1차 계통이 감압될 수 있다. 원자로용기가 파손되기 전의 감압은 원자로용기 파손시 격납건물 직접가열(DCH: Direct Containment Heating)을 방지하는 중대사고 완화방안으로서 정립되어 있다[1.1].

원전에서의 중대사고 발생시 운전원의 사고완화를 위한 방안은 원자로용기의 압력 및 온도조건에 따라 다양할 수 있고 이들 사고 방지 및 완화 방안이 성공적으로 수행되면 원자로용기가 파손되지 않고 사고가 복구될 수 있다. 노심용융물이 원자로용기 하반구에 재배치되었을 때 원자로용기 파손을 방지하는 사고관리 방안은 크게 원자로용기 내로 냉각수를 주입하여 노심용융물을 냉각하는 방안(in-vessel corium cooling)과 원자로용기 하부의 원자로공동(cavity)에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각(external vessel cooling)하여 노심용융물을 냉각하는 두 방안으로 구분할 수 있다.

노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되었을 때 원자로용기가 저압인 경우에는 고압 안전주입(High Pressure Safety Injection: HPSI)펌프 작동, 안전

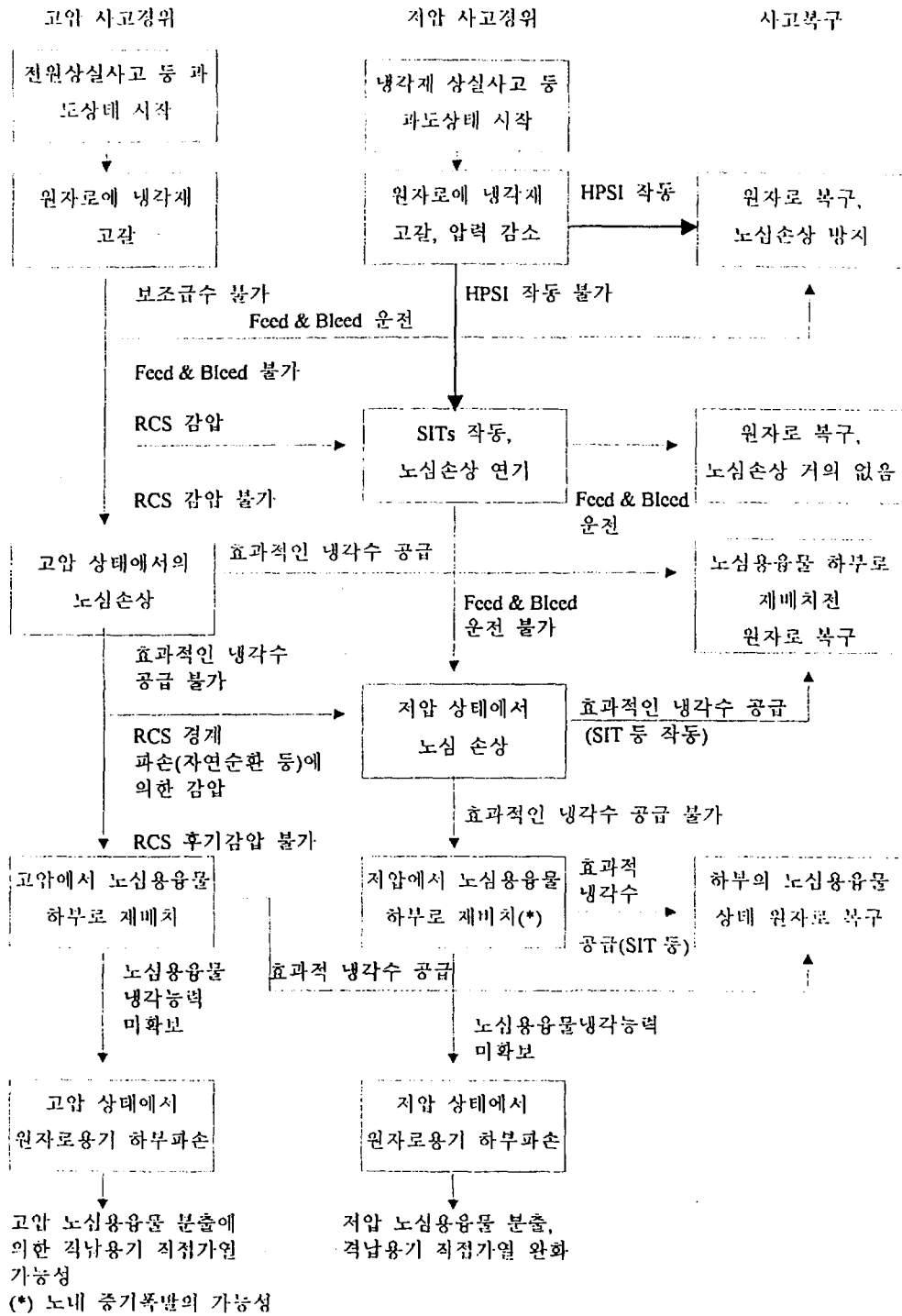


그림 1.1 노내 증대사고 진행과정 및 사고완화 방안

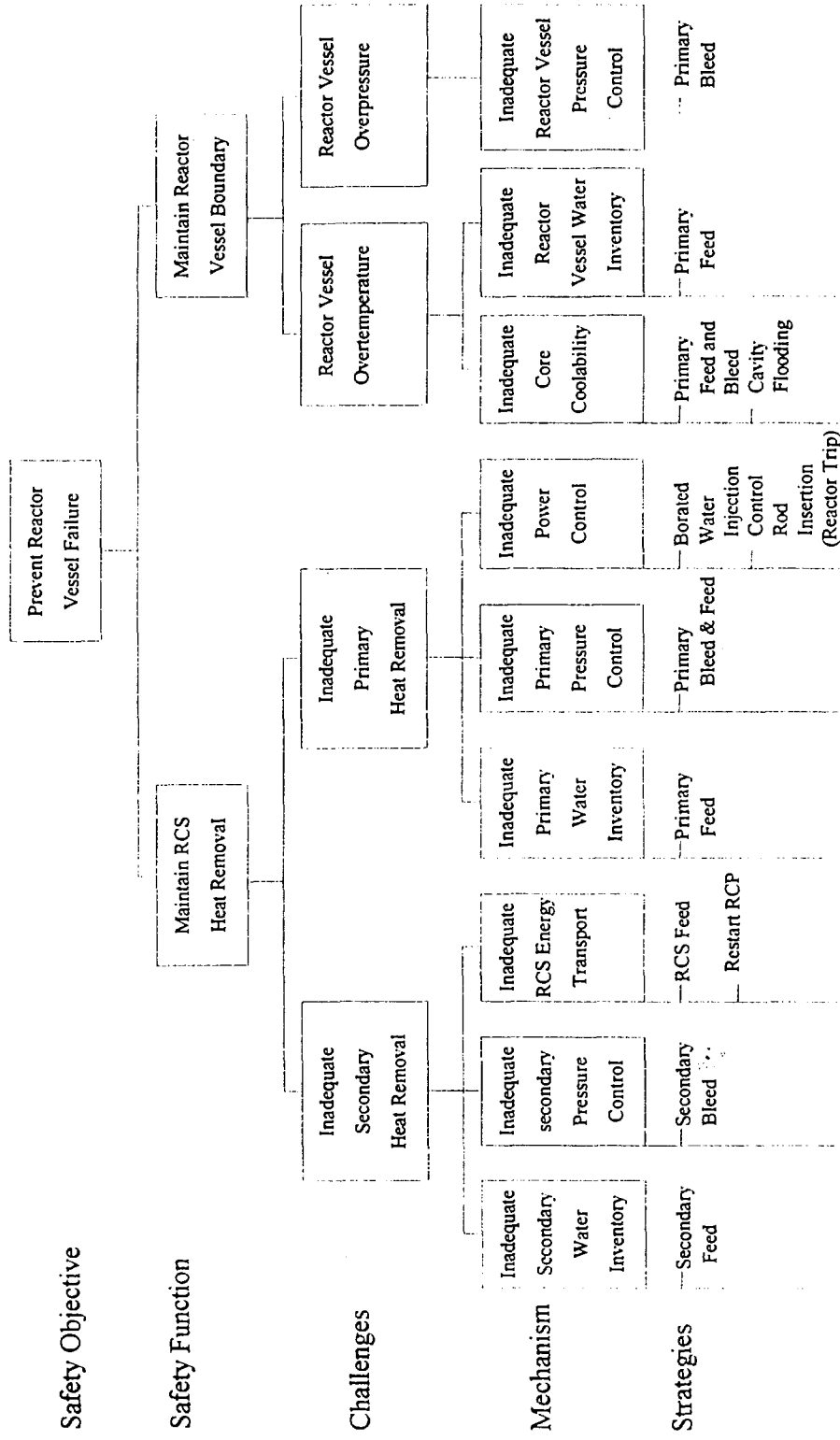


그림 1.2 원자로용기 파손방지를 위한 안전목적수목

주입탱크(Safety Injection Tank: SIT) 작동, 잔열제거 계통(Residual Heat Removal System: RHRS) 작동 등으로 원자로용기 내로 냉각수를 주입할 수 있는 방안이 많으므로 원자로용기 외부의 원자로공동에 냉각수를 주입하는 방안보다 우선적으로 수행될 수 있다. 1979년 미국에서 발생한 TMI-2 사고에서 보는 바와 같이 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되어도 원자로용기 외벽을 냉각함이 없이 원자로용기 내로의 냉각수 주입으로 원자로용기 파손을 방지한 실례가 있다. TMI-2 사고는 상당시간 동안 고압 안전주입 펌프의 작동으로 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치될 때 노심내 냉각수 수위가 매우 높았으며, 노심에서 용융 pool 형성 및 pool 내부에서 자연대류 열전달 흐름의 발생으로 노심용융물이 원자로용기 외곽에서 흘러 내리는 조건에서 노심용융물이 원자로용기 하반구에서 냉각되어 원자로용기 파손이 방지되었다. TMI-2 사고시 원자로용기 하반구에서의 상세한 열전달 과정은 제 3장에서 기술하였다.

한국원자력연구소에서는 원자로용기 외벽을 냉각함이 없이 원자로용기 내에 냉각수 주입으로 노심용융물을 원자로용기 하반구 내에서 자연적으로 냉각되게 하는 과정에 대한 연구인 SONATA-IV(Simulation Of Naturally Arrested Thermal Attack In-Vessel) 과제[1.2, 1.3]를 수행하고 있다. 이 연구는 TMI-2 원전 중대사고시 노심용융물이 원자로 압력용기 하반구로 재배치된 후 원자로용기가 파손되지 않고 단시간 내에 냉각을 10 -100 °C/min 로 냉각된 현상을 규명하기 위하여 노심용융물 간극 냉각 모사 실험과 해석 모델 개발을 수행하는 것이다. SONATA-IV 연구의 노심용융물 노내냉각 기본 원리는 고온의 핵연료가 원자로용기 하부로 용융되어 내려오면 핵연료(산화물질)와 원자로 물질(금속물)간의 물성 차이로 노심용융물은 수축하고 원자로는 원자로용기

내.외부 압력차이로 팽창하게 되며, 이러한 과정에서 노심용융물과 원자로 사이에 생길수 있는 좁은 간극(gap)으로 냉각수가 스며들어 노심용융물이 냉각되는 것이다. 이때 간극에서의 비등 열전달량이 임계열유속(CHF: Critical Heat Flux)을 넘게 되면 표면온도가 급격하게 상승하여 원자로용기 파손 위험을 초래할 수 있으므로 비등열전달량이 임계열유속보다 작아야 된다. 따라서 본 기술보고서의 제 4 장에서는 간극에서의 임계열유속 연구현황에 대하여 상세히 분석.기술하였다.

SONATA-IV 실험 연구에서는 원자로용기 내에서의 간극 비등 가시화 및 임계열유속 측정, scaling 등 예비 실험을 수행하였으며, 1 단계 PPT(Proof of Principle Test)실험으로 자연냉각 원리를 규명하기 위한 LAVA(Lower plenum Arrested Vessel Attack)[1.4]와 CHFG(Critical Heat Flux in Gap) 실험[1.5]을 수행하고 있다. 이미 수행완료한 간극에서의 비등열전달 가시화 실험인 VISU(Visualization)-I 실험에서는 간극내에서 3차원의 복잡한 비등현상을 관찰하였으며[1.6], 실험용기 크기와 출력을 증가시킨 VISU-II 실험에서는 반구형 간극에서의 열전달은 CCFL(Counter-Current Flow Limit)이 중요한 현상이라는 사실을 규명하였다[1.7]. CHFG 실험은 LAVA 의 상응실험으로 간극에서의 비등열전달 특성을 정량적으로 실험하는 것으로서 실험장치와 실험인자 및 실험방법과 절차 등은 제 5 장에서 기술하였다.

원자로용기가 고압인 상태에서 노심용융물이 원자로용기 하반구에 재배치되면 원자로용기 내로 냉각수를 주입할 수 있는 방안은 고압안전주입 펌프의 작동과 원자로 냉각재 펌프의 재가동과 같은 사고완화 방안의 수행이 가능하나 주입할 수 있는 냉각수 양과 고압 안전주입 펌프의 신뢰성 부족 및 원자로 냉각재 펌프의 cavitation 발생 등으로 원자로용기 내로 냉각수 주입이

제한될 수 있다. 이와 같은 경우에는 원자로공동 충수계통(cavity flooding system)과 격납용기 살수 계통(containment spray system) 등의 작동으로 원자로용기가 파손되기 전에 냉각수를 원자로공동에 주입하여 원자로용기의 외벽을 냉각시킴으로써 원자로용기 파손을 방지할 수 있다. 그러나 이와 같은 사고 완화 방안은 원자로공동에 냉각수를 주입하는 시점 및 주입양 등이 매우 중요하며, 원자로용기 내.외부 온도차이에 의한 응력증가 등의 부정적 결과를 초래할 수 있으므로 신중하게 수행해야 된다. 이에 대해서는 제 6장에서 상세히 기술하였다.

NEXT PAGE(S)
left BLANK

제 2 장 노심용융물 노내 냉각 관련 열전달 특성

원자로용기 하반구에서의 노심용융물은 재배치 형태에 따라 크게 세 가지로 구분할 수 있다. 첫째, 노심용융물이 원자로용기 하반구에서 냉각되는 과정에 따라 노심파편층(debris bed)이 형성될 수 있으며, 둘째, 노심용융물 pool 이 형성될 수 있으며, 셋째 노심파편층과 용융 pool 이 혼합되어 형성될 수 있다. 이들중 노심파편층의 형성은 많은 연구가 수행되어 기공성(porosity) 정도에 따라 불확실성이 있지만 냉각수 주입양만 충분하면 노심용융물이 냉각가능하다고 알려져 있다[2.1, 2.2].

원자로용기 하반구에서의 용융 pool 의 형성은 노심용융물의 원자로용기 하반구에서의 냉각 능력을 확보하기가 가장 어려울 수 있기 때문에 현재 가장 많은 연구가 진행되고 있다. 이와 같이 원자로용기 하반구에서 노심용융물이 pool 을 형성하여 이를 장기적으로 냉각할 때는 복잡한 열전달 현상이 발생할 수 있다. 즉, pool 내부에서는 용융물의 자연대류, 용융물의 고화에 의한 피막층 형성의 상변화 과정, 붕괴열의 열생성량과 냉각의 열적 비평형에 따른 고화층의 재용융의 상변화 과정, 피막층에서의 전도, 용융물층 외곽에서의 비등과 복사, 용융물과 원자로용기 내벽 사이에 형성될 수 있는 간극에서의 비등 현상 등의 복합 열전달이 발생할 수 있다. 따라서 본 장에서는 이와 같은 복잡 열전달 현상중 용융물 내부의 자연대류, 노심용융물의 고화 피막층 형성과 열전달, 노심용융물과 원자로용기 내벽사이에 형성될 수 있는 간극에서의 열전달로 구분하여 열전달 특성을 기술하였다.

1. 용융물 내부의 자연대류 열전달 특성

원전에서 중대사고 발생시 원자로용기 하반구에서 용융물 pool 이 형성되면 pool 내부에는 붕괴열의 내부발열이 존재하며, pool 상하부의 온도차이에 의한 밀도차이 때문에 발생하는 부력(buoyance force)으로 용융물의 자연대류 열전달 흐름이 나타난다. 이와 같은 용융물의 자연대류 흐름은 용융물 내부의 온도분포에 영향을 미쳐 용융물의 고화 피막층 형성 및 냉각수로의 열전달에 큰 변수로 작용하게 된다. 노심용융물은 핵연료, zircaloy, stainless steel 등의 성분을 포함하여 상대적으로 밀도가 큰 UO_2 와 ZrO_2 등의 산화 용융물층과 stainless steel 등의 금속 용융물층으로 분리될 수 있다. 산화용융 pool의 열전달 특성은 붕괴열의 내부발열을 갖고 있고 용융 및 고화온도가 상대적으로 높으며, Pr(Prandtl) 수가 약 0.7 정도로 1보다 작고 Ra(Rayleigh) 수는 약 10^{16} 정도로 난류유동(turbulent flow)의 형태를 보인다. 금속 용융물층은 하부의 산화용융물로부터의 하부가열 상태에서 열생성량이 없으며, Pr 수와 Ra 수는 산화용융물보다 더 작다. 또한 이들 용융물 층들이 냉각수와 접촉할 때 외곽에 고화 피막층을 형성하기 때문에 상변화가 발생하고, 용융물층의 폭과 높이비인 종횡비(aspect ratio)가 작다.

밀폐된 용기 내에서의 단일유체 자연대류 열전달 현상은 폭넓은 적용범위 때문에 지금까지 많은 연구가 수행되었다. 밀폐된 용기 내에서의 자연대류는 Nu 수를 Ra 수, Pr 수, 종횡비 등의 함수로 나타낼 수 있는데 특히 그 중에서도 Ra 수와 밀접한 관계가 있다[2.3, 2.4, 2.5]. 일반적인 자연대류의 열전달 상관식은 다음과 같이 표시될 수 있으며 Pr 수와 종횡비가 이들 상관식 변화에 영향을

미친다[2.6, 2.7, 2.8, 2.9].

$$Nu = a \cdot Ra^b$$

이때 Nu: Nusselt 무차원수(=h.l/k)

Ra = Rayleigh 무차원수($g\beta ql^3/\alpha\nu$)

ν = 동점성계수(kinematic viscosity)

α = 열확산계수($k/\rho/C_p$)

k = 열전도계수(thermal conductivity)

ρ = 밀도(density)

C_p = 비열(specific heat)

g = 중력가속도

β = 체적팽창계수(thermal expansion coefficient)

q = 단위체적당 열생성량

l = 밀폐된 용기의 길이

a, b = 상수

밀폐된 용기 내에서 내부가열하는 경우에 대한 열전달 상관식에 대해서는 많은 연구[2.10, 2.11, 2.12, 2.13, 2.14]가 수행되었다. 그러나 이들 연구의 대부분은 물 등을 사용하여 Pr 수가 1 보다 큰 조건하에서 개발하였고 용융물의 상변화 과정을 모의하지 않았기 때문에 내부발열하는 금속 산화 용융물에 직접 적용할 수 없을 것으로 판단된다. Pr 수가 1 보다 작은 금속의 경우는 Pr 수가 1 보다 큰 비금속에 비하여 전도에 의한 열전달 효과가 상당히 크게 나타날 것이다.

용융물의 자연대류에 대한 실험과 동시에 수치해석을 통한 연구도 활발히 수행되었다. 이들 연구에 의해 개발된 주요 상관식의 상수 a,b 와 적용범위는 표 2.1 과 같다.

OECD/NEA 후원하에 러시아에서 수행되고 있는 RASPLAV 국제공동 연구에서는 slice 형상에서 용융물의 자연대류에 대한 실험인 Salt 를 수행하고 있다. 이 실험에서는 Pr 수가 약 1 부터 6 까지, Ra 수가 10^{14} 이하인 조건에서 고화 피막층이 있는 경우와 없는 경우로 구분하여 실험을 수행하고 있다. Salt 실험결과에 따르면 용융물의 구형에서 반구면을 통한 열전달량은 mini-ACOPO 실험결과와 거의 같으며, 고화층 형성에 따라 열전달량이 약 10 %감소하는 것으로 나타났다[2.15].

2. 용융물의 피막층 형성과 열전달 특성

노심용융물과 냉각수가 접촉하여 열전달이 일어날 때 형성될 수 있는 용융물의 고화 피막층에 대한 기존 연구는 노심용융물과 냉각수 반응 및 용융물의 냉각 (Fuel Coolant Interaction and Debris Coolability) 등에 관한 광의의 관점에서 많은 연구[2.16, 2.17]는 수행되었으나 경계 및 초기조건에 따른 피막층의 형성과정과 두께변화 등 노심용융물의 피막층에 대한 microscopic 한 현상에 중점을 둔 연구는 거의 없다. 용융 pool 에서의 피막층 형성시 용융물의 자연대류 열전달은 상변화인 고화과정과 자연대류 열전달을 동시에 해석하여야 하기 때문에 실험이 어렵고 모델링하기도 어렵다. 따라서 지금까지 여기에 대한 연구는 거의 수행되지 않았고 단지 미국의 Purdue 대학에서 Viscanta 등이 수행한 연구[2.18, 2.19]와 전술한 바와 같이 러시아의 RASPLAV 프로그램의 일환으로서 수행되고

표 2.1 내부가열 용융물의 자연대류에 대한 기존 연구 결과

		a	b	Ra 영역	Pr 영역	종횡비 영역
Fielder & Wille		0.526	0.228	$2.0 \times 10^5 < Ra < 6.0 \times 10^8$	$6.0 < Pr < 7.0$	$0.29 < AR < 1.65$
Kulacki & Nagle		0.305	0.239	$1.5 \times 10^5 < Ra < 2.5 \times 10^9$	$6.21 < Pr < 6.64$	$0.05 < AR < 0.25$
Kulacki & Emara		0.34	0.226	$2.0 \times 10^4 < Ra < 4.4 \times 10^{12}$	$2.75 < Pr < 7.0$	$0.025 < AR < 0.5$
Kulacki & Goldstein	상향	0.879	0.236	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$	$5.76 < Pr < 6.35$	$0.05 < AR < 0.25$
	측면	0.85	0.19	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$	$5.76 < Pr < 6.35$	$0.05 < AR < 0.25$
	하향	2.111	0.094	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$	$5.76 < Pr < 6.35$	$0.05 < AR < 0.25$
Jahn & Reineke		0.345	0.233	$1.0 \times 10^3 < Ra < 5.0 \times 10^8$		
Steinber & Reineke	상향	0.345	0.233	$1.0 \times 10^7 < Ra < 3.0 \times 10^{13}$	Pr = 7.0	
	측면	0.85	0.19	$1.0 \times 10^{12} < Ra < 3.7 \times 10^{13}$		
	하향	1.389	0.095	$1.0 \times 10^{12} < Ra < 3.7 \times 10^{13}$		
Gabor	상향	0.38	0.16	$1.0 \times 10^9 < Ra < 4.0 \times 10^{10}$		
	하향	0.65	0.15	$3.2 \times 10^{11} < Ra < 1.9 \times 10^{13}$		
Mayinger	상향	2.111	0.094	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$		$0.3 < AR < 1.0$
	하향 (flat)	0.4	0.2	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$		$0.3 < AR < 1.0$
	하향 (curved)	0.55	0.2	$580 < Ra < 3.78 \times 10^5$		$0.3 < AR < 1.0$
Mini-ACOPO (하향)		0.02	0.3	$1.0 \times 10^{12} < Ra < 7.0 \times 10^{14}$	$2.6 < Pr < 10.9$	$0.3 < AR < 1.0$

있는 실험인 Salt가 있다. 현재 노심용융물의 피막층 형성에 대한 연구의 쟁점은 floating 피막층, 냉각수인 물이 피막층 하부로 침투 가능성, 노심용융물과 콘크리트 반응에 의하여 생성되는 비응축성 기체가 피막층의 안정성에 미치는 영향, 피막층의 벽면고착 등이 있다.

한국원자력연구소에서는 원전의 중대사고 발생시 노심용융물과 냉각수 접촉에 의한 용융물의 피막층 형성과 피막층 주변의 열전달 특성을 규명하기 위한 연구를 수행하고 있다[2.20]. 본 연구는 용융 pool을 냉각수의 자연대류와 강제대류 열전달로 냉각한 제 1차 실험과 냉각수의 비등으로 용융 pool을 냉각하는 제 2차 실험으로 구분하였다. 중장기과제 제 1단계 연구에서는 제 1차 실험수행을 완료하고 이들 결과를 피막층 주변의 열전달 관점에서 종합적으로 분석하였으며, 제 2차 실험은 현재 진행중에 있다. 제 1차 실험 수행결과 용융물의 피막층 형성에는 용융물 내부의 자연대류 열전달 때문에 붕괴열을 모사한 용융물의 하부 가열온도가 가장 많은 영향을 미치는 것으로 나타났다. 용융물의 피막층 형성은 피막층이 용융물과 냉각수 사이의 전도 열저항(conducting thermal barrier) 역할을 하기 때문에 이들 사이의 열전달량을 감소시키는 것을 확인하였다. 용융물의 피막층이 형성되기 전에는 용융물 상부 냉각수 조건이 용융물 내부 온도분포에 영향을 다소 미쳤으나 용융물의 피막층이 형성된 이후에는 피막층이 전도 열저항 역할을 하기 때문에 냉각수 열수력 조건이 용융물 온도분포에 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

용융물의 피막층 형성에 많은 영향을 미치는 용융 pool의 자연대류 열전달에는 용융물층의 Ra 수, Pr 수, 종횡비가 많은 영향을 미치는 것을 확인하였다. 특히 피막층 두께의 증가는 용융 pool의 종횡비를 감소시켜 용융물과 냉각수 사이의 열전달량에 많은 영향을 미치는 것으로 나타났다. 용융물의 종횡비가 일정한

경우는 Ra 수가 증가하면 Nu 수도 증가하는 것으로 나타났으나 용융물이 피막층을 형성하여 종횡비가 감소하는 경우는 Ra 수가 증가하여도 Nu 수가 Ra 수가 증가한 만큼 증가하지 않는 것으로 나타나 용융물이 피막층을 형성할 때 용융물과 피막층 사이의 열전달을 평가할 때는 용융물의 Ra 수 뿐만아니라 용융물의 종횡비도 고려하여야 한다는 결과를 도출하였다. 따라서 용융물의 피막층 형성시 자연대류 열전달을 정확하게 모의하기 위해서는 기존 전산코드에서 사용하고 있는 종횡비를 무시한 열전달 상관관계식으로는 종횡비의 고려가 불가능하기 때문에 이를 포함하고 있는 새로운 자연대류 열전달 상관관계식의 개발 필요성을 도출하였다[2.21].

3. 간극에서의 열전달 특성 분석

원전의 중대사고 발생시 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되었을 때 원자로용기 외벽 냉각없이 원자로용기 하반구에서 노심용융물이 충분히 냉각되어 원자로용기 파손을 방지하기 위해서는 원자로용기 하반구 내벽과 노심용융물 사이에 형성될 수 있는 간극을 통하여 충분한 냉각수가 주입되어야 하고, 간극에서의 임계열유속값이 노심용융물로부터 간극으로 전달되는 열속값보다 커야 된다. 따라서 간극을 통한 노심용융물의 열제거 능력인 임계열유속양을 정확하게 평가하여야 한다. 평판과 실린더 등에서의 간극에 대한 임계열유속값에 대한 연구는 수행되었으나, 구좌표계에서의 작은 간극을 통한 임계열유속에 대한 연구는 거의 수행되지 않았기 때문에 원자로용기 하반구에서의 노심용융물 냉각 가능성을 평가하기 위해서는 이에 대한 연구를 수행하여 열전달 상관식을 도출해야 한다.

노심용융물이 원자로용기 하반구에서 pool 을 형성할 때 용융 pool에서의 열전달 및 간극의 형성과정에 대한 불확실성은 아직 크다. 따라서 간극에서의 열전달양을 정량화하기 위해서는 다음의 기술적 사안들에 대한 중점적 연구가 필요하다.

- 노심용융물이 원자로용기 하반구에서 pool 을 형성하면 용융물 내부에서 자연대류 열전달이 형성될 수 있고, 이는 하반구 외곽의 간극에서 열속분포를 다르게 하기 때문에 이들에 대한 정확한 평가가 필요하다.
- 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치될 때 노심하반구의 열수력 조건 등에 따라 간극의 크기가 다양하게 나타날 수 있으므로 간극 크기가 임계열유속에 미치는 영향이 정량화되어야 한다. 즉, 간극의 크기 증가는 간극에서의 임계열유속값을 증가시키며, 불균일한 간극분포는 간극에의 냉각수 주입과 밀접한 관계가 있다.
- 중대사고로 발전하게 하는 초기사고의 조건 및 원자로 냉각재 계통의 감압과 같은 중대사고완화 방안의 수행 등에 따라 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치될 때의 압력이 다양하게 나타날 수 있으므로 계통압력이 간극에서의 임계열유속에 미치는 영향이 정량화되어야 한다.
- 원자로용기 하반구에 노심용융물이 재배치될 때 초기 냉각과정과 용융물 내부에서의 자연대류 열전달의 정도 등에 따라 노심용융물의 외곽벽 거칠기가 다양하게 나타날 수 있으므로 노심용융물 외곽벽의 거칠기가 임계열유속에 미치는 영향이 정확하게 평가되어야 한다.
- 원전에서 중대사고 발생시 사고전개 과정 및 중대사고 완화방안 수행정도에 따라 원자로용기 하반구로 재배치되는 노심용융물의 양이 다양할 수

있으므로 노심용융물의 양에 따라 간극을 통한 노심용융물의 냉각정도가 정량화되어야 한다.

- 원자로용기 하반구에 재배치되는 노심용융물은 열원이 있는 핵연료와 열원이 없는 철과 질카로리 등의 금속으로 구분되며 이들은 밀도차이 때문에 하부의 핵연료 용융물층과 상부의 금속층으로 구분될 수 있으므로 이들이 간극에서의 열전달 기구에 미치는 영향이 정량화 되어야 한다.

기존에 수행된 임계열유속에 대한 연구 현황은 제 4 장에서 기술하였다.

NEXT PAGE(S)
left BLANK

제 3 장 TMI-2 사고시 원자로용기 하부에서의 열전달 특성

1. 개요

1979년에 발생한 미국의 TMI-2 원전사고는 원자력 발전 역사상 가장 중요한 사건중의 하나이다. 원자력 발전소가 대중에게 피해를 줄 수 있다는 인식을 일반인들에게 강하게 심어 주었으며, 그로 인해 원자력 관련 법규가 양적으로 팽창하게된 계기가 되었다. 다른 한편으로 이 사고는 실험실에서 수행하기 어려운 중대사고시 원자로 거동에 관한 유일한 실증실험의 역할도 하였다. 최근에는 이 원자로의 내부 물질을 조사하여 용융된 노심 물질의 재배치와 이들이 원자로용기에 미친 영향 등을 자료화 하였다[3.1]. 이 보고서에 의하면 원자로용기 내벽의 일부가 약 30분 동안 1100℃ 까지 가열되었으며, 그 외의 지역에서는 727℃ 이하의 온도를 유지하였다. 1100℃ 까지 가열되었던 부분은 이후 10~100℃/min 의 빠른 속도로 냉각이 되었다. 따라서 TMI-2 사고시 원자로용기는 손상 받지 않고 건전성을 유지하였다. 이 결과는 기존의 중대사고 해석 모델의 예측과 전혀 다른 결과이다. 기존의 중대사고 해석 코드들은 용융 노심이 원자로용기 바닥에 도달하여 재배치되면 원자로용기는 파손되어 사고가 점차 확산된다고 예측하고 있다.

원자로용기가 중대사고시에도 건전성을 유지한 데에는 지금까지 생각하지 못했던 냉각 기구가 존재한다는 것을 의미한다. 노심용융물이 충분히 냉각되도록 작용을 한 냉각기구로서 다음의 세 가지 유형의 냉각 기구를 생각할 수 있다.

첫째, 그림 3.1에서 보는 바와 같이 노심용융물의 열이 원자로용기에 전달되어 원자로용기가 압력과 온도에 의한 열응력의 증가 및 노심용융물이 냉각.고화되면서 수축함으로써 노심용융물과 원자로용기 사이에 간극이 형성되고 이 간극을 통하여 물이 공급되어 냉각되는 경우이다.

둘째, 그림 3.2에서 보는 바와 같이 용융물이 고화되면서 그 사이에 크랙이 형성되고, 이 크랙은 냉각수 유입로의 역할을 함으로써 용융물이 냉각되는 경우이다.

셋째, 그림 3.3에서 보는 바와 같이 용융물이 고화될 때 부피 수축이 일어나는데 상부 표면이 함몰되는 형태를 이룸으로써 열전달 면적이 증가하는 효과를 보는 경우이다.

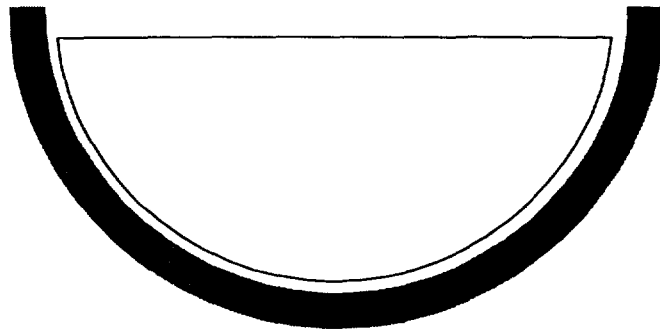


그림 3.1 고화된 노심용융물과 원자로용기 사이에 형성된 간극

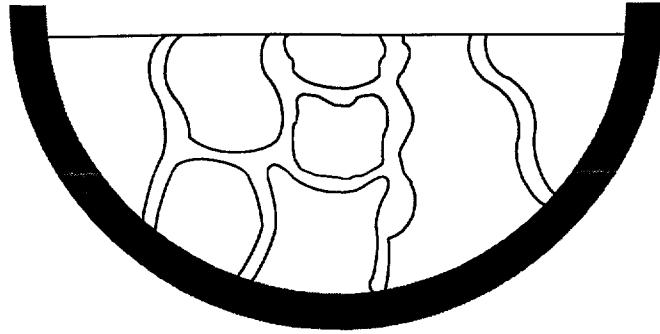


그림 3.2 고화된 노심용융물 내부에 형성된 크랙

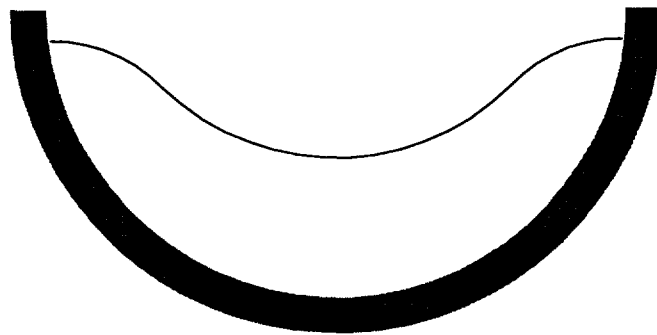


그림 3.3 노심용융물이 냉각될 때 수축됨으로써 증가된 표면적

위의 세가지 유형의 열전달 기구는 가설로서 TMI-2 사고시 실제로 어느 기구가 얼마 만큼 용융물 냉각에 기여했는 지 알수 없다. 이 세가지 냉각기구의 기여도는 모델을 이용해 해석적으로 평가해 추측해볼 수 있다. Rempe 등[3.2] 은 대략적으로 계산하여 고화된 용융물과 원자로용기 사이에 형성된 간극을 통한 냉각 효과가 이

중 가장 크게 기여했을 것이라고 평가하였다. 고화된 용융물과 원자로용기 사이에 형성된 간극을 통한 냉각기구는 Henry 와 Dube[3.3]에 의해서 제시되었다. 이를 개념적으로 설명하면 다음과 같다.

재배치된 노심 용융물로부터 발생된 붕괴 잔열로 인해 원자로용기가 가열되면 원자로용기는 열팽창을 하게 된다. 이때 노심 용융물의 주변 부분은 고화되어 있으므로 그 형태를 유지하게 된다. 그러면 열팽창한 원자로용기와 고화된 노심용융물 사이에 간극이 생겨서 물이 유입될 수 있다. 유입된 물은 비등을 일으키며 잔열을 제거한다. 잔열 제거를 충분히 하기 위해서는 간극을 통해서 냉각수가 계속 공급되고, 냉각수 비등이 지속적으로 유지되어야 한다. 즉, 비등을 통해 냉각수로 전달되는 열속은 임계열유속(CHF) 이하로 유지되어야 한다. 간극을 통해 제거할 수 있는 열량의 최대치가 임계열유속이므로 이에 대한 연구가 필요하다.

노심용융물의 원자로용기 하반구에서의 냉각 기구에 대한 실험적 검증은 일본의 JAERI, 미국의 FAI, 독일 등에서 수행되고 있으며, 한국원자력 연구소에서도 이 냉각 기구의 검증실험과 노심용융물의 고화 실험을 포함한 SONATA-IV 연구과제를 수행하고 있다[3.4].

2. 하부 반구면을 통한 노심용융물의 열전달

SONATA-IV/CHFG 실험장치 설계시 히터 용량을 결정하기 위한 기초 자료로서 TMI-2 사고시 노심용융물의 열속을 대략적으로 추정하였다. 이 계산을 위하여 TMI-2 원자로용기 종합 분석 보고서[3.1]에 기술된 자료를 주로 이용하였다. TMI-2

사고에서는 약 19톤의 노심 물질이 원자로용기 하부에 재배치되었다. 채취된 시료의 평균 밀도는 표 3.1에서 보는 바와 같이 약 8.275(g/cm³) 이다.

표 3.1 TMI-2 사고시 원자로용기 하부 반구에 재배치된 노심

용융물의 밀도

위치	S.E.	N.W.	S.W.	N.E.	평균
밀도(g/cm ³)	9.4	6.9	8.6	8.2	8.275

이 값으로부터 재배치된 노심용융물의 부피가 약 2.3 m³ (19x10⁶÷8.275)임을 알 수 있다. 재배치된 노심용융물의 표면적은 그림 3.4와 같이 도식화하여 다음과 같이 계산하였다. 이때 계산의 편의를 위하여 용융물이 원자로용기 바닥에 Pancake 모양으로 균일하게 재배치되었다고 가정하였다.

용융물 체적 계산

$$\text{원의 방정식 : } x^2 + y^2 = R^2$$

$$\text{체적 미분소 : } dV = \pi x^2 dy = \pi(R^2 - y^2)dy$$

$$\text{부피 : } \int dV = \pi \int_t^R (R^2 - y^2) dy = \pi \left[R^2(R-t) - \frac{1}{3}(R^3 - t^3) \right]$$

R=2m 일 때 위 식 값이 2.3 m³ 이어야 하므로 t=1.36m, 즉, 용융물의 깊이는 64cm 임을 알 수 있다. 다음은 그림 3.5로부터 곡면의 표면적을 구하였다.

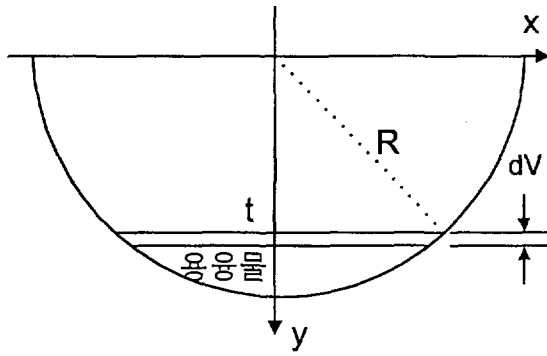


그림 3.4 용융물의 부피 적분

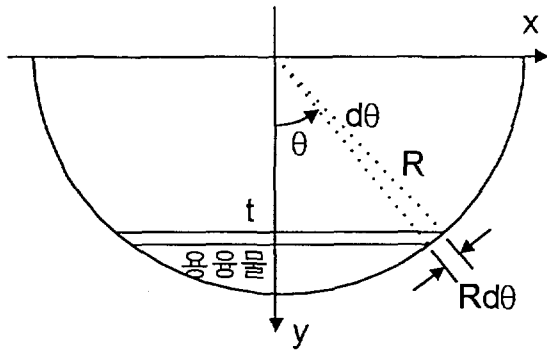


그림 3.5 용융물의 면적 적분

표면적 계산

좌표 변환 : $x = R \sin \theta$, $t = R \cos \theta$

$$\text{면적 미분소} : dS = 2\pi x R d\theta = 2\pi R^2 \sin\theta d\theta$$

$$\text{면적} : \int dS = \int_0^R dS = 2\pi R^2 \int_0^\theta \sin\theta d\theta = 2\pi R^2 (1 - \cos\theta)$$

이 때 $\cos\theta = \frac{t}{R} = 0.68$ 이고 $R=2m$ 이므로 곡면의 표면적은 $8.043m^2$ 이다.

노심용융물 하부면을 통해서 제거되어야 하는 열은 다음의 두가지를 고려해야 한다. 첫째는 붕괴열이고 둘째는 용융물의 온도가 낮아지면서 방출되는 sensible heat이다. TMI-2 원자로용기 종합분석 보고서에서 Margin to Failure 계산을 위한 컴퓨터 Code 의 초기 및 경계조건에 의하면 용융물 재배치가 끝날 때(224분) 붕괴잔열은 $0.95 MW/m^3$ 이고 Rempe 등[3.2]의 계산값은 $1.0 MW/m^3 \pm 20\%$ 이다. Rempe 등은 TMI-2 원전의 노심용융물 냉각에 관한 연구를 수행하면서 노심용융물의 열평형을 계산하였다. 이들의 계산에 의하면 재배치된 용융물의 아래쪽면을 통해서 제거된 열량은 윗면을 통해 제거된 열량의 약 1/10 이었다. 이 값은 VVER440 원자로를 이차원의 slice 로 모사한 COPO 실험[3.5]의 측정값인 약 30%보다 작다. 붕괴열의 30%가 하부 곡면으로 방출된다고 가정하면 붕괴열에 의한 열유속을 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\dot{Q}_{down, decay}'' = \frac{q}{A} = \frac{0.3 \times 2.3m^3 \times 0.95MW / m^3}{8.043m^2} = 82 kW/m^2$$

Sensible heat 제거로 인한 열속을 계산하기 위해서는 노심용융물의 비열과 온도 감소율을 알아야 한다. 한국형 차세대 원전의 노심용융물 비열은 액상일 때 $0.523 kJ/kgK$ 고체일 때 $0.519 kJ/kgK$ 이다. 이 자료를 보면 노심용융물의 비열이 액체일

때와 고체일 때 크게 다르지 않음을 알 수 있다. 한편 Urania 와 Zirconia가 80:20 의 질량비율로 섞여있는 노심용융물의 비열은 0.533 kJ/kg.K이다. 그러나 TMI-2 사고시 노심용융물의 온도 감소율은 기록할 수 없었으며, 사고후 물질조성 자료를 이용한 유추도 불가능 했다. 따라서 용융물의 냉각율은 용융물의 열평형 관계를 해석하여 유추하는 방법 밖에 없다. 용융물의 열평형 관계를 해석하기 위해서는 여러가지 초기 및 경계조건이 필요하다. 이들 중 냉각율에 크게 영향을 주는 값 들은 다음과 같다.

- 용융물의 초기 온도
- 용융물과 냉각수 사이의 열전달 계수
- 용융물의 표면적
- 원자로 하부 반구 외벽의 열전달 계수.

이러한 값들은 정확히 알 수 없으므로 오차 범위를 가지고 이용하게 되며 유추된 냉각율 역시 범위를 가지는 값의 형태로 표현하게 된다. Rempe등[3.2]은 용융물과 비상노심 냉각수 사이의 열평형을 계산하여 용융물의 냉각율이 최소 0.4K/sec, 최대 110K/sec에 이를 수 있다고 하였다. 그러나 이 계산에 사용된 중요 변수 들의 오차범위가 너무 커 그들도 이 계산값을 후속 연구에 이용할 수 없다고 밝혔다. 한편, 노심 용융물 물성치 조사에 의하면 TMI-2 원자로 용융물 재배치시 용융물은 녹는점(2873K) 보다 0~250K 높은 온도에 있었다. Rempe 등은 다음의 가정을 사용하여 하반구 하부를 통한 열속과 노심용융물의 냉각율을 결정하였다.

- 용융물이 250K 과열되어 있다,

- 용융물은 결점이 없는 pancake 모양의 고체이다,

이때 열전달계수는 COPO 실험의 결과를 이용하였다. 그 결과, 하향 반구면을 통한 열속이 110 kW/m^2 이고 용융물의 냉각율이 1.0K/sec 이라고 하였다. 이 값들은 다음과 같은 존재 가능한 냉각 기구를 고려하지 않았기 때문에 실제값보다 과소 평가된 것으로 판단된다.

- 간극을 통한 냉각
- Crack 을 통한 냉각
- 수축에 의한 면적 증가

Sensible heat의 약 30%가 하부 곡면으로 방출된다고 가정하면 sensible heat에 의한 열유속을 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} \dot{q}_{\text{down,sensible}} &= \frac{(MC_p \Delta T / \Delta t)_{\text{corium}}}{A} = \frac{0.3 \times 19000 \text{ kg} \times 0.533 \text{ kJ / kgK} \times 1 \text{ K / sec}}{8.043 \text{ m}^2} \\ &= 378 \text{ kW/m}^2 \end{aligned}$$

위 두 값을 더하면 하향 곡면을 통한 열속이 계산된다.

$$\dot{q}_{\text{down,sensible}} + \dot{q}_{\text{down,decay}} = 378 \text{ kW/m}^2 + 82 \text{ kW/m}^2 = 460 \text{ kW/m}^2$$

이 결과를 제 4 장에서 설명할 CHF 관계식과 아래의 표에 비교하였다. 압력을 10 MPa, 압력용기 하부 반구의 직경(D)을 4m, 높이를 2m로 하여 관계식을 계산하였다.

표 3.2 간극에서의 임계열유속 비교

Author	Geometry*	CHF with 1mm gap KW/ m ²	Gap size(S) to remove 460KW/m ²	Steam velocity**
Monde	vertical plate(2)	649	0.67mm	0.75m/s
Katto & Kosho	horizontal plate(3)	0.07	실험장치 구조 때문에 비정상적 결과 ***	
Chang & Yao	vertical annulus(1)	125	3.7mm	0.14m/s

* : 실험장치 구조가 반구형 간극과 유사한 정도의 순위

** : $V = q' / \pi D S \rho h_{fg}$

*** : 직경 4m의 수평 원판사이 에서는 기포가 제거되기 어렵다.

Monde 등의 결과로부터 TMI-2 원자로의 경우 고화된 용융물과 원자로용기 사이에 2 mm 내외의 간극만 있었어도 용융물의 냉각이 가능했을 것으로 추정된다. 그러나 이 관계식들은 대기압 조건에서 개발되었고 또한 반구형 간극에서 개발된 관계식이 아니므로 이러한 점들을 개선한 관계식이 개발되어야 보다 정확한 설명이 가능하다.

제 4 장 임계열유속 연구현황 및 분석

1. 개요

발열중인 고온의 고체 표면에 액체가 접촉하면 액체로 전달된 열의 대부분은 고체 표면 근처에서 기화열로 이용된다. 이 과정은 고체 표면과 액체사이의 온도차가 작아도 열전달이 매우 잘 되는-효과적인 열전달 기구이다. 그러나 이 기구를 이용한 열전달도 한계를 가지기 마련이며 그 한계가 임계열유속(Critical Heat Flux: CHF)이다. 고체 표면에서 액체로 전달되는 열속이 CHF에 이르게되면 고체 표면에 기포막이 형성되어 고체표면과 액체 사이의 접촉을 방해하므로 고체에서 액체로의 열전달을 방해한다. 이때 고체 표면의 온도는 크게 증가하거나 열속이 오히려 감소하게 된다.

현재까지 발표된 연구 문헌에서 CHF를 지칭한 용어들은 burnout, dryout, Boiling Crisis(BC), Departure from Nucleate Boiling(DNB) 등 다양하다. 이들중 dryout은 환상류 영역에서 벽면에 존재하던 액막이 기화로 인해 사라짐으로써 발생하는 CHF를 가리킬 때 이용되고 DNB는 과냉각시 발생하는 CHF를 지칭할 때 주로 이용된다. 1934년 Nukiyama[4.1]는 선박용 증기발생기의 성능개선을 위하여 포화수의 풀비등시 가능한 최대 열속을 실험적으로 연구하던 중 CHF를 발견하였다. 이 후 CHF는 원자력 발전소, 열교환기 등 산업적 이용 분야 때문에 관내부의 강제대류 조건에서 많은 연구가 수행되었다. 이에 비하면 풀비등 조건에서의 CHF 연구는 상대적으로 적었고 히터 외부의 강제대류 조건시 CHF 연구는 매우 적었다[4.2]. 현재까지 수행된 임계열유속에 관한 연구는 양적으로 방대하다고 할 수 있으나 구 형태 간극에서의

연구는 전무하다. 기존의 임계열유속 연구에 대한 검토 논문으로는 Katto[4.3], Groeneveld & Snoek[4.4], Celata[4.5], Lienhard[4.6] 등이 있다. 본 장에서는 임계열유속에 관한 기존 연구들을 조사하여 비교 분석한 내용을 다루고자 한다. 한국원자력연구소에서는 SONATA-IV 연구와 관련하여 반구형 간극에서의 열전달 현상에 중점을 두고 있으므로 이와 관련된 연구들을 검토하였다. 한편 많은 CHF 모델들이 역류유동 제한 현상(Counter Current Flow Limit: CCFL) 상관식으로 부터 개발되었으므로 이 현상에 대한 간략한 소개부터 시작한다.

2. 역류유동 제한현상

기체와 액체가 서로 반대방향으로 흐르는 유동형태(counter-current flow)는 유체를 이용하는 화학 공장이나 발전소 등에서 자주 접할 수 있다. 기체와 액체의 유량이 적을 때에는 위로 흐르는 기체의 유량이 아래로 흐르는 액체의 유량에 거의 영향을 미치지 못한다. 그러나 기체의 유량이 충분히 커지면 유연한 역류 유동형태가 유지되지 못하여 유동형태가 혼돈상태가 되고 아래로 흐르는 액체의 유량이 급격히 감소하게 된다. 이러한 현상을 플러딩(flooding) 혹은 역류유동 제한현상이라고 부른다. 역류유동 제한현상은 지난 약 50년동안 꾸준히 연구되어 왔으나 현상이 복잡하여 아직도 충분히 이해되지는 못하고 있다. 오랜 기간동안 수많은 연구들이 진행되어 해석적 모델과 실험식 등이 다양하게 개발되었으나 모두들 한계를 가지고 있다. 역류유동제한 현상에 관한 연구들은 Tien & Liu[4.7], Bankoff & Lee[4.8], Hewitt[4.9] 등이 체계적으로 잘 정리하였으므로 이 현상에 관한 전반적인 내용은 이들의 논문에 잘 정리되어 있다. 여기에서는 역류유동 제한현상에 관한 일반적인

지식과 좁은 간극의 구조에서 수행된 역류유동 제한 현상에 관련된 연구들에 대하여 기술하였다.

역류유동 제한현상은 매우 복잡한 특성을 가지고 있어서 해석 모델을 개발하기 위해서는 여러 가지 가정들을 이용해야 한다. 이러한 어려움을 피하기 위해서 많은 실험식이 개발되었다. 실험식을 개발할 때 가장 널리 사용된 무차원수는 Wallis 변수와 Kutateladze 수이다. 이 무차원수를 이용하여 다음과 같은 형태의 실험식이 개발되어 왔다.

$$j_g^{*1/2} + mj_l^{*1/2} = C \quad (4.1)$$

$$K_g^{1/2} + mK_l^{1/2} = C \quad (4.2)$$

$$j_k^* = j_k \frac{\sqrt{\rho_k}}{\sqrt{gD(\rho_l - \rho_g)}} \quad (4.3)$$

$$K_k = j_k \frac{\sqrt{\rho_k}}{\sqrt[4]{g\sigma(\rho_l - \rho_g)}} \quad (4.4)$$

위 식에서 g , σ , ρ , j 는 중력 가속도, 표면장력, 밀도, 결보기 속도를 각각 나타내며, 첨자 l , g 는 액상과 기상을 각각 나타낸다. 위 두 무차원수의 차이점은 유로 직경(D)의 효과가 무차원수에 고려되었는가 그렇지 않은가 하는 점이다. Wallis 변수의 경우 분모에서 제곱근 형태로 직경을 고려하고 있으나 Kutateladze 수는 직경의 영향을 받지 않는다. 그렇다면 식 (4.1) 과 식(4.2) 중 어느 형태의 실험식이 역류유동제한 현상의 파이프 직경 효과를 보다 잘 설명하는지 검토할 필요가 있다. Bankoff & Lee[4.8]는 기존의 실험값들을 비교 분석하여 직경이 다른 파이프에서

측정된 실험 값들이 파이프 직경의 제곱근에 비례하지 않는다고 말하였다. Wallis 변수로 표현된 많은 해석적 모델과 실험식들은 고정된 액체 유속에서 무차원 직경 D^* 가 증가함에 따라 역류유동제한 현상을 일으키는 기체 유속이 감소한다고 예측한다. D^* 는 다음과 같이 정의되며, 본드수 Bo 의 제곱근과 같다.

$$D^* = D \left[\frac{g(\rho_l - \rho_g)}{\sigma} \right]^{1/2} = Bo^{1/2} \quad (4.5)$$

Kutateladze 수 자체는 직경을 변수로 포함하고 있지 않기 때문에 유로의 직경은 식(4.2)의 계수에서 고려하는 형태의 실험식이 개발되어 왔다. 한편 Pushkina & Sorokin[4.10]은 다양한 직경의 파이프에서 아래로 향하는 액체가 전혀 흐르지 않게되는 기체 유량을 측정하였다. 이들은 측정값을 이용하여 다음의 실험식을 구하였다.

$$K_g = 3.2 \quad (4.6)$$

이들은 파이프 직경이 측정값에 전혀 영향을 주지 않는다고 결론지었다. 이처럼 파이프 직경의 역류유동제한 현상에 대한 영향은 서로 일치하지 않는 결론들이 제시되었다. Wallis & Makkenchery[4.11]와 Richter[4.12]는 이러한 혼돈된 결과들을 구분할 수 있는 새로운 결과를 제시하였다. 이들은 위의 서로 상반된 두 가지 결과중 하나가 틀린 것이 아니라 그 적용범위가 다를 뿐이라는 연구결과를 제시하였다. 즉, $D^* \leq 40$ 인 영역에서는 Wallis 변수를 이용한 관계식이 잘 맞고, $D^* > 40$ 에서는 Kutateladze 수를 이용한 식이 잘 맞는다고 보고하였다.

지금까지 수행된 역류유동현상에 관한 해석적 및 실험적 연구들 중 대부분은 원형관을 대상으로 수행되었다. 이외에도 환상관, 원형관 다발, 원전연료 다발 형태의 유로에서 실험적 연구를 수행한 경우도 있다. 단면이 직사각형인 유로를 대상으로 연구한 경우도 있다. 이는 MTR형 연료와 같이 대부분의 연구용 원자로 연료모양이 직사각형의 유로를 만들기 때문이다.

3. 수조비등 임계열유속의 이론적 모델

수조비등시 CHF를 예측하려는 모델은 두가지 이론이 중심을 이루고 있다. 하나는 수력학적 불안정성 모델이고, 다른 하나는 액체 미소층 건조 모델이다. 첫째 모델은 가열면에서 상승하는 증기와 액체 사이에서 발생하는 불안정성 때문에 증기가 빠져나가지 못한다는 생각으로부터 유도되었으며, 둘째 모델은 증기 기포 아래 존재하는 얇은 액체 막에 물이 공급되지 못하여 액체 막이 소모되었을 때 CHF가 발생한다는 개념으로부터 유도되었다.

Kutateladze[4.13]는 CHF가 수력학적 현상(hydrodynamic phenomena) 이라고 생각하였다. 그는 증기와 물의 운동 방정식을 해석하여 식(4.10)으로 표현되는 CHF 관계식을 유도하였다. 이 식은 다른 여러가지 방법으로도 유도가 되지만 그 중 Zuber[4.14]의 유도를 소개한다. 그가 CHF 모델 개발을 위해 생각한 상황은 다음과 같다. 가열되는 수평 평판 위에 물이 있을 때 막비등이 일어나면 Taylor instability 로 예측되는 파의 정점 위치에서 증기가 위로 빠져나간다. 빠져 나가는 증기 기둥은 Kelvin-Helmholtz 불안정성(instability)으로 잘려지고 증기의 탈출로가 막히게 된다. 즉, 수평 평판에서 열속은 다음의 관계를 가진다.

$$q'' = C_1 \cdot h_{fg} \rho_g u_g \quad (4.7)$$

비례상수 C_1 은 Taylor instability 로 계산되는 증기기둥의 위치와 면적 등으로부터 결정된다. 한편 증기 기둥은 경계면에 존재하는 표면장력 때문에 유지되는데 증기의 관성력이 표면장력보다 커지면 증기 기둥은 불안정해진다. 이 상태는 다음 식으로 표현된다.

$$\frac{\sigma}{\lambda_{KH}} \leq C_2 \cdot \frac{1}{2} \rho_g u_g^2 \quad (4.8)$$

이 때 Kelvin-Helmholtz 웨이브 수 λ_{KH} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\lambda_{KH} = C_3 \cdot \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}} \quad (4.9)$$

식 (4.8)의 경계조건으로부터 u_g 를 구하고 식(4.9)와 함께 식(4.7)에 대입하면 CHF 관계식으로서 가장 널리 이용되는 다음의 식을 유도할 수 있다.

$$\frac{q''_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt{\frac{\rho_g^2}{g \sigma \Delta \rho}} = k_1 \quad (4.10)$$

우변의 k_1 은 실험을 통하여 결정되는 상수이다. Kutateladze는 원판형 및 선형 히터를 이용하여 풀비등 조건에서 CHF 값을 측정하는 자신의 실험에서 0.13 ~ 0.19 를

구하였다. 현재까지 진행되어온 CHF 연구에서 많은 실험식들은 식(4.10)의 우변항을 변형시킨 형태이다. 계통해석 코드인 RELAP5와 COBRA는 저압 저유속 조건에서의 CHF 관계식으로서 Zuber-Griffith[4.15] 식을 이용하는데 이 식은 식(4.10)에서 우변항이 다음과 같이 정의되었다.

$$k_1 = 0.131(1 - \alpha) \quad (4.11)$$

미국 펜실바니아 대학의 Cheung 등[4.16]은 기존에 수행된 실험결과를 인용하여 풀에 잠긴 반구 아래 면에서의 CHF 모델을 제시하였다. 이들에 의하면 반구면에는 이상 경계층이 형성되어 증기가 기포형태로 빠져나간다. 기포는 연속적으로 빠져나가기 보다는 약 4Hz의 주기로 섭동하면서 빠져 나간다. 이는 한국원자력연구소에서 SONATA-IV 실험의 일환으로서 수행한 VISU-II 실험에서 관찰한 물과 증기의 주기적 운동과 일치한다. 하향 반구의 경우 앞에서 설명한 Zuber의 상황 설정이 적절하지 못하다고 판단하고 다른 개념을 도입하였다. 이들은 반구면과 커다란 기포 사이에 물의 미소층(micro-layer)이 존재하며 증기가 이 층을 뚫고 기포에 공급되는 상황을 설정하였다. 안정된 미소층이 존재하기 위해서는 증기 jet 의 높이가 Helmholtz 파장보다 작아야 한다는 생각으로 부터 미소층 두께를 다음과 같이 구하였다.

$$\delta_m = C_1 \sigma \rho_g \left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_l}\right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_l}\right)^{0.4} \left(\frac{h_{fg}}{q''_{NB}}\right)^2 \quad (4.12)$$

위 식에서 C_1 과 q''_{NB} 는 각각 비레상수와 핵비등열속이다. 이상 경계층으로부터

미소층으로 공급되는 물의 양이 기화로 인해 소모되는 미소층 물의 양보다 적을 때 가열면에 국부적인 dryout 이 발생하며 이것이 CHF 를 일으킨다고 생각하여 다음의 식을 구하였다.

$$q''_{CHF} = \rho_l h_{fg} u_1 (\delta_m)_{CHF} / C_2 \delta_0 \quad (4.13)$$

위 식에서 C_2 와 $(\delta_m)_{CHF}$ 는 비례상수와 CHF 시 미소층 두께를 각각 나타낸다. 이들은 CHF 가 핵비등 영역의 연장선상에 있다고 보고 식(4.12)의 q''_{NB} 가 q''_{CHF} 일 때 $\delta_m = (\delta_m)_{CHF}$ 이라고 하였다. 이러한 관점으로 식 (4.12)와 (4.13)을 결합하여 다음의 CHF 모델을 개발하였다.

$$q''_{CHF} = B \rho_g h_{fg} \left[\frac{\sigma u_1}{\rho_l \delta_0} \left(1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} \right) \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{-1.6} \right]^{1/3} \quad (4.14)$$

위에 설명한 CHF 모델들은 SONATA-IV/CHFG 연구 대상인 반구형 간극에서의 CHF 모델 개발시 참조 대상이 되어야 한다.

4. Pool 비등시 반구형 히터 외곽에서의 임계열유속

반구형 간극에서의 열전달 관련 실험은 수행되지 않았으나 중대사고시 원자로용기 파손 방지를 위한 원자로용기 외벽 냉각 연구를 위한 반구형 히터의 풀비등(Pool Boiling) 조건에서 냉각을 규명한 실험은 수행되었다. 반구형 구조에서 열전달 관련 연구시 고려해야할 변수를 알아보기 위하여 기존에 수행된 연구들을 조사하였다.

Theofanous 등[4.17]은 원자로용기 하부를 모사하는 ULPU-2000 실험장치를 이용하여 풀비등시 원자로용기 외벽에서의 CHF 값을 측정하였다. ULPU-2000은 곡률반경 1.76 m, 두께 7.6 cm, 넓이 15 cm, 길이 0.83 m 의 이차원 Slice 히터블럭에 카트리지 히터를 여러점으로 설치하여 2000 kW/m² 의 열속을 낼 수 있다. 이들은 압력용기 외부의 비등 영역을 각도에 따라 다음의 두 부분으로 나누었다.

첫째, 바닥 근처로 이 곳에서는 발생된 증기가 활발하게 움직이며 압력용기 벽면을 따라 임의의 방향으로 이동한다.

둘째, 압력용기 윗부분으로 안정된 이상 경계층을 이루며 증기가 지나간다.

이들은 장치의 배치를 변화시키며 실험을 수행하였는데 현재 두 가지 배치로부터 측정된 결과를 발표하였다. 첫번째는 압력용기 바닥을 모사하기 위해 히터 블럭을 수평으로 하여 풀비등 조건에서 실험하였고(배치 1) 두번째는 원자로 압력용기 바닥으로부터 윗부분까지 모사하도록 배치하여 자연대류가 일어나는 조건(배치 2)에서 실험하였다. 이들은 이에 따라 다음의 실험식을 제시하였고 이 식은 원자로용기 외벽 냉각시 측정된 CHF 관계식으로서 널리 이용되고 있다.

배치 1

$$q_{CHF}(\theta) = 300kW/m^2, \theta < 5^\circ$$

$$q_{CHF}(\theta) = 300 + 12.6\theta kW/m^2, \quad 5^\circ < \theta < 30^\circ \quad (4.15)$$

배치 2

$$q_{CHF}(\theta) = 500 + 13.3\theta kW/m^2, \quad \theta < 15^\circ$$

$$q_{CHF}(\theta) = 540 + 10.7\theta kW/m^2, \quad 15^\circ < \theta < 90^\circ \quad (4.16)$$

Chu 등[4.18]은 직경 61 cm의 원통형 알루미늄 블럭을 160 °C 와 330 °C로 가열한뒤 대기압의 포화상태 물에 담가서 급격히 냉각시키는 Quenching 실험을 수행하였다. 알루미늄 블럭의 바닥면은 평면과 곡률반경 335cm의 곡면 두 가지 형태를 이용하였다. 두 경우 모두 약 500 kW/m² 의 CHF 값이 측정되었다. El-Genk & Gao[4.19] 또한 직경이 7.5 cm 이고, 바닥면의 곡률반경이 14.8 cm 와 21.9 cm 인 금속 블럭으로 Quenching 실험을 수행하여 Kutateladze 수를 이용한 형태의 CHF 상관식을 구하였다. Cheung[4.20] 은 직경 30 cm의 반구형 용기를 이용하여 급냉 실험을 수행하였다. 이들이 반구 바닥에서 측정한 포화상태 물에서의 CHF 값은 400 kW/m² 이었다.

전술한 연구들중 Theofanous 등[4.17]의 연구만이 연속 가열을 이용한 CHF 실험이었고 나머지 실험들은 quenching 실험이었다. 이는 실험장치의 구조때문에 적용가능한 히터의 용량이 제한되었기 때문이다. 즉, Theofanous 등의 실험은 이차원 slice 에서 수행되었기 때문에 여러겹으로 히터를 설치할 수 있었으나, 나머지 실험은 모두 3차원 반구형태를 이용하므로 히터를 설치하는데 어려움이 있었다. 이러한 어려움은 반구형 간극에서의 CHF 실험을 계획중인 SONATA-IV/CHFG 에도 적용되므로 설계시 세심한 배려가 필요하다.

5. 유동비등시 직사각형 유로에서의 임계열유속

연구용 원자로의 연료는 대부분 단면이 직사각형과 유사한 형태의 유로(rectangular channel)를 형성한다. 연구용 원자로의 안전성 계산을 위하여 직각 유로에서의 CHF

실험이 수차례 있었다. 연료 주변에는 냉각 혹은 증성자 감속을 위하여 냉매가 흐르게 되므로 직각 유로에서 수행된 CHF 실험은 대부분 유동비등(flow boiling) 조건에서 수행되었다. 사각형 유로에서의 CHF 실험 연구중 물이 아래방향으로 흐르는 역류유동 조건에서의 실험들을 표 4.1에 정리하였다.

표 4.1 사각형 유로에서 역류유동시 CHF 실험

저 자	압력 (MPa)	질량유속 (Kg/m ² s)	입구온도 (K)	유로단면 (mm)
Sudo et al.[4.25]	0.1-0.12	0-600	292-353	40.0×2.25
Yucel & Kakac[4.21]	0.1	1250-6250	331-370	5.84×6.35
Mishima[4.24]	0.1	0-600	302-360	30.×2.4
Sudo & Kaminaga [4.22]	0.1	2-600	298-348	50×2.25 50×2.8

Yucel & Kakac[4.21]은 역류유동시 CHF 값이 동향류(co-current) 에서 측정한 CHF 값보다 약간 작다고 보고하였다. Sudo & Kaminaga[4.22] 는 유로의 간극이 커질수록 CHF 값이 증가했으며, 유로의 넓이보다 간극의 크기가 CHF 값에 영향을 더 크게 준다고 보고하였다. 또한 이들은 유로의 길이가 CHF 값에 영향을 주지 않는다고 하였다. 이 결과는 Jeong & No[4.23] 의 CCFL 실험 결과(유로 입구의 구조가 직각이면 CCFL 은 유로 입구에서 발생하며 유로의 길이는 영향을 주지 않음)와 일치한다.

Mishima[4.24] 와 Sudo & Kaminaga[4.25]는 다음식과 같은 형태의 CHF 상관식을 개발하였다.

$$\frac{q''_{CHF}}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_g^2}{g \sigma \Delta \rho}} = f_1(\Delta T_{SUB}) + f_2(CCFL) \quad (4.17)$$

위식에서 우변의 첫번째 항은 입구 과냉각(subcooling)의 영향을 고려한 것이고 둘째 항은 포화상태시 CCFL에 의한 영향을 고려한 것이다. 이러한 연구 결과로부터 역류유동시 CHF는 CCFL과 매우 밀접한 관계가 있는 것으로 판단된다.

6. Pool 비동시 간극에서의 임계열유속

간극에서의 실험은 두개의 평판 사이, 원판 사이, 환상관 사이 등에서 수행되었다. 가열 방법은 한쪽판만 가열한 경우와 양편판 모두 가열한 경우가 있으며, 주로 풀(pool)에서 실험이 수행되었다. 풀비동시 간극에서의 CHF를 연구한 문헌들을 표 4.2에 정리하였다.

수직으로 세워지는 증기발생기 세관과 tube sheet 사이에는 약 0.25 mm의 환형 간극이 존재한다. 간극의 바닥은 닫혀있으며 이 부분은 다른 부위에 비하여 화학적 부식이 매우 빠르고 정상 운전시 천이 비등을 일으킨다. Chang & Yao[4.26] 는 이 부분에서의 열수력학적 거동을 이해하고자 임계열유속 실험을 수행하였다. 실험장치는 직류로 가열되는 파이프가 수정관안에 위치하여 지지대 위에 설치되며 바닥이 닫혀있으며 풀에 잠겨 있는 형태이다. 이들이 수행한 실험의 주요 실험

인자를 표 4.3에 정리하였다.

표 4. 2 폴리등시 간극에서의 CHF 실험

저 자	장치 구조	유체	간극(mm)
Katto & Yokoya[4.29]	수평 원판	Water	0.8-2.0
Chang & Yao[4.26]	수직 환상 간극	R-113, acetone water	0.32, 0.8, 2.58
Katto & Kosho[4.28]	수평 원판	R-113, benzene Ethyl alcohol, water	0.16-100 이상
Monde et al.[4.27]	수직 평판	R-113, benzene Ethanol, water	0.45-7.0

표 4. 3 Chang & Yao[4.26] 의 실험 조건

가열 파이프 제원	SUS304, f25.4, t0.71, L101.6
계통 압력(atm)	0.6 - 4.04
수정관 길이(mm)	25.4, 76.2
간극 크기(mm)	0.32, 0.8, 2.58
사용 액체	Freon-113, acetone, water

이들의 실험에 의하면 Freon-113의 경우 풀에서 임계열유속은 200 kW/m² 이었으나 0.32mm 간극에서는 6.3 kW/m² 이었다. 즉, 간극에서의 임계열유속은 풀에서의 값보다 매우 작게 나타났다. 이들은 가열된 표면을 냉각시킬 수 있는 물의 공급이 제한될 때 CHF가 일어난다고 생각하여 CCFL 관계식으로 부터 다음의 CHF 상관식을 유도하였다. 이 실험은 본드 수가 작은 영역에서 수행되었으므로 CCFL 관계식으로서 Wallis 식을 이용하였다.

$$\frac{\dot{q}_{CHF}''}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt{\frac{\rho_g}{gD\Delta\rho}} = \frac{0.38}{(1 + \sqrt[4]{\rho_g / \rho_l})^2 \cdot (L/S)} \quad (4.18)$$

위 식에서 S , L , D 는 유로의 간극 크기와 길이 및 가열 파이프의 직경을 각각 나타낸다.

Monde 등[4.27]과 Katto & Kosho[4.28]는 수직 평판과 수평 원판을 이용하여 다음의 CHF 상관식을 각각 개발하였다.

$$\frac{\dot{q}_{CHF}''}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{0.16}{1 + 6.7 \times 10^{-4} (\rho_l / \rho_g)^{0.6} (L/S)} \quad (4.19)$$

$$\frac{\dot{q}_{CHF}''}{\rho_g h_{fg}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_g^2}{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{0.18}{1 + 0.00918 (\rho_g / \rho_l)^{0.14} \sqrt{\frac{g\Delta\rho D^2}{\sigma}} (D/S)} \quad (4.20)$$

위 식들을 보면 풀비동시 간극에서의 CHF 관계식이 Wallis 변수 혹은 Kutateladze 수를 이용하여 개발되어 왔음을 알 수 있다. Chang & Yao[4.26] 의 실험장치는 유로의

바닥이 막혀 있어서 유로내에 역류유동(counter current flow)이 형성되지만 Katto & Yokoya[4.29], Monde 등[4.27]과 Katto & Kosho[4.28]는 막혀있는 부분이 없어서 증기와 물이 같은 방향(co-current)으로 움직이며, 자연대류 형태를 보였을 것으로 생각된다.

한편 위식의 세 상관식은 모두 대기압 실험에서 측정한 CHF 값을 이용하여 구해진 것이며, 다양한 종류의 유체를 이용하여 실험을 수행함으로써 물질상수 변화를 고려할 수 있는 상관식을 개발하고자 하였다. 이러한 상관식들이 압력 변화에 따른 물질 상수 변화를 잘 나타내는지 알아보기 위하여 간극의 크기가 1 mm 이고 사용 유체가 물인 경우에 대하여 그림 4.1에 비교하였다. 상관식을 계산할 때 유로의 길이, 원판의 직경 등 간극의 크기 이외의 변수들은 각 상관식 개발에 이용된 실험 장치의 값을 이용하였다. 그림에서 보는 바와 같이 Katto & Kosho[4.28] 와 Chang & Yao[4.26] 의 모델은 압력이 증가함에 따라 CHF 값이 증가하다가 다시 약간 줄어드는 경향을 보인다. 이 경향은 널리 받아들여지고 있는 압력의 영향에 대한 기존의 지식과 일치한다. 그러나 Monde 등[4.27]의 모델은 나머지 두 모델의 예측값보다 매우 큰 값을 예측하며 압력에 대한 경향 또한 달라 보인다. 따라서 Monde 등[4.27] 모델의 적용 범위를 고압 영역으로 확장해서는 안될 것으로 판단된다.

그림 4.2는 대기압 상태에서 간극의 크기가 변함에 따라 CHF 상관식들이 예측하는 값의 변화를 보여준다. 정도의 차이가 있을 뿐 세 상관식 모두 간극이 커짐에 따라 CHF 값도 증가함을 보여준다. Katto & Kosho[4.28] 와 Monde et al.[4.27]의 모델은 간극이 증가함에 따라 CHF 값이 증가하다가 수렴하는데 이는 물리적으로 간극이 무한대인 풀비등 영역을 의미하기 때문이다. 그러나 Chang & Yao[4.26]의 모델은 나머지 두 모델과 달리 계속 증가하는 경향을 보인다. 이는 물리적으로 타당하지 않으므로 이 모델을 10 mm 이상의 간극에는 적용이 불가능할 것으로 판단된다.

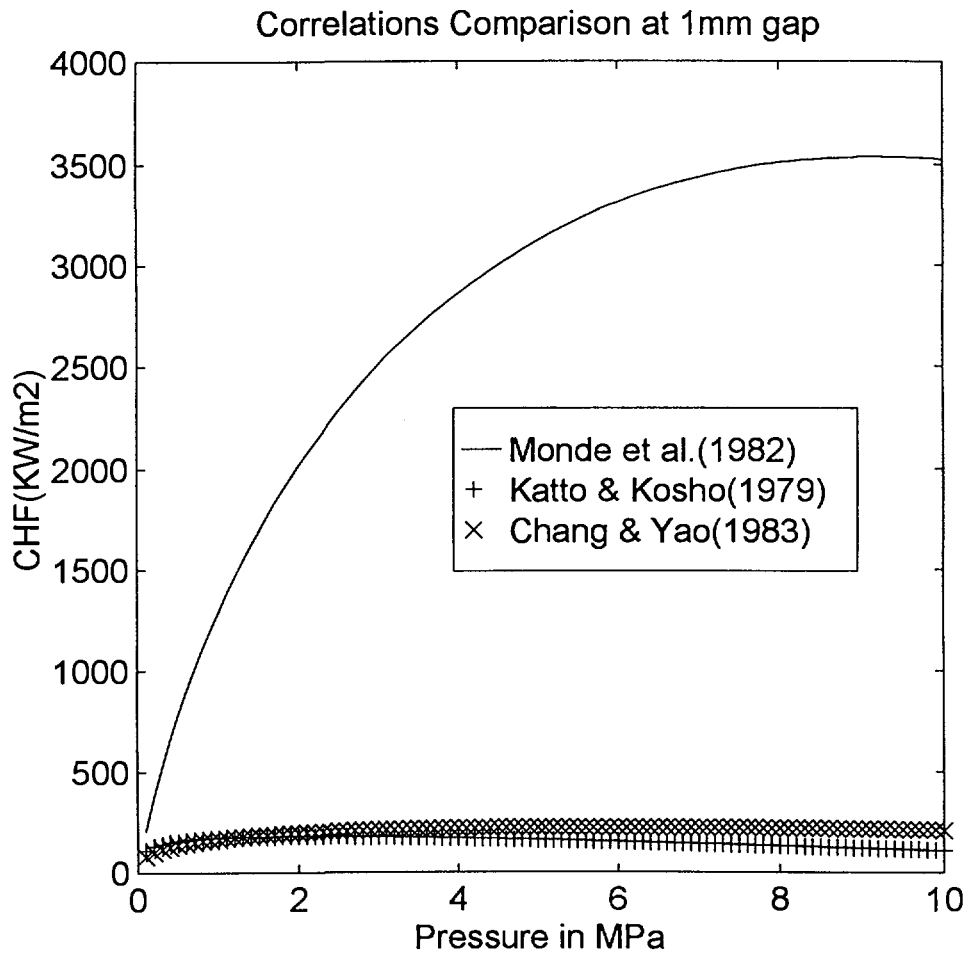


그림 4.1 CHF 상관식에서 압력의 영향 비교

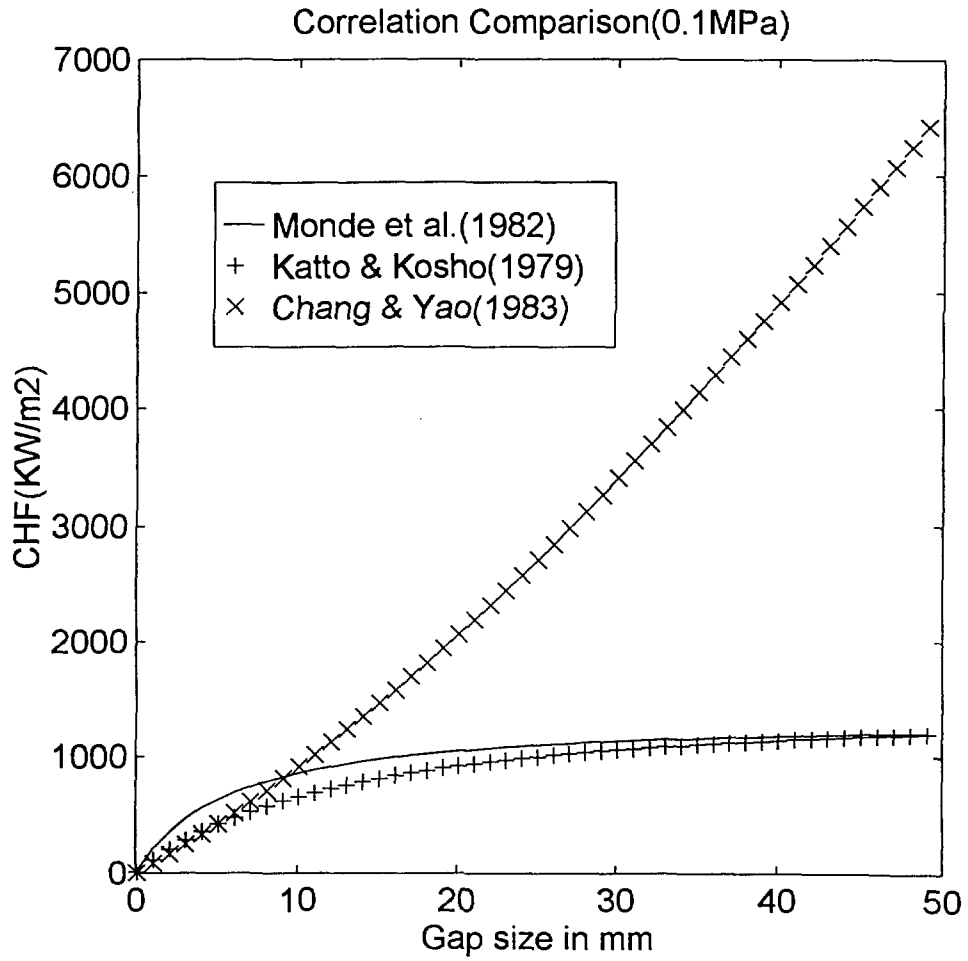


그림 4.2 CHF 상관식에서 간극 크기의 영향 비교

독일의 Siemens AG/KWU[4.30]에서는 곡면 간극에서의 CHF 실험을 수행하고 있다. 이 실험은 TMI-2 원자로용기를 모의하여 원자로용기가 손상되지 않게한 냉각기구를 연구하기 위한 실험이다. 실험장치는 직경이 600 mm인 곡면 히터를 만들고 그 아래에 일정 간극을 유지하는 판을 두어 곡면 간극을 이루고 있다. 히터 표면의 최대 열속은 500 kW/m^2 이며, 간극의 크기, 표면 거칠기, 표면 재질 등이 CHF 값에 미치는 영향을 연구하고 있다. 이 실험은 SONATA-IV/CHFG를 제외하고는 유일하게 원자로 하부반구에 형성되는 간극에서의 CHF를 연구하고 있다. 그러나 이 실험은 반구의 제일 밑 부분 일부만을 모의하고 있어서 한계를 가지게 된다. 이 실험장치의 간극 구조는 SONATA-IV/CHFG 실험장치의 반구형 구조와 수평 평판 간극 구조의 중간에 위치하므로 이 실험의 결과는 SONATA-IV/CHFG 실험이 끝난후 검증 비교 대상으로서 중요한 정보를 제공할 수 있을 것이다.

7. Scaling

Berenson[4.31] 은 풀비등 조건에서 표면 거칠기가 다른 가열판을 이용해 CHF 실험을 수행하였다. 그 결과, 핵비등 열전달은 표면거칠기(surface roughness)에 따라 매우 다르지만 CHF는 거의 영향을 받지 않음을 발견하였다. 이는 CHF를 일으키는데 영향을 주는 중요 인자가 히터 표면의 온도가 아니라 표면으로부터 액체로 전달되는 열속이라는 의미이다. 즉, 열속은 고체 표면 주위에서 액체가 기화하도록 하기 때문에 고체 표면 주위에서 발생된 기체와 액체의 거동이 CHF를 일으킨다는 것이다. Egan & Westwater[4.32]는 원판 히터 윗 면에서 비등이 일어날 때 무한의 수평 원판 조건을 찾기 위하여 직경 6.4 mm ~ 304.8 mm의 가열된 원판을 액체 질소 풀에 급냉시켜 CHF 값을 측정하였다. 이들은 $D/l_{TD} > 2.5$ 일 때 원판에서 측정된 CHF 가

히터 직경에 관계 없이 일정한 값을 보인다고 결론지었다. I_{TD} 는 Taylor instability 를 일으키는 파동 중 에너지를 가장 잘 흡수하는 파동(most dangerous wave)의 파장이다.

원전의 사고해석시 CHF 는 냉각기구의 한계로서 중요한 현상이므로 압력의 영향을 잘 기술하는 CHF 상관식이 필요하다. 그러나 CHF에 대한 압력의 영향은 명확하게 정립되어 있지 못하다. Collier[4.33, pp.268-269] 는 Bowring[4.34]의 상관식과 Alekseev 등[4.35]의 측정값을 이용하여 관내에서 강제대류시 압력에 따른 CHF 경향을 분석하였다. 이에 따르면 CHF 값은 압력과 함께 증가하다가 약 30 bar 이후부터는 감소한다고 하였다. CHF 관계식을 이용하는 입장에서는 저압에서 측정된 값으로부터 고압에서의 값이 유추가 가능하도록 하는 일반적인 비례관계식이 존재한다면 편리하다. 이러한 상관 관계를 제시한 연구결과를 표 4.4에 정리하였다.

한편, 많은 연구가들은 여러가지 유체를 대상으로 CHF 값을 측정하여 상관식을 개발하였다. 이는 여러가지 물질 상수의 영향을 잘 설명할 수 있는 CHF 상관식을 개발하기 위한 명분과 함께 적은 히터 출력과 낮은 압력에서 실험이 가능하다는 현실적인 장점 때문이었다. 물을 사용할 경우 물의 기화열이 매우 크고 비등점이 높기 때문에 대용량의 전원 공급장치가 필요하게 된다. 따라서 기화열이 작고 비등점이 낮은 모의 유체를 사용한다면 실험 비용을 줄일 수 있고 실험이 용이해지는 것이다. 모의 유체로서 많이 사용되는 것은 R-113, acetone, benzene, ethyl alcohol 등이 사용되었으며 이들의 물성치를 표 4.5에 비교하였다.

모사유체를 사용하여 물의 임계열유속을 예측하기 위해서는 같은 임계열유속을 내기 위한 모사 유체간의 관계를 설명하는 함수를 결정하여야 한다. 이러한 노력은 1960년대부터 진행되어 왔는데 그 중 가장 널리 받아들여 지는 것이 Ahmad[4.41]의 연구 결과이다. 그는 파이 이론을 이용하여 다음의 모의 관계함수를 제시하였다.

표 4.4 CHF 값에 대한 압력의 영향을 서술하는 상관식

저 자	상관식	비고
Soziev & Khrizolitova [4.36]	$\frac{q_{CHF}}{q_{c,k}} = \sqrt{1 + p_0 / p}$ $q_{c,k} = 0.16 \rho_g h_{fg} \sqrt[4]{\sigma g \Delta \rho / \rho_g^2}$ $p_0 = \sqrt{g \sigma (\rho_l - \rho_g)}$	풀비등, 매우 낮은 압력에 적용
Tolubinsky et al.[4.37] Levitan and Lantsman[4.38]	$\frac{q_{CHF}(p)}{q_{CHF}(p_0)} = \left(\frac{1 - p / p_{cr}}{1 - p_0 / p_{cr}} \right)^{0.1} \frac{q_{CHF,PB}(p)}{q_{CHF,PB}(p_0)}$ $q_{CHF,PB} = 0.14 \rho_g h_{fg} \sqrt[4]{\sigma g \Delta \rho / \rho_g^2}$	강제대류, Levitan이 환상관에서 측정된 값 이용
Condie and Bengston[4.39]	$\frac{q_{CHF}(p)}{q_{CHF}(p_0)} = \left(\frac{p_0}{p} \right)^{0.3234}$	강제대류, Bundle-data base
Cobb & Park[4.40]	$\frac{q_{CHF}}{q_{CHF}(p=0.1)} = 1.70 - 3.90T - 0.04T^2$ $+ 2.41T^3 + 7.58T^4 + 5.20T^5 - 12.9T^6$	풀비등
Griffith et al. [4.15]	$\frac{q_{CHF}(p)}{q_{CHF}(p_0)} = \frac{q_{CHF,PB}(p)}{q_{CHF,PB}(p_0)}$	저유속에만 적용가능

표 4. 5 압력이 0.1MPa 일때 물과 주요 모의 유체의 물성치

이름	화학식	포화온도 (°C)	액체 밀도 (Kg/m ³)	증기밀도 (Kg/m ³)	기화엔탈피 (KJ/Kg)
물	H ₂ O	100	957	0.598	2257.0
R-11	CCl ₃ F	23	1481	5.854	180.6
R-113	CCl ₂ F·CClF ₂	47.5	1509	7.302	144.1
acetone	C ₃ H ₆ O	56.1	785	-	501
benzene	C ₆ H ₆	80.1	872	-	393.3
ethyl alcohol	C ₂ H ₅ OH	78.3	787	-	837.0

$$\varphi = \left[\frac{GD}{\mu_f} \right] \times \left[\frac{\mu_f}{\sigma D \rho_f} \right]^{2/3} \times \left[\frac{\mu_g}{\mu_f} \right]^{1/5} \quad \text{혹은}$$

$$\varphi = \left[\frac{GD}{\mu_f} \right] \times \left[\frac{\gamma^{1/2} \mu_f}{D \rho_f^{1/2}} \right]^{2/3} \times \left[\frac{\mu_f}{\mu_g} \right]^{1/8} \quad \text{여기서 } \gamma = \frac{\rho_g / \rho_f}{\rho} \quad (4. 21)$$

즉, 질량 유속 G와 유로 직경 D 를 조절하여 위 식의 값이 같아지면 같은 크기의 표면 열속으로 CHF 가 발생한다는 것이다. 이 연구 결과를 포함한 대부분의 모사관계를 설명하는 연구들은 원형 혹은 유사한 유로에서 강제대류나 자연대류 조건에 대하여 수행되었다. 풀비등 조건에서 모사 유체간의 관계는 앞의 Ahmad [4.41] 연구 결과처럼 뚜렷한 함수 형태로 제시된 것은 아직 없으며, 대부분 다른 변수 및

상수들과 섞인 CHF 실험식 형태로 나타난다. 현재까지 발표된 문헌에서 사용 유체가 변함에 따라 관찰된 현상이 상이한 경우 혹은 CHF 값의 경향이 매우 달라 하나의 관계식으로 표현하기 힘든 경우는 보지 못했다. 다양한 유체를 대상으로 실험한 경우의 장점으로서 압력의 변화에 따른 물과 증기의 물질상수 변화를 유체를 변화시킴으로써 대신할 수 있다는 점이다. 그래서 다양한 유체를 대상으로 수행된 대부분의 실험은 대기압에서 수행되었다. 그러나 그림 4.1에서 보는 바와 같이 압력의 영향이 잘 반영되지 않는 경우도 있다. 따라서 SONATA-IV/CHFG 실험에서는 보다 정확한 압력 영향을 보기 위하여 고압 실험이 반드시 필요하다.

비등이 일어날 때 액체가 미포화 상태이면 가열면에서 발생된 증기가 응축될 수 있으므로 기포의 성장이 방해받아 임계열속이 포화상태의 CHF 값보다 증가되는 효과를 내게 된다. 액체가 미포화 상태에서 임계열속에 도달함으로써 증가되는 CHF 값은 약 2 배 까지 이른다고 알려져 있다. Elkassabgi & Lienhard[4.42] 은 1.524, 1.295, 1.042, 0.813 mm 의 가는 원통형 히터를 이용한 풀비등 실험을 통해서 액체 미포화도의 영향을 3 영역으로 나누었다. $0 < \Delta T_{sub} < 20$ 인 영역에서는 임계열속이 ΔT_{sub} 증가와 함께 선형적으로 급격히 증가하고, $20 < \Delta T_{sub} < 60$ 인 영역에서는 완만하게 선형적으로 증가하며, $60 < \Delta T_{sub}$ 인 영역에서는 ΔT_{sub} 에 관계없이 일정한 값(포화상태 값의 약 2.5배)을 보인다. SONATA-IV/CHFG 실험에서는 비등에 관여하는 유체가 히터와 근접한 약 2mm 내외의 좁은 간극에 갇혀 있으므로 유체는 포화 상태에 있기 때문에 유체의 미포화도 영향은 완전히 없는 것으로 가정할 수 있다.

제 5 장 SONATA-IV/CHFG 연구

본 장에서는 SONATA-IV 연구의 일환으로서 수행하고 있는 간극에서의 임계열유속 실험인 SONATA-IV/CHFG에 대하여 소개하였다. 또한 현재까지의 문헌조사를 통하여 얻은 지식을 바탕으로 개발하여 실험 결과를 정량화하는데 이용할 상관식에 대하여 간략히 소개하였다.

1. SONATA-IV/CHFG 에서 고려중인 모델

한국원자력연구소에서는 반구형 간극에서 비등 현상을 가시화하는 VISU-I 실험과 VISU-II 실험을 수행하여 그결과를 보고하였다[1.6, 1.7]. 이들 실험에 의하면 간극에서 발생된 증기는 간극 상단에서 간극으로 들어오려는 물과 역류유동을 이루는데 이 곳에서 CCFL이 발생한다. 이로 인하여 간극으로 공급되는 물이 제한되어 가열된 반구 표면을 충분히 냉각시키지 못하므로 CHF가 발생한다. 따라서 본 연구에서 개발할 간극에서의 CHF 상관식의 기본 형태는 CCFL 상관식으로부터 유도한다. 전장의 CCFL 관련 문헌조사에서 언급한 바와 같이 Wallis & Makkenchery[4.11] 와 Richter[4.12] 는 $D^* \leq 40$ 인 영역에서는 Wallis 변수를 이용한 상관식이 CCFL을 잘 예측하고 $D^* > 40$ 에서는 Kutateladze 수를 이용한 상관식이 잘 예측한다고 하였다.

한편, 원형관이 아닌 복잡한 구조의 실험장치에서 수행된 CCFL 실험들은 Kutateladze 수에 기초를 둔 상관식이 더 잘 예측한다고 보고하였다. 또한 전술한 바와 같이 Wallis 변수를 이용한 Monde et al.[4.27]의 상관식은 고압 조건의 간극에서 CHF

값을 예측하는데 문제가 있었지만 Kutateladze 수를 이용한 Katto & Kosho[4.28] 와 Chang & Yao[4.26] 의 모델은 그렇지 않았다. 이러한 이유로 본 연구에서는 Kutateladze 수에 기초를 둔 CCFL 상관식을 바탕으로 CHF 상관식을 개발하기로 한다. 간극안으로 공급된 물은 모두 증기로 바뀌므로 다음의 질량보존식이 성립한다.

$$\dot{M}_g = \dot{M}_l = \frac{q_w'' A_w}{h_{fg}} \quad (5.1)$$

$$j_g = \frac{\dot{M}_g}{A \rho_g} = \frac{q_w''}{\rho_g h_{fg}} \cdot \frac{A_w}{A} \quad (5.2)$$

$$j_l = \frac{\dot{M}_l}{A \rho_l} = \frac{q_w''}{\rho_l h_{fg}} \cdot \frac{A_w}{A} \quad (5.3)$$

위 식에서 \dot{M} , A , A_w , q_w'' , h_{fg} 는 각각 질량유량, 유로 단면적, 가열 면적, 열속, 기화 엔탈피를 각각 나타낸다. 식 (5.2) 와 (5.3) 으로부터

$$\frac{j_l}{j_g} = \frac{\rho_g}{\rho_l} \quad (5.4)$$

$$\left(\frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g \sigma \Delta \rho}} \cdot \frac{\sqrt{\rho_l}}{\sqrt[4]{g \sigma \Delta \rho}} \right)^{1/2} = \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g \sigma \Delta \rho}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad (5.5)$$

식 (4.2) 의 양변을 제곱하면

$$K_g^* + m^2 K_l^* + 2mK_g^{*1/2} K_l^{*1/2} = C^2 \quad (5.6)$$

식 (4.4)을 식(5.6)에 대입하면

$$j_g \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} + m^2 j_l \frac{\sqrt{\rho_l}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} + 2mj_g^{1/2} j_l^{1/2} \left(\frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} \cdot \frac{\sqrt{\rho_l}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} \right)^{1/2} = C^2 \quad (5.7)$$

식(5.4)와 (5.5)를 식(5.7)에 대입하면

$$j_g \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} \left[1 + m^2 \frac{\rho_g}{\rho_l} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} + 2m \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \right] = C^2 \quad (5.8)$$

이 때 중괄호는 다음과 같이 정리된다.

$$\left[1 + m^2 \frac{\rho_g}{\rho_l} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} + 2m \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \right] = \left[1 + m \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \sqrt[4]{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \right]^2 = \left[1 + m \sqrt[4]{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \right]^2 \quad (5.9)$$

한편 환형 간극에서의 면적비는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\frac{A_w}{A} = \frac{\pi D^2 / 2}{\pi(D+2S)^2 / 4 - \pi D^2 / 4} = \frac{\pi D^2}{2\pi S(D+S)} \cong \frac{D}{2S} \quad (5.10)$$

위 식에서 S , D 는 유로의 간극 크기와 가열되는 반구의 직경을 나타낸다. 식 (5.2),

(5.9), (5.10) 을 식 (5.8)에 대입하면 다음의 CHF 관계식을 얻을 수 있다.

$$\frac{q_{CHF}''}{\rho_g h_{fg}} \cdot \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt[4]{g\sigma\Delta\rho}} = \frac{S}{D} \cdot \frac{2C^2}{\left(1+m\sqrt{\rho_g/\rho_l}\right)^2} \quad (5.11)$$

실험 결과로부터 m 과 C 를 구하게 된다. 물론 SONATA-IV/CHFG 실험에서 식(5.11)을 그대로 이용한다는 것은 아니다. 실험 결과를 잘 관계지을 수 있도록 식(5.11)에 보완하는 항을 추가할 수도 있으며, 실험 결과가 식(5.11)과 다른 경향을 보인다면 새로운 개념으로 모델을 개발해야할 필요가 있다.

2. 실험장치 및 실험인자

본 실험의 기본 목적은 간극을 통한 열제거의 한계인 임계열유속값을 실험적으로 측정하는 것이다. 본 실험장치의 개략도를 보여주는 그림 5.1에서 보는 바와 같이 재배치된 노심용융물을 모사하기 위하여 반구형 히터를 제작하고 이 히터를 2cm 두께의 구리반구(내부반구) 안에 설치한다. 히터에서 발생된 열은 내부반구를 통해 밖으로 전달되므로 히터는 내부반구와 잘 접촉하여야 한다. 내부반구에는 66 개의 K형 열전대(thermocouple)를 쌍으로 설치하여 내부반구 안과 밖의 온도를 측정하고 열속을 계산한다. 내부반구 밖에는 약 1 mm 간격을 두고 스테인레스 스틸로 제작한 반구(외부반구)를 설치한다. 외부반구는 원자로 압력용기에 해당한다. 외부반구에는 10개의 열전대를 쌍으로 설치하여 열손실을 측정한다. 이 두 반구 사이로 물이 공급되며 물은 내부반구를 통해 나오는 열로 인하여 비등하게 된다. 발생된 증기는 철배관을 통해서 열교환기로 보내진다. 열교환기는 1.5 m 위에 설치되며 수도물을

이용해 냉각한다. 냉각된 수증기는 물로 응축되어 외부반구 안으로 되돌아 온다.

실험에 사용될 간극의 크기는 매우 작으므로(0.5 mm, 1 mm, 2 mm, 5mm) 장치는 물의 비등점에서도 이 간극이 균일하게 유지되도록 주의하여 제작하였다. 실험은 대기압부터 10 기압까지의 범위에서 수행하고 있다. 실험장치는 안전 여유도를 고려하여 15기압에서도 안전하게 운전되어야 하고 냉각수 누출이 있어서는 안된다. 히터는 40 kW의 열출력을 낼수 있는 용량을 갖는데 반구형 곡면을 따라 두 겹으로 열선을 설치한후 황동으로 molding하여 제작하였다. 히터는 상부와 하부의 두 부분으로 구분하여 각각 20 kW 용량을 제어할 수 있도록하여 노심용융물에서 원자로용기로의 열속이 균일하지 않는 실험도 가능하도록 제작하였다. 실험에서 사용할 유체는 증류수와 Freon-113을 사용하여 실험을 수행중에 있다. 실험 시작 전 계통안에는 공기가 존재한다. 공기는 비응축성 기체로서 열전달을 방해하므로 실험 초기에 배출시킬 수 있도록 배관 최상부에 공기배출 밸브를 설치하였다. 또한 압력 과부하를 방지하기 위하여 실험용기 상단에는 안전밸브를 설치하였다. 계통의 압력은 열교환기를 이용하여 조절할 수 있도록 제작하였다. 즉, 열교환기 냉각수의 유량을 조절하면 계통압력을 조절하였다. 열교환기는 히터에서 발생되는 열 전체를 제거할 수 있어야 하며, 압력조절 기능도 가져야 하기 때문에 히터 열출력의 두 배인 80 kW 용량을 갖도록 제작하였다.

실험에서 측정해야할 중요한 실험인자는 반구면에서의 온도분포이다. 따라서 계통 전체를 통하여 열균형을 반복 확인할 수 있도록 계측을 준비하였다. 히터에서 발생된 열은 히터 제어기에서 알려주는 전압과 전류량을 측정하여 계산하고 있다. 내부 반구면을 통한 열속은 그림 5.2에서 보는 바와 같이 33곳에 쌍으로 설치한 열전대를 이용하여 측정한다. 히터에서 발생된 열은 냉각수를 기화시키는데 이용되거나 계통 밖으로 손실된다. 고온의 냉각수가 흐르는 배관과 실험용기는 충분히 단열시키고

외부반구를 통한 열손실을 측정하기 위해 그림 5.3에서 보는 바와 같이 외부반구 다섯 곳에 열전대를 쌍으로 설치하여 열속을 측정한다. 기화된 증기의 유량과 온도를 응축수 출구 쪽에서 측정하며 아울러 열교환기의 냉각수 유량과 입출구 온도를 측정해서 열교환기를 통해 제거된 열량을 계산하는데 이용한다.

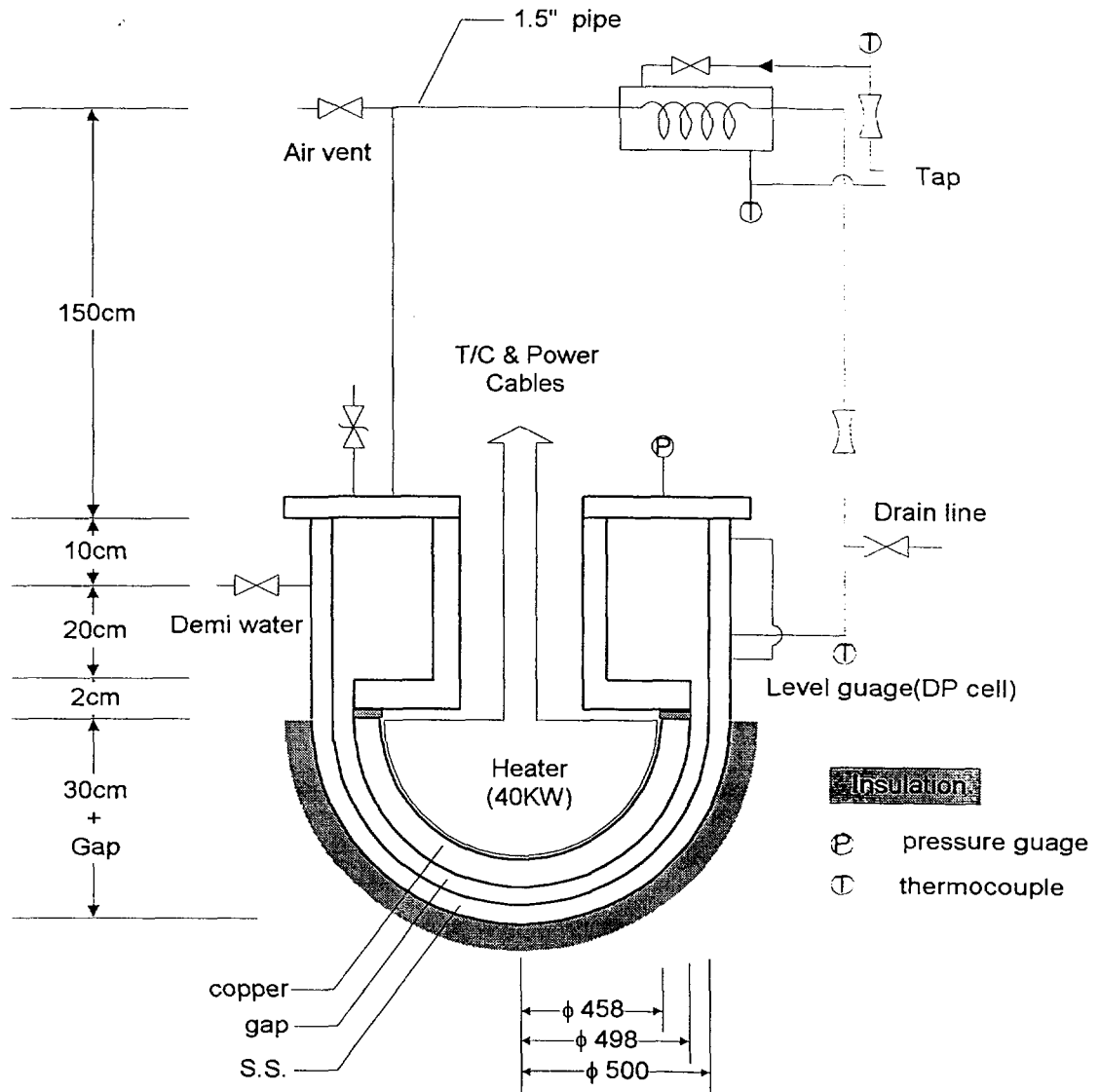


그림 5. 1 SONATA-IV/CHFG 실험장치 개략도

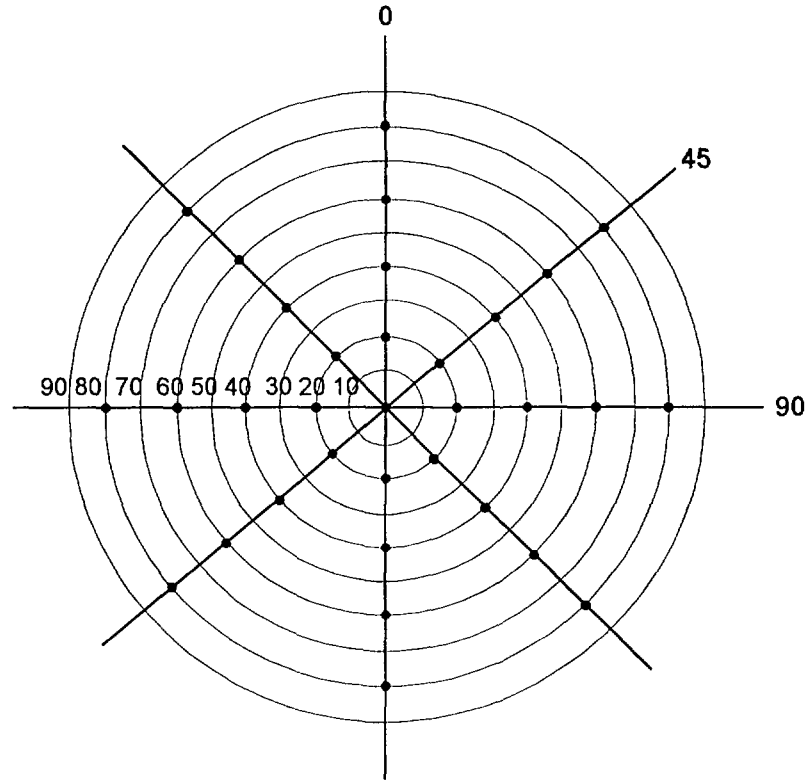


그림 5.2 내부반구 열전대 위치도

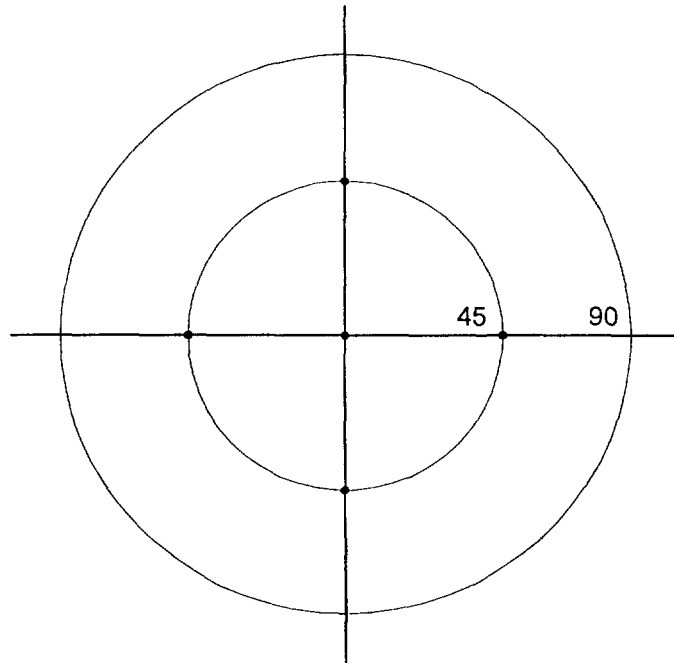


그림 5.3 외부반구 열전대 위치도

히터는 열출력 밀도가 높아서 냉각이 부족할 경우 쉽게 손상되므로 실험중 항상 냉각수 속에 잠겨있어야 한다. 이를 확인하기 위하여 실험용기에는 magnetic flow 타입 수위 측정기를 설치한다. 이러한 모든 계측기의 신호는 Hewlett-Packard 사의 VXI 데이터 획득 장치로 읽혀지고 HP9000 735 컴퓨터에 기록된다.

3. 실험 방법 및 실험절차

실험 시작전에 수행해야할 일은 간극의 크기와 사용 유체를 결정하는 것이다. 이 두가지 변수를 교체하는 데에는 많은 노력이 필요하므로 가장 먼저 이들 변수를 먼저 설정하고 기타 변수에 대하여 실험을 수행해야 된다. 특히 간극의 크기를 바꾸기 위하여 외부반구를 교환할 때에는 간극의 크기가 일정하게 설치되도록 주의해야 한다. 간극의 크기는 본 실험에서 가장 중요한 변수면서 한번 설치된 이후 실험중에는 측정할 수 없으므로 처음 장치를 설치할 때 매우 신경을 써야 한다. 실험장치가 완전히 설치된 후 실험을 수행하는 절차는 다음과 같다.

- 1) 실험용기 내에 냉각수를 채운다.
- 2) 히터를 저출력에서 작동시킨다.
- 3) 냉각수 비동이 시작되면 공기배출 밸브를 열어 계통내에 존재하는 공기를 완전히 제거한다.
- 4) 공기배출이 끝나면 공기배출 밸브를 닫고 열교환기 냉각수 밸브를 연다.
- 5) 실험용기 내의 냉각수 수위가 적절한지 확인하고 부족하면 보충한다.
- 6) VXI 데이터 획득 장치를 제어하는 컴퓨터를 켜고 작성된 프로그램을 수행시킨다.

- 7) 히터출력을 원하는 설정치에 맞춘다.
- 8) 열교환기 냉각수 밸브를 조절하여 원하는 압력으로 정상상태를 유지시킨다.
- 9) 정상상태에서 10분 동안 CHF 가 발생하는지 관찰한다.
- 10) CHF 가 발생하지 않으면 과정 6 에서 9 까지 반복한다.
- 11) CHF 가 발생하면 히터를 끄고 데이터 획득장치를 정지시킨다.
- 12) 계통압력을 상승시켜 과정 5 에서 11 까지 반복한다.
- 13) 실험은 10기압 까지 수행하고 종료한다.
- 14) 열교환기 냉각수는 계속 유지시켜 계통에 남아있는 잔열을 제거한다.
- 15) 계통 압력이 1.2 기압 이하로 떨어지면 열교환기 냉각수 공급을 정지시키고 공기배출 밸브를 열어 둔다.

본 실험장치는 히터 표면의 육안 관찰이 불가능하므로 CHF 발생 여부를 다른 변수를 측정하여 판단해야 한다. CHF 발생 여부는 신속 정확하게 해야 하는데 이는 CHF 발생 후 히터를 즉시 끄지 못하고 지속시키면 값비싼 히터가 손상받기 때문이다. 그렇다고 해서 지나치게 일찍 히터를 끄게 되면 부정확한 측정을 하게 되므로 CHF 발생 여부를 신속 정확하게 판단하는 것은 실험시 매우 중요하다. CHF 발생시 히터 표면의 온도가 급속히 증가하거나 열속이 감소하므로 이들을 측정하여 판단의 기준으로 사용할 수 있다. 그림 5.4는 Hewitt가 제안한 CHF 탐지 방법 선정 절차이다. 본 실험 장치에서는 내부반구 바깥 면이 냉각면이 되고 내부반구는 그 안에 설치된 히터로 부터 가열되는 간접 가열 방식이므로 열전대를 이용한 냉각면 온도측정을 이용하여 임계열속 도달 여부를 판단하려고 한다. 열전대를 이용하는 방법은 비용이 싸고 급작스런 온도 증가를 탐지 하는데 용이하다는 장점이 있다. 반면 CHF가

국부적으로 일어나는 경우 근처에 열전대가 설치되어있지 않으면 신속하게 탐지하지 못할 수도 있다는 단점이 있다. 본 실험에서는 내부반구에 설치된 열전대를 이용하여 내부반구 표면 온도를 추적한다.

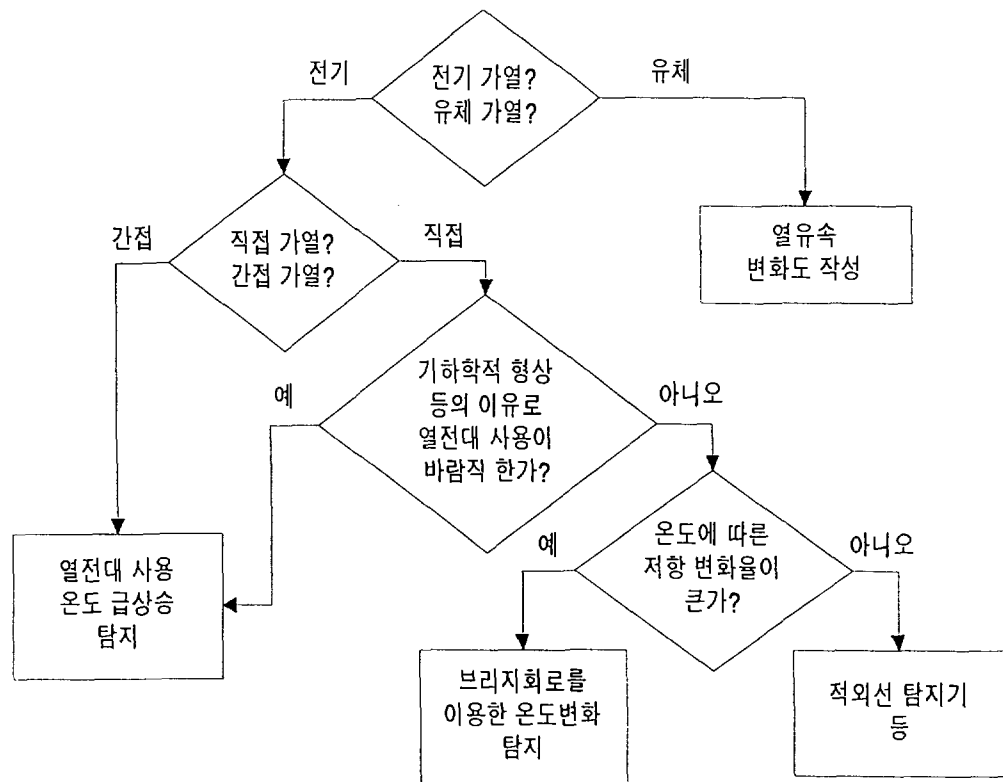


그림 5. 4 임계열유속 탐지방법 선정 절차

본 실험에서 중요한 인자는 열출력, 간극의 크기, 압력, 사용유체 등이다. 실험은 열출력을 조금씩 상승시키면서 임계열속에 도달했는지 검사하면서 수행하게 된다. 다양한 간극의 크기에서 실험을 수행하기 위해 히터와 내부반구의 크기는 고정시키고 다양한 크기의 외부반구를 제작하여 바꾸어 가면서 실험하게 된다. 본 실험에서는 반구형 간극에서의 CHF 에 대한 (1) 간극의 크기, (2) 압력, (3) 유체의 종류, (4) 가열 위치 등의 영향을 관찰하고 상관식을 개발하고자 한다. 이를 위한 실험 조건을 다음의 표에 정리하였다.

표 5.1 CHFG 실험 Test Matrix

	간극(mm)			
	0.5	1.0	2.0	5.0
히터 1,2	W,F	W,F	W,F	W,F
히터 1		W		
히터 2		W		

히터 1 : 히터 상단, 히터 2 : 히터 하단, W : Water, F : Freon-113

압력 : 1 기압 ~ 10 기압 사이에서 20 개 내외의 측정

4. 차후 연구과제

가. 2차원 slice 에서의 임계열유속 실험

현재 수행하고 있는 CHF 실험장치는 직경 50cm 의 반구를 대상으로 하고 있다. 이 크기는 실제 원자로 직경에 비하여 약 1/8 밖에 되지 않는 소규모 실험이다. 이 실험을 통하여 실제 원자로에서의 CHF를 예측하기 위해서는 scaling 해석이 필요하나 반구형 간극에서의 CHF 에 대한 지식이 미미한 현재로서는 신뢰도 확보가 어렵다. 따라서 실제 규모와 비슷한 대형 실험이 필요하다. 그러나 대형 실험을 수행하는데 소요되는 비용과 기술, 특히 히터 제작 기술을 생각할 때 적절한 타협점을 찾아야 할 것이다. 이러한 상황을 타개할 방법으로 2차원 slice 실험이 도움이 될 것이다. 즉, 그림 5.5에서 보는 바와 같이 실제 원자로와 같은 직경을 가지되 그 폭이 10 cm 내외인 2차원 slice 구조에서 CHF 실험을 수행하는 것이다.

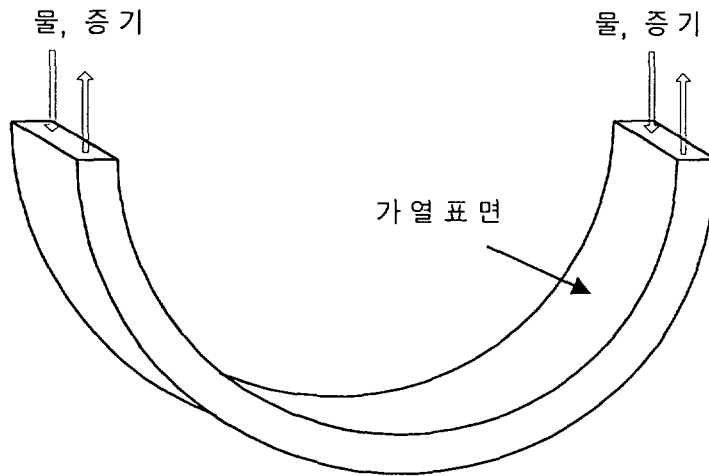


그림 5. 5 2차원 slice 에서의 CHF 실험 개념도

한편 이들 실험과 함께 scaling 해석을 병행해야 한다. 소형 반구 실험을 통해서 얻어진 결과는 scaling 해석에 중요한 정보를 제공하게 될 것이다. 이 결과와 함께 slice 실험 결과를 바탕으로 실제 원자로에서의 CHF 를 예측할 수 있다.

나. 대형 환상관에서의 역류유동 제한현상 실험

대형 환상관에서의 CCFL 실험 역시 필요하다. 한국원자력연구소에서는 SONATA-IV 연구의 일환으로서 수행하는 VISU-II 실험을 통하여 반구형 간극에서의 CHF에 CCFL이 큰 영향을 미친다는 것을 관찰하였다. 이러한 관찰 결과로부터 전술한 간극에서의 CHF 상관식의 기본 형태가 유도되었다. 이 상관식은 반구형 간극에서의 CHF를 유발시키는 기구가 수력학적 현상인 CCFL 이라는 가정으로부터 유도되었다. 따라서 같은 구조에서 CCFL 상관식을 실험을 통하여 구해봄으로써 CHF 상관식 개발에 사용된 기본 가정이 적합하였는지 확인할 수 있다. 즉, 반구형 간극에서의 CHF 발생 기구를 확인할 수 있는 것이다. 현재까지 직경이 수 cm인 소형 환상관에서의 CCFL 실험은 있었으나, 직경이 수십 cm 혹은 수 m에 이르는 대형 환상관에서의 CCFL에 관한 연구는 전무한 형편이다. 또한 우리가 관심을 두고 있는 구조는 원통안에 반구가 놓여 있는 구조인 반면 현재까지 수행되었던 환상관에서의 CCFL 실험은 무한대 길이의 환상관을 가정할 수 있도록 고안된 실험 장치에서 수행된 것들 뿐이다. 이 실험은 물과 증기를 이용하는 비등 실험일 필요는 없고 물과 공기를 이용하는 실험이면 충분할 것으로 판단된다. 우리에게 필요한 유로의 형태를 유지하면서 실험의 편이성을 얻기 위하여 그림 5.6 에 보인 구조로 실험을 수행하면 될 것이다. 실험장치는 대형 원통안에 원통보다 길이가 짧은 원형 봉을 삽입한 형태이다. 즉, 이 장치에서 구현된 간극은 반구형 간극이 아니고 환상관 형태를

가진다. 이는 간극으로 주입되는 액체 입구가 직각인 구조에서는 CCFL 이 액체 입구에서 발생하며 입구조건이 CCFL 유량을 결정[4.23]하기 때문이다. 이러한 구조에서는 액체 주입구 아래의 유로 조건이 CCFL 유량에 거의 영향을 미치지 못하는 것이다. 이 실험은 적은 비용으로도 수행 가능하고 그 결과가 SONATA-IV 연구를 통해 개발될 CHF 모델을 비교 검증하는데도 이용될 수 있으므로 비용에 비해 효용가치가 크다고 여겨지며 현재 이 실험을 준비중에 있다.

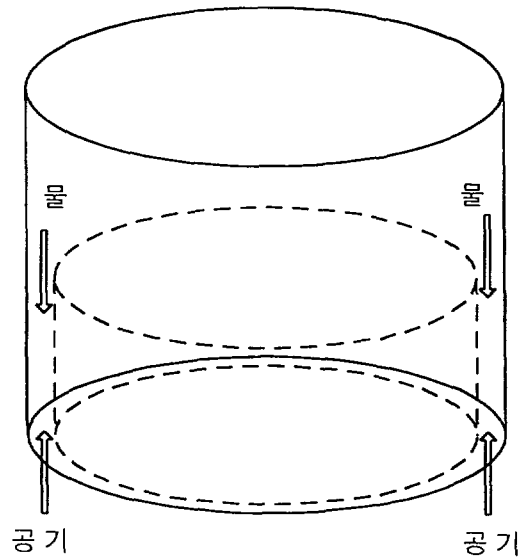


그림 5. 6 대형 환상관에서의 CCFL 실험 개념도

다. 바닥이 닫힌 환상관에서의 임계열유속 실험

반구형 간극에서의 CHF 실험은 실험 장치 제작시 정밀 가공과 설치가 요구된다. 이는 균일한 열속을 내도록 반구형 히터를 제작하기 어렵고 반구면 어느 곳에서도 반구형 간극의 크기가 일정하게 유지되어야 하기 때문이다. 그림 5.7 에 도시한 것처럼 바닥이 막힌 환상 간극에서 CHF 실험을 수행하면 이러한 어려움을 피하면서 현재 수행중인 SONATA-IV/CHFG 실험을 보완 비교할 수 있는 좋은 실험이 될 것이다. 실험장치는 바닥이 막힌 대형 원통안에 원통보다 길이가 짧은 원형 히터블럭을 삽입한 형태이다. 히터블럭은 구리로 만들고 여기에 여러개의 봉히터를 균일하게 설치하면 거의 균일한 표면 열속을 얻을 수 있다. 이 실험은 수행중인 SONATA-IV/CHFG 실험 장치와 유사한 구조를 가지고 있으면서도 제작이 쉽고 유용한 정보를 제공해줄 수 있는 실험이다. 이 실험을 통하여 CHF 값에 대한 반구형 곡면 유로와 환형 수직 유로의 영향을 비교할 수 있으며, 이에 대한 scaling 해석이 가능하다. CHF 에 대한 수직유로의 영향이란 수직 유로의 길이가 CHF 값에 미치는 영향을 말한다. 이 결과가 성공적으로 얻어지면 실제 원자로와 비슷한 규모의 실험을 상대적으로 매우 적은 비용으로도 수행할 수 있게 된다. 즉, 반구면과 동등한 영향을 내는 유로의 길이를 알게되면 제작비용이 비싼 반구형 실험장치 대신에 이와 동등한 환형간극 장치에서 실험을 수행할 수 있게 되는데 환형 간극 장치는 구조가 단순하여 제작비용이 상대적으로 매우 싸다. 앞서 언급한 것처럼 반구형 히터를 사용하는 실험이나 그림 5.7에 나타낸 것과 같은 구조에서는 액체 주입구에서 CCFL 이 일어나므로 환형 간극의 크기가 같다면 두 장치에서 얻어지는 CHF 값은 차이가 없을 것으로 예상된다. 이러한 예측이 실험을 통하여 검증된다면 실제 원자로 규모의 반구형 간극에서의 CHF 실험은 환형 간극을 이용한 모사 실험을 통하여 보다 적은

비용으로도 가능할 것이다.

라. 바닥이 닫힌 직각유로에서의 임계열유속 실험

직경이 수십 cm 에서 수 m 에 이르는 환형 간극은 무한 길이의 선형 간극으로 가정하여도 크게 틀리지는 않을 것이다. 따라서 반구형 간극에서 비등시 일어나는 물과 증기의 거동은 바닥이 막혀있는 선형 간극에서의 비등 현상으로 모의할 수 있다. 다만 반응 용기 내부에 존재하는 반구형 열원은 반응 용기에 비하여 높이가 낮고 윗면이 반응용기 벽면에 대하여 수직이므로 그림 5.8 에 도시한 형태의 선형 간극 구조를 이용하여 반구형 간극을 모사할 수 있다. 이때 간극의 바닥은 막혀있어야 한다..

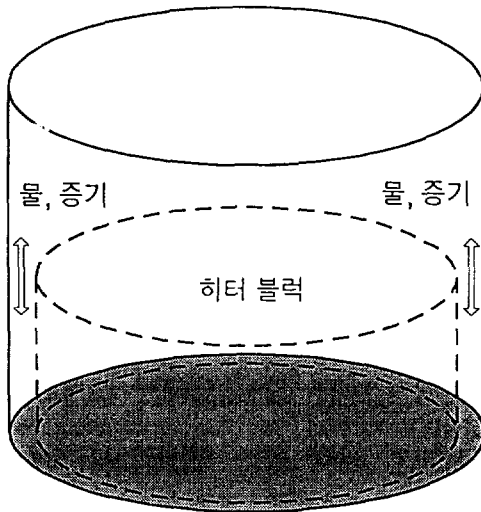


그림 5.7 바닥이 닫힌 환상관에서의 CHF 실험 개념도

그림과 같은 구조를 가지는 실험 장치에서 CHF 실험을 수행하면 반구형 간극에 비하여 장치의 제작이 훨씬 쉬워서 적은 금액으로 가능하며 관련 현상을 일차원적으로 해석할 수 있으므로 실험 및 실험 결과 해석을 용이하게 할 수 있는 장점이 있다. 또한 이 실험 결과를 반구형 간극에서의 실험 결과와 비교하여 간극의 곡률이 임계열유속에 미치는 영향도 평가할 수 있다

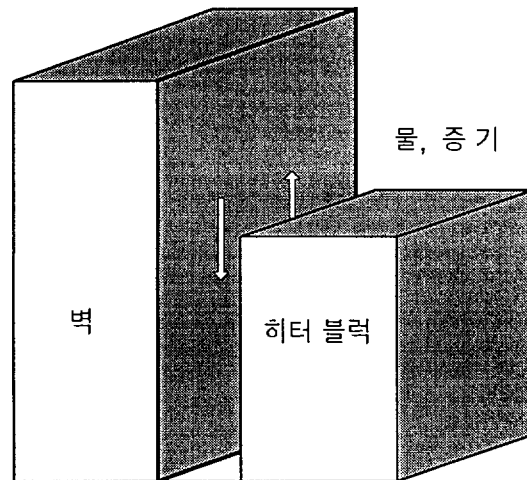


그림 5.8 바닥이 닫힌 직각유로에서의 CHF 실험 개념도

제 6장 원자로용기 외벽 냉각의 현황 및 열전달 특성

1. 개요

원전에서 노심물질이 용융하는 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 수행하는 중대사고 완화방안인 원자로공동 충수방안의 수행에 의한 원자로용기 외벽냉각은 원자로공동 충수계통, 격납용기 살수계통, 비상 급수계통 등을 작동하여 원자로용기가 파손되기 전에 원자로공동에 냉각수로 가득 채우는 것이다. 그림 6.1은 가압경수로의 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 RWST(Refueling Water Storage Tank)의 냉각수를 원자로공동에 주입하여 원자로용기 외벽 냉각을 수행한 실제 모습을 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 RWST 냉각수를 원자로용기 하부의 원자로공동에 주입하면 원자로공동 뿐만 아니라 원자로용기 외벽의 절반 이상이 냉각수로 차게 되어 원자로용기 외벽이 냉각수와 직접 접촉하여 원자로용기 내부의 열이 외부로 전달되는 형태가 된다.

그림 6.2는 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽냉각을 수행한 경우에 대한 원자로용기 하부 plenum 모습을 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 원자로공동 충수방안을 수행했을 때 원자로용기가 파손되지 않으려면 노심용융물이 갖고 있는 열용량과 노심용융물에서 생성되는 붕괴열(decay heat)이 노심용융물 상부를 통해서는 대류(convection)와 복사(radiation)로 열이 전달되어야 하고 원자로용기 외벽을 통해서

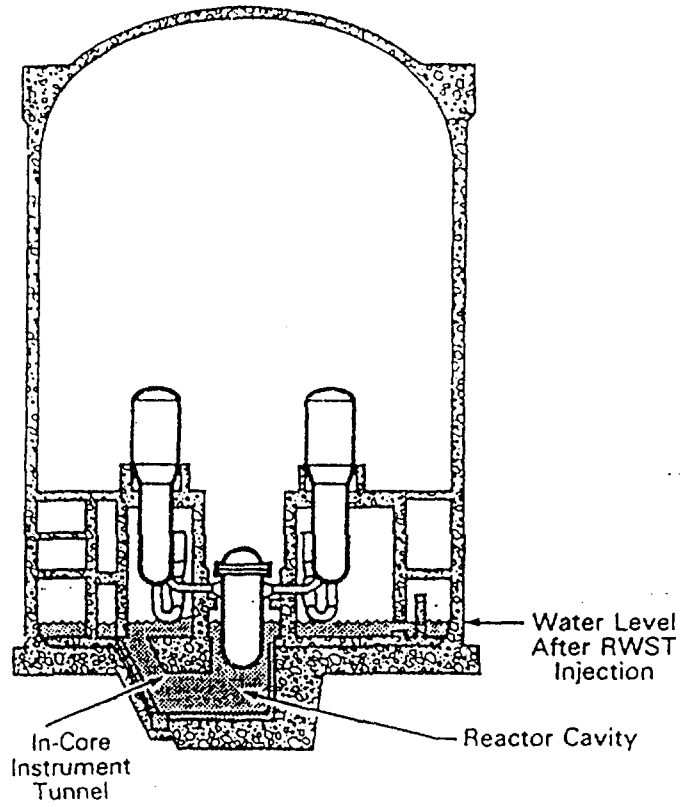


그림 6.1 원자로용기 외벽 냉각을 수행한 모습

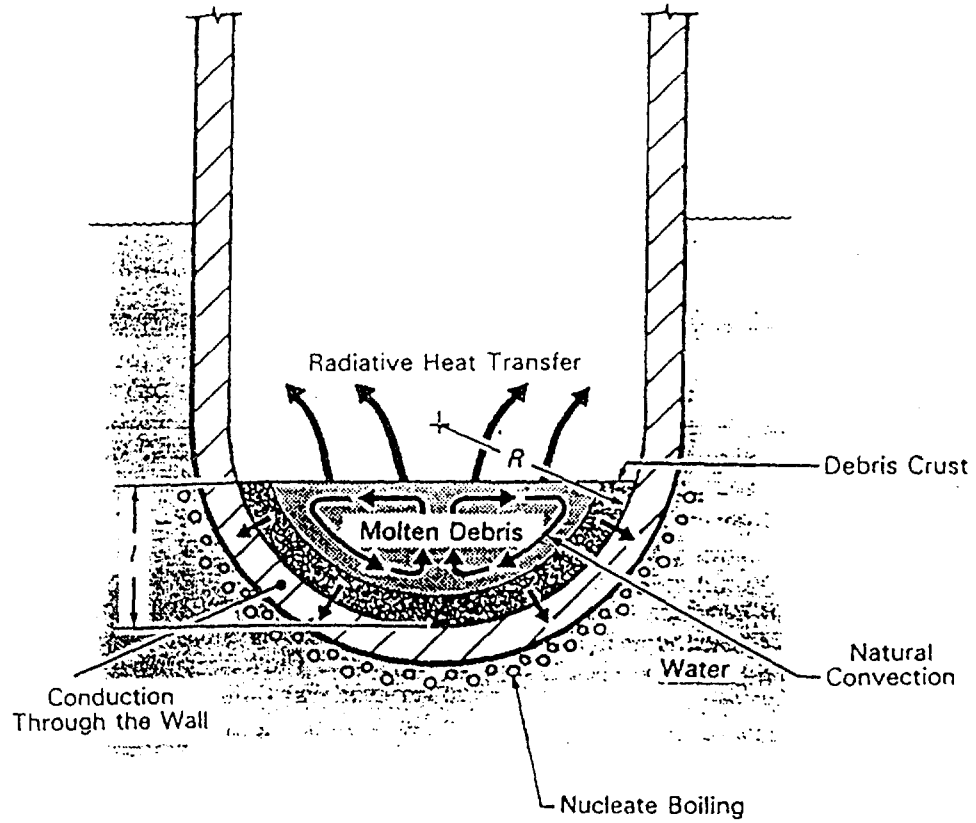


그림 6.2 원자로용기 외벽 냉각을 수행했을 때 원자로용기 하부 plenum 모습

전도(conduction)와 비등(boiling)에 의한 방법으로 원자로용기 외부의 냉각수로 열전달되어야 한다. 원자로용기 벽에서는 내부의 노심용융물과 외부의 냉각수 사이에 전도에 의한 열전달이 발생하며 노심용융 pool 내부에는 내부발열로 인한 밀도차이로 인하여 발생하는 부력(buoyance force) 때문에 자연대류 열전달 현상(제2장 참조)이 발생하게 된다[6.1, 6.2].

원전에서의 중대사고 발생시 원자로용기 파손 전에 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기를 외벽냉각하는 방안은 중대사고 관리 측면뿐만 아니라 원자로공동 충수계통(cavity flooding system)과 같은 원전의 설계와 밀접한 관계가 있기 때문에 현재 원전의 설계를 추진하고 있는 세계 각국에서 많은 관련 현상 연구와 원전에의 적용 가능성을 평가하고 있다. 그러나 원자로용기 파손방지를 위한 원자로용기 외벽냉각 방안에 대한 많은 관련 물리적 현상 연구 및 실제 원전에의 적용가능성 평가가 부족하기 때문에 핀랜드의 Loviisa 원전과 미국의 개량형 경수로인 AP600을 제외하고는 이 중대사고 완화방안을 실제 원전에 적용하지 않고 있다.

원전의 중대사고 발생시 중대사고 완화를 위한 원자로용기 외벽냉각 방안의 긍정적 효과는 원자로용기의 파손을 방지할 수 있고 원자로용기가 파손되더라도 노심용융물을 원자로공동 내에서 냉각할수 있으며, 격납용기 직접 가열현상과 노심용융물과 콘크리트 반응과 같은 격납용기 관련 중대사고 현상을 완화할 뿐만 아니라 고온관과 저온관 등 원자로 냉각재 계통 배관의 파손 가능성을 방지할 수 있다. 원자로용기 외벽 냉각방안의 부정적인 효과는 비상 냉각수를 원자로공동 내로 주입하기 때문에 원자로용기 내로 주입하는 냉각수가 감소될 수 있으며, 원자로용기 내부와 외부의 온도차이로 인한 열응력 증가로 원자로용기 벽이 creep rupture될 수 있다. 또한 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는

중대사고 완화방안을 수행하였지만 사고가 악화되어 원자로용기가 파손된다면 원자로공동에서 노심용융물과 냉각수의 직접 접촉에 의한 증기폭발(steam explosion) 현상이 발생하여 격납용기 건전성을 위협할 수 있고 많은 증기 생성으로 인하여 격납용기 부하(containment load)가 증가될 수 있다.

원전에서의 중대사고 발생시 원자로용기 파손방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 원자로용기 외벽 냉각방안은 냉각수를 주입하는 시점 및 양과 주입할수 있는 방안 마련이 매우 중요하다. 원자로용기 하부의 원자로공동에 냉각수를 주입하는 방안은 일반적으로 노심용융이 시작되었으나 노심에의 냉각수 주입으로 사고를 완화할 수 없는 시점이면서 원자로용기가 파손되기 전에 수행해야 하기 때문에 사고에 대한 상황판단이 매우 중요하다. 따라서 노심손상 상황을 정확하게 판단할 수 있는 계측이 중요하다. 그러나 현재 원전의 계측기는 고온관의 온도를 이용하여 노심손상 정도를 판단할 수 밖에 없으므로 노심손상 상황을 정확하게 판단하는 것은 불가능하다. 그러므로 노심손상을 정확하게 파악할 수 있는 계측기의 설치가 필요하며, 계측이 불가능할 때는 중대사고 경위에 대한 정확한 최적평가(best estimate) 계산이 필요하다.

원자로용기 외벽 냉각에 의한 노심용융물의 노내 냉각이 가능하기 위해서는 원자로용기 하부의 원자로공동에서 격납용기로의 수증기의 분출이 자유로워야 할 뿐만아니라 원자로 공동으로 충분한 냉각수 공급이 이루어져야만 한다. 또한 고온의 원자로용기 외벽에 냉각수가 주입됨에 따른 용기 외부 표면에서의 임계열속 지점의 생성은 노심용융물 냉각 가능성을 좌우하는 중요한 물리적 현상이다.

2. 외벽 냉각시 원자로용기 하반구에서의 열전달 특성

원전에서 핵연료가 용융하는 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각하는 중대사고 완화방안을 정확하게 평가하기 위해서는 관련 물리적 현상들을 정확하게 규명하여야 한다. 그러나 아직 이들 현상에는 많은 불확실성이 있는 데 주요 불확실성을 요약하면 다음과 같다.

- 용융 pool의 형성 형태 : 핵연료, 피복재, 노심 내부 구조물 등의 노심 용융물이 pool 내에서 잘 혼합되어 존재할 수 있고 용융 물질 간에 분리되어 존재할 수 있으나 정확하게 규명되어 있지 않다.
- 용융 pool의 자연대류 열전달 특성 : 제 2장에서 기술한 바와 같이 일반적인 노심용융 pool의 열전달 특성은 약 10^{16} - 10^{17} 정도의 높은 Ra수로 난류유동 형태를 보이며 금속 용융물이기 때문에 Pr수가 0.7 정도로 작으며 길이/폭의 종횡비가 0.3 정도로 작다. 또한 용융 pool 외곽에는 용융물이 고화되어 피막층(crust)을 형성하기 때문에 고체와 액체의 상변화 과정을 고려하여야 한다. 그러나 이러한 자연대류 열전달 조건에 대해서는 연구가 수행되지 않아 많은 연구가 필요하다.
- 용융 pool 상부의 냉각재 존재유무 및 열전달 과정 : 원전에서의 초기사고부터 중대사고로 이르는 경위나 중대사고 발생시 사고관리 방안의 수행여부에 따라 용융물 상부에 냉각수가 존재할 수 있으며, 냉각수가 존재하면 용융물과 냉각수 사이의 열전달 과정이 중요하다. 그러나 이에 대하여 아직 명확하게 규명되어 있지 않다.
- 용융 pool 외곽의 피막층 형성과 피막층 주변의 열전달 특성 : 용융 pool의 외곽에는 용융물과 외곽 물질 사이의 열전달 과정에 의하여 피막층이 형성될

수 있으며, 피막층 형성시 열전달 특성이 잘 규명되지 않았다.

- 용융 pool 외곽의 피막층과 원자로용기 내벽 사이에 간극 존재유무 : 제 3장에서 기술한 바와 같이 TMI-2 중대사고시 피막층과 원자로용기 내벽 사이에 간극이 존재하여 이 간극으로 냉각수가 주입하여 원자로용기가 파손되지 않았으나 이들 현상에 대하여 아직 명확하게 규명되지 않았다.
- 원자로용기 외벽에서의 열전달 형태 : 원자로 외벽과 냉각수 사이의 열전달 형태인 핵비등(nucleate boiling), 임계 열유속, 막비등(film boiling)에 대한 기존의 열전달 상관식은 소형 실험에서 도출되었기 때문에 대형 원자로용기 외벽에의 적용 가능성을 평가하기 위해서 많은 연구가 진행중에 있다.
- 원자로용기물의 건전성 : 원자로용기 하부의 원자로공동에 온도가 낮은 냉각수를 주입하면 원자로용기 내부의 노심용융물과 온도차이가 크다. 또한 노심용융시 원자로 냉각재 계통이 감압되지 않았다면 원자로용기 내부와 외부의 압력차이가 크게 된다. 따라서 원자로용기 내부와 외부의 온도와 압력차이가 크기 때문에 열응력이 크게 발생하는데 이들에 대하여 명확하게 밝혀지지 않았기 때문에 현재 많은 연구가 수행중에 있다.
- 붕괴열의 장기적인 냉각 : 원자로용기 외벽에는 절연물질이 있어 냉각수가 절연물질을 스며들어야 원자로용기 외벽과 직접 접촉하여 원자로용기 내의 노심용융물을 냉각할 수 있으며, 노심용융물을 냉각할 수 있어도 생성되는 증기의 장기적인 제거 방안이 마련되어야 한다.

원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 중대사고 완화방안 수행을 위한 주요 고려사항을 요약하면 다음과 같다.

- 원자로용기 하반구에 재배치된 노심용융물의 양과 열용량(노심손상 상태가 중요) 및 붕괴열 양
- 원자로용기 내부 압력 : 원자로용기 파손전 원자로 냉각재 계통의 감압과 관계가 많음
- 원자로용기 외벽의 절연상황
- 원자로용기 하부의 원자로공동에 생성되는 증기의 제거방법
- 원자로공동에 주입할 냉각수의 source와 주입방안
- 원자로용기 및 주변 구조물의 특성(geometry, penetration 상황 등)

이와 같이 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로용기 하부의 원자로공동에 냉각수를 주입하는 방안에 대해서는 관련 물리적 현상에 대하여 아직 불확실성이 많이 남아 있고 발전소별로 고려할 사항이 많기 때문에 세계 각국에서는 현상에 대한 불확실성의 규명과 이 방안에 대한 정확한 평가를 계속 수행하고 있다.

3. 원자로용기 외벽냉각 연구현황

전술한 바와 같이 원전에서의 중대사고 발생시 원자로용기 파손을 방지하기 위하여 원자로용기가 파손되기 전에 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각하는 중대사고 완화방안의 수행은 긍정적 효과와 부정적 효과에 대한 정밀한 분석이 선행되어야 한다. 그러나 이들에 대한 정밀한 분석이 아직 많이 수행되지 않았기 때문에 이 방안을 채택한 국가는 많지 않으나 원자로용기 외벽냉각 방안의 긍정적 효과와 부정적 효과를 정밀하게 분석하는 노력과 관련 물리적 현상을 규명하는 노력을 계속하고 있다. 따라서 다음에는 원자로용기 외벽 냉각과 관련한

물리적 현상과 이들을 규명하려는 세계 각국의 노력에 대하여 각각 기술하였다.

가. 미국 INEL의 연구현황

미국 Idaho 국립연구소(Idaho National Engineering Laboratory : INEL)의 O'Brien과 Hawkes 등은 U.S.DOE(Department Of Energy)의 후원하에 가압경수로를 대상으로 하여 1차원 열전도방정식과 열응력을 고려하여 원자로용기 파손방지를 위한 원자로용기 외벽냉각 방안에 대하여 해석적으로 분석하였다[6.3, 6.4]. 이들은 상용 유한요소 유체유동 해석 프로그램인 FIDAP을 이용하여 난류 자연대류 열유속 배치로부터 원자로용기 벽면의 온도를 계산하였으며, 온도분포를 이용하여 응력계산을 수행하였다. 또한 원자로용기 외벽의 원자로공동 냉각수 수위가 원자로용기 파손에 미치는 영향을 분석하였다. 이들의 연구결과에 따르면 원자로용기가 열응력에 의하여 파손될 가능성이 있으며, 원자로용기 외벽의 냉각재 수위가 원자로용기 하부 반구를 상회하면 원자로용기가 파손되지 않았으나 냉각수 수위가 원자로용기 하부 반구 이하면 원자로용기가 파손되는 것으로 나타났다. 따라서 원전의 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위한 원자로공동 충수방안은 원자로공동 내에 주입하는 냉각재 양이 중요하다는 것을 알 수 있다.

INEL의 Thinner 등은 1979년 3월에 발생한 TMI-2 중대사고시 원자로 하부용기의 응력해석을 상용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하여 원자로 하부용기의 creep 해석을 위해서는 고온에서의 creep 물성치가 필요하다는 것을 보여 주었다[6.5]. INEL의 Rempe 등은 원자로용기 파손형태(peneration tube failure or ejection, local or global creep rupture, jet impingment)와 관련하여 많은 해석적 연구를 계속 수행하였으며, 개발한 모델은 스위스에서 수행중인 원자로용기 하부 파손 실험인

CORVIS 실험결과와 비교 평가하였다[6.6, 6.7].

나. 미국 SNL의 연구현황

미국 Sandia 국립연구소(Sandia National Laboratory ; SNL)는 U.S.DOE의 후원하에 heavy water new production 원자로(NPR-HWR)를 대상으로 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수 주입시 원자로용기 외벽에서의 열전달 특성을 규명하는 실험인 CYBL(Cylindrical Boiling) 프로그램을 수행하였다[6.8, 6.9, 6.10]. 그림 6.3에서 보는 바와 같이 구조적으로 CYBL 장치는 원자로 공동을 모사하는 외부 용기와 원자로 용기를 모사하는 내부 용기의 두겹으로 이루어져있다. 외부 용기의 직경은 5.1 m 이며, 높이는 8.4 m 이다. 내부 용기는 직경 3.7 m, 높이 6.8 m 이며, 두 용기 사이 측면의 환상 간격은 0.71 m 이다. NPR 원자로의 하부 반구는 일반적인 경수로와는 달리 원추형의 모양을 하고 있다. 이에 따라 CYBL 실험 장치의 내부 용기는 반경 3.36 m 의 Crown 영역과 반경 0.66 m 의 Knuckle 영역으로 나누어 진다. 노심용융물의 열속 모사는 실험 용기 내벽에 설치된 복사 램프 히터(Radiant Ramp Heater)에 의해 이루어지며, 최대 열출력은 6 MW 이고 최대 국부 열속은 40 W/cm² 이다. 하부 용기 바닥면에서의 비등 현상을 관찰하기 위해 반경 0.3 - 0.6 m 의 시창이 실험 용기 측면과 바닥 면에 51 개 설치되어 있다.

CYBL 실험은 열속의 크기 및 분포를 변화시켜 가면서 NPR 실험과 NE1, 2 실험이 수행되었다. NPR 시리즈는 열속의 크기는 동일하게 하고 열속의 분포를 달리하는 실험이었다. NPR-A 실험에서는 16 W/cm²의 열속을 실험 용기 하부 반구에 균일하게 제공하였고, NPR-B 실험에서는 하부 반구 가장 자리의 열속을 최대 16 W/cm²로 주고 하부 반구 중앙 부분의 열속을 가장 자리 열속의 절반을 가하여 불균일한 열속

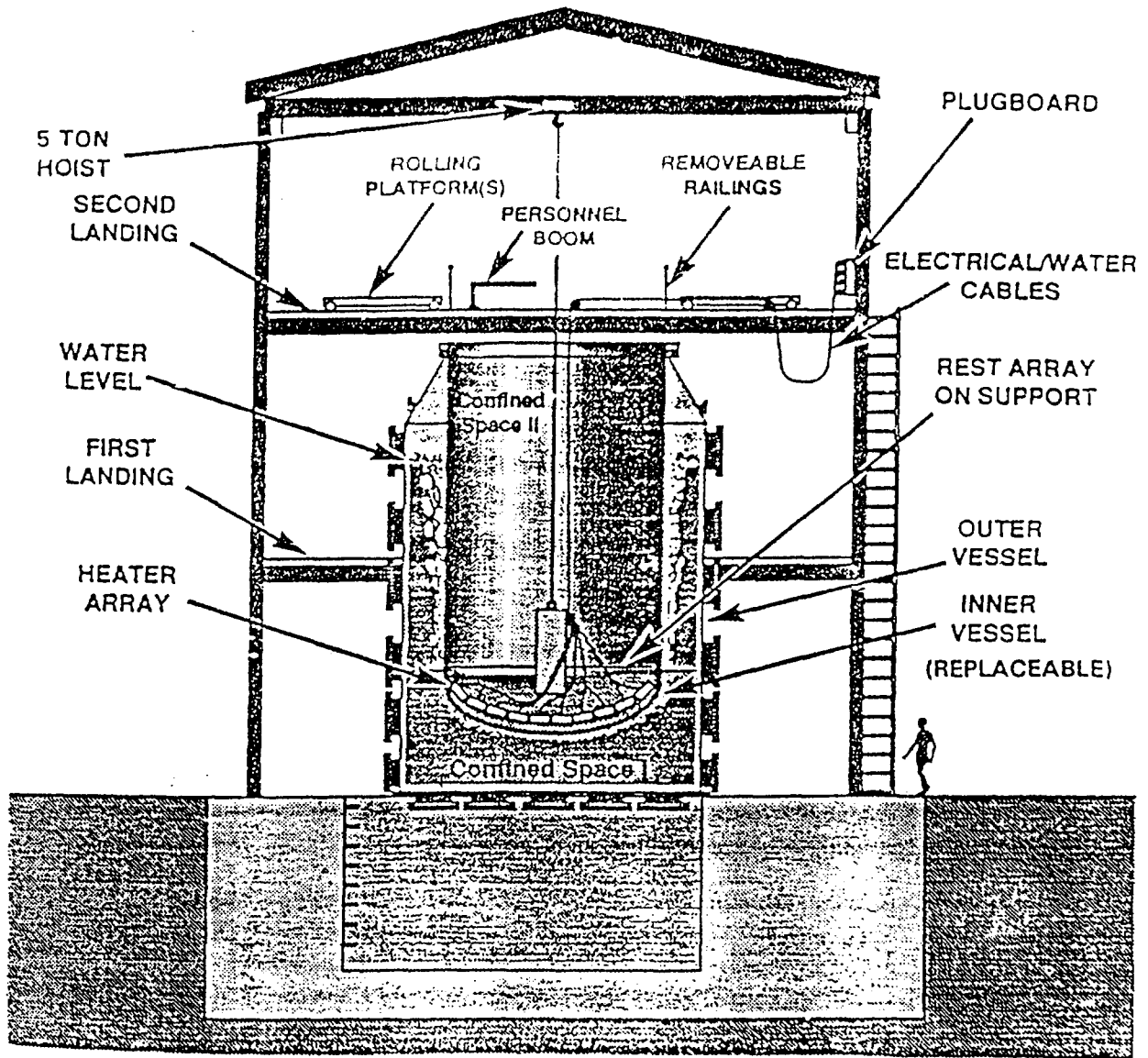


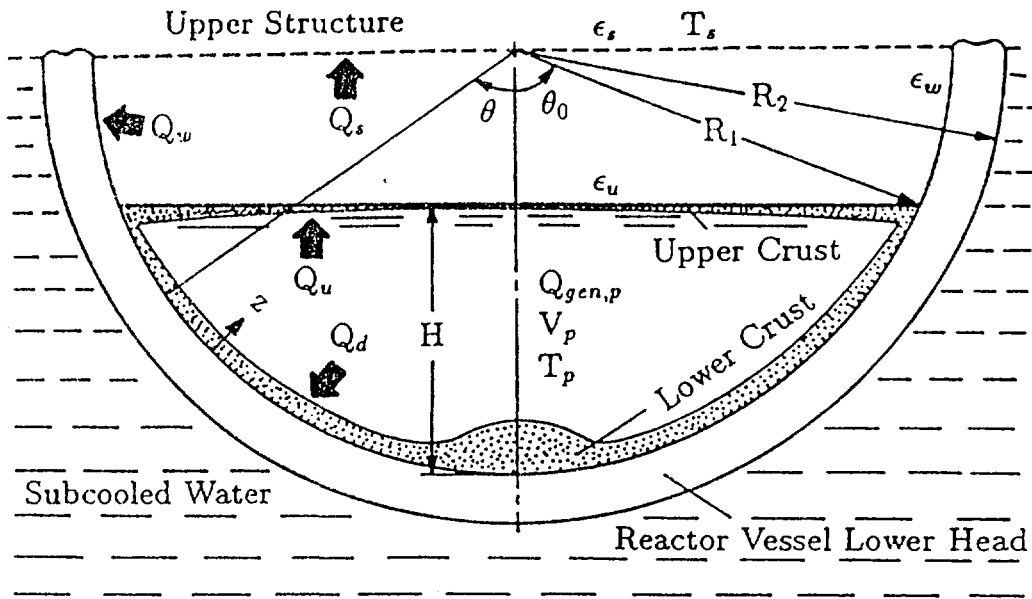
그림 6.3 미국 SNL 의 CYBL 실험장치 개략도

분포를 형성시켰다. 실험 결과 균일한 열속을 제공한 NPR-A 실험에서 하부 반구 중심부의 온도가 가장 높은 것으로 나타났으나, 두 경우의 실험만으로 비등 상관식을 구하는 것은 무리가 많다. 그러나 표면온도와 냉각수 온도, 표면온도와 포화온도의 차이를 이용하여 계산한 열전달 계수를 비교해 보면 NPR-A 실험과 NPR-B 실험의 경우가 거의 유사한 것으로 나타났다[6.11].

실험용기 하부 반구 표면과 표면에서 9.5 mm 내부에 설치한 열전대로 측정된 온도 데이터를 이용하여 계산한 열유속을 보면 각 실험에 있어 반구 중앙 부분에서 최소값을 나타내지만 표면에서의 과열도는 바닥 중앙에서 가장 큰 것으로 나타났다. 이는 열전달 계수가 바닥 중앙 부분에서 최소임을 보여준다. 열유속 분포가 열전달 계수에 미치는 영향을 파악하기 위하여 NE1-UA 실험과 NE2-B 실험을 비교해보면 반구 바닥 중앙에서의 표면 과열도는 바닥 표면에서의 열유속이 작은 NE2-B 실험의 경우가 작은 것으로 나타났지만, 열전달 계수는 상당히 비슷한 것으로 나타나 열전달 계수는 표면 열유속 분포에 영향을 크게 받지 않는 것으로 나타났다.

다. 미국 UCLA의 연구현황

미국의 UCLA(University of California at Los Angeles)대학의 Dhir 등은 가압경수로와 비등경수형 원자로에 대하여 2차원 정상상태와 과도상태 열전달 및 열응력을 고려하여 원자로용기 파손 방지를 위한 원자로공동 충수방안에 대하여 해석적으로 연구하였다[6.12, 6.13]. 이들은 가압경수로의 중대사고시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각했을 때 원자로용기 하부 plenum의 열전달 형태를 그림 6.4와 같이 모델하고 축방향과 반경방향에 대한 열에너지 보존 방정식을 해석하였다. 이들은 용융물과 피막층



- R_1 : Inner Radius of Vessel Lower Head
- R_2 : Outer Radius of Vessel Lower Head
- H : Pool Depth
- θ_0 : Pool Angle
- V_p : Pool Volume
- T_p : Pool Temperature
- $Q_{gen,p}$: Heat Generation in the Pool
- Q_u : Heat Transfer to the Top of the Pool
- Q_d : Heat Transfer to the Lower Part of the Pool
- Q_s : Heat Transfer to the Upper Structure
- Q_w : Heat Transfer to the Dry Wall of the Vessel Lower Head

그림 6.4 미국 UCLA 에서 원자로용기 외벽냉각 해석을 위한 원자로용기

하부 Plenum 모델

사이의 열전달계수를 Mayinger와 Gabor등이 개발한 상관식을 사용하여 결과를 비교 분석하였다. 원자로용기 구조물의 응력계산은 상용 유한요소 프로그램인 NASTRAN을 이용하였고, 항복응력의 조건은 Von-Mises criteria 를 사용하였다.

그림 6.5는 원자로용기 내부 반경방향의 각도에 따른 원자로용기 내벽 온도변화를 보여주고 있다. 그림에서 원자로용기 최하단부의 반경방향 각도가 영도이다. 그림에서 보는 바와 같이 원자로용기 외벽의 온도는 용융물 내부의 자연대류 영향 등으로 용융 pool 최상부의 온도가 가장 높게 나타났으며, 원자로용기 최하부의 온도가 가장 낮게 나타나 사고가 악화되어 원자로용기가 파손된다면 원자로용기 하부 plenum에서 노심용융 pool 이 형성된 최상부가 파손될 가능성이 많음을 유추할 수 있다. 원자로용기 하부 plenum에서 노심용융물과 피막층 사이의 열전달 계수를 Mayinger 상관식을 사용한 경우에는 원자로용기 내벽온도가 용융온도를 상회하였으나 Gabor 상관식을 사용한 경우에는 원자로용기 내벽의 온도가 용융온도보다 낮게 나타났다.

그림 6.6은 원자로용기 하부 plenum에서 노심용융물과 용융물이 고화되어 형성된 피막층 사이의 사용 열전달계수에 따른 원자로용기 shell의 온도분포를 보여주고 있다. 그림에서 보는 바와 같이 노심용융물이 고화되어 형성된 피막층은 노심용융물의 자연대류 열전달 영향으로 원자로용기 최하부가 가장 두껍게 형성되었고 최상부가 가장 얇게 형성되었다. 노심용융물과 용융물이 고화되어 형성된 피막층 사이의 열전달계수를 Mayinger 상관식을 사용한 경우는 Gabor 상관식을 사용한 경우보다 용융물과 피막층 사이에 열전달이 잘 이루어지기 때문에 용융물 내부의 온도는 낮게 나타났으나 원자로용기 shell의 온도는 높게 나타났다. 이와 같이 용융물과 용융물 외곽에 형성된 피막층 사이에 적용하는 열전달 계수 상관식에 따라 원자로용기가 creep rupture에 의하여 파손 가능성이 있음을 밝혔다.

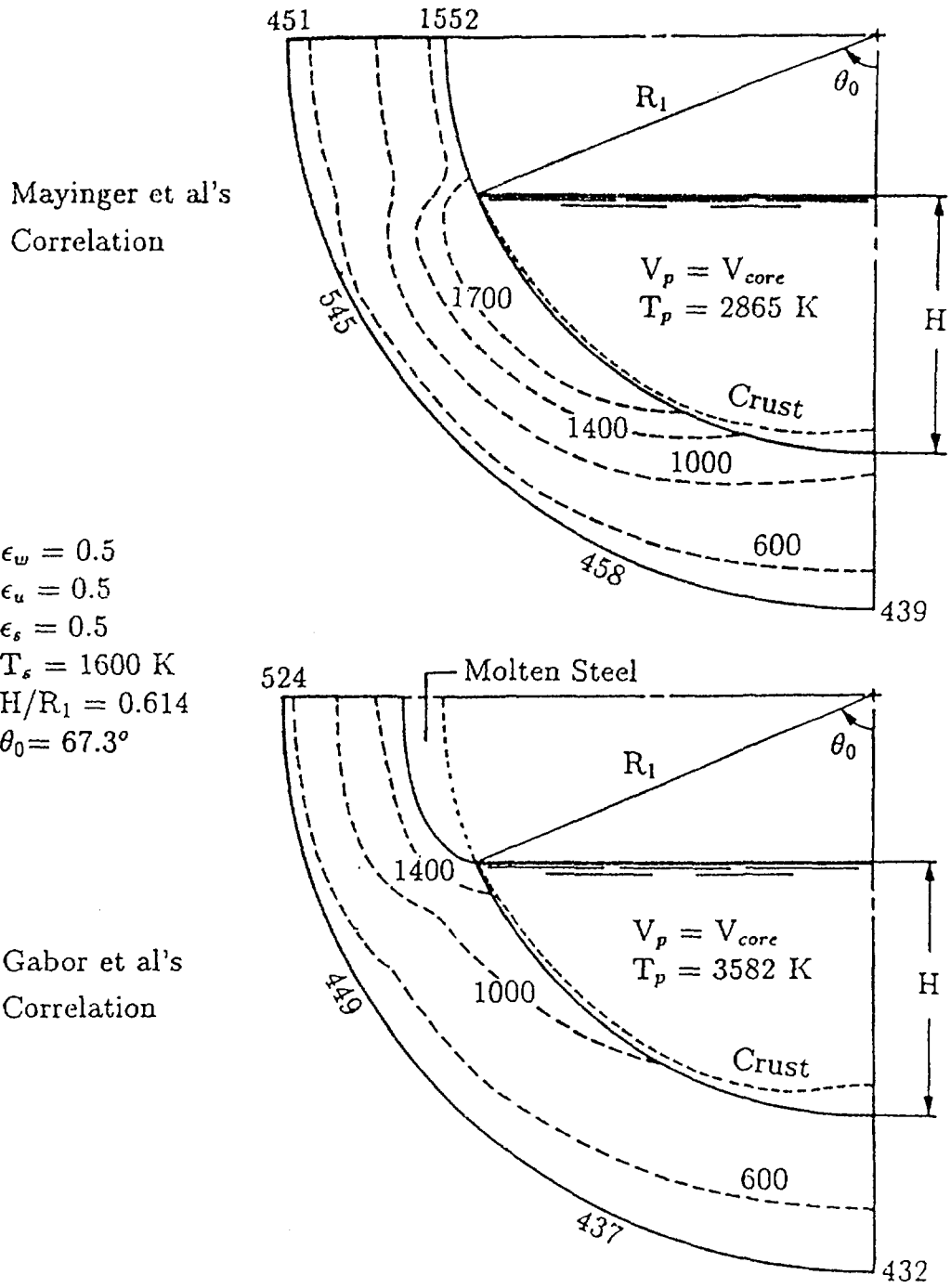


그림 6.5 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 내벽 온도변화

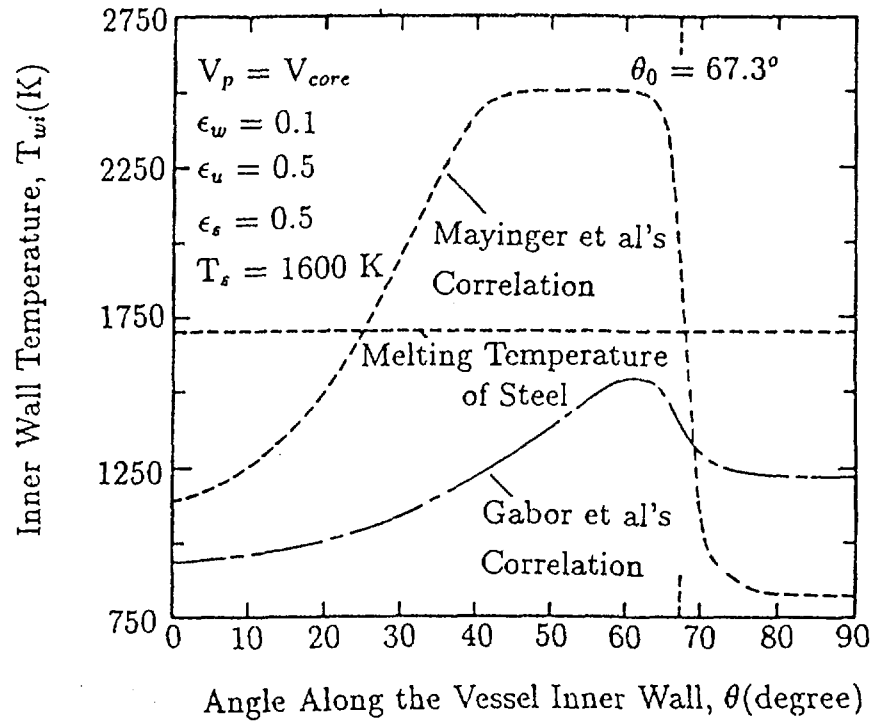


그림 6.6 원자로용기 외벽 냉각시 원자로용기 내부 Shell 의 온도 변화

UCLA 대학의 Dhir 등은 원전의 중대사고시 원자로용기 파손방지를 위한 원자로공동 충수시 원자로용기 하부 plenum에 대한 해석적 연구와 동시에 관련 물리적현상을 규명하려는 실험을 병행하였다[6.14]. 이들은 프레온 기체를 이용하여 반구에서 내부 발열이 이루어지고 있을 때 용기 외부 냉각에 의한 자연 대류 열전달 실험을 수행하였다. Pyrex 유리 반구내에 프레온-113 을 주입시킨 후 반구 상부에 설치한 750 W 용량으로 가열시키고, 용기 외부를 냉각수로 냉각시켰다. 일련의 K형 열전대를 이용하여 여러 지점에서의 pool 온도 및 벽면 온도를 측정하였다. 프레온-113 의 수위는 실험 인자로 설정하여 변화시키면서 실험하였다. 최대 프레온-113 pool 온도를 토대로 국부 지점과 전체 평균 열전달 계수를 구하였다. 실험에 사용된 Pyrex 유리 반구의 규격은 두 가지를 채택하였는데, 1 번 반구의 내부 직경 43.65 cm 에 길이와 두께는 각각 59.44 cm, 1.1 cm 였고, 2 번 반구는 60.1 cm 내부 직경에 길이와 두께는 각각 59.55 cm, 1.17 cm 였다. 34 개의 K형 열전대를 4 mm 직경의 Pyrex 튜브에 장착하여 프레온-113 pool의 온도를 측정하였으며, 14 개의 K형 열전대를 Pyrex 유리 반구 내,외벽에 각각 7 개씩 Omegabond 101 에폭시를 이용하여 장착하였다.

프레온-113을 Pyrex 유리 반구내에 일정 부피로 주입시킨 후 자전관을 이용하여 가열시켰다. 약 1 시간 후 프레온-113 Pool 의 온도가 정상 상태에 도달하였으며, 총 실험 시간은 약 6 시간이었다. 자전관에서 발생하는 전자파에 의해 열전대를 이용한 온도 측정이 용이하지 않아서 온도를 매 10 분 마다 측정하는 것으로 변경하였다(575 초 동안 가열시키고, 25 초 동안을 전원을 끈 후 열전대로 온도를 측정하였음). 실험에서 구해진 데이터를 이용하여 구한 Nu수는 1994년에 Dhir, Asfia, Frantz 등이 개발한 상관식과 잘 일치하였으며, 열전달 계수는 유리 반구 바닥 중앙 부분에서 가장 낮았으며, 가장자리 부분으로 갈수록 증가함을 보였다. 프레온-

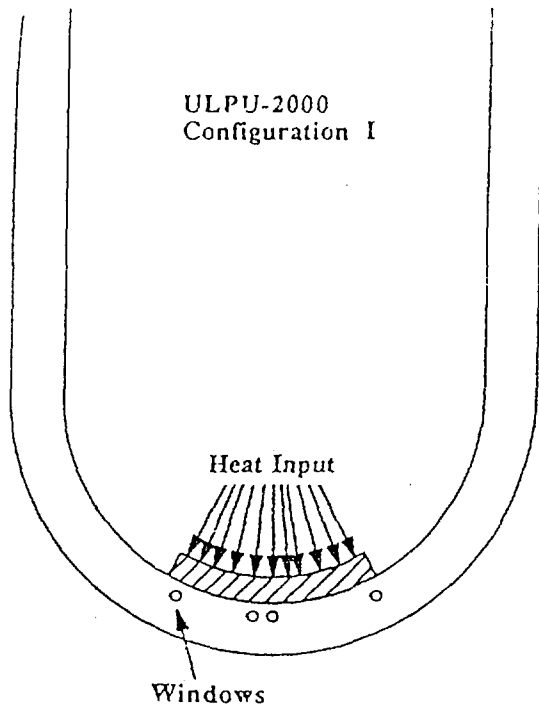
113 pool과 접촉하고 있는 유리 반구 벽면(cold rigid wall) 으로의 평균 열전달 계수는 1975년 Kulacki, Emara 등이 개발한 상관식과 잘 일치하는 것으로 나타났다.

라. 미국 UCSB의 연구현황

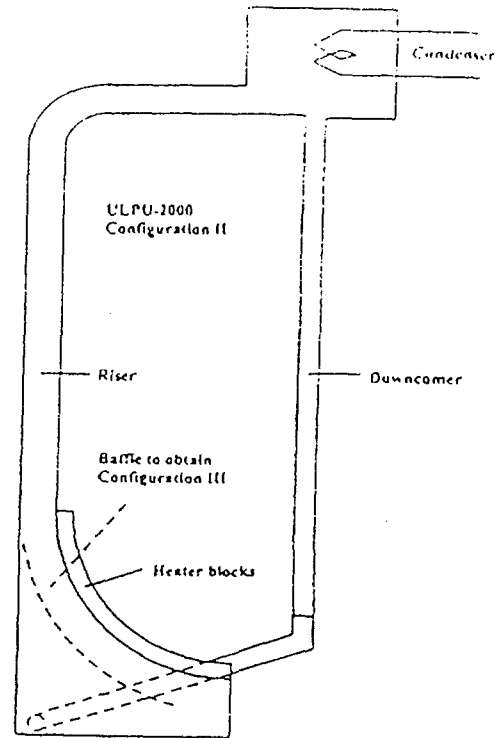
미국의 UCSB(University of California at Santa Barbara) 대학의 Theofanous 등은 핀랜드와의 협력으로 그림 6.7과 같은 실험장치를 이용하여 중대사고시 원자로용기 파손방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하였을 때 원자로용기 외벽의 열전달 특성을 규명하는 ULPU 2000 실험을 수행하였다[6.15, 6.16]. 이 실험도 SNL의 CYBL 실험과 같이 소규모 실험장치에서 개발한 기존의 열전달 상관식을 대형 원자로용기 외벽에 적용할 수 있는가를 평가하는 실험이었다. 이 실험장치는 VVER-440 형태의 원자로인 핀랜드의 Loviisa 원자로를 모사한 수직 벽면에서의 이상 유동 현상과 임계 열유속 현상을 분석하는 것이었다.

이 실험장치에서 유로 단면적은 실제 Loviisa 원전의 유로 단면적을 1/214 배로 축소하였으며, 실험 장치의 높이는 Loviisa 원전과 동일하게 모의하였으며 최대 열속은 2 MW/m^2 를 가지고 원자로용기 외벽의 downward facing curved 표면의 열유속은 약 300 kW/m^2 인 조건하에서 실험을 수행하였다. 그림 6.8은 원자로용기 외벽의 열전달 형태인 임계열속에 대한 ULPU 2000 실험결과를 보여주고 있다. 그림에서 원자로용기 외벽의 최하단부의 각도가 영도이다. 그림에서 보는 바와 같이 원자로용기 외벽의 최하부의 열유속이 가장 작고 상부로 올라가면서 거의 선형적으로 증가하고 있는 것을 보여주고 있다. 초기 ULPU 실험에서는 공급한 열출력의 한계(최대 열속 : 1200 kW/m^2) 로 임계 열유속 상태가 발생하지 못했다.

원자로 용기 하부 표면에서의 임계 열속 현상의 분석을 위하여 AP600 형태의



Schematic of Configuration I in ULPU-2000. The heater blocks extend over the region $-30^\circ < \theta < 30^\circ$.



Schematic of Configurations II and III in ULPU-2000. The heater blocks extend over the region $0 < \theta < 90^\circ$.

그림 6.7 미국 UCSB 대학의 ULPU 실험장치 구성도

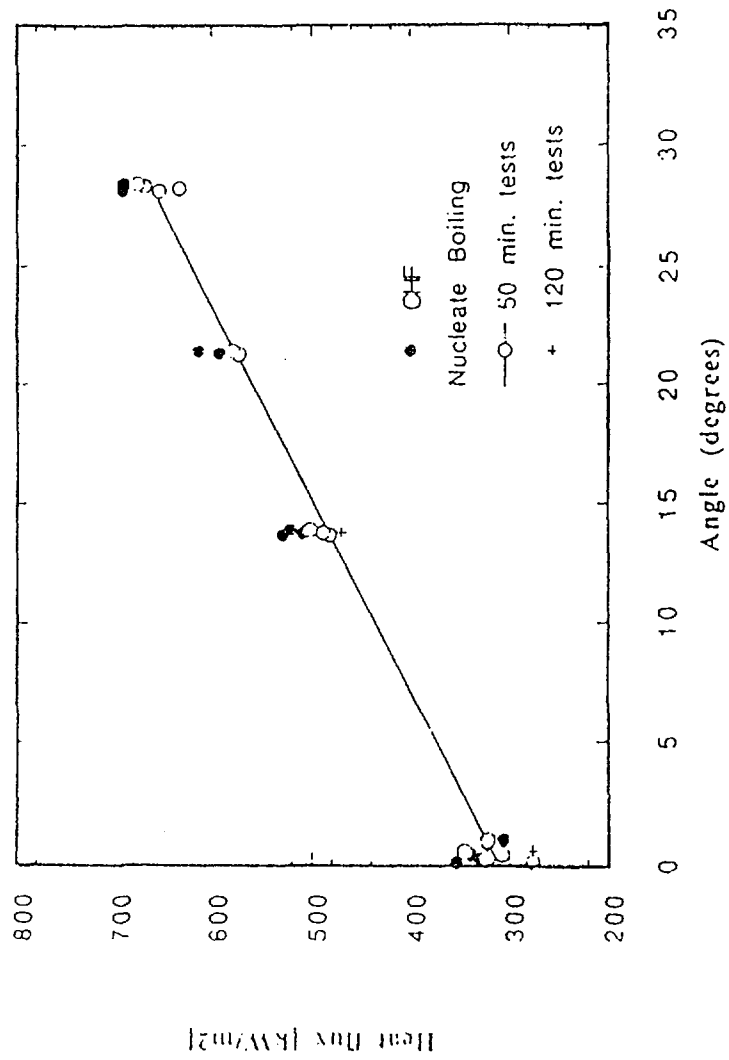


그림 6.8 미국 UCSB 대학의 ULPU 실험결과

원자로를 모사하여 원자로 용기 하부 반구의 곡면 부분의 국부 지점에서의 임계 열유속을 측정한 ULPU-2000 실험(최대 열속 : 2000 kW/m²)을 수행하였다. ULPU-2000 실험 장치에서 첫번째로 수행된 실험은 원자로 용기 하부 반구 부분에서의 유동 현상에 초점을 맞추고, 냉각수의 조건을 보수적으로 설정한 configuration I 실험이었다. Configuration I 실험에서 냉각수 및 비등 조건을 포화 pool 비등을 설정하였다. Configuration I 실험 결과 냉각수가 완전한 포화상태였고 유로의 전체적인 순환이 불가능하였음에도 불구하고 실험 용기 바닥면에서의 임계 열유속은 300 kW/m²이었다. 실제 냉각수가 포화상태로 원자로공동에 주입되어도 hydrostatic head의 차이때문에 약 17 °C 정도 미포화 상태가 된다. 유로의 전체적인 순환을 가능하게한 ULPU-2000, configuration II 실험에서는 임계 열유속 값이 약 400 kW/m²으로 상승하였다. ULPU 실험에서는 차후 연구 과제로 개별 원자로의 절연체 및 구조적 특성을 고려한 configuration III 실험을 계획중이다.

마. 미국 Pennsylvania 대학의 연구현황

미국의 Pennsylvania 주립대학의 F. B. Cheung 등은 ALWR(Advanced Light Water Reactor)의 중대사고시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하였을 때 원자로용기 외벽의 열전달 특성을 규명하는 SBLB(Subscale Boundary Layer Boiling Experiments) 실험을 수행하였다[6.17]. 이 실험도 소규모 실험장치에서 개발한 기존의 열전달 상관식을 실제 원자로용기 외벽에 적용할수 있는가를 평가하기 위한 실험으로서 과도상태 냉각(transient quenching), 정상상태 비등(steady state boiling), 유동 측정(flow observation), 열전달 측정(heat transfer measurement) 등과 같은 네 종류로 구분하여 실험을 수행하였다.

SBLB 실험의 실험장치는 그림 6.9가 보여주고 있다. 그림에 나타난 바와 같이 원자로용기를 가열하였으며 원자로용기 외벽에는 보조가열기를 설치하여 원자로용기 외벽의 냉각수가 포화상태(saturated liquid)를 유지하도록 하였다. 실험장치 벽에는 내부를 관측할 수 있는 창을 설치하여 원자로용기 외벽에서 발생하는 냉각수의 비등형상을 촬영할 수 있도록 하였다. SBLB 실험은 subscale 경계층(boundary layer) 비등 실험으로서 실험용기는 철판과 구리판을 사용하여 직경 0.152 - 0.381 m, 두께 1.2 cm로 제작하였고 압력은 1 -2.5 기압이었으며 최대열속은 0.01 - 1 MW/m²인 조건하에서 실험을 수행하여 원자로용기 외벽에서는 임계열유속 등의 비등열전달 형태가 발생하게 된다. 현재 F. B. Cheung 등은 원자로용기 외벽냉각시 외벽에 절연물질이 있을 때 열전달 특성을 규명하는 실험을 진행하고 있다.

바. 미국 FAI의 연구현황

미국의 FAI(Fauske & Associates Inc.)는 가압경수로인 Zion 원전에 대하여 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각하는 방안에 대하여 해석적 및 실험적 연구(Henry 모델)를 수행하였다. 원자로용기 외벽의 절연물질에서 냉각수의 유동은 그림 6.10에서 보는 바와 같이 원자로용기 외벽의 하부 절연물질을 통하여 냉각수가 잘 스며들고 스며든 냉각수가 비등하여 발생한 증기는 원자로용기 상부의 절연물질을 통하여 잘 제거된다는 가정을 사용하였다.

미국 FAI의 Henry 등이 가압경수로의 중대사고시 원자로용기 파손방지를 위한 원자로용기 외벽 냉각 방안을 평가하기 위한 실험장치를 그림 6.11이 보여주고 있다.

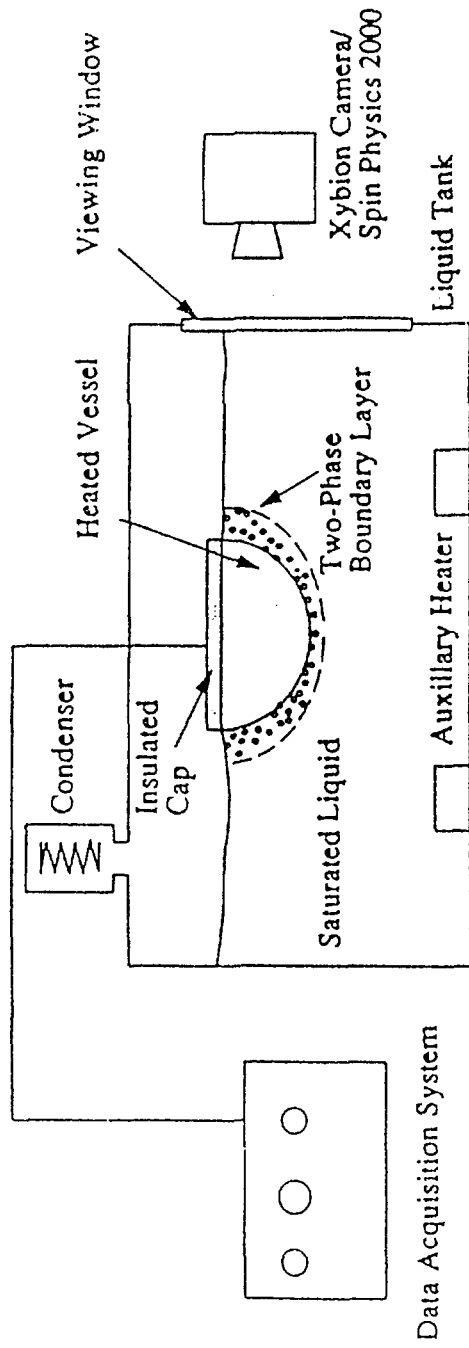


그림 6.9 미국 Pennsylvania 대학의 SBLB 실험장치의 구성도

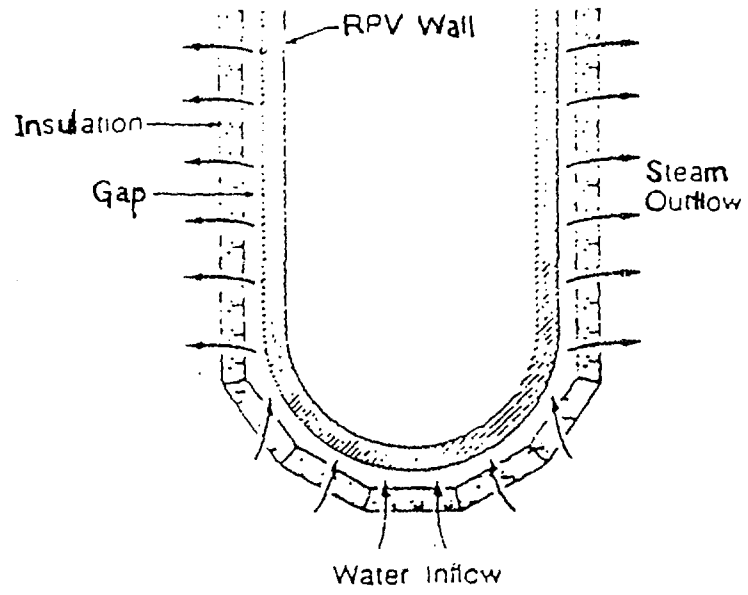


그림 6.10 원자로용기 외벽 절연문을 통한 냉각수 유동도

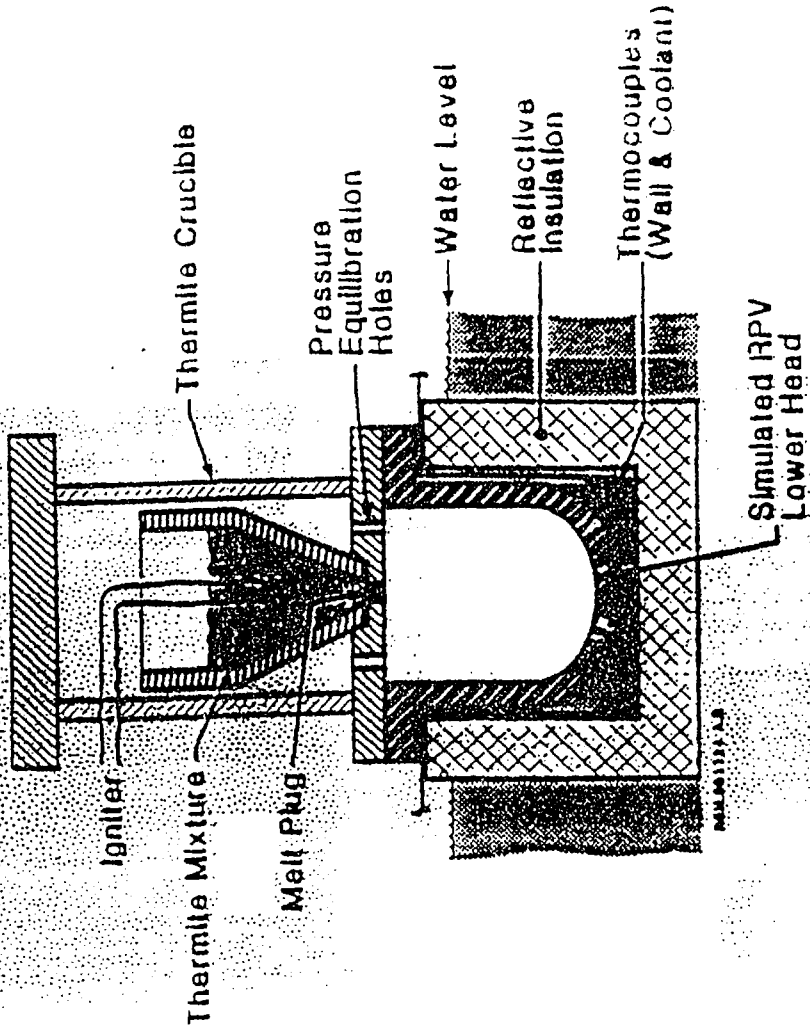


그림 6.11 미국 FAI 의 원자로공동 범람방안 평가를 위한 실험장치의

개략도

그림에서 보는 바와 같이 노심용융물은 thermite를 사용하였고 원자로용기 외벽에는 절연물질을 설치하였고 외부에는 냉각수인 물로 가득차 있다. 실험 수행결과 원자로용기가 파손되기 전에 원자로공동에 냉각수를 주입하면 냉각수가 원자로용기 외벽의 절연물질을 잘 스며들어 원자로용기 외벽과 직접 접촉하여 원자로용기 내부의 열을 잘 제거할 수 있기 때문에 원자로용기가 파손되지 않는 것으로 나타났다. 이와 같은 중대사고 완화방안은 원자로용기 외벽의 절연상태가 발전소별로 다르기 때문에 각 발전소별로 평가가 필요함을 밝혔다[6.18, 6.19].

FAI의 Henry 등은 실험결과를 토대로하여 가압경수로의 중대사고시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동 내에 냉각수를 주입하였을 때 원자로용기 하부 plenum에 대한 해석 모델을 개발하여 MAAP4에 첨가하였다. 따라서 MAAP4 전산코드를 이용하여 가압경수로의 중대사고시 원자로용기 파손방지를 위하여 원자로공동에 냉각수를 주입하면 원자로용기 파손을 방지할 수 있다. 이와 같이 원자로용기가 파손하지 않은 주 원인은 원자로용기 외벽의 열전달 방식을 Kelvin-Helmoltz instability에 의하여 막비등(film boiling)시도 냉각수와 원자로용기 외벽 표면이 접촉하여 열전달이 잘된다는 가정을 사용하였기 때문이며 이는 UCLA의 Dhir가 접촉이 안된다고 가정한 것과는 상반된다.

FAI에서는 실제 Henry 등의 실험결과를 이용하여 개발한 모델을 첨가한 MAAP4 전산코드를 이용하여 가압경수로인 Zion 원자력 발전소의 전원상실 사고시 원자로 냉각재 펌프 밀봉체(shaft seal)가 파손하는 경우에 대하여 원자로 냉각재 계통의 압력 경계가 파손되기 전에 격납용기 살수(spray) 펌프를 작동하여 원자로공동에 냉각수를 주입하였을 때 고온관, 원자로용기 등의 파손을 방지할 수 있는 가를 평가하였다. 그 결과 원자로용기가 파손되기 전에 격납용기 살수계통을 작동하는 원자로공동 충수방안의 수행으로 노심손상은 완화할 수 없지만(노심 지지 구조물은

파손되었음) 원자로용기 파손은 방지하였으며, 고온관이 creep rupture되기 전에 이 방안을 수행하면 고온관의 creep rupture도 방지할 수 있음을 밝혔다[6.20].

사. 러시아의 RASPLAV 연구현황

러시아의 Kurchatov 연구소에서는 OECD NEA 후원하의 국제 공동 연구인 RASPLAV 프로젝트를 1994년 7월부터 수행하고 있다[6.21]. 이 프로젝트는 원자로용기 파손을 방지하기 위하여 원자로용기 외부 냉각시 원자로용기 하반구에서의 열전달 과정에 대한 실험을 실제 핵연료를 사용하여 실험을 수행하는 것으로서 국내의 한국원자력연구소와 원자력안전기술원도 참가하고 있다. 이 프로젝트의 phase 1은 1994년 7월에 시작하여 1997년 6월에 종료하여 3년을 수행하였고, phase 2는 1997년 7월부터 시작하여 2000년 6월까지 3년동안 수행될 예정이다. RASPLAV에서 수행하는 주요 실험은 그림 6.12의 실험장치 구성도에서 보는 바와 같이 slice형 원자로용기 하반구에 C-22(UO₂ : 81.5 %, ZrO₂ : 5.0 %, Zr : 13.5 %) 200 kg을 유도가열(induction heating)로 용융시키는 대형용융물 실험, 소량의 핵연료를 용융시켜 열전달 특성을 규명하는 TULPAN 실험, 용융물의 자연대류와 고화층 형성을 모의하는 SALT 등이 수행되고 있다. RASPLAV 국제공동 연구와 관련해서는 기술보고서를 발간중에 있다[6.22].

아. 프랑스의 연구현황

프랑스 CEA Grenoble에서는 중대사고 발생시 원자로용기 파손방지를 위하여 원자로공동에 냉각수 주입시 원자로용기 외벽에서의 열전달 특성을 규명하기 위한

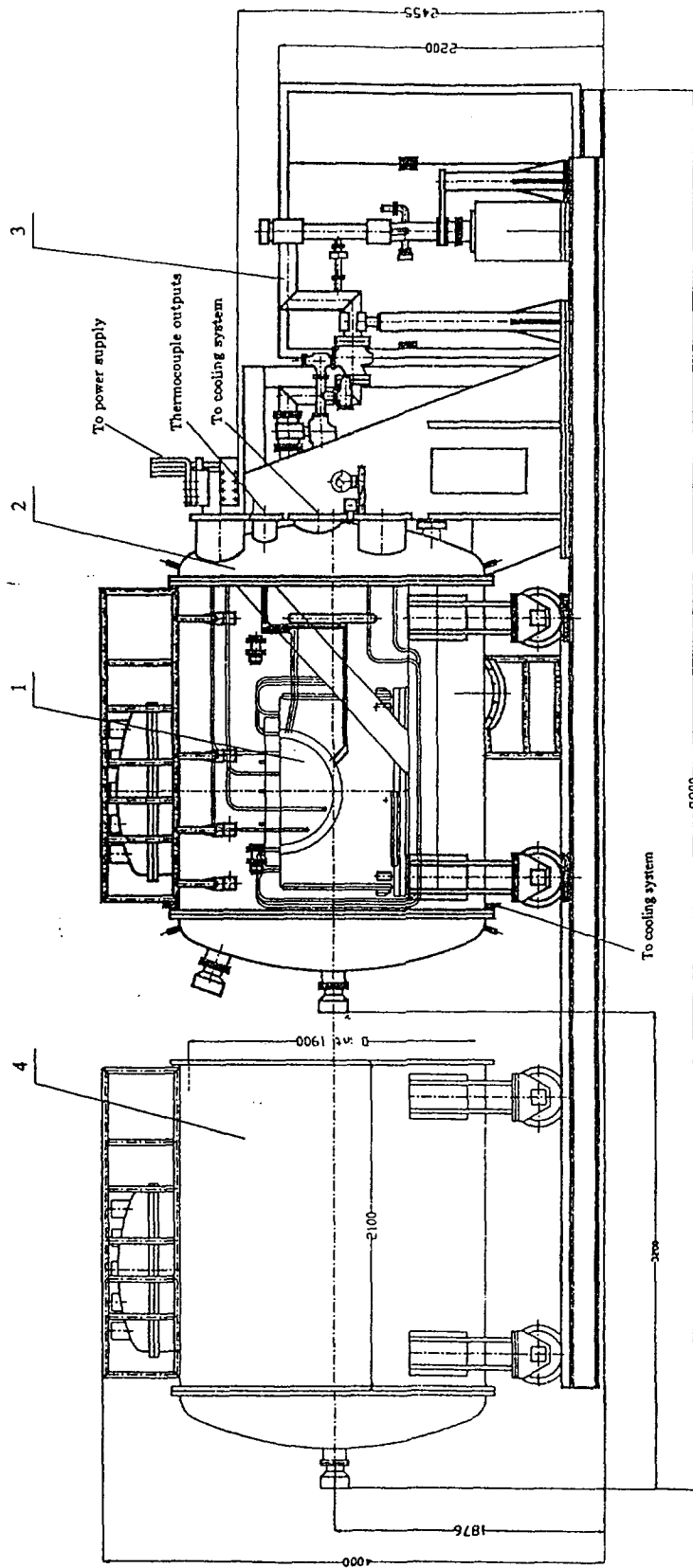


그림 6.12 RASPLAV-AW200-1 실험장치 구성도

실험인 SULTAN 실험을 수행하고 있다[6.23]. 이 실험은 길이 4 m, 두께 1.5 cm의 평판을 다양한 각도로 변화시키면서 열전달 과정을 측정하였다. 냉각수는 강제 대류조건이고 압력은 1 가압부터 8가압까지 변화시키면서 실험을 수행하고 있다. SULTAN 실험은 여러 가지 경사 각도, 압력 및 열수력 직경하에서 평판 시편을 이용하여 채널 크기에 따른 유동 안정, 경계층 두께, 기공율 및 전도 분포, 냉각수에서의 온도 분포 및 압력 강하와 임계열유속 측정 등의 연구 수행을 목적으로 하고 있다. 평판으로 전달되는 열속은 전체 표면에서 균일하며 1 MW/m^2 까지 변화시킬 수 있다.

또한 프랑스(CEA Grenoble)에서는 원자로공동의 core catcher 와 원전에서의 중대사고 발생시 원자로용기 하부 plenum에서의 용융물의 거동을 규명하는 실험인 BALI 실험을 수행하고 있다[6.24]. 이 실험은 물과 글리세린을 사용하고 있으며 반경 2 m의 실험용기를 사용하고 있다. 이들은 실험과 병행하여 TRIO-VF 전산코드를 이용하는 해석적 연구를 병행하여 수행하고 있다.

자. 핀랜드의 연구현황

핀랜드의 IVO에서는 동구형 원자로인 VVER-400 원자로의 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위하여 원자로공동에 냉각수 주입시 원자로용기 하부 plenum에서의 용융물의 자연대류 열전달 특성을 규명하기 위한 실험인 COPO 실험을 수행하고 있다[6.25, 6.26]. 이 실험에서는 용융물로 물을 사용하고 있으며 실험용기는 10 cm 폭의 2차원 slice 형태를 사용하고 있으며 열전대를 사용하여 온도를 측정함으로써 열전달을 중점적으로 관측하고 있다. 그 결과 상부의 열전달 계수가 기존의 사각형 형태에서 개발한 상관식보다 다소 높게 나타났으며, 실험용기

벽에서의 열유속의 peaking은 발생하지 않았다. 핀랜드에서는 COPO 실험과 병행하여 상용 유체유동 프로그램인 PHOENICS를 이용하여 실험 결과를 검증하는 활동을 수행하였다.

차. 국내 연구현황

국내에서는 한국원자력연구소에서 원전의 중대사고 발생시 원자로용기 파손 방지를 위한 중대사고 완화 방안으로서 원자로공동에 냉각수를 주입하여 원자로용기 외벽을 냉각하는 방안에 대하여 MAAP4 전산코드를 사용하여 평가하였다[6.27]. 이 연구에서는 영광 3,4호기에서 전원상실 사고를 초기사고로한 중대사고 발생시 비안전등급의 비상전원을 사용할 수 있다고 가정하여 격납용기 살수펌프를 작동시켜 원자로공동에 냉각수를 주입하는 방안을 평가하였다. 이 연구에서 원자로공동에 냉각수를 주입하는 시기인 격납용기 살수 펌프 작동시기는 원자로용기가 파손되기 전인 노심 노출시간, 노심물질이 용융되는 시간, 노심용융물 재배치시간의 세 경우를 선정하였으며, 원자로공동에 냉각수를 주입하는 양은 격납용기 살수펌프의 작동수를 1대와 2대로 선정하여 각각 민감도 분석을 수행하여 원자로용기 파손방지를 위한 최적 원자로공동 외벽 냉각 방안을 도출하였다.

해석결과, 영광 3,4호기 전원상실 사고로 인한 중대사고 발생시 노심물질이 용융하기 전에 격납용기 살수펌프 2대를 작동하여 원자로용기 하부의 원자로공동에 냉각수를 주입하는 중대사고 완화 방안을 수행하면 원자로용기 파손을 방지할 수 있으며, 노심이 노출되는 시기에는 격납용기 살수펌프 1대를 작동하여 원자로공동에 냉각수를 주입하여도 원자로용기 파손을 방지할 수 있었다. 그러나 격납용기 살수펌프를 작동하여 원자로공동을 충수하는 중대사고 완화방안을 수행하여도

노심물질이 용융되는 것과 노심용융물이 원자로용기 하부 Plenum으로 재배치되는 것은 방지할 수 없는 것으로 나타났다.

영광 3,4호기 전원상실 사고로 인한 중대사고 발생시 노심용융물이 원자로용기 하부 plenum으로 재배치되는 시점에 격납용기 살수펌프 2대를 작동하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 중대사고 완화 방안을 수행하면 그 작동시기가 너무 늦어 원자로공동 내에 충분한 냉각수를 주입할 수 없기 때문에 원자로용기 파손을 방지할 수 없으며, 노심물질이 용융되는 시점에 격납용기 살수펌프 1대를 작동하는 중대사고 완화 방안을 수행하면 원자로공동에 주입하는 냉각수의 양이 너무 작기 때문에 원자로용기의 파손을 방지할 수 없는 것으로 나타났다. 이와 같이 원자로용기 파손 방지를 위한 격납용기 살수펌프를 작동하는 중대사고 완화 방안 수행시기와 양이 부적절하여 원자로용기가 파손되더라도 격납용기 살수펌프를 작동하는 중대사고 완화 방안을 수행하면 수행하지 않는 경우보다 원자로공동으로 분출되는 노심용융물이 적게 나타나기 때문에 원자로공동에서의 노심용융물 냉각 관점에서 유리한 것으로 나타났다. 따라서 영광 3,4호기 전원상실에 의한 중대사고 발생시 원자로용기 내로 냉각수를 주입하는 아무런 방안이 없다면 격납용기 살수펌프나 비상급수 계통 등을 이용하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 것이 중대사고 완화관점에서 더 유리하다.

영광 3,4호기 전원상실 사고에 대한 MAAP4 전산코드 계산결과에 따르면 원자로용기가 파손되기 전에 격납용기 살수계통을 작동하여 원자로공동에 냉각수를 주입하는 원자로공동 범람 방안을 수행하는 것이 바람직한 것으로 나타났다. 그러나 MAAP4 전산코드를 이용한 연구에서는 원자로용기 파손방지를 위한 원자로공동 충수 방안 평가에서 중요한 요소인 원자로용기 외벽 절연물질과 원자로공동에서 생성된 증기의 제거방안 등은 MAAP4 전산코드의 미비점으로 고려하지 못하였다.

영광 3,4호기의 원자로용기 외벽은 약 10 cm 두께의 절연물로 절연되어 있기 때문에 격납용기 살수펌프를 작동하여 원자로공동에 냉각수가 주입되더라도 냉각수가 이 절연물을 통과하여 원자로용기 외벽과 직접 접촉하는 것이 쉽지 않을 수 있다. 또한 냉각수가 원자로용기 외벽과 직접 접촉하더라도 생성된 증기가 쉽게 제거되지 못할 수 있으므로 차후 이들에 대한 정밀한 분석이 필요함을 밝혔다. 원자로용기 파손방지를 위한 원자로공동 충수방안이 노심용융물을 원자로용기 외부로 방출되지 못하게 하는 중대사고 완화 방안으로서 매우 유용하나 원자로용기 외벽의 절연물질 때문에 수행할 수 없다면 중대사고 관리 측면에서 원자로용기 외벽 절연물질에 냉각수가 유동할 수 있는 방안을 마련할 수 있을 것이다. 이 연구에서 도출된 결과들을 영광 3,4 호기에 직접 적용하는 데에는 원자로용기 외벽의 절연물질 고려 등의 불확실성이 있기 때문에 불가능할 수 있으나 영광 5,6호기의 원자로공동 충수 계통의 설계 및 중대사고 관리 방안의 평가 등에는 참고자료로 유용하게 사용될 수 있을 것이다. 차세대 원자로의 중대사고 완화를 위한 설계와 관련하여 원자로용기 외벽 냉각과 관련된 현상을 규명하기 위한 실험이 요망된다.

제 7 장 결론 및 차후 연구과제

노심용융물이 원자로용기 하부 반구에 재배치되었을 때 관련 열수력 현상에 대한 기존 연구결과에 대한 정밀 분석, TMI-2 사고시 원자로용기 하부 반구에서의 노심용융물의 냉각과정에 대한 열전달 기구, 간극에서의 열전달 현상에 대한 기존 연구결과 분석, 노심용융물과 원자로용기 사이에 형성될 수 있는 간극에서의 열전달 특성을 규명하기 위한 CHF 실험수행과 관련 실험계획, 원자로용기 외벽냉각시 열전달 특성에 대한 기존 연구결과 분석 등을 통하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 원자로용기 파손을 방지하면서 노심용융물을 용기내에서 장기적으로 냉각할때 원자로용기 하반구에서는 복잡한 열전달 현상인 노심용융물 pool 내부에서의 자연대류, 용융물의 고화 및 재용융, 용융물의 고화 피막층에서의 전도, 용융물층 상부에서의 비등과 복사, 용융물층 반구면 간극을 통한 비등 등이 발생할 수 있으나 아직 이들 현상에 대하여 불확실성이 존재하여 많은 연구가 필요하다.
- TMI-2 사고시 원자로용기 하부 반구에서 노심용융물의 냉각에 대해서는 아직 불확실성이 많지만 가장 중요한 냉각기구로 평가되고 있는 원자로용기 하부 반구와 노심용융물 사이에 형성될 수 있는 간극을 통한 냉각 등에 대해서는 정량적인 평가가 필요하다.
- 간극에서의 열전달 상관식은 반구가 아닌 평판과 환상관 등에서 소규모 실험을

통하여 개발되었기 때문에 실제 원전의 원자로용기 하부 반구에의 직접 적용은 한계가 있다. 특히 이들 상관식들을 압력에 따라 비교한 결과 다른 경향을 보이므로 이에 대한 체계적인 연구가 필요하다.

- CHFQ 실험은 실제 원자로용기 하부 반구를 축소한 반구형 모형을 이용하여 반구형 간극에서의 열전달 기구의 규명과 상관식 개발을 목표로 수행하고 있다. 따라서 압력변화와 간극크기에 대한 정량적 실험을 진행하고 있으며, 실험 결과를 실제 원전에 적용하기 위한 타당성 실험으로서 Slice 실험과 CCFL 실험을 계획중에 있다.
- 원자로용기 외벽 냉각은 내부 냉각과 더불어 노심용융물을 노내냉각할 수 있는 주요 방안으로서 많은 연구가 수행되었으나 아직 많은 불확실성이 있으며, 특히 실제 원전에 적용하기 위해서는 발전소별로 평가가 필요하기 때문에 평가 방법론 개발이 필요하다.

참고 문헌

- 1.1 DCH Working Group, "An Integrated Report on DCH Resolution for PWRs," NUREG/CR-6109, Sandia National Laboratories, 1991
- 1.2 S. B. Kim et.al., "Recent Progress in SONATA-IV Project," OECD/NEA CSNI PWG-2, The Third Mtg. Of TG-DCC, Rockville, MD, USA, May 9-10, 1997
- 1.3 K. Y. Suh et al., "SONATA-IV Simulation Of Naturally Arrested Thermal Attack In-Vessel," Proc. Int. Conf. on PSA Methodology and Applications, pp. 453-460, Seoul, November 26-30, 1995
- 1.4 K. H. Kang et al., "Experimental Investigations on In-Vessel Debris Coolability through Inherent Cooling Mechanisms, OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability," Garching, Germany, March 3-6, 1998
- 1.5 J. H. Jeong et al., "Experimental Study on CHF in a Hemispherical Narrow Gap," OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching, Germany, March 3-6, 1998
- 1.6 K.H. Bang et al., "Boiling Heat Transfer in Narrow Spaces and Its Implications for Lower Head Integrity during a Severe Accident," Proc. Int. Top. Meet. on Probabilistic Safety Assessment, pp.1206-1211, Park City, Utah, 1996
- 1.7 정지환 외, "반구형 간극에서의 비등가시화 실험," 한국원자력학회 '97 춘계 학술발표회 논문집, 제 1권, pp. 575, 조선대학교, 1997년 5월30일 -31일
- 2.1 R. J. Lipinski, "A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds," NUREG/CR-2646, June 1982

- 2.2 V. K. Dhir et al., "Dryout Heat Fluxes in Debris Beds Cooled at the Bottom and Having Subcooled Liquid at the Bottom," Nuclear Technology, Vol. 46, pp. 356, December 1979
- 2.3 M. S. Bohn et al., "Experimental Study of Three Dimensional Natural Convection High-Rayleigh Number," J. of Heat Transfer, Vol. 106, pp. 339 - 345, May 1984
- 2.4 A. Bejan et al., "The Prandtl Number Effect on the Transition in Natural Convection Along a Vertical Surface," J. of Heat Transfer, Vol. 112, pp. 787 - 790, August 1990
- 2.5 M. Keyhani et al., "The Aspect Ratio Effect on Natural Convection in an Enclosure with Protruding Heat Sources," J. of Heat Transfer, Vol. 113, pp. 883 - 891, 1991
- 2.6 G. D. Raithby et al., "Analysis of Heat Transfer by Natural Convection Across Vertical Fluid Layers," J. of Heat Transfer, Vol. 99, pp. 287, May 1977
- 2.7 J. D. Gabor, et al., "Heat Transfer to Curved Surfaces From Heat Generating Pools," Journal of Heat Transfer, Vol. 102, August 1980
- 2.8 K. H. Kelkar et al., "Numerical Analysis of Laminar Natural Convection of an Internally Heated Fluid in a Hemispherical Cavity," '92 ANS Proceedings, August 1992
- 2.9 Globe S., and Dropkin, "Natural Convection Heat Transfer in Liquid Confined by Two Horizontal Plates and Heated From Below," J. of Heat Transfer, Vol. 97, pp. 24-30, 1959
- 2.10 S. H. Chan et al., "Melting and Solidification with Internal Radiative Transfer - A Generalized Phase Change Model," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol 26, No.4, pp. 621-633, 1983
- 2.11 Louis Baker et al., "Postaccident Heat Removal-Part I : Heat Transfer within an Internally Heated, Nonboiling Liquid Layer," Nuclear Science and Engineering, Vol. 61, pp. 222 - 230, 1976
- 2.12 R. E. Faw et al., "Postaccident Heat Removal-Part II : Heat Transfer from an

- Internally Heated Liquid to a Melting Solid," Nuclear Science and Engineering, Vol. 61, pp. 231 - 238, 1976
- 2.13 T. C. Chawla et al., "Combined Natural Convection and Radiation in a Volumetrically Heated Fluid Layer," J. of Heat Transfer, Vol. 102, pp. 81 - 85, Feb. 1980
- 2.14 R. F. Bergholz, "Natural Convection of a Heat Generating Fluid in a Closed Cavity," J. of Heat Transfer, Vol. 102, pp. 242- 247, May 1980
- 2.15 OECD/NEA, Summary Record of the 5th Program Review Meeting, Moscow, Nov. 4-5, 1996
- 2.16 M. Epstein, "The MACE Internally-Heated Corium Pool : Was It a Thermal Oscillator ?," ANS Proceedings : '92 National Heat Transfer Conference, August 12, 1992
- 2.17 J. M. Bonnet et al., "Coolability of Corium Spread on to Concrete Under Water, the PERCOLA Model," ANS Proceedings : '92 National Heat Transfer Conference, August 12, 1992
- 2.18 R. Viskanta et al., "Effect of Solid Subcooling on Natural Convection Melting of a Pure Metal," J. of Heat Transfer, Vol 111, May 1989
- 2.19 R. Viskanta, "Three Dimensional Natural Convection Heat Transfer of a Liquid Metal in a Cavity," Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 29, No. 3, pp. 474 - 485, 1986
- 2.20 박 래준 외, "냉각수가 비등하지 않을 때 노심용융물의 피막층 형성에 대한 연구," KAERI/TR-466/94, 1994년 10월
- 2.21 서 균열 외, "노내외 중대사고 실험시설 구축 연구," KAERI/RR-1636/95, 1996년 7월 20일
- 3.1 Wolf, J. R. et. al., "TMI - 2 Vessel Investigation Project Integration Report," NUREG/CR-6197 (EGG - 2734), 1994

- 3.2 Rempe, J.L., Wolf, J.R., Chavez, S.A., Condie, K.G., Hagrman, D.L., Carmack, W.J.,
“Investigation of the Coolability of a Continuous Mass of Relocated Debris to a Water-Filled Lower Plenum,” EG&G Idaho Report, EGG-RAAM-11145, 1994
- 3.3 Henry, R.E., Dube, D.A., “Water in the RPV : a Mechanism for Cooling Debris in the RPV Lower Head,” OECD-CSNI specialists meeting on accident management, Stockholm, Sweden, 1994
- 3.4 Suh, K.Y., “SONATA-IV : Simulation of Naturally Arrested Thermal Attack in Vessel - Visualization Study using Pyrex Belljar and Copper Hemisphere Heater,” CSARP Semiannual Review Meeting, Bethesda, MD, USA, 1995
- 3.5 Kymalainen, O., Hongisto, O., Antman, J., Tuomisto, H., Theofanous, T.G., “COPO: Experiments for Heat Flux Distribution from a Volumetrically Heated Corium Pool,” 20th Water Reactor Safety Information Meeting, Maryland, USA, 1992
- 4.1 Nukiyama S., “The Maximum and Minimum Values of the Heat Q Transmitted from Metal to Boiling Water under Atmospheric Pressure,” J. JSME 37, p.367, 1934; translated in Int. J. Heat Mass Transfer 9, p.1419, 1966
- 4.2 Katto, Y., “Critical Heat Flux, Advances in Heat Transfer,” Vol.17, pp.1-64, Academic Press, 1985
- 4.3 Katto, Y., “Critical Heat Flux,” Int. J. Multiphase Flow, Vol.20, pp.53-90, 1994
- 4.4 Groeneveld, D.C., Snoek, C.W., “A Comprehensive Examination of Heat Transfer Correlations Suitable for Reactor Safety Analysis,” In Multiphase Science and Technology, Edited by G.F.Hewitt, J.M.Delhay, N.Zuber, Vol.12, pp.181-274, Hemisphere, Washington DC, 1986
- 4.5 Celata, G.P., “A Review of Recent Experiments and Predictions Aspects of Burnout at

- Very High Heat Fluxes," Proc. Int. Conf. on Multiphase Flows '91-Tsukuba 3, pp31-40, 1991
- 4.6 Lienhard, J.H., "Burnout on Cylinders," Trans. ASME J. Heat Transfer Vol.110, pp.1271-1286, 1988
- 4.7 Tien, C.L., Liu, C.P., "Survey on Vertical Two-Phase Counter-Current Flooding," EPRI NP-984, 1979
- 4.8 Bankoff, S.G., Lee, S.C., "A Critical Review of the Flooding Literature," Multiphase Science and Technology, Vol.2, pp.95-180, Hemisphere Publishing, New York, 1986
- 4.9 Hewitt, G.F., "Counter Current Two - Phase Flow," Proc. NURETH-4, pp.1129 -1144, 1989
- 4.10 Pushkina, O.L., Sorokin, Y.L., "Breakdown of Liquid Film Motion in Vertical Tubes," Heat Transfer Soviet Res. 1(5), pp.56-64, 1969
- 4.11 Wallis, G.B., Makkenchery, S., "The Hanging Film Phenomenon in Vertical Annular Two-Phase Flow," J. Fluids Engineering 96(3), pp.297-298, 1974
- 4.12 Richter, H.J. , "Flooding in Tubes and Annuli," Int. J. Multiphase Flow 7(6) pp.647 - 658, 1981
- 4.13 Kutateladze, S.S., "Heat Transfer in Condensation and Boiling," USAEC Rep-tr 3770, 1952
- 4.14 Zuber, N., "Hydrodynamic Aspects of Boiling Heat Transfer," AECU-4439
- 4.15 Griffith, P., Pearson, J.F., Lepkowski, R.J., "Critical Heat Flux during Loss-of-Coolant-Accident," Nuclear Safety 18(3), pp.298-305, 1977
- 4.16 Cheung, F.B., Haddad, K.H., Liu Y.C., "A Scaling Law for the Local CHF on the

External Bottom Side of a Fully Submerged Reactor Vessel," 24th WRSM, Maryland,
October 1996

- 4.17 Theofanous, T.G., Syri, S., Salmassi, T., Kymalainen, O., Tuomisto, H., "Critical Heat Flux through Curved, Downward Facing, Thick Walls," Nucl. Eng. Des. 151, pp.247-258, 1994
- 4.18 Chu, T.Y., Bainbridge, B.L., Bentz, J.H., Simpson, R.B., "Observations of Quenching of Downward-Facing Surfaces," Sandia Report SAND93-0668, 1994
- 4.19 El-Genk, M.S., Gao, C., "Pool Boiling from Downward-Facing Curved Surfaces: Effects of Radius of Curvature and Edge Angle," Nucl. Tech. 114, pp.351-364, 1996
- 4.20 Cheung, F.B., "Determination of Boiling Curves on a Downward Facing Hemispherical Surface," CSARP Semiannual Review Meeting, Maryland, 1994
- 4.21 Yucel, B., Kakac, S., "Forced Flow Boiling and Burnout in Rectangular Channel," Proc. 6th Int. Heat Transfer Conf. 1, pp.387-392, 1978
- 4.22 Sudo, Y., Kaminaga, M., "A CHF Characteristic for Downward Flow in a Narrow Vertical Rectangular Channel Heated from Both Sides," Int. J. Multiphase Flow 15(5), pp.755-766, 1989
- 4.23 Jeong, J.H., No, H.C., "Experimental Study of the Effect of Pipe Length and Pipe-end Geometry on Flooding," Int. J. Multiphase Flow 22(3), pp.499-514, 1996
- 4.24 Mishima, K., "Boiling Burnout at Low Flow Rate and Low Pressure Conditions," Dissertation Thesis, Kyoto Univ., 1984
- 4.25 Sudo, Y., Miyata, K., Ikawa, H., Kaminaga, M., Ohkawara, M., "Experimental Study of Differences in DNB Heat Flux Between Upflow and Downflow in Vertical

- Rectangular Channel,” J. Nucl. Sci. Technol. 22, pp.604-618, 1985
- 4.26 Chang Y., Yao, S., “Critical Heat Flux of Narrow Vertical Annuli with Closed Bottoms,” J. of Heat Transfer Vol.105, pp.192-195, 1983
- 4.27 Monde, M., Kusuda, H., Uehara, H., “Critical Heat Transfer during Natural Convective Boiling in Vertical Rectangular Channels Submerged in Saturated Liquid,” J. Heat Transfer 104, pp.300-303, 1982
- 4.28 Katto, Y., Kosho, Y., “Critical Heat Flux of Saturated Natural Convection Boiling in a Space Bounded by Two Horizontal Co-axial Disks and Heated from Below,” Int. J. Multiphase Flow 5, pp.219-224, 1979
- 4.29 Katto, Y., Yokoya, S., “Principal Mechanism of Boiling Crisis in Pool Boiling,” Int. J. Heat Mass Transfer 11, pp.993-1002, 1968
- 4.30 Mayinger, F., Horner, P., Zeisberger, A., “Information about Actual Research Activities on: Debris/Reactor Pressure Vessel Interactions after Partial Core Melting,” CSNI Special Meeting on In-Vessel Debris Coolability and Lower Head Integrity, November 1996
- 4.31 Berenson, P.J., “Experiments on Pool Boiling Heat Transfer,” Int. J. Heat Mass Transfer 5, p.985, 1962
- 4.32 Egan, J.P.Jr, Westwater, J.W., “Effect of Horizontal Plate Diameter on Boiling Heat Transfer from Copper to Nitrogen,” J. Therm. Engng 4, pp.1-12, 1985
- 4.33 Collier, J.G., “Convective Boiling and Condensation,” 2nd ed., McGraw-Hill, 1981
- 4.34 Bowring, R.W., “A Simple but Accurate Round Tube, Uniform Heat Flux Dryout Correlation Over the Pressure Range 0.7-17.0MN/m²,” AEEW-R-789, 1972

- 4.35 Alekseev, G.V., Zenkevitch, B.A., Peskov, O.L., Sergeev, N.D., Subbotin, V.I.,
"Burnout Heat Fluxes under Forced Water Flow," *Teploenergetika* 12(3), pp.47-51,
1965
- 4.36 Soziev, R.I., Khrizolitova, "Calculating Critical Heat Flux Density with Pool Boiling,"
Therm. Engng 37, pp.400-401, 1989
- 4.37 Tolubinsky, V.I., Domashev, Y.D., Litoshenko, A.K., Matorin, A.S., "Boiling Crisis in
Concentric and Eccentric Annuli," *Heat Transfer Sov. Res.* 9(1), pp.132-139, 1977
- 4.38 Levitan, L.L., Lantsman, F.P., "Critical Heat Fluxes in Internally Heated Annular
Channels," *Therm. Eng.(USSR)* 24(4), pp.16-21, 1977
- 4.39 Condie, K.G., Bengston, S.J., "Development of the MOD7 CHF Correlation," EG&G
Idaho Inc., Report PN-181-78, 1978
- 4.40 Cobb, C.B. and Park, E.L., Jr., "Nucleate Boiling - a Maximum Heat Flux Correlation
for Corresponding States Liquids," *Chem. Eng. Prog. Symp. Ser.* 65(92), pp.188-193,
1969
- 4.41 Ahmad, S.Y., "Fluid to Fluid Modelling of Critical Heat Flux: a Compensated
Distortion Model," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol.16, pp.641-662, 1973
- 4.42 Elkassabgi, Y., Lienhard, J.H., "The Peak Pool Boiling Heat Flux from Horizontal
Cylinders in Subcooled Liquids," *J. Heat Transfer* 110, pp.479-486, 1988
- 6.1 N. Lambha, S. A. Korpela, F. A. Kulacki, "Thermal Convection in a Cylindrical Cavity
with Uniform Volumetric Energy Generation," *Proceedings of Sixth International
Heat Transfer Conference Toronto, Canada* August 7-11, 1978
- 6.2 Y. S. Lin, R.G. Akins, "Thermal Description of Pseudosteady-State Natural Convection
Inside a Vertical Cylinder," *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 29, No. 2, pp. 301-307,

1986

- 6.3 G. L. Hawkes et al., "Severe Accident Thermal Analysis of a PWR with In-Vessel Radiation/Convection and External Cooling," AIChE Symposium Series, Heat Transfer, San Diego, 1992
- 6.4 G. L. Hawkes et al., "Thermal Analysis of a Reactor Lower Head with Core Relocation and External Boiling Heat Transfer," AIChE Symposium Series, Heat Transfer, San Diego, 1992
- 6.5 G. L. Thinner, "TMI-2 Lower Head Creep Rupture Analysis," EGG-TMI-8133, August 1988
- 6.6 J. L. Rempe et al., "Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis," NUREG/CR-5642(Draft, EGG-2618), December 1990
- 6.7 J. L. Rempe et al., "Comparison of LWR Vessel Response during a Severe Accident," AIChE Symposium Series, Heat Transfer, San Diego, 1992
- 6.8 T. Y. Chu, K. D. Bergeron, "The Flooded Reactor Cavity Concept and Sandia's CYBL Test Facility," Sandia National Laboratories, March 4, 1993
- 6.9 T. Y. Chu et al., "Large Scale Boiling Experiments of the Flooded Cavity Concept for In-Vessel Reaction," OECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Nuclear Center, Grenoble France, 9th - 11 th, March 1994
- 6.10 T. Y. Chu and J. H. Bentz, "Confirmatory Testing of the Flooded Cavity Design for In-Vessel Core Retention in the CYBL Facility," CSARP Semi Annual Review Meeting, Bethesda, Maryland, May 2-6, 1994
- 6.11 T. Y. Chu, et al., "Boiling From Downward Facing Surfaces with Application to the Flooded Cavity Concept," Proceedings of 1992 National Heat Transfer Conference, San Diego, California, August 9-12, 1992
- 6.12 H. J. Park, "Effect of External Cooling on the Thermal and Mechanical Behavior of

- Light Reactor Vessel Lower Heads," Ph.D. Thesis, UCLA, 1992
- 6.13 H. J. Park and V. Dhir, "Steady-State Thermal Analysis of External Cooling of a PWR Vessel Lower Head," AIChE Symposium Series, No. 283, Vol. 97, P. 1, 1991
- 6.14 F. J. Asfia, and V. K. Dhir, Natural Convection Heat Transfer in Volumetrically Heated Spherical Pools, Proceedings OECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Nuclear Reserch Center, Grenoble, France, 1994
- 6.15 O. Kymalainen, H. Tuomisto, T.G. Theofanous, "Critical Heat Flux on Thick Walls of Large, Naturally Convecting Loops," Proceedings of 1992 National Heat Transfer Conference, San Diego, California, August 9-12, 1992.
- 6.16 O. Kymalainen et al., "Heat Flux Distribution from a Volumetrically Heated Pool with High Releigh Number," NURETH 6, Grenoble, October 5-8, 1993
- 6.17 F. B. Cheung, "Determination of Boiling Curves on a Downward Facing Hemispherical Surface," CSARP Semi Annual Review Meeting, Bethesda, Mayland, May 2-6, 1994
- 6.18 R. E. Henry et al., "External Cooling of a Reactor Vessel under Severe Accident Conditions," Nuclear Engineering and Design 139, pp. 31-43, 1993
- 6.19 R. E. Henry et al., "Cooling of Core Debris Within the Reactor Vessel Lower Head," Nuclear Technology, Vol. 101, pp. 385-399, Mar. 1993
- 6.20 K. Y. Suh et al," Recovery from an Accident State Example Sequence and SAM Application," MAAP4 Training Course, June 14-16, 1993
- 6.21 "Draft Agreement on the OECD RASPLAV Project to Investigate Molten Reactor Fuel - Lower Pressure Vessel Head Interaction", OECD/NEA, February 1993
- 6.22 박래준 외, "OECD RASPLAV 프로그램의 제 1단계 연구 결과 상세 분석," 한국원자력연구소, 1998년 3월
- 6.23 J. M. Bonnet et al., "Large Scale Experiments for Core Retention : BALI(Corium Pool

- Thermalhydraulics) SULTAN(Boiling Under Natural Convection)," Presented at OECD/NEA/CSNI Workshop on Lagre Molten Pool Heat Transfer, Grenoble, March 9 - 11, 1994
- 6.24 S. Rouge, J. M. Seiler, "Core Debris Cooling with Flooded Vessel of Core-Catcher, Heat Exchange Coefficients under Natural Convection," Preliminary Draft, 23, 24 March 1993, submitted to OECD/NEA
- 6.25 O. Kymalainen, et al., "COPO: Experiments for Heat Flux Distribution From a Volumetrically Heated Corium Pool," Transactions of the Twentieth Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, October 21-23, 1992
- 6.26 O. Kymalainen, et al., "COPO: Experiments for Heat Flux Distribution From a Volumetrically Heated Corium Pool," Proceedings of the Twentieth Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, October 21-23, 1992
- 6.27 박래준 외, "중대사고시 원자로용기 파손 방지를 위한 원자로공동 범람 방안 평가," KAERI/TR/467/94, 한국원자력연구소, 1994년 10월

서 지 정 보 양 식

수행기관보고서 번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드
KAERI/TR - 1027/98			
제목/부제	중대사고시 노심용융물의 노내냉각과 관련한 열전달 특성 분석		
연구책임자 및 부서명 (TR,AR인 경우 주저자)	박래준(중대사고연구팀)		
연구자 및 부서명	정지환(중대사고연구팀), 김상백(중대사고연구팀), 강경호(중대사고연구팀), 김종환(중대사고연구팀)		
출판지	대전	발행기관	한국원자력연구소
페이지	p. 120	도표	있음(V), 없음()
발행년			1998. 4
크기			26 Cm.
참고사항	'97 중장기과제		
비밀여부	공개(V), 대외비(), _급비밀	보고서종류	기술보고서
연구위탁기관		계약 번호	
초록 (15-20줄내외)	<p>본 연구에서는 원전에서 중대사고 발생시 용융된 노심물질이 원자로용기 하반구에 재배치되어 냉각될 때 관련 열전달 현상에 대하여 분석하였으며, SONATA-IV 연구의 일환으로서 수행하고 있는 CHF 실험과 관련 연구현황에 대하여 분석하였다. 노심용융물이 원자로용기 하반구로 재배치되었을 때 원자로용기 파손을 방지하면서 노심용융물을 장기적으로 냉각할 때는 원자로용기 하반구에서 용융물 pool형성, pool 내부에 서는 자연대류, 용융물의 고화 및 재용융, 용융물의 고화 피막층에서의 전도, 용융물층 외곽에서의 비등과 복사 등의 복잡한 열전달 현상이 발생할 수 있으나, 아직 명확하게 규명되지 않아 많은 연구가 필요하다. 노심용융물의 원자로용기 하부 재배치시 간극이 형성된 경우 간극에서의 열전달 한계인 임계열유속을 결정하기 위하여 SONATA-IV/CHF 실험이 진행중에 있으며, 기존에 개발된 CHF상관식들을 조사하여 비교함으로써 본 실험에서 얻어질 CHF값들을 관계짓는데 이용할 상관식의 개발방향을 설정하였다. 반구형 히터와 압력용기 사이에 형성된 간극에서 일어나는 CHF 현상은 역류유동 제한 현상 때문에 활성화되는 것과 이러한 기하학적 구조에서는 Kutateladze형태의 실험식이 잘 맞는다는 사실로부터 CHF 실험식의 기본형태를 개발하였다. CHF 실험장치는 40 kW 출력의 히터와 열교환기를 연결하는 순환 계통으로 이루어져 있으며, 물과 프레온을 이용하여 실험을 수행하고 있다. 실험은 대기압에서 10 기압까지 수행하며 간극의 크기 영향을 보기 위하여 간극을 0.5, 1, 2, 5 mm로 바꾸면서 실험을 수행하고 있다</p>		
주제명키워드 (10단어내외)	중대사고, 노심용융물 노내 역류 및 냉각, 간극, 임계열유속, 피막층, 자연대류, 실험, 용융물, 원자로용기 외벽냉각		

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	
KAERI/TR-1027/98					
Title/ Subtitle		Analysis of Heat Transfer Mechanism on In-Vessel Corium Retention in Severe Accidents			
Project Manager (or main author) and Department		Rae-Joon Park(Severe Accident Research Laboratory)			
Researcher and Department		Ji-Whan Jeong, Sang-Baik Kim, Kyung-Ho Kang, Jong-Whan Kim(Severe Accident Research Laboratory),			
Publication Place	Taejon	Publisher	KAERI		Publication Date
					1998. 4
Page	p.120	Fig. & Tab	Yes(O), No()		Size
					26 Cm.
Note	'97 Mid-Long Term Project				
Classified	Open(O), Restricted(), ___ Class Document		Report Type	Technical Report	
Sponsoring Org.			Contract No.		
Abstract(15-20 Lines)					
<p>When the molten core material relocates to the lower plenum of the reactor vessel, the cooling process of corium and the related heat transfer mechanism have been analyzed. The Critical Heat Flux in Gap (CHFG) test is being performed as a part of Simulation Of Naturally Arrested Thermal Attack In (SONATA-IV) project and the state of art on CHF has been reviewed. A series of complex heat transfer mechanism of molten pool formation, natural convection in the molten pool, solidification and remelting of the corium, conduction in the solidified crust, and boiling heat transfer to surroundings can be occurred in the lower plenum. Many studies are needed to investigate the complex heat transfer mechanism in the lower plenum, because these phenomena have not been clearly understood until now. The SONATA-IV/CHFG experiments are being carried out to develop CHF correlation in a hemispherical gap, which is the upper limit of heat transfer. There is no experimental or analytical CHF correlation applicable to a hemispherical gap. So lots of analytical and experimental correlations developed using the similar experimental condition were gathered and compared with each other. According to the experimental work that was carried out with pool boiling condition, CHF in a parallel gap was reduced by 1/30 compared with the value measured without gap. A basic form of a CHF correlation has been developed to correlate measurements that will be made in the SONAT-IV/CHFG experiments. That correlation is based on the fact that the CHF in a hemispherical gap is enhanced by CCFL and a Kutateladze type CCFL correlation develops CCFL date well in geometry like this. The experimental facility consists of a heater, a pressure vessel, a heat exchanger and lots of sensors. The heater capacity is 40 kW and the maximum heat flux at the surface is 100 kW/m². The experiments will be carried out in the range of 1 to 10 atm and the gap size of 0.5, 1, 2 mm. The CHF will be detected using 66 type-K thermocouples embedded in a heated copper vessel.</p>					
Subject Keywords (About 10 words)		Severe Accident, In-Vessel Corium Retention, Gap, Critical Heat Flux, Crust, Experiment, Corium Pool, Natural Convection, External Vessel Cooling			