KAERI/RR-1694/96



### 최종보고서

# 액체금속로 개발

Liquid Metal Reactor Development

## 액체금속로 냉각재 안전대책 연구

Studies on Safety Measure of LMR Coolant

## 연 구 기 관 한국원자력연구소

## 과학기술처

29-012

KAERI/RR-169	4/95
--------------	------

최종보고서

# 액체금속로 개발

Liquid Metal Reactor Development

## 액체금속로 냉각재 안전대책 연구

Studies on Safety Measure of LMR Coolant

## 연 구 기 관 <mark>한국원</mark>자력연구소

## 과학기술처

### 저 출 문

### 과학기술처장관 귀하

본 보고서를 "액체금속로 개발"과제의 (세부과제 "액체금속로 냉각재 안전대책 연구"의) 최종보고서로 제출합니다.

1997. 8. .

주관연구기관명 : 한국원자력연구소 연 구 책 임 자 : 황 성 태 연 구 원 : 최윤동, 박진호 최종현, 김태준 김광락, 정경채 권상운, 김병호 정지영, 조병렬

감 수 위 원 : 유 재 형

### <u> 액체금속로 개발 과제 구성표</u>

-

세부 과제명	연구책임자	연구기간
액체금속로 개발	박 창 규	94.7.21~97.7.20
1, 액체금속로 성계개념 연구 2. 액체금속로 요소기술 개발 3. 액체금속로 냉각재기술 개발 4. <b>액체금속로 냉각재 안전대</b> 해 연구	박창규 김영철 남호윤 황성태	94.7.21~97.7.20 94.7.21~97.7.20 94.7.21~97.7.20 94.7.21~97.7.20

본 보고서는 액체금속로개발 과제 중 "액체금속로 냉각재 안전대책 연구" 과제의 최종연구보고서 임.

### 요약문

#### I. 제 목

액체금속로 냉각재 안전대책 연구

#### II. 연구개발의 목적 및 중요성

액체금속로는 물 대신에 액체소듐을 냉각재로 사용하기 때문에 열효율 을 극대화 할 수 있는 장점이 있는 반면에, 소듐이 갖는 높은 화학 반응성 으로 인해 취급에 각별한 주의가 필요하다. 특히, 액체 소듐은 붙이나 공기 통과는 매우 강렬하게 반응하여 화재를 발생시킬 수 있고, 중기발생기를 포 함하는 2차 계통에서 물이 누출되는 경우, 소듐-물 반응에 의한 반응열과 수소가스 생성으로 인한 압력팽창으로 주위계통의 손상 및 폭발의 위험성도 있다. 또한, 반응생성물이 다량 발생함으로써 액채소듐 계통에 침적되어 모 든 시스템에 큰 손상을 가져오고 계통내의 순수 소듐을 오염시키게 된다. 따라서 이러한 문제점들을 해결하기 위해

소듐누출로 발생할 수 있는 화재현상을 해석함으로써 예방대책을 강구하고, 이를 설계에 반영할 수 있는 기술의 확보,

소듐 자체를 순수하게 유지하는 기술과 소듐이 불순물등에 의해 오염되
었을 경우 이를 효과적으로 정제할 수 있는 기술의 확보.

- 증기발생기를 포함하는 2차 계통내에서의 소듐-물 반응에 의한 건전성을 평가하는 평가기술의 확보

물 누출을 조기에 감지하는 기술 및 감지 시스템의 개발
과 같은 기술의 확보가 필수적이다.

1. 소듐 화재 안전대책

액체금속로의 냉각재인 고온 액채 소듐이 배관 혹은 계통으로부터 누 출되어 소듐 화재가 발생되었을 때 원자로 건물내 온도와 압력이 상승하고 에어로졸이 발생되기 때문에 이에 대한 화재 안전대책을 수립하는 것이 필 수적이다. 따라서 소듐 화재 특성을 파악함으로써 화재시 비상대책, 화재 방지, 화재 완화, 소화기술등이 액체금속로 설계에 반영될 수 있기 때문에, 이에 대한 연구를 수행하여 소듐 화재 예방에 대한 안전대책을 수립하는 것 이 본 연구의 목적이다.

2. 소듐/커버개스 순도관리

가, 소형 Na-루프의 건조 및 운용

액체금속 열전달 계통의 성능은 냉각재 안에 불순물이 존재함에 따라 심각하게 손상되어질 수 있다. 불순물들은 유로를 폐쇄하여 냉각재의 흐름 을 방해하며 액체금속을 함유하고 있는 구조재의 성질을 좋지 못하게 변화 시킨다. 따라서 이러한 불순물의 농도는 제어되어야 한다. 본 연구의 목적 은 Na~루프의 운용 및 주요 기기들의 성능검정을 통해 냉각재인 소듐의 순 도관리 기술을 확보함에 있다.

나, 분석기술 기초실험

소듐 정체계통의 연구개발 및 운영감시를 위하여, 그 기능적 요구에 맞 는 시료와 분석방법의 확립과 표준 분석절차서의 작성은 기본적으로 갖추어 야될 사항이다. 또한 소듐중에 녹아있는 불순물 준위의 연속적 측정을 위한 기술확립이 소듐 정체계봉의 이상유무에 대한 감시와 정제계통 구조재료의 건전성을 파악하는데 중요한 역할을 한다. 소듐은 반응성이 매우 큰 물질 로서 보호기채의 분위기 역시 알정한 순도를 유지하여야 하며, 이를 위한 보호기체의 정제기술이 확립되어야 한다. 특히 주 불순물인 산소제거에 대 한 실증시험 및 확인시험이 본 연구의 목적이다. 다. 콜드트랩의 정제해석 및 충전물의 개념설계

소듐 계통을 정화하는 일반적인 수단으로 불순물의 저온침적을 돌 수 있다. 훌드트랩이라고 하는 이 공정은 액체금속로에서 필수적으로 요구되 는 보조계통으로 중요한 비중을 차지하고 있다. 본 연구의 목적은 콜드트 랩의 설계개선 그리고 불순물로 적재된 석출장치의 교체 또는 재생시기와 관련되는 현장 정보와 같은 실제 설계 및 운전에서 용이성을 줄 수 있는 정 제해석을 연구하는 것이다.

3. 소듐-물 반응 특성해석

액체금속로는 기존의 원자로와 달리 냉각재로 소듐을 사용하기 때문에 SG를 포함한 2차 계통에서 미량의 물이 누출되어도 소듐-물 반용에 의한 열과 반응생성물에 의한 부식동으로 2차적인 누출량의 증가를 나타낸다. 이럴 경우 증기발생기는 물론이고 1, 2차 열교환가를 비롯한 2차 계통의 건 전성에 중대한 영향을 미칠 수 있다. 따라서, 2차 계통의 건선성의 확보를 위하여 소규모 물누출 현상으로부터 대형 물누출에 이르기 까지 그 유형 및 누출 현상의 해석방법에 대한 이해가 필수적이고, SG를 포함한 2차 계통이 각 나라마다 고유의 특성이 있기 때문에, 이에 대한 건전성 평가를 위해 누 출확대에 대한 해석, 대규모 누출 평가방법의 개발과 대규모 누출시험을 통 한 건전성 평가개념 정립등이 필요하다. 또한 이로부터 얻어진 경험을 실 제 SG 및 2차 계통의 설계에 반영하는등, KALIMER SG 및 2차 계통의 건 전성 평가 자료에 활용되어야 한다.

소듐율 열매체로 사용하는 액체금속로의 증기발생기에서 제작의 결함 등으로 인한 물의 누출이 발생하면, 급격한 소듐-물 반용에 의하여 고압고 온의 수소가 발생하고 이 압력이 2차 계통의 모든 부분으로 전파되어 영향 을 미치기 때문에 액체금속로의 안전성 확보를 위하여 물 누출시 압력 영향 에 의한 안전성 해석은 매우 중요하다. 소량의 물이 누출되는 경우에는 2차 계통의 압력에는 큰 영향을 주지 못하기 때문에 누출사고시의 안전성 해석 온 대규모의 누출시를 고려하고 있으며 보통 이 해석은 하나의 전열관이 완 전히 파단된 경우(1 DEG; double ended guillotine)를 계산의 기준으로 하고 있다. 그러나 경우에 따라서는 1 DEG로부터 사고의 전과 속도가 매우 크거 나 다른 경로로 인한 다른 확대 효과 대문에 몇개의 전열관의 파단을 고려 하는 경우도 있으며 이는 설계된 증기발생기의 특성에 따라 해석하여야 한 다.

4. 물누출 감지기술 개발

물 누출의 검출은 대형 누출이 아닌 국미량 및 소량의 물 누출에서 적 용하기 때문에, 검출은 적은 량의 누출이 시작하는 것을 진단하는 것이 필 요하다. 물 누출 검출 방법으로는 화학적인 방법과 물리적인 방법이 적용되 는데, 본 연구는 확산법에 의한 수소 검출법과 음향법에 의한 누출 검출법 에 대한 기술이 우선적으로 수행하였다. 수행된 내용은 다음과 같다.

-수소 검출기의 제작/시험 및 용향법의 기술현황분석 -수소검출기의 개선과 모의 실험을 위한 음향 검출시스템 개념설계

III. 연구개발의 내용 및 범위

1. 소듐 화재 안젼대책

가, 소듐 화재 특성 분석

(1) 풀형 화재 특성 분석

(가) 풀형 화재 모델의 특성 비교 및 수정

(나) Pi 근사법과 S4 방법을 이용한 풀형 화재 특성 해석

(2) 분무형 화재 모텔 수정

(3) 소듐 루프 건물의 화재 완화를 위한 예비 계산

(가)입력 자료 마련

- (나) 소듐 루프 건물의 구획화
- (다) 가상 화재 사고 예비 분석

나, 중규모 화재 시험 시설 건조

- (1) 액체금속 격납용기에 관한 기술 현황 분석
- (2) 중규모 시험 시설 개념 및 기본 설계
- (3) 중규모 시험 시설 상세 설계
- (4) 중규모 시험 장치 체작
- (5) 콘크리트 시험 셸 건설

2. 소듐/커버개스 순도관리

- 가. 소형 Na-루프의 건조 및 운용
  - (1) 소형 루프의 설계
  - (2) 루프의 설치
  - (3) 제어계통의 제작 및 설치
  - (4) 소형 루프의 점검 및 소듐 충전
  - (5) 기기 보정
  - (6) PTI를 이용한 소듐증 산소농도 측정

나. 분석기술 기초실험

- (1) 시료채취 장치 및 절차
- (2) 습식법에 의한 산소농도 측정
- (3) NaK 합금의 제조 및 취급
- (4) 커버개스 정제장치
- (5) 커버개스 정재 기초실험

- 다. 콜드트랩의 정제해석 및 충전물의 개념설계
  - (1) 소듐정화용 콜드트렙의 정게해석
  - (2) 충전물의 개념설계
- 3. 소듐-물 반용 특성 해석
  - 가, 소규모 누출현상의 해석
    - (1) 서 언
    - (2) 소듐과 물과의 반응
    - (3) 극미량 누출현상의 해석
    - (4) Wastage 현상의 해석
      - (가) 개요
      - (나) Wastage에 영향을 주는 인자의 해석
      - (다) Wastage 실험 결과
      - (라) Wastage 방정식
    - (5) 국미량 누출현상의 실험적 해석
      - (가) 반응장치의 제작 및 운전
      - (나) 물 누출 실험
      - (다) 실험 결과
    - (6) DBL과 관련된 각국의 R&D
    - (7) 결 론
  - 나, 대규모 누출 해석
    - (1) 반응현상의 해석
      - (가) 압력의 영향 평가
      - (나) 기포 거동 해석
    - (2) 코드의 현황 분석
      - (가) 소듐-물 반응의 모델

- (나) 몰의 누출을 평가
- (3) 초기 압력 스파이크 해석 코드 SPIKE 개발
  - (가) 지배방정식
  - (나) 경계조건
  - (다) 컴퓨터 프로그램
  - (라)계산 결과 및 고찰
- (4) 결언
- 다. 소듐-물 반응 특성 해석 시험시설
  - (]) 복적
  - (2) 서언
  - (3) MDP 시스템
    - (가) 추진 방법
    - (나) 실험 개요
    - (다) 시험장치 설계
  - (3) Pool형 칼리머 시스템
    - (가) 개요
    - (나) KALIMER 2차 계통의 모사 계산
    - (다) Scale down factor 결정
    - (라) 설계 기준
    - (마) 루프 구성
    - (바) 장치 설계, 제작 및 설치
  - (4) 결언

#### 4, 물 누출 검출 기술의 개발

가. 국미량 수소 검출장치 성능 시험 평가

나. 피동(PASSIVE) 음향법의 누출 검출 기술 검토

다. 물모의 실험장치 설계 및 제작

IV. 연구개발 결과 및 활용에 대한 건의

1. 소듐 화재 특성 연구

가. Flame 연소 모델에서 계산된 소듐 풀 온도, 시험용기내 가스 온도, 산소 농도는 표면 연소 모델에서 계산된 것보다 대체로 높게 나타났다. 이 는 flame과 소듐 풀표면사이에서 형성된 소듐 중기층에 의하여 flame에서의 온도가 소**듐 풀** 표면의 온도보다 높아지기 때문이다.

나. 표면 연소 모델과 비교하여 flame 연소 모델의 우수성이 입중되지 는 옷하였지만 합리적여고 진일보된 모델로서 앞으로 이에 대한 연구 개발 이 기대된다.

다. Pt 근사법과 St 방법을 이용 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 결과가 surface combustion model과 flame combustion model의 결과보다 소 등 연소후 30분 정도까지는 실험 결과와 비슷하나 그 이후에서부터는 실험 치와의 오차가 원래의 모델들 보다 더 큰 경향을 보인다.

라. 다양한 소듐 액적크기 분포의 재현이 가능한 Gaussian분포함수를 도입한 결과 분산값의 변화얘 따른 압력 증가 곡선에 미치는 영향이 매우 크게 나타났다.

마. 소듐 냉각 루프 건물을 구획화함으로서 소듐 화재에 대한 영향을 완화시킬 수 있었다.

바. 중규모 소듐 화재 시험시설의 개념 및 기본 설계를 수행하여 시험 시설을 건조하였다. 설계 자료는 다음과 같다.

- 시험 셸 재질 : 고강도 콘크리트

· 시험 셑 크기 ; 부피 약 48m<sup>3</sup> (3x4x4m)

- 설계 온도 ; 700°C

- 설계 압력 ; 1 bar (max.)
- 반응기 두꼐 ; 45cm
- 조업 온도 ; 530°C

2. 소듐/커버개스 순도관리

가, 소형 소륨 루프의 건조 및 운용

소형 소등루프를 설계, 건조하였다. 루프를 운전하는 동안 두차례의 누 출부위를 확인하여 이를 수리하였으며, 루프내로의 소듐 이송 및 충전작업 을 성공적으로 수행하였다. 자체 제작한 EM pump와 유량계에 대한 검정시 험결과 만족할만한 결과를 얻었으며, plugging temperature indicator를 이 용한 산소농도 측정에 대한 가능성을 확인하였다.

나, 분석기술 기초실험

소듐 분석에 기본이 되는 시료채취장치를 소형 루프내에 설치하였다. 시료채취기로부터 시료를 취급하는 절차 및 산소농도를 분석하는 절차서를 완성하였으며, 이 방법에 의한 산소농도 측정은 plugging 측정기로부터 얻 어진 자료와 비교하는데 유용하게 이용될 것이다. Cover gas 정제장치를 실험실 규모로 설치하였다. Cover gas(He) 중에 포함된 산소는 만족스럽게 정제될 수 있음을 보였으며, GC분석기에 의해, 산소농도가 2-3ppm 수준까 지 실시간에 검출되었다.

다. 콜드트랩의 정제해석 및 충전물의 개념설계

콜드트랩에서 소듐 정제해석을 수행하였다. 계산은 냉각재와 불순물 이 석출되는 소듐호류부위간에 형성된 온도구배로부터 축방향 온도분포와 포화 불순물 농도를 구하는 것이다. 그리고 콜드트랩 칼럼에 구조적으로 조립할 수 있고 정재효율을 높일 수 있는 충전물의 개념설계를 불순물 핵생 성과 결정성장의 이론을 기초로 연구하였다. 볼순물 침적이 일어나는 지역 의 높은 난류의 형성은 국부적으로 흐름방향의 변화를 줄 수있는 주름진 철 망체의 사용으로 가능할 것으로 사료된다.

3. 소듐-물 반응 특성 해석

가, 소규모 누출 현상의 해석

(1) 미량누출시 leak path의 plug와 reopen에 대한 메카니즘 및 reopen time에 대한 자료를 해석하였으며, 미량누출 실험장치의 설계/제작 및 운전을 통해 누출부위에서 재질의 부식현상을 해석하였다.

(2) 소규모 누출시 target tube에서 발생하는 wastage에 영향을 미치 는 인자들에 대한 해석 및 각국에서 수행된 소규모 누출관련 wastage 방정 식 및 채질에 대한 특성자료를 해석하였다.

(3) 누출이 진전되는 확대 매카니즘에 대한 자료 및 각국에서 사용하고 누출확대 해석을 위한 프로그램과 여기에 사용된 누출 확대 시나리오를 간단히 수집/해석 하였다.

나. 대규모 누출 해석

(1) 대규모 물의 누출 시에는 압력의 변화는 초기에 높은 압력의 상 승이 있으며 이후에 비교적 낮은 압력의 상승과 시간에 따라 거의 일정한 압력의 유지의 세 단계로 이루어진다. 초기 압력 소파이크의 크기는 증기 발생기의 내부 구조와 음향과의 전달 특성에 따라 결정되며 2차 압력 상승 온 2차 냉각 계통의 inertia constraints에, 유사 정상 상태의 압력은 rupture disk 파열 후 소듭과 수소가스의 호름 방해 요소에 따라서 결정된다.

(2) 반응 생성물인 가스상의 수소는 초기에 구형의 단일 기포를 형성 하여 커지다가 안전성을 잃으면 수소와의 균질 2상호름을 형성하고 물의 누 출이 더 증가하면 가스상의 수소, 액상의 소듐 및 이 두 물질의 균일 2상의 비균일 2상 흐름을 형성한다.

(3) 이렇게 여러 가지 과정을 종합하여 해석하는 코드에서는 몇 가지 외 단계를 거친 코드의 검증이 필요하며 반드시 종합 현상의 해석이 이루워 져야 한다.

(4)이상에서 설명한 현상에 기초하여 초기 압력 spike의 전과현상 및 2차 계동에 미치는 영향을 평가하기 위한 SPIKE코드의 개발하여

ㅇ 반응 부분의 현상해석을 위한 parameter study

ㅇ 경계조건의 평가

◇ 문헌 자료와의 비교

등을 수행하였다. 결과는 문헌의 자료나 예상 값과 잘 일치함을 보여주었으 나 정확한 구조적 자료의 미비, 실험조건의 부정확성 등 때문에 완전한 검 증은 될 수 없었으며 이는 실험적으로 수행되어야 한다.

다, 소듐-물 반응 특성 해석 시험시설

KALIMER 개념이 그 동안 연구해오던 이중탱크형 (MDP, Modular Double Pool Type) 원자로로부터 pool형으로 변경됨에 따라 본 연구는 이 를 기준하여 새로이 연구하게 되었으며, 소듐-물 반응 특성을 해석하기 위 한 물 모의 시험장치를 설계하기 위하여 KALIMER의 2차 계통을 모델링 하였고 이를 근거로 scale-down factor를 결정하였고, 증기발생기 및 중간 열교환기를 포함한 2차 계봉의 물질 및 에너지수자를 계산하여 물 모의 시 험장치의 규모 및 geometry 등을 결정하였으며, 이를 기준하여 장치들을 설 계/제작하여 설치하였다.

(1) 설계기준 및 공정개념 과악

(2) 증기발생기를 포함한 각 components에 대한 상세설계 요구사항
과악 (KALIMER 기준)

(3) 물 모의시험 및 소듐-물 반응 시험시설을 위한 개념 및 기본설계

-13-

- (4) 시험시설의 공정호름도 작성
- (5) 물질 및 에너지수지식 계산
- (6) Scale-down factor 결정 (heat load scale : 1/256)
- (7) 장치 설계 및 설계 데이터 작성
- (8) P & ID 및 장치 배치도 작성
- (9) 주요 장치 제작 및 설치

4. 물 누출 검출 기술의 개발

수소 검출기의 특성을 이해하는데 많은 도움이 있었고, 저 농도의 수소 주입시에 검출 신호의 형태는 신호 처리 방법에 애로점이 있어 보인다. 극 미량의 수소 농도를 검출해야 하는 문제이며 외적인 전기적 노이즈가 검출 신호에 섞어 있어 해석하기가 어렵다. 그러나 본 연구에서 낮은 수소 농도 의 검출의 차이를 찾을 수 있어 다행이며 수소 검출기 실험에 유용할 것으 로 판단된다.

옥향 누출 검출 기술에 관련하여서는 먼저 피동(passive) 음향법에 관하 여 기술적 검토가 있었고, 이에 필요한 몰모의 실험장치와 계측 시스템 설 계 및 제작하여 차기 연구에 도움이 되었다.

### SUMMARY

I. Project Title

Studies on Safety Measure of LMR Coolant

II. Objective and Importance

LMR has the advantage of maximizing the heat efficiency and operating with low pressure by using liquid sodium instead of water as a coolant. Special handling technique is required due to high reactivity of liquid sodium. Especially, sodium fire could be caused by rapid reaction of sodium and air or moisture. Also, generation of reaction heat and hydrogen gas which are followed by water leak in secondary system including the SG has risk to expand pressure and damage the sorrounding equipments. Therefore, to solve these problems, follows must be studied, essentially.

- Analysis of sodium fire phenomena and development of the protection system
- Purification of liquid sodium and cover gas
- Security of safety for secondary system of LMR for sodium-water reaction
- On time detection technology for water leak and development of the detection system

#### 1. Sodium fire safety measures

The rise of temperature and pressure, release of aerosol in reactor from sodium fire, resulting from a major sodium spill and a pipe rupture of sodium coolant systems in a LMFBR, must be considered in the safety measures of plant. It is necessary to understand the characteristics of sodium fire with the various type of leakage. In connection of sodium fire, safety technologies such as emergency measures against sodium fire, protection from fire and fire propagation, and extinguish could be reflected in design of the liquid metal reactor. It is very important to make an establishment of safety measures for sodium fire by performing this work and is the objective of this work.

#### 2. Sodium / Cover gas Purification Technology

The performance of a liquid-metal heat-transfer system can be seriously impaired by the presence of impurities in the coolant. Impurities can cause plugging of coolant flow and also deteriorate structural materials using liquid metal container. Hence impurity must be controlled to keep its concentration within the specific limitation. A common punifying of liquid sodium systems is low-temperature means precipitation of impurity. The process is referred to as cold trap and the important concerns to be required as an auxiliary system for the liquid metal reactor.

Sampling and impurity determination methods and procedures have to be standardized for each impurity species. On-line monitoring technology is important to check out abnormal operational condition, to

-16-

understand the structural reliability and to guarantee the continuous operation of sodium purification system.

Cover gas purity is maintained below the control limits to keep sodium purity maintenance. The reliable method for the purity control of cover gas is to be developed.

The objective of present work is to investigate the technologies for measuring of impurity concentration and purification of sodium and cover gas.

3. Analysis of sodium-water reaction characteristics

If the water leaks from a defect, such as pinhole or vibration and welding defects of heat transfer tube, in the tube wall of the steam generator, it may cause a sodium-water reaction(SWR) at this point producing a high temperature by exothermic reaction and then taking place the corrosion of tube material and pressure build-up by reaction products. In this case, initial leak size enlarged with time and finally the tube failure occured. Therefore, the stability evaluation of the steam generator, first, and secondary system was required for safety of the secondary system. To the evaluation of the first and secondary system including the steam generator, we have investigated the characteristics analysis for micro and small leaks phenomena, and developed the computer code for analysis of initial and quasi steady-state spike pressures to analyze large leak accident. Also, water mock-up test facility for the analysis of large leak accident phenomena was designed and manufactured. These data shall be reflected to the design of steam

- 17 --

generator, and supported to evaluate the safety of the primary and secondary system included in the steam generator, in KALIMER.

4. Development of water leak detection technology

Because the water leak detection technology is applied to a degree of micro leakage or small leakage, not large leakage, it is necessary to detect initial water leakage into sodium.

Generaly, physico-chemical methods are applied to detect water leakage. At present studies, hydrogen detection by the diffusion method and water leakage by the acoustic were treated with a preference. The performed work scope are as follows ;

-Preparation and test of hydrogen detector, and surveying the acoustic leak detection method

-Modification of hydrogen detector and conceptual design of acoustic leak detection system for water mock-up test

#### **III.** Contents and Scope

- 1. Sodium fire safety measures
  - A. Sodium fire characteristics
    - (1) Analysis of sodium pool fire characteristics
      - (A) Comparison and modification of sodium pool fire model
      - (B) Analysis of sodium pool fire using  $P_1$  approximation and  $S_4$  method

- 18-

- (2) Modification of sodium spray fire model
- (3) Preliminary analysis for sodium fire mitigation in sodium loop building
- B. Construction of medium sodium fire test facility
  - (1) Literature survey of previous codes
  - (2) Conceptional and basic design of medium sodium fire test facility
  - (3) Detail design of medium sodium fire test facility
  - (4) Manufacture of test apparatus
  - (5) Construction of concrete test cell
- Sodium / Cover gas purification technology
  - A. Construction and operation of small scale sodium loop
    - (1) Design of sodium loop
    - (2) Construction of sodium loop including test equipments and other components
    - (3) Design and installation of control system for the loop
    - (4) Pressure test and sodium filling of calibration loop
    - (5) Calibration of equipments
    - (6) Measuring of oxygen concentration in sodium with PTI
  - B. Na-analysis technology
    - (1) Sampling equipment and procedure
    - (2) Oxygen concentration determination by the wet method
    - (3) NaK alloy preparation and handling
    - (4) Cover gas purification equipment

- (5) Preliminary experiment for cover gas purification
- C. Purification analysis and conceptual design of the packings for a cold trap
  - (1) Purification analysis of a cold trap for the sodium cleanup
  - (2) Conceptual design of the packings
- 3. Analysis of sodium-water reaction characteristics
  - A. Analysis of micro and small leaks phenomena
    - (1) Introduction
    - (2) Reaction of sodium and water
    - (3) Analysis of micro-leak phenomena
    - (4) Analysis of wastage phenomena
      - (A) Introduction
      - (B) Factors affecting wastage
      - (C) Wastage experimental results in other countries
      - (D) Wastage equation
    - (5) Experimental analysis of micro leak phenomena
      - (A) Reaction apparatus
      - (B) Leak experiments
      - (C) Results
    - (6) R&D for DBL of each country
    - (7) Conclusion
  - B. Analysis of large scale water leak event
    - (1) Assessment of reaction phenomena
      - (A) Pressure transient

- (B) Bubble behavior
- (2) Codes for analysis of pressure effects
  - (A) Model of sodium-water reaction
  - (B) Estimation of water leak rate
- (3) Development of SPIKE code for analysis of ISP
  - (A) Governing equations
  - (B) Boundary conditions
  - (C) Computer program
  - (D) Calculation and discussion
- (4) Conclusion
- E. Test facility for the characteristic analysis of the sodium-water reaction
  - (1) Objective
  - (2) Preface
  - (3) MDP system
    - (A) Method of approach
    - (B) Summary of the experiments
    - (C) Design of the equipments
  - (4) Pool type KALIMER system
    - (A) Summary
    - (B) Simulation of the KALIMER secondary system
    - (C) Decision of the scale-down factor
    - (D) Design basis
    - (E) Composition of the loop
    - (F) Design, manufacture and installation of the main equipments

(5) Conclusion

4. Development of water leak detection technology

A. Evaluation for performance test results of hydrogen detection system with very small amounts of hydrogen in Ar gas

B. Investigation for technology of passive acoustic leak detection

C. Design and construction of water mock-up test equipments

#### IV. Results and Proposal for Applications

#### 1. Sodium fire characteristics

A. Sodium pool temperature, gas temperature, oxygen concentration calculated by flame combustion model were generally higher than those calculated by surface combustion model, because the flame temperature was always higher than the sodium temperature by a layer of sodium vapor between the flame and pool surface.

B. Although flame combustion model had not a remarkable advantage over the surface combustion model, it proved to be a sophisticated and advanced model.

C. Results obtained from P1 approximation and S4 method showed better agreement with the experimental values than those of the surface and combustion model. But difference in results calculated by two methods and experimental values increases with time rather than that of surface/flame combustion model and experimental values. D. The effect of variance on pressure appears greatly by introducing Gaussian distribution function, which can represent various sodium drop size distribution.

E. Partition of sodium loop building reduces the effect on sodium fire.

F. Basic and detail designs for medium sodium fire test facility were carried out and medium sodium fire test facility was constructed. Design data are as follows

- Test cell material : Concrete with high strength
- Test cell dimension ; 48m3 (3x4x4m)
- Design temp. ; 700° C
- Design pressure ; 1 bar (max.)
- Test cell thickness ; 45cm
- Operation temp. ; 530° C
- 2. Sodium / Cover gas Purification Technology

A. Construction and operation of sodium loop

A small sodium toop was designed and constructed. During the loop operation, we found two leak points on the loop and then repaired. Sodium transfer and filling into the loop were carried out successfully. And we obtained favorable results in the calibration tests of EM pump and flowmeter. Also we found the possibility of measurement of oxygen content in sodium by use of the plugging temperature indicator.

B. Na-analysis technology

Bypass sampling equipment which is prerequsite for sodium purity determination was installed on the sodium loop for equipment calibration.

Sampling and oxygen concentration determination by the wet method procedures were prepared.

Cover gas purification equipment was constructed in laboratory scale. Oxygen can be removed from the cover gas, the mock gas, by using NaK bubbler, and detected 2-3ppm level in the online stream by using the gas chromatographic analyzer.

C. Purification analysis and conceptual design of the packings for a cold trap

The analysis for the sodium purification in a cold trap was carried out. The calculation was made to solve the longitudinal temperature and the saturated impurity concentration profiles from the temperature gradient between the coolant and the bulk flow of sodium in which the impurity crystals appear. In addition, conceptual design of the packing materials which can be structurally assembled in the cold trap column and lead to enhance the purification efficiency was studied based on the theory of impurity nucleation and crystal growth. It seemed that high turbulence in the zone of precipitation could be obtained by the use of corrugated wire mesh due to the localized change of flow direction.

3. Analysis of sodium-water reaction characteristics

As a micro and small leaks phenomena, following results were produced. The mechanism for plugging and reopening at the leak path, and data for reopen time of plugged path were analyzed and surveyed. Also, micro-leak test apparatus was designed and fabricated and operated, and as the experimental test, corrosion phenomena of material

-24-

was analyzed. Wastage phenomena was investigated through the literature survey and analysis in micro and small leaks region. And wastage equations and the characterictics for materials presented from other countries were surveyed and analyzed in small leak field. Scenario for the leak enlargement and analyzing program for propagation during the leak progressing was surveyed and analyzed, simply.

In the steam generator, if small amount of water is leaked, it is extended to the large leak event which is the next stage by the heat and corrosion. In this case, safety analysis for not only the steam generator but also primary and secondary exchangers and vessels are required. To settle the basic technology and to acquire the design data of the steam generator for conceptual design of nuclear reactor, understanding of the sodium-water reaction characteristics, and supervisory countermeasure according to the water leak and estimation for the leak characters are required. In addition to that, analyses for the behavior of the reaction products(including heat), leak processes, and pressure changes in the reactor are required, also.

In first stage, spike pressure test by the drop hammer will be performed. Through that, the effects of pressure on the IHX and the flow phenomena of water/H<sub>2</sub> which is possible to flow into the IHX will be confirmed. And analysis for the propagation of initial spike pressure and the quasi-steady state pressure, and verification of the code will be performed.

In second stage, through the sodium-water reaction test, pressure in reaction zone, conversion, initial spike pressure for the demonstration

-25-

conduct will be analyzed and codes for that will be verified. Considering the effects of water pressure on the adjacent tubes during water leaks, finally reflect these data to the design for steam generators and their system.

#### 4. Development of water leak detection technology

Throughout this experiment, it was very helpful to understand the mechanism for the detection of hydrogen. When the gas is injected into nickel membrane, the output signals have some problems in signal processing. The detecting signals are very sensitive and weak due to very small content of hydrogen. And electrical noises from the external device are intruded upon the signals, so it is very difficult to analyze the signals. In this study, however, the difference of detection signal appears when the Ar-H<sub>2</sub> gas are used with low content hydrogen. The experimental results are useful for the development of water leak detection system. For finding technology of acoustic detection, we investigate passive acoustic leak detection, and design and construct water mock-up test equipments and instrument system.

-26-

## Contents

Chapter 1. Introduction	69
Chapter 2. Results of LMR coolant safety measure	75
I. Sodium fire safety measures	77
A. Introduction	77
B. Analysis of sodium fire characteristics	78
1. Analysis of sodium pool fire characteristics	78
(A) Comparison and analysis of sodium pool fire model $\cdots$	79
(B) Analysis of sodium pool fire characteristics using $P_{\rm l}$	
approximation and $S_4$ method	101
2. Analysis of sodium spray fire characteristics	122
(A) Modeling of sodium spray fire	123
(B) Results	129
3. Sodium fire mitigation in sodium loop building	137
(A) Theory	139
(B) Model of sodium spray fire of sodium loop building $\cdots$	142
(C) Results	149
C. Analysis of medium size sodium fire characteristics	162
1. Technical report for LMR containment	166
(A) Technical of LMR containment	166
(B) Type of LMR containment	170
(C) Size of LMR containment	170
2. Basic concerns in sodium fire facility design	170
3. Conceptional design for the medium size sodium fire	

facility	172
(A) Fire characteristics data of liquid metal	172
(B) Data for medium size sodium fire facility	180
(C) Concept of medium size sodium fire facility	184
4. Construction of medium size sodium fire facility	187
(A) Design basis of the medium size sodium fire facility	
	187
(B) Organization of medium size sodium fire facility	187
D. Conclusion	200
Nomenclature	20 <b>2</b>
References	205
II. Sodium/Cover gas purification technology	208
A. Construction and operation of small scale sodium loop	208
1. Na-loop construction	208
(A) Introduction	208
(B) Installation of Na-loop	209
(C) Conclusions	242
2. Sodium filling and equipments calibration	243
(A) Introduction	243
(B) Pressure test and sodium filling	243
(C) Calibration of equipments	251
(D) Conclusions	255
3. Measuring of oxygen concentration in liquid sodium with	
plugging temperature indicator	255
(A) Introduction	255

(B) Experimentation	257
(C) Results and discussions	259
(D) Conclusions	<b>27</b> 2
B. Preliminary experiment for sodium / cover gas analysis	273
1. Introduction	273
2. Contents of analysis technology	274
(A) Sodium analysis technology	274
(B) Cover gas purification	277
3. Conclusions	282
C. Purification analysis and conceptual design of the packings	
for a cold trap	284
1. Introduction	284
2. Purification analysis of a cold trap for the sodium	
cleanup ·····	287
3. Conceptual design of the packings	293
4. Conclusions	296
References	297
Appendix A	299
III. The characteristics of sodium-water reaction	305
A. Introduction	305
B. Technical review and background	310
1. Passive protection from unmitigated sodium-water	
reaction event	310
(A) Composition of the steam generator and sodium	
operating level	311

(B) Characteristics of the passive method mitigating	
sodium-water reaction	314
(1) Automatic discharge system during sodium-water	
reaction	314
(2) Worst accident	320
(3) Passive protection apparatus for the IHX	323
2. Design basis leak analysis for designing the sodium-water	
reaction products subsystem	324
(A) Large development plant (LDP)	325
(B) Approaching method for design SWRP subsystem $\cdots$	325
(C) Design basis leak	327
(1) Design basis large leak	329
(2) Design basis small leak	330
(D) Estimation of the large leak	330
(1) Thermal hydraulic code	330
(2) Thermal hydraulic model	331
(3) Leak position of the maximum accumulated	
flow rate	332
(E) Diminishing method of the accumulated flow rate $\cdots$	334
(1) Preciseness of the model	335
(2) Opening period of the isolation valve	335
(3) Zone of the steam relief valve	336
(4) Revision of the design for the SG and system $\cdots \cdots$	336
(F) Estimation of the reaction product	33 <b>9</b>
(G) Structural estimation	340

3. Analysis of design basis leak event in an LMFBR SG $\cdots$	341
(A) Revision of the LEAP code	343
(B) Revision of the SWACS code	344
(C) Analysis of the large FBR	346
(1) Basic model of the plant	348
(2) Analysis of the accident propagation	350
(3) Calculation of the water leak velocity	352
(4) Calculation of the initial spike pressure (ISP)	355
(5) Calculation of the quasi-steady pressure (QSP)	355
C. Analysis of micro and small leaks phenomena	361
1. Introduction	361
2. Reaction of sodium and water	362
3. Analysis of micro-leak phenomena	364
4. Analysis of wastage phenomena	369
(A) Introduction	369
(B) Factors affecting wastage	372
(C) Wastage experimental results in other countries	376
(D) Wastage equation	380
5. Experimental analysis of micro leak phenomena	383
(A) Reaction apparatus	383
(B) Leak experiments	385
(C) Results	385
6. R&D for DBL of each country	386
7. Conclusion	398
D. Analysis of large scale water leak event	400
1. Assessment of reaction phenomena	400

(A) Transient pressure	400
(B) Bubble behavior	402
2. Codes for analysis of pressure effects	404
(A) Model of sodium-water reaction	406
(1) Reaction stoichiometry	406
(2) Reaction rate	409
(3) Temperature of bubble	410
(4) Phase in bubble	410
(B) Estimation of water leak rate	411
(1) Conservative model	411
(2) Increasing model	411
(3) Steady state	411
3. Development of SPIKE code for analysis of ISP	413
(A) Governing equations	413
(1) Material and energy balance equation	413
(2) Numerical solution	416
(B) Boundary conditions	418
(1) Pipe fittings	418
(2) Equipment	419
(C) Computer program	420
(D) Calculation and discussion	422
(1) Sodium-water reaction characteristics	422
(2) Assessment of boundary conditions	425
(3) Comparison with previous studies	430
4. Conclusion	433

E. Test facility for the characteristic analysis of the	
sodium water reaction	440
1. Objective	440
2. Preface	440
3. MDP system	442
(A) Method of approach	442
(B) Summary of the experiments	444
(C) Design of the equipments	444
(1) Design concepts	446
(2) Design basis	457
(3) Basic design	457
(4) Check points for the design of the each	
components	464
4. Pool type KALIMER system	469
(A) Summary	<b>46</b> 9
(B) Simulation of the KALIMER secondary system	<b>469</b>
(1) Simplication and modeling	469
(2) Calculation results and investigation	473
(C) Decision of the scale-down factor	478
(D) Design basis	479
(E) Composition of the loop	481
(F) Design, manufacture and installation of the main	
equipments	481
5. Conclusion	500
F. Conclusion	500

References	503
IV. Development of water leak detection technology	510
1. Technology of hydrogen leak detection system	<b>510</b>
A. Introduction	510
B. Prediction of hydrogen quantity generated by reaction	
of sodium and water	511
(1) Reaction of Na/H2O	511
(2) Equilibrium hydrogen concentration of cover gas	512
(3) Solubility of hydrogen and chemical equilibrium of	
NaH in sodium	512
(4) Conversion ratio of H <sub>2</sub> /H <sub>2</sub> O	514
C. Diffusion transport phenomena through nickel membrane	
{··***	514
D. Study of hydrogen leak detection method	516
(1) Equilibrium mode	516
(2) Dynamic mode	516
E. Experiments and hydrogen leak detection system	518
(I) Detection experiments for high hydrogen concentrated	
in Ar gas	518
(A) Experimental preparation	518
(B) Results experimented by flow control mixing Ar	
and H <sub>2</sub> gas	528
(2) Detection experiments for low hydrogen concentrated	
in Ar gas	530
(A) Experimental preparation	530
(B) Experimental results of detection characteristics for	
hydrogen in sodium	532
---	-----
(C) Experimental results of detection characteristics for	
hydrogen in cover gas	547
(3) Survey of noise	559
(4) Temperature effect of vacuum pressure	559
(5) Welding and life of nickel membrane	559
(A) Membrane of hydrogen detector in foreign country	
	562
(B) Membrane used in this experiment	565
2. Technology of acoustic leak detection	569
A. Introduction	569
B. Passive acoustic method	570
(1) Technology of passive acoustic method	570
(2) Source of background noise (BGN) and frequency	
characteristics	571
(3) Theoretical background of advanced processing	
technology	572
(A) Signal processing of leak noise	572
1) Statistical characteristics of leak noise	572
2) Acoustic signal processing during a leak detection	573
3) Method of signal processing	573
4) FFT	574
(B) Adaptive filter	582
1) Parameter evaluation for random signal	582
2) Principle of adaptive filter	585

3) Adaptive noise canceller	590
A) Noise component cancelling using reference input	
	591
B) Relationships for input and output of adaptive noise	
canceller	591
C) Calculation of filter coefficient	594
D) Experimental method	595
E) Experimental results	595
(C) Pattern recognition analysis	597
(4) Response characteristics of acoustic leak detection	
system	597
(5) Design and construction of preliminary acoustic leak	
experimental equipments	599
(A) Outline of equipments	600
(B) Specifications of equipments	600
(C) Instrument system	61 <b>2</b>
3. Conclusion	615
References	616

Chapter	3.	Conclusions	619
---------	----	-------------	-----

## 목 차

제 1 장 서 론	69
제 2 장 액체금속로 냉각재 안전대책 연구결과	75
제 1 절 소듐 화재 안전대책	77
1. 서 설	77
2. 소듐 화재 특성 분석 기술 개발	78
가, 풀형 화재 특성 분석	78
(1) 풀형 화재 연소 모델의 비교 분석	79
(2) P1 근사법과 S4방법을 이용한 풀형 화재 특성 분석	101
나, 분무향 화재 특성 연구	122
(1) 분무형 화재의 모델링	123
(2) 연구 결과 및 고찰	129
다. 소듐 루프 빌딩에서 화재 완화	137
(1) 이론	13 <b>9</b>
(2) 소듐 루프 빌딩의 분무형 화재 모델	142
(3) 연구 결과 및 고찰	149
3. 중규모 소듐 화재 특성 연구 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	162
가, 액체금속로 격납용기 자료 분석	166
(1) 액체금속로 격납용기 형태	1 <b>6</b> 6
(2) 액체금속로 격납용기 크기~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	170
(3) 격납용기 크기 설정	170
나, 소듐 화재 시설 설계시 고려 사항	170
다. 중형 소돔 화재 시험 시설 개념 설계	172
(1) 화재 현상 관련 자료	172

(2) 각국의 소듐 화재 시험 시설	180
(3) 개념 설정	184
라. 중규모 소듐 화재 시험 시설 건조	187
(1) 설계 기준	187
(2) 화재 실험 장치 구성	187
4. 결 언~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	200
기호설명 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	202
참고 <b>문헌</b>	205
제 2 절 소듐/커버개스 순도관리	208
l. 소형 Na-루프의 건조 및 운용	208
가, 소형 Na-루프의 건조	208
(1) 서설	208
(2) 소형 Na-루프의 건조	209
(3) 결언	242
나. 소듐 충전 및 기기보정	243
(1) 서설	243
(2) 루프 점검 및 소듐 충전	243
(3) 가기 보정 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	251
(4) 결언······	255
다. Plugging Temperature Indicator를 이용한 용용소율증	
산소농도의 측정	255
(1) 서설	255
(2) 실험······	257
(3) 결과 및 고촬	259
(4) 결언	272

2. 소듐/커버개스 분석기술 기초 실험	273
가. 서설	273
나. 내용	274
(1) 소듐 분석 기술	274
(2) Cover gas의 정제	277
다. 결언	282
3. Cold trap의 정체해석 및 충전물의 개념설계	284
가, 서설	284
나. 소듐 정 <b>화용</b> cold trap의 정제해석	287
다. 충전물의 개념설계	293
라. 곁언	296
참고문헌	297
부록 A ~~~~~~	<b>2</b> 99
제 3 절 소듐-를 반응특성 해석	305
1. 서설	305
2. 기술 현황 분석 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	310
가. Helical coil type의 중기발생기에서 소듐-물 반응 사고에	
대한 수동 보호장치	310
(1) SG의 구성 및 소듐의 운전 수위	311
(2) 소듐-볼 반응을 완화하는 수동적 방법의 복정	314
(가) 소듐-물 반응시의 자동 배출 시스템	314
(나) 최악의 사고	320
(나) 최악의 사고 (다) IHX에 대한 수동 보호 장치	320 323
(나) 최악의 사고 (다) IHX에 대한 수동 보호 잠치 나. 소듐-물 반용 생성물에 대한 subsystem 설계를 위한	320 323
(나) 최악의 사고 (다) IHX에 대한 수동 보호 장치 나. 소듐-물 반응 생성물에 대한 subsystem 설계를 위한 사고 해석([)	320 323 324

(2) SWRP subsystem 설계를 위한 접근방법 ·······	325
(3) 설계기준 누출	327
(가) 설계기준의 대규모 누출 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	329
(나) 설계기준의 소규모 누출	330
(4) 대규모 누출 평가	330
(가) 열수력 코트 ·····	330
(나) 열수력 모델	331
(다) 최대 축적 흐름에 대한 누출 위치	332
(5) 축적된 유량을 감소시키는 방법	334
(가) 모델의 정밀화	335
(나)격리밸브의 개폐주기	335
(다) 중기 배출밸브의 영역	336
(라) 중기발생기 및 시스템에 대한 설계 변경	336
(6) 반용생성물에 대한 평가	339
(7) 구조적 평가	340
다. LMFBR SG에서의 설계 기준 누출 사고 해석(II)	341
(1) LEAP 코드의 수정 ······	343
(2) SWACS 코드의 수정 ·····	344
(3) 대규모 FBR에 대한 해석	346
(가) 플랜트의 기본 모형	348
(나) 사고 전과 해석	350
(다) 물 누출 속도 계산	352
(라) 초기 스파이크 압력 계산	355
(마) 준정상 압력 걔산	355
3. 소규모 누출현상의 해석	361

362 369 369 372 376 380 383 383 385 385 385 385 385 385
364 369 372 376 380 383 383 385 385 385 385 386 398
369 369 372 376 380 383 383 385 385 385 386 398
369 372 376 380 383 383 385 385 385 386 398
372 376 380 383 383 385 385 385 386 398
376 380 383 383 385 385 386 398
380 383 383 385 385 386 398
383 383 385 385 386 398
383 385 385 386 398
385 385 386 398
385 386 398
386 398
398
400
400
400
402
404
406
406
409
410
410
411

(나) 초기 증가 모델	411
(다) 정상 평형 상태	411
다. 초기 압력 스파이크 해석 코드 SPIKE 개발	413
(1) 지배방정식	413
(가) 물질 및 에너지 수지식	413
(나) 수치해석	416
(2) 경계조건	418
(가) Pipe fittings	418
(나) 장치	419
(3) 컴퓨터 프로그램	420
(4) 계산 결과 및 고찰	422
(가) 소듐-물 반응특성	422
(나) 경계조건의 평가	425
(다) 타 연구 결과와 비교 평가	430
라, 결언	433
5. 소듐-물 반응 특성 해석 시험시설 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	440
가. 목적	440
나. 서언 ·····	440
다. MDP 시스템	442
(1) 추진 방법	442
(2) 실험 개요	444
(3) 시험장치 설계	444
(가) 설계 개념	446
(나) 설계 기준	457
(다) 기본 설계	457

(라) 각 components에 대한 설계상의 문제점	464
라. Pool형 칼리머 시스템	469
(1) 개요	469
(2) KALIMER 2차 계통의 모사 계산	469
(가) 단순화 및 모델링	469
(나) 계산 결과 및 고찰	473
(3) Scale down factor 결정	478
(4) 설계 기준	479
(5) 루프 구성	481
(6) 장치 설계, 제작 및 설치	481
마. 결언 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	500
6. 결론 ······	500
창고문헌	503
제 4 적 물 누축 검축 기숙의 개발	510
	010
1. 수소 검출 시스템 기술 ······	510
1. 수소 검출 시스템 기술 ···································	510 510
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> </ol>	510 510 510 511
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소돔과 물의 반응에 의한 수소량 예측 ······</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응 ·····</li> </ol>	510 510 511 511
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> </ol>	510 510 511 511 511 512
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 서설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> <li>(3) 소듐의 수소 용해도와 NaH의 화학평형</li> </ol>	510 510 511 511 511 512 512
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> <li>(3) 소듐의 수소 용해도와 NaH의 화학평형</li> <li>(4) H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 변환 비율</li> </ol>	510 510 511 511 512 512 512 514
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> <li>(3) 소듐의 수소 용해도와 NaH의 화학평형</li> <li>(4) H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 변환 비율</li> <li>다. 니켈 박막율 통한 확산 이동현상</li> </ol>	510 510 511 511 512 512 512 514 514
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소돔과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> <li>(3) 소등의 수소 용해도와 NaH의 화학평형</li> <li>(4) H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 변환 비율</li> <li>다. 니켈 박막을 통한 확산 이동현상</li> <li>라. 수소 검출 방법의 검토</li> </ol>	510 510 511 511 512 512 512 514 514 516
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소돔과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li></ol>	510 510 511 511 512 512 514 514 516 516
<ol> <li>수소 검출 시스템 기술</li> <li>가. 셔설</li> <li>나. 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측</li> <li>(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응</li> <li>(2) 커버 가스의 평형 수소 농도</li> <li>(3) 소듐의 수소 용해도와 NaH의 화학평형</li> <li>(4) H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 변환 비율</li> <li>다. 니첼 박막을 통한 확산 이동현상</li> <li>라. 수소 검출 방법의 검토</li> <li>(1) 평형 모드(equilibrium mode)</li> <li>(2) 동적 모드(dynamic mode)</li> </ol>	510 510 511 511 512 512 514 514 516 516 516

(1) 고농도 수소 검출의 실험	518
(가) 실험준비 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	518
(나) Ar과 고농도 H₂ 가스 유량제어에 의한 실험 결과 …	528
(2) 저농도 수소 검출의 실험	530
(가) 실험준비 ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	530
(나) 소듐속의 저농도 수소 검출 특성 실험 결과 ~~~~~	532
(다) 커버 가스속의 저농도 수소 검출 특성 실험 결과 …	547
(3) 노이즈의 관찰	559
(4) 진공 압력의 온도 영향	559
(5) 니켈 박막의 용접과 수명	559
(가) 외국의 수소 경출기 membrane	562
(나) 본 실험에서 사용한 membrane	565
음향 누출 검출 기술	569
가, 서설	569
나, 피동(passive) 음향법	570
(1) 피동 음향법 기술	570
(2) BackGround Noise (BGN)의 원인과 주과수 특성	571
(3) Advanced Processing 기술의 이론적 배경	572
(가) Leak Noise의 신호처리 ·····	572
l) Leak noise의 통계학적 특성	572
2) Leak detection 동안의 음향신호처리	573
3) 신호처리방법	573
4) FFT에 대하여	574
(나) 적용 필터(adaptive filter)	582
1) 무작위 신호(random signal)에서의 변수 평가~~~~~~	582

2.

2) 적응필터의 원리	585
3) 적용 노이즈 켄슬러(adaptive noise canceller)	590
가) 참조(reference) 입력을 이용한 잡음성분 제거	591
나) 적응 노이즈 캔술러의 입출력의 관계	591
다) 필터 계수의 계산	594
라) 실험방법	595
마) 실험결과	5 <del>9</del> 5
(다) 패턴 인식 해석(Pattern Recognition Analysis)	597
(4) 음향 누출 검출 시스템의 응답 특성	597
(5) 예비 음향 누출 실험 잠치의 설계/제작	599
(가) 장치 개요	600
(나) 장치 규격	600
(다) 계측시스템	612
3. 결언	615
참고문헌	616



### 표목차

1. 1	Experimental conditions for pool fire	92
1. 2	Main input data for SOFIRE II and SPM computer program	
		93
1. 3	Initial parameters for sodium spray fire codes	132
<b>I</b> . 4	Comparison between computational results and AI	
	experimental data	136
1. 5	Characteristics of the safety venting systems	145
1. 6	Sodium spray design base leak in sodium loop building	146
1. 7	General parameter and sodium loop building in CONTAIN	
	-LMR for sodium fire analysis	147
1. 8	Aerosol size distribution cell 1 in sodium loop building with	
	partition and without partition at run time 46s	160
1. 9	Aerosol density in each cell of sodium loop building with	
	partition and without partition at run time 46s	1 <b>6</b> 1
1.10	List of containment size for LMR	171
1.11	List of holes on the cell	191
2. 1	Name & location of sodium valves	211
2. 2	Name & location of gas valves	212
2. 3	Name & location of sensors	213
2.4	Storage tank volume	232
2.5	Reservoir/calibration tank volume	233
2.6	Procedure of pressure test	245
2. 7	Procedure of drying & purging	246
2. 8	Procedure of sodium loading	249

2, 9	Procedure of sodium purification	253
2.10	Calibration data for electromagnetic flowmeter	254
2.11	Variation of plugging temperature after cold trap operation	
	at 270°C	264
21.2	Variation of plugging temperature with cold trap operation	
	temperation	264
2.13	Results of nonlinear regression of the cold trap temperature	
	vs. plugging temperature	270
2.14	Results of nonlinear regression on the relation of plugging	
	temperature vs. solubility equivalent temperature	270
2.15	Oxygen concentration in the cover gas system	280
2.16	U.S. sieve series and Tyler equivalents (ASTM E-11-61) $\cdots$	294
2.17	Selection of the packing (wire mesh)	294
3. 1	Large design basis definitions for the large development	
	plant	329
3. 2	Classification of the sodium-water reaction phenomena	342
3. 3	Specification of the Monju SG	350
3. 4	Leak size and their effect	365
3. 5	Resistance for the jet flame formed by sodium-water	
	reaction	374
3. 6	Wastage equation for the 2 1/4Cr-1Mo steel	381
3. 7	General trends for the influence of parameters in	
	wastage rate	383
3. 8	Various code systems for analysis of pressure effects on	
	large scale sodium water reaction	408

3. 9	Boundary conditions for fittings in the secondary loop	419
3.10	Boundary conditions for equipment in secondary loop	420
3.11	Comparison of the leak detection method between Monju	
	and MDP	447
3.12	Applicable code modules according to the experimental	
	contents	454
3.13	Work procedure for the evaluation of the large leak event $\cdots$	455
<b>3.1</b> 4	The schedule of sodium-water mock-up test	456
3.15	Main equipment list	459
3.16	Comparison of the geometry of the main equipments with	
	300 MW DPLMR	460
3.17	Major parameters of the SG, 1HX and 2nd, system on the	
	scale-down factor	480
3.18	Specification of the main equipments	487
4.1	Survey of analysis methods and sensitivity of hydrogen leak detection system in foreign countries.	519
4. 2	Program list of FFT algorithm programmed by	
	Boland C++.	580



#### 그림목차

Fig.	1, 1,	SOFIRE MII/ASSCOPS computational model for sodium	
		pool combustion	81
Fig.	1. <b>2</b> .	SPM computational model for sodium pool combustion	83
Fig.	1. 3.	Flow diagram of Na fire facility	89
Fig.	1. 4.	Comparison of measured and computed sodium pool	
		mperatures for test P15-1 and 15-2	94
Fig.	1. 5.	Comparison of measured and computed system gas	
		temperatures for test P15-1 and 15-2	96
Fig.	<b>1</b> . 6.	Comparison of measured and computed system oxygen	
		concentration for test P15-1 and 15-2	97
Fig.	1, 7,	Comparison of measured and computed sodium pool	
		temperatures for test P30-1 and 30-3	98
Fig.	1, 8.	Comparison of measured and computed system gas	
		temperatures for test P30-1 and 30-3	99
Fig.	1, 9,	Comparison of measured and computed system oxygen	
		concentration for test P30-1 and 30-3	100
Fig.	1.10.	Surface combustion model for sodium pool combustion	107
Fig.	1.11.	Flame combustion model for sodium pool combustion	108
Fig.	1.12.	Surface combustion model with $P_1 \mbox{ and } S_4$ method for	
		sodium pool combustion	109
Fig.	1.13.	Flame combustion model with $P_1$ and $S_4$ method for	
		sodium pool combustion	111
Fig.	1.14.	Schematic of rectangular geometry for P <sub>1</sub> approximation	

		and $S_4$ method	112
Fig.	1.15.	Comparison of measured and computed sodium pool	
		temperature	113
Fig.	1.16.	Comparison of measured and computed system gas	
		temperature	114
Fig.	1.17.	Comparison of measured and computed system oxygen	
		temperature	115
Fig.	1.18.	Comparison of analysis results of flame temperature	117
Fig.	1.19.	Comparison of measured and computed sodium pool	
		temperature	118
Fig.	1.20.	Comparison of measured and computed system gas	
		temperature	119
Fig.	1.21.	Comparison of measured and computed system oxygen	
		temperature	120
Fig.	1.22.	Flow field system	121
Fig.	1.23.	Nukiyama-Tanasama distribution with drop diameter	130
Fig.	1.24.	Effect of variance on pressure with time	133
Fig.	1.25.	Prediction of pressure with variances	134
Fig.	1.26.	Prediction of pressure rise with variances	138
Fig.	1.27.	CONTAIN LMR model for sodium spray fire in sodium	
		loop building not partitioned by multi cells	143
Fig.	1.28.	CONTAIN-LMR model for sodium spray fire in sodium	
		loop building partitioned by multi cells	148
Fig.	1.29.	Pressure in each cell of SLB with partition	150
Fig.	1.30.	Temperature in each cell of SLB with partition	152

Fig.	1.31.	Pressure in each cell of SLB with partition	154
Fig.	1.32.	Pressure in each cell of SLB without partition	155
Fig.	1.33.	Temperature in each cell of SLB without partition	157
Fig.	1.34.	Pressure in each cell of SLB with partition	158
Fig.	1.35.	Sodium added, oxygen removed and sodium burned in	
		cell 1 of sodium loop building not partitioned	163
Fig.	1.36.	Sodium added, oxygen removed and sodium burned in	
		cell 1 of sodium loop building partitioned by 7 cells	164
Fig.	1.37.	Effect of $C_{F\!C}$ on pressure of cell 1 of SLB with partition	
			165
Fig.	1.38.	LMR single/double containment systems	167
Fig.	1.39.	LMR single/double containment systems	168
Fig.	1.40.	LMR multiple containment systems	169
Fig.	1.41.	Pipe heating of sodium systems	173
Fig.	1.42.	Tank heating of sodium systems	174
Fig.	1.43.	Preheating and insulation systems	175
Fig.	1.44.	Design guidelines of manholes and pipe connections	176
Fig.	1.45.	Containment volumes of sodium systems	177
Fig.	1.46.	Problems related of sodium systems	178
Fig.	1.47.	System design to contain sodium	179
Fig.	1.48.	Schematic figure of test vessel in MHI	182
Fig.	1.49.	FAUNA facility	183
Fig.	1.50.	NALA facility	185
Fig.	<b>1.5</b> 1.	ESMERALDA facility	186
Fig.	1.52.	P&ID for medium sodium fire test facility	189

Fig. 1.53	. Bird's eye view of fire test cell	192
Fig. 1.54	Plan view of the medium sodium fire test cell	193
Fig. 1.55	A-A section for plan view of the medium sodium fire	
	test cell	194
Fig. 1.56.	Data sheet of the sodium dissolver	196
Fig. 1.57.	Data sheet of the sodium storage tank	197
Fig. 1.58.	Data sheet of the sodium supply tank	199
Fig. 2. 1.	Iso-drawing of the sodium loop	210
Fig. 2. 2.	Data sheet of the sodium drain/storage tank	214
Fig. 2. 3.	Data sheet of the reservoir tank	215
Fig. 2. 4.	Data sheet of the EM pump calibration tank	216
Fig. 2. 5.	Data sheet of the vacuum surge tank	218
Fig. 2. 6.	Data sheet of the paraffin tank	219
Fig. 2. 7.	Data sheet of the pressure indicator tank	220
Fig. 2. 8.	Electromagnetic pump	221
Fig. 29.	Section drawing of the electromagnetic pump	22 <b>2</b>
Fig. 2.10.	Electromagnetic flowmeter	224
Fig. 2.11.	Oxygen meter housing system	226
Fig. 2.12.	Schematics of pipe line and tank heating	229
Fig. 2.13.	Schematics of tank level indicating and cooling of cold	
	trap / plugging meter	231
Fig. 2.14.	EM pump control diagram	235
Fig. 2.15.	Plugging meter control diagram	237
Fig. 2.16.	Front and side view of the control panel for the sodium	
	loop	238

Fig.	2.17.	Sodium transfer system	247
Fig.	2.18.	Calibration chart for electromagnetic flowmeter made by	
		KAERI	252
Fig.	2.19.	Ideally defined plugging curve	258
Fig.	2.20.	Variation of sodium flowmeter with PTI temperature	
		(cold trapping temperature : 270°C, 1hr)	262
Fig.	2.21.	Variation of sodium flowmeter with PTI temperature	
		(cold trapping temperature : 270°C, 22hr)	265
Fig.	2.22.	Variation of sodium flowmeter with PTI temperature	
		(cold trapping temperature : 240°C, 22hr)	266
Fig.	2.23.	Variation of sodium flowmeter with PTI temperature	
		(cold trapping temperature : 210°C, 22hr)	267
Fig.	2.24.	Variation of sodium flowmeter with PTI temperature	
		(cold trapping temperature : 160°C, 22hr)	268
Fig.	2.25.	Relation between plugging temperature and cold trapping	
		temperature	269
Fig.	2.26.	Relation between solubility equivalent temperature and	
		plugging temperature	271
Fig.	2.27.	Bypass sampling system	275
Fig.	2.28.	NaK filtering apparatus	279
Fig.	2.29.	Oxygen trapping system	2 <b>8</b> 1
Fig.	2.30.	Oxygen concentration in the carrier gas (He)	283
Fig.	2.31.	Cutaway view of cold trap	289
Fig.	2.32.	Section-cut of cold trap for model simulation	290
Fig.	2.33.	Temperature and concentration profile throughout cold	

trap	292
Fig. 2.34. Corrugated wire mesh packing	295
Fig. 3. 1. Conceptional drawing of KALIMER(Korea Advanced	
Liquid Metal Reactor)	308
Fig. 3. 2. Reference saturated cycle steam generator	312
Fig. 3. 3. Sodium levels during normal operation	316
Fig. 3. 4. Sodium levels following a steam generator leak	317
Fig. 3. 5. Steam generator leak progression rate calculation	
method	318
Fig. 3. 6. Comparison of LLTR steam injection rates with model	
predictions	319
Fig. 3. 7. ALMR approach to confirmming the adequacy of the	
relief system	321
Fig. 3. 8. Sodium levels following a SG leak with failure to	
isolate and blowdown the steam side	322
Fig. 3. 9. SWRP subsystem design methodology	32 <b>8</b>
Fig. 3.10. Leak location analysis results	333
Fig. 3.11. Effect of isolation valve closure period on comulative	
flow	337
Fig. 3.12. Effect of steam relief value area on cumulative flow $\cdots$	338
Fig. 3.13. An example of wastage characteristics incorporated	
into LEAP	345
Fig. 3.14. The new models incorporated into SWACS	347
Fig. 3.15. The flow diagram of the analysis procedure	348
Fig. 3.16. Schematic image of the plant	349

-

Fig.	3.17.	An example of failure propagation process calculated	
		by LEAP	351
Fig.	3.18	Blow-down characteristics	353
Fig.	3.19.	Relation between the initial and maximum leak rate with	
		varying the SG type and blow-down curve	354
Fig.	3.20.	Water leak rate calculation	356
Fig.	3.21.	An example of the initial spike pressure calculation	357
Fig.	3.22.	An example of the quasi-static pressure calculation	359
Fig.	3.23.	Peak value of the quasi-static pressure	360
Fig.	3.24.	Self-development process of water leak into sodium	366
Fig.	<b>3.25</b> .	Relation of the initial leak rate and time of the sudden	
		enlargement in microleaks	370
Fig.	3.26.	Phenomena on the tube surface damaged by jet	371
Fig.	3,27.	Correlation of wastage rate on the different alloy	375
Fig.	3.28.	Effect of various parameters on wastage rate	382
Fig.	3.29.	Test apparatus for the micro-leak sodium-water	
		reactiom	384
Fig.	3.30.	SEM photograph of target surface in the microleak	
		experiment	387
Fig.	3.31.	Profile curves on the component at target suface by	
		AUGER	387
Fig.	3.32.	Casual relation at sodium-water reaction	389
Fig.	3.33	Flow diagram for leak scenario of LEAP code	391
Fig.	3.34.	Relation between initial leak rate and maximum	
		leak rate by LEAP calculation	392

Fig.	3.35.	LMFBR steam generators accident scenario(CEA)	395
Fig.	3.36,	Flow chart for BLUSH programme	397
Fig.	3.37.	General shape of pressure transients for large scale	
		sodium-water reaction	401
Fig.	3.38.	Change of flow and mixing pattern of sodium and	
		hydrogen according to the leak amount	403
Fig.	3.39,	Structure of computer program	421
Fig.	3.40.	Typical shape of pressure and temperature changes	
		at initial stage of sodium water reaction in a pipe	424
Fig.	3.41.	Effect of reaction rate constant on maximum pressure	
		in sodium phase	426
Fig.	3.42.	Effect of stoichiometric constant on maximum pressure	
		and temperature in sodium phase	427
Fig.	3.43.	Effect of water leak rate on maximum pressure in	
		hydrogen bubble	428
Fig.	3.44.	Comparison of calculated pressure changes at	
		two points of pipe.	431
Fig.	3.45.	Concept of pipe network and IHX in experimental	
		apparatus (PNC)	434
Fig.	3.46.	Comparison of experimental pressure changes	
		(PNC data) with calculated values (calculated by	
		SPIKE code) at entrance of IHX	435
Fig.	3.47.	Comparison of experimental pressure changes	
		(PNC data) with calculated values (calculated by	
		SPIKE code) at low plenum of IHX	436

- 58 -

Fig.	3.48.	Branch-boundary model of pipe network of EBR-II	437
Fig.	3.49.	Comparison of the results calculated by this model(above)	
		with the ANL's (bottom) for the model of EBR-II	438
Fig.	3.50.	Terminology of pressure rise caused by sodium-water	
		reaction	<b>4</b> 41
Fig.	3.51.	Evaluation characteristics on sodium-water reaction	
		in the double pool LMFBR	442
Fig.	3.52.	Study on sodium-water reaction in the double pool	
		LMFBR	443
Fig.	3.53.	Experimental apparatus	445
Fig.	3.54.	Lerak rate vs. time	446
Fig.	3.55.	The effect of the generation pressure to the	
		pressure rise	448
Fig.	3.56.	Conceptional drawing of the types of FBR	450
Fig.	3.57.	Schematic drawing of the double pool reactor during	
		normal operation	451
Fig.	3.58.	Schematic drawing of the double pool reactor during	
		sodium-water reaction	452
Fig.	3.59.	Pressure rising curve vs. time	453
Fig.	3.60.	P & ID for sodium-water mock-up test facility (MDP) -	461
Fig.	3.61.	Schematic drawing of the cyclone separator	463
Fig.	3.62.	Plot plan of sodium-water reaction test facility	465
Fig.	3.63.	Layout of sodium-water reaction test facility	466
Fig.	3.64.	The simplified and assumed structure of the secondary	
		loop of KALIMER	471

Fig. 3.65. Branch and junction model of the secondary loop of	
KALIMER	- 472
Fig. 3.66. General trend of pressure transients at various point	
of secondary loop for large scale of water leak,	
calculated with this model	474
Fig. 3.67. Effect of leak location on the maximum pressure of	
IHX and reaction zone	475
Fig. 3.68. Effect of distance between IHX and SG on the	
maximum pressure of IHX	476
Fig. 3.69. Effect of leak rate and scale on the maximum pressure	
at reaction zone	- 477
Fig. 3.70. P & ID for water mock-up test facility	482
Fig. 3.71. Iso-drawing of the water mock-up test facility	• 483
Fig. 3.72. Section drawing of the water mock-up test facility	484
Fig. 3.73. Plan drawing of the water mock-up test facility	• 485
Fig. 3.74.a,b,c Data sheet of the SG model-1	- 489
Fig. 3.75.a,b,c Data sheet of the SG model-2	• 492
Fig. 3.76. Data sheet of the JHX model	495
Fig. 3.77. Data sheet of the hot water tank-1	. 497
Fig. 3.78. Data sheet of the hot water tank-2	498
Fig. 3.79. Data sheet of the compressed surge tank	4 <b>9</b> 9
Fig. 4. 1. Dissociation pressure of NaH in equilibrium with	
Na(l) vs temperature	- 513
Fig. 4. 2. Transient hydrogen-transport fluxes for nickel	
membranes	517

Fig.	4. <b>3</b> .	Photography for equipments and instruments of	
		hydrogen leak detection system	526
Fig.	4, 4.	Schematic diagram of high vacuum system and	
		signal flow for data acquisition of hydrogen leak	
		detection system	527
Fig.	4.5.	Vacuum pressure changes for feeding the traced	
		hydrogen gas within 970 ppm	529
Fig.	4.6.	Relationships with Ar gas flow rate vs pressure	
		change	531
Fig.	4. 7.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		350°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero	
		second, vacuum pressure of ion gauge at starting ;	
		0.7x10 $^5$ mbar, gas flow rate ; 20 scale)	533
Fig.	<b>4</b> . <b>8</b> .	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature :	
		350°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge	
		at starting ; $1.54 \times 10^{-5}$ mbar, gas flow rate ; 20	
		scale)	534
Fig.	<b>4</b> . <b>9</b> .	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature :	
		450°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge	
		at starting $; 8.42 \times 10^{-7}$ mbar, gas flow rate ; 10	
		scale) ·····	535
Fig.	4.10.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature :	
		450°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	

-61-

		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; 8.59x10 $^2$ mbar, gas flow rate ;	
		20 scale)	53 <b>6</b>
Fig.	4.11.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		450°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; $8.00 \times 10^{-7}$ mbar, gas flow rate ;	
		30 scale)	537
Fig.	4.12.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		450°C, 4.9 ppm-H₂ mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; 7.07x10 $^7$ mbar, gas flow rate ;	
		40 scale)	538
Fig.	4.13.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero	
		second, vacuum pressure of ion gauge at starting $i$	
		7.40x10 $^7$ mbar, gas flow rate : 10 scale)	539
Fig.	4.14.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero	
		second, vacuum pressure of ion gauge at starting :	
		7.37x10 $^7$ mbar, gas flow rate ; 20 scale)	540
Fig.	4.15.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero	
		second, vacuum pressure of ion gauge at starting ;	
		7.30x10 <sup>7</sup> mbar, gas flow rate ; 30 scale)	541

--62--

Fig.	4.16.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero	
		second, vacuum pressure of ion gauge at starting ;	
		7.38x10 <sup>7</sup> mbar, gas flow rate ; 40 scale)	542
Fig.	4.17.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; 7.40x10 $^7$ mbar, gas flow rate ;	
		10 scale)	543
Fig.	4.18.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; 7.40x10 $^7$ mbar, gas flow rate ;	
		20 scale)	544
Fig.	4.19.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; 7.23x10 $^7$ mbar, gas flow rate :	
		30 scale)	545
Fig.	4.20.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature :	
		500°C, 4.9 ppm-H <sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30	
		sec from zero second, vacuum pressure of ion	
		gauge at starting ; $7.28 \times 10^{-7}$ mbar, gas flow rate ;	
		40 scale)	546
		<b>••</b>	

Fig. 4.21. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature :

500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 10 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.23x10<sup>7</sup> mbar)

548

- Fig. 4.22. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 20 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.19x10<sup>-7</sup> mbar)
  Fig. 4.23. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 30 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.21x10<sup>-7</sup> mbar)
  550

- Fig. 4.26. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 1.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 30 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.43x10<sup>-7</sup>

Fig.	4.27.	Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;	
		500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30	
		sec 4.9 ppm-H $_2$ mixed Ar gas feeding in 10 scale,	
		vacuum pressure of ion gauge at starting $: 7.25 \times 10^{-7}$	
		mbar)	555

- Fig. 4.28. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 20 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.14x10<sup>-7</sup> mbar)

556

Fig.	4.34.	Cross section area of a part of hydrogen sensor	
		welded with nickel tube and sus304 pipe	567
Fig.	4.35.	Schematic drawing of modified hydrogen sensor	568
Fig.	4.36.	Algorithm of FFT calculation	578
Fig.	4.37.	The general structure of an adaptive filter	586
Fig.	4.38.	Specialized form of an adaptive filter employing a	
		tapped-delay-line finite impulse response (FIR)	
		filter and a reference-matching quality assessment	588
Fig.	4,39.	The adaptive noise cancelling concept	593
Fig.	4,40.	Method for making experimental data	596
Fig.	4.41.	Results of filtering for sine curve signal and a	
		voice, "e", with white noise	<b>598</b>
Fig.	4.42.	P & I diagram for development of acoustic and	
		hydrogen leak detection system	601
Fig.	4.43.	Size and nozzle orientation of vessel for acoustic	
		leak detection experiments	602
Fig.	<b>4.44</b> .	Detail drawing of cold trap	604
Fig.	<b>4.4</b> 5.	Injection nozzle used in Ar gas injected to acoustic	
		leak experimental vessel	605
Fig.	4.46.	Arrangement of acoustic sensor or accelerometer	
		and guide located at vertical direction	606
Fig.	4.47.	Arrangement of acoustic sensor or accelerometer	
		and guide located at radical direction	607
Fig.	4.48.	Arrangement of acoustic sensor or accelerometer	
		and guide at top location	608

Fig.	4.49,	Methods welding acoustic transfer guide on vessel	
		wal) ·····	609
Fig.	4.50	Methods mounting acoustic sensor on acoustic	
		transfer guide	610
Fig.	4.51.	Specifications of high frequency and high	
		temperature accelerometer	611
Fig.	4.52.	Schematic signal flow diagram for experiments of	
		acoustic leak detection (ALD) system	613



# 제1장 서 론



#### 제1장 서 론

액체금속로는 기존의 경수로나 중수로와는 달리 액체소듐을 방각재로 사용하는데, 소듐은 물에 비해 약 100배 높은 열전도도와 높은 비점으로 원 자로의 운전운도와 압력을 고온과 저압상태에서 운전할 수 있으므로 기존의 원자로 보다 열효율이 높고, 우라늄 자원의 효율적인 재사용 및 사용후 핵 연료 재처리둥에 대해서도 많은 잇점이 있다. 또한 소듐은 자연대류로 인 한 냉각능력이 물에 비해 수월한 장점이 있어 고유의 안전성을 갖고 있으 나, 소듐이 갖는 높은 화학반용성으로 인해 원자로용기나 배관계통둥에서 외부로 누출되는 경우 공기중의 산소 및 수분과 결렬히 반응하여 높은 반응 열과 수소가스를 발생시키기 때문에 화재가 발생하며, 반응생성물인 소듐산 화물이 에어로를 형태로 발생하여 누출 주변의 기기 및 부속장치들을 손상 시키고, 원자로 건물 내부의 온도와 압력을 증가시켜 건전성에 중대한 문제 를 야기시킬 수 있다.

먼저 화재와 관련된 연구로써 액체금속로에서 원자로 용기 및 냉각 계 통등이 파열되면 소듐이 누출되어 공기증의 산소와 반응하여 소듐 화재가 발생되며 이러한 소듐 화재로 인하여 원자로내 압력이나 온도가 증가될과 동시에 산소와의 반응생성들인 소듐 옥사이드계통의 에어로줄이 발생되어 원자로내에 있는 주요 기기 및 부품들을 손상시킬 뿐만 아니라 원자로내 압 력상승으로 인하여 방사선률질이 함유된 에어로졸이 외부로 누출되면 원자 로 건물 주위로의 방사선 오염도 야기시킬 수 있는 심각한 문제를 야기시키 게 된다. 최근에는 일본 문쥬의 액체금속 원형로에서 1995년 12월에 40% 출력시험증 2차계룡의 소듐 누출로 인하여 화재가 발생되어 원자로가 수동 정지되는 사고가 발생하여 일반대중 및 몬쮸 종사자의 방사선 피폭은 없었 으나, 몬쥬의 전출력 운전이 상당기간 자연될 것으로 예상된다. 따라서 액체

-71-

금속로 개발을 주도하여 온 선진 외국에서는 다양한 종류의 소듐 화재시험 시설을 이용하여 소듐 화재에 대한 연구를 다방면으로 수행함으로써 소듐 화재 및 이때 동반되는 에어로졸의 북성, 온도 및 압력 변화 등에 관한 영 향을 고려하여 실제 화재시 결과를 예측하여 설계에 반영하여 왔다.

본 연구의 1차년도에는 풀형 화재 특성을 해석하기 위하여 전 단계에 이용된 표면연소모델을 flame combustion model로 수정함과 동시에 flame combustion model 과 표면연소모델에서 소름 풀과 벽에서의 열전도 방정식 을 풀기 위한 경제조건에 포함되어 있는 복사 열속을 구하였고 이를 실험결 과와 비교함으로서 앞으로 flame combustion 모델 전산코드의 타당성 및 적용성을 살펴보았으며, 2차년도에는 분무형 화재 현상을 해석하기 위한 NACOM code의 액적 거동 모델을 수정하여 분무형 화재 현상을 해석하고 자 하였다. 3차년도에는 충형화재시험시설(48m<sup>3</sup>)을 건조하여 돈주에서의 화 재사고 모사실험을 통한 화재 예방 및 화재 갑지시험, 기 개발된 전산코드 검증을 위한 시험자료 획득, 화제 소화실험, 화재후 생성물 정화 실험, 화재 완화 실험을 차기 년도에 수행하여 화재 방호 대책을 수립할 예정이며, 이 와 함께 액체금속로용 중대사고 해석코드인 CONTAIN-LMR 전산코드를 이용하여 소듐 루프 빌딩의 구획화를 통하여 화재 완화 및 최소화를 위한 예비 계산을 수행하고자 하였다.

소등 및 커버개스의 순도관리는 액체금속로의 안정적 조업에 매우 증 요하다. 특히 KALIMER(Korea Advanced Liquid MEta) Reactor)의 설계를 위한 1차 및 2차 소듐/ 커버개스 취급계통의 개발을 위하여, 관련 연구가 선행되어야 한다. 이는 KALIMER 고유 특성에 맞는 소듐 및 커버개스 취 급계통은 외국의 시스템에 존재하지 않으며, 계통 전체의 도입시 막대한 자 금이 요구되기 때문이다. 소듐을 취급하는 연구에서는 루프 형태의 장치가 널리 쓰이고 있으며, 소듐 정제 에는 콜드트랩, 볼순물 농도의 측정은

-72-

plugging temperature indicator를 이용한다.

본 연구에서는 소형 소통정제루프를 건설하고, 이를 이용하며 주요기기 의 개발 연구, 소통의 정제 및 불순물 농도의 측정 연구를 수행하였다. 건설 된 소통 루프는 차기 단계의 연구에서 계속 이용될 것이다. 소등 루프에 장 착된 주요기기들은 전자 펌프, 전자 유량계, 콜드트랩, plugging temperature indicator 등이 있다. 커버개스중의 주요 불순물인 산소의 제거 및 농도 측정 연구를 위하여, NaK를 이용한 정재장치를 재작하고 이를 이 용하여 커버개스중 산소를 제거하는 실험과 5ppm이하의 낮은 농도에서 산 소함유량을 측정하는 실험을 수행하였다. 한편 소등의 정제를 위한 콜드트 랩을 개발하기 위한 기초 연구가 수행되었다. 냉각재와 불순물이 석출되 는 소등호름부위간에 형성된 온도구배로부터 축방향 온도분포와 포화 불순 물 농도를 이용한 콜드트랩에서의 소등 정재현상을 해석하고, 정제효율을 높일 수 있는 충전물의 개념설계를 불순물 핵생성과 결정성장의 이론을 기 초로 모델링하였다.

한편, 소듐-물 반응에 대한 연구는 반응의 심각성 및 증기발생기에 미 치는 안전성 및 2차계통의 건전성에 직접적인 문제로 대두되기 때문에 액체 금속로 초기부터 많은 연구가 수행되어 왔다. 연구는 주로 증기발생기의 건 전성을 평가하여 설계에 반영하는 방식으로 진행되고 있으며, 미량의 물 누 출로부터 대규모 누출로 누출이 진전되는 확대 메카니즘의 규명과, 대규모 물누출시 발생되는 압력의 해석분야가 주로 연구의 대상이 되고 있다. 미량 누출의 경우 누출부위 재질의 손상현상 해석과 더불어 누출 경로의 막힘현상과 re-open에 대한 각종 연구가 수행되고 있으며, 반응생성물과 corrosion에 의한 wastage 현상의 규명, DBL결정하기 위한 logic 개발등에 대한 연구가 수행되어 왔으며, 대규모 누출시 발생되는 initial spike 압력과 quasi steady-state 압력의 해석 방법과 code 개발에 연구가 집중되어 있고,

-73-

이를 규명하기 위한 소듐-물 반응 장치의 설계, 건조 및 운전을 통해 획득 된 각종 자료를 증기발생기 건전성 평가에 이용하고 있다.

또한, 증기발생기를 포함한 2차 계통에서 각종 원인으로 인해 들어 누 출되는 경우 가능한한 신속하게 물 누출을 감지하는 것이 절대적으로 중요 하다. 비록 극미량의 물이 누출되어도 소규모 및 대규모로 누출이 진전될 가능성이 있기 때문에 이를 사전에 감지하여 누출의 확대를 방지해야 한다. 물 누출 검출기술의 개발은 KALIMER SGU의 물 누출 사고를 조기에 검 출하고 누출 사고의 발전을 방어하기 위한 수단이며 인명과 장치의 안전한 보호를 목적으로 한다. 따라서 물 누출의 검출은 대형 누출이 아닌 극미량 누출 사고에서부터 늦어도 소량 누출이 일어나기 전에 조기에 물 누출을 진 단하는 것이 필수적이다. 물 누출 검출 방법으로는 화학적인 방법과 물려 적인 방법이 적용되는데, 본 연구는 확산법에 의한 수소 검출법과 용량법에 외한 누출 검출법에 대한 기술이 우선적으로 수행하였다. 수행된 내용은 수 소 검출기의 제작 및 시험, 용향법의 기술현황분석, 수소검출기의 개선과 모 의 실험을 위한 음향 검출시스템 개념설계를 하고 예비 실험을 위한 장치
# 제2장 액체금속로 냉각제 안전대책 연구결과



## 제2장 액체금속로 냉각재 안전대책 연구결과

### 제 1 절 소듐 화재 안전 대책

### 1. 서 설

소듐 화재는 연소 과정에 따라서 크게 세 가지 유형 즉, 풀형 화재, 분 무형 화재와 조합형 화재로 분류된다.<sup>1)</sup> 이러한 화재 형태는 누출부분의 기 하학적 구조, 누출부위의 모양, 크기 및 위치, 소듐 온도, 분출 속도 및 분출 량과 누설 소듐의 상태에 따라 결정된다. 분무형 화재의 경우 수많은 미세 액적에 의하여 발화 면적이 확장되기 때문에 연소 속도가 일반적으로 크게 된다. 이와는 달리 풀형 화재의 경우 발화 면적이 풀 표면에 국한되어 연소 속도가 느리나 대량의 소듐이 장시간 동안 연소되기 때문에 분무형 화재보 다는 원자로의 구조재에 미치는 열적영향이 크게 된다. 따라서 미국을 비롯 하여 각국에서는 이러한 소듐 화재로 인한 압력 및 온도 증가 및 각 유형의 화재 특성율 가상적으로 추정하여 원자로 설계와 원자로 안전성 향상 및 분 석에 활용할 수 있는 전산 코드를 개발했거나 개발 중에 있으며 이를 화재 실험을 통하여 검증하여 오고 있다.

한편 소듐 누출시 원자로 내에서의 화재현상을 종합적으로 예축하거나 액체금속로에서 핵분열 생성물 및 에어로졸의 거동 현상 해석, 수소 연소, 소듐-콘크리트 반응 해석과 화재 안정성을 가진 격납빌딩 및 이차계통빌딩 의 설계인자를 계산할 수 있는 종합코드로서 CONTAIN-LMR 전산코드가 세계 각국에서 널리 이용되고 있다. CONTAIN-LMR 전산코드는 원래 경 수로용 버전인 CONTAIN 전산코드로부터 수정 개발된 코드로서

-77-

SNL(Sandia National Laboratories, USA)에서 개발되었다.

전 단계에서 소듐 누출시 화재 현상을 파악하기 위한 기본적인 실험이 이루어져 어느 정도 소듐 화재 특성 분석 수행된 상태이긴 하지만 화재 해 석코드의 보완과 이를 검증하기 위하여 규모가 더 큰 중규모 화재 시험시설 의 확보가 필요하다는 결론을 얻은바 있다

따라서 본 연구의 1차년도에는 풀형 화재 특성을 해석하기 위하여 전 단계에 이용된 표면연소모델을 flame combustion model로 수정함과 동시 에 flame combustion model 과 표면연소모델에서 소듐 풀과 벽에서의 열전 도 방정식을 풀기 위한 경계조건에 포함되어 있는 복사 열속을 Pi 근사법과 Si방법을 이용하여 복사 열 전달 방정식의 해를 구하였고 이틀 실험결과와 비교함으로서 앞으로 flame combustion 모델 전산코드의 타당성 및 적용성 을 살펴보았으며, 2차년도에는 분무형 화재 현상을 해석하기 위한 NACOM code의 액적 거동 모델을 수정하여 분무형 화재 현상을 해석하고자 하였다.

3차년도에는 충형화재시험시설(48m<sup>3</sup>)을 건조하여 몬주에서의 화재사고 모사실험을 통한 화재 예방 및 화재 감지시험, 기 개발된 전산코드 검중을 위한 시험자료 획득, 화재 소화실험, 화재후 생성물 정화 실험, 화재 완화 실험을 차기 년도에 수행하여 화재 방호 대책을 수립할 예정이며, 이와 함 께 액체금속로용 중대사고 해석코드인 CONTAIN-LMR 전산코드를 이용하 여 소듐 루프 빌딩의 구획화를 통하여 화재 완화 및 최소화를 위한 예비 계산을 수행하고자 하였다.

2. 소듐 화재 특성 분석 기술 개발

### 가. 풀형 화재 특성 분석

(1) 풀형 화재 연소 모델의 비교 분석

지금까지 소듐 풀형 연소에 대한 많은 분석 모델들이 개발되어 오고 있 으며, 이들은 크게 두 가지 모델로 분류된다. 그 하나는 Atomic International에 의하여 개발된 표면 연소 모델(SOFIRE II, SOFIRE MI, ASSCOPS)로서 소듐 풀 표면에서 소듐이 연소된다는 것이고, 또 다른 모델 은 flame 연소 모델(SPM, CONACS)로서 이 모델에서는 소듐 풀 표면과 따로 분리된 연소면에서 소듐이 발화된다는 것에 가초를 두고 있다.<sup>23,451</sup> 때 제금속로의 풀형 화재를 분석할 때 표면 연소 모델이 간단하기 때문에 흔히 사용되고 있으나 실제 실험 결과와 비교하여 볼 때 연소 속도와 소듐 풀 온 도, 셀내 가스 온도 등에서 큰 오차를 나타내고 있다.<sup>61</sup>

따라서 본 연구에서는 flame 연소 모델을 코드화하여 여기에서 계산된 결과를 화재시험시설 자료 및 기확보된 SOFIRE II의 분석 결과와 비교 검 토함으로서 flame 연소 모델 전산 코드의 타당성 및 앞으로의 적용성을 살 피봉과 동시에 이를 통하여 풀형 소듐 화재 현상을 해석하고자 하고자 하였 다.

(가) 소듐 연소 모델

공기 분위기에서 다음 두 가지 화학반응에 의하여 소듐 풀형 화재가 유 지된다.

$$2Na(l) + \frac{1}{2}O_2(g) \longrightarrow Na_2O(s) , \quad \Delta H = -423KJ \quad (1)$$

 $2Na(l) + O_2(g) \longrightarrow Na_2O_2(s), \quad \Delta H = -518KJ$  (2)

소듐 불형 화재에서는 이러한 화학반용 의에 소듭과 대기 중에 존재하 는 수분과의 반응도 고려된다. 그러나 이러한 반응은 산소와의 반응처럼 똑 같은 방식으로 취급될 수 있기 때문에 본 연구에서는 언급되어 있지 않다. ① 표면 연소 모델(SOFIRE MII, ASSCOPS, SOFIRE II)

SOFIRE MIL는 SOFIRE II를 근거로 하여 개발되었으며 열전달현상에 따른 수치 해석법이 크게 개선된 전산 코드이다.<sup>77</sup> ASSCOPS는 풀형과 분 무형이 혼합된 전산 코드로서 풀형 연소와 관련된 모델은 SOFIRE MII와 동일하다.

일반적으로 풀형 화재는 산소와 소듐 증기에 의하여 지속되는데 산소는 대기 가스로부터, 소듐 증기는 소듐 풀 표면에서 공급된다. 정상 상태에서 풀 표면의 온도는 흔히 500 ~ 650°C이며 소듐 풀 주변의 열적조건에 의존 한다. 이러한 온도 범위에서 소듐의 증발에 의하여 소듐 플로부터 공급되는 소륨 증기량이 비교적 많아진다. 이와는 달리 대기 가스로부터의 산소 공급 은 적어진다. 이와 같이 연소 공정은 반응 지역에 공급되는 산소에 의하여 지배된다. 이러한 연소 공정을 평가하기 위하여 SOFIRE MIL/ASSCOPS에 서는 반응 지역이 소듐 풀 표면인 그럼 1.1과 같은 표면 연소 모델을 제시 하였다. 그림 1.1에서 나타난 모델에서 뜨거운 풀 표면과 차가운 대기 가스 와의 대류성 열 전달은 다음과 같은 상관식에 의하여 표현된다.<sup>80</sup>

$$N = B \left( Gr \mathbf{P}_{\mathbf{f}} \right)^{\frac{1}{3}} \tag{3}$$

소듐 증기와 공기로 이루어진 물질 전달에서 Lewis Number는 거의 1 이 된다. 그러므로 이러한 계에 열-물질 전달 상관식율 적용할 수 있다.<sup>9)</sup> 이에 따라 (3)식으로부터 (4)식이 전개되고 (4)식은 대기 가스로부터 풀 표 면으로 확산되는 산소의 물 flux를 나타낸다.

$$\Phi_{O_1} = K(CaY_{O_1}) = BD_{O_2}\left[g\frac{\beta}{p}(T_p - T_g)S_c\right]^{\frac{1}{3}}(CaY_{O_1})$$
(4)

반응 지역이 풀 표면에서 형성된다고 가정하고 있기 때문에 산소의 공 급에 의하여서만이 연소 공정이 제어된다. 이러한 가정 하에 (4)식에 x<sub>Na-0,</sub>를 도입함으로서 다음과 같은 연소 속도식이 얻어진다.



Fig.1.1. Sofire-MII/ASSCOPS computational model for sodium pool combustion.

$$Br_{N_{0}} = B D_{O_{1}} \left[ g \frac{\beta}{\rho} (T_{\rho} - T_{g}) S_{c} \right]^{\frac{1}{3}} \chi_{N_{0} - O_{1}} \rho_{O_{1}}$$
(5)

SOFIRE MII/ASSCOPS에서는 연소열이 단지 소듐 풀 표면에만 가하 여진다. 즉 표면 연소 모델에서는 소듐이 중발되는 현상을 전혀 고려하지 않고 있다. 이러한 모델을 사용한 초창기의 많은 연구 결과를 보면 어떤 조 건하에서는 소듐 풀의 온도가 지나치게 높게 나타나는 것으로 밝혀졌다.<sup>10)</sup>

② Flame 연소 모델

SPM코드의 개발 목적은 풀형 연소 공정을 정확히 해석하는데 있다. SPM의 핵심은 소듐 풀의 상변에 있는 flame sheet상에서 연소가 지속된다 는 flame 연소 모델에 바탕을 두고 있다는 점이다. 이러한 flame sheet에서 연소를 지속시키기 위하여 필요한 소듐과 산소는 소듐 풀로부터 확산되는 mass flux와 대기 가스로부터 이동되는 물질 전달에 의하여 각각 유지된다. 연소 모델 이외의 열 전달 및 가스 누출 모델은 SOFIRE [[에서 채택한 모 델과 유사하다.

Diffusion flame model에 대한 일반적인 개념이 그립 1.2에 설명되어 있다. Flame과 풀 표면 사이의 지역에서 one-dimensional sodium vapor diffusion이 가정된다.

$$\boldsymbol{\varphi}_{N_0} = Y_{N_0}(\boldsymbol{\varphi}_{N_0} + \boldsymbol{\varphi}_{N_1}) - C_f D_{N_0} \frac{dY_{N_0}}{dz}$$
(6)

이 지역에서는 N2가 존재하지 않거나 대기 가스로부터 스며들지 않기 때문에 (6)식에서 Øxe는 0으로 설정될 수 있다. 소듐의 물분률이 풀 표면에 서 포화 조건이고 flame에서는 0이 된다는 경계 조건하에서 (6)식의 해가 얻어진다.

 $Y_{Na} = P_{Na,sat} / P$  at Z=0 (pool surface)

 $Y_{Na} = 0$  at z=0 (flame zone)

이러한 경계 조건으로부터 (6)식을 풀면 (7)식과 같은 소듐의 mass



Fig. 1.2. SPM computational model for sodium pool combustion.

flux가 구하여 진다

$$\boldsymbol{\phi}_{Na} \approx \frac{C_f D_{Na}}{l_f} \ln \left[ \frac{P}{P - P_{Na,sat}} \right]$$
(7)

한편 대기 가스로부터 flame으로 확산되는 난류성 산소의 mass flux는 (4)식에 의하여 구하여 진다. 죽, (7)식과 (4)식에 의하여 다음과 같은 (8)식 이 유도된다.

$$\frac{C_f D_{Na}}{l_f} \ln \left[ \frac{P}{P - P_{Na,set}} \right]$$

$$= B D_{O_2} \left[ g \frac{\beta}{v} (T_p - T_g) S_c \right]^{\frac{1}{3}} \chi_{Na - O_2} (Ca Y_{O_2})$$
(8)

(8)식의 왼쪽은 flame에 대한 소듐의 mole flux를 나타내는 반면에 오 른쪽은 양론비가 곱하여진 산소의 mole flux를 나타낸다.

(8)식은 두개의 알려지지 않은 변수 즉, flame과 풀표면사이의 거리 \s와 flame 온도 Tt를 포함하고 있기 때문에 이식을 풀기 위하여 다른 방정식이 필요하다. 이는 flame에서의 에너지 보존식에 의하여 가능하다. 풀표면과 flame사이에서의 에너지 전달은 다음과 같다.

$$\Gamma \frac{dT_{fp}}{dz} = \lambda_{N_{fr}} \frac{d^2 T_{fp}}{dz^2}$$
(9)

여기에서  $\Gamma = (\dot{m}C_p)_{Na} - (\dot{m}C_p)_{Na20} - (\dot{m}C_p)_{Na202}$ 

(9)식에서 ♪는 물질이동에 관련된 유효 열용량을 나타낸다. 다음과 같은 경 계조건에 의하여 (9)식의 해가 얻어진다.

$$T_{ip} = T_{p}$$
, at  $z=0$  (pool surface)  
 $T_{ip} = T_{i}$ , at  $z=l_{i}$  (flame zone)

이 결과로서 flame에서의 온도구배는 다음과 같다.

$$\frac{dT_{fp}}{dz} + = i_i = \left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_i}}\right) \left(\frac{T_{f-}T_p}{\exp\left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_i}}l_j\right) - 1}\right) \exp\left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_i}}l_j\right)$$
(10)

Flame으로부터의 열손실을 고려하면 flame에서 에너지 수지식은 다음 과 같다.

$$Q_{b} = h_{fg}(T_{f} - T_{g}) + F_{fg}\sigma(T_{f}^{4} - T_{g}^{4}) + F_{fp\sigma}(T_{f}^{4} - T_{p}^{4}) + \sum_{i} F_{fwis}(T_{f}^{4} - T_{wi}^{4}) + \lambda_{N_{i}} \left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_{i}}}\right) \left(\frac{T_{f} - T_{p}}{\exp\left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_{i}}}l_{f}\right) - 1}\right)$$
(11)  
$$\exp\left(\frac{\Gamma}{\lambda_{N_{i}}}l_{f}\right)$$

(11)식의 오른편식의 첫번째 네개항은 flame으로부터 대기가스, 풀표면 으로의 대류 및 복사열전달을 나타낸다. 또한 마지막항은 (10)식에서 유도된 물질이동과 관련된 flame으로부터 풀표면으로의 열전도를 나타낸다 연소계 통에 대한 주어진 조건들을 고려하여 (8)식과 (11)식을 동시에 풀면 두개의 미지변수 l<sub>f</sub> 와 T<sub>f</sub>가 결정된다. SPM은 열 및 물질전달과정을 자세하게 다루 고 있기 때문에 SOFIRE MIL/ASSCOPS의 경우보다 더 많은 전산코드 입 력자료를 필요로 한다. 이들의 입력자료로는 풀과 대기가스간의 반응생성 물의 물질 할당비(mass allocation ratio)와 flame과 풀표면간의 복사열전달 계수등이 있다.

(나) 열전달 모델

SOFIRE MIL/ASSCOPS와 SPM간의 열 및 물질전달모델에서의 중요한 차이는 전자의 코드가 셀간의 가스누출을 설명할수 있는 다중셀개통을 다루 는 반면에 후자의 코드는 하나의 셀계통만을 다루고 있다는데 있다. SOFIRE MIL/ASSCOPS 둘 모두 대기가스의 열역학적 과도현상을 계산하 기 위하여 lumped parameter의 가정을 채택하고 있다. 연소에 의하여 야기 된 가스의 대류는 높은 Rayleigh number를 가지고 있어서 샡내 대기가스의 온도차이가 적어지기 때문에 소듐 연소현상을 분석할 때 이러한 가정은 타 당하다. 그러나 수많은 장치들로 구성된 복잡한 기하학적 구조를 가진 셀에

-85-

서는 이러한 가정은 타당성을 잃게 된다. 이러한 경우에는 다중-다차원 가 스 대류 모델이 사용되어야 한다. 풀형 연소용 SPM모델을 포함한 2차/3차 원 코드, 일명 SOLFAS라는 코드의 개발이 일본 PNC에서 개발중에 있 다.<sup>11)</sup> SOFIRE MII/ASSCOPS에서 대기 가스에 대한 에너지 수지식은 다음 과 같이 간단히 표시된다.

$$C_{t}M_{g}\frac{dT_{g}}{dt} = \{h_{pg}(T_{p}-T_{g})+F_{pg}\sigma(T_{p}^{4}-T_{g}^{4})\}A_{p} -\sum_{j}\{h_{gws}(T_{g}-T_{w})+F_{gws}\sigma(T_{g}^{4}-T_{w}^{4})\}A_{ws}$$
(12)

SPM의 경우 연소지역에서의 온도는 flame온도에 의하여 표시됨으로 대기 가스에 대한 에너지 수지는 다음과 같다.

$$C_{s}M_{g}\frac{dT_{g}}{dt} = \{h_{fg}(T_{f}-T_{g})+F_{fg}\sigma(T_{f}^{4}-T_{g}^{4})\}A_{f}+F_{fg}\sigma(T_{g}^{4}-T_{g}^{4})A_{g}-$$
(13)

$$\sum_{i} \{h_{gun} (T_g - T_{uv}) + F_{gun} \sigma (T_g^4 - T_{uv}^4)\} A_{uv}$$

(13)식에서 F<sub>pg</sub>(F<sub>fg</sub>)는 풀(flarne)으로부터 가스로 복사되는 북사열전달계 수를 나타내며 F<sub>gw</sub>는 가스로부터 주변 구조재로 복사되는 북사열전달계수 를 의미한다. 대류옆전달계수 h<sub>pg</sub>(h<sub>fg</sub>)는 수평면일경우 (3)식으로부터, 수직면 인 경우에는 Jacob 상관식으로부터 각각 유도된다.<sup>12)</sup> SOFIRE MIL/ASSCOPS와 SPM 양쪽 모두 벽면과 같은 계통내 열구조재와 소듐풀 에 대하여 1차원 열전도가 가정된다.즉 소듐풀에서의 열전도는 다음과 같이 표현된다

$$\frac{dT_p}{dt} = a_p \frac{d^2 T_p}{dx^2} \qquad (for pool) \qquad (14)$$

SOFIRE MII/ASSCOPS에서 소륨풀표면의 경계조건은 다음과 같다.

$$\frac{dT_{p}}{dx}|_{x=0} = \frac{1}{\lambda_{Na}} \{ Q_{b} - F_{bg} \sigma (T_{p}^{4} - T_{g}^{4}) - \sum_{i} F_{par} \sigma (T_{p}^{4} - T_{ar}^{4}) - h_{bg} (T_{p} - T_{g}) \}$$
(15)

SPM의 경우 연소열은 다른 방식으로 표현된다. 즉, Qo가 flame지역에 서의 전도 및 복사열수지식으로 대체된다.

$$\frac{dT_{p}}{dx}|_{x=0} = \frac{1}{\lambda_{pa}} \left\{ \lambda_{p_{2}} \frac{dT_{p}}{dx}|_{x=0} + F_{p}\sigma \left( T_{f}^{4} - T_{p}^{4} \right) - F_{pg}\sigma \left( T_{\rho}^{4} - T_{g}^{4} \right) - \sum_{f}F_{pax}\sigma \left( T_{\rho}^{4} - T_{ax}^{4} \right) \right\}$$
(16)

셀구조재의 경우 경계조건은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{dT_{un}}{dx}|_{x=0} = \frac{1}{\lambda_{un}} \left\{ F_{Au} \frac{A_f}{Awi} \sigma \left( T_f^4 - T_{wi}^4 \right) + F_{pun} \frac{A_p}{A_{un}} \sigma \left( T_p^4 - T_{un}^4 \right) + \sum_{i \neq j} F_{wi,wj} \sigma \left( T_{un}^4 - T_{un}^4 \right) + F_{gun} \sigma \left( T_g^4 - T_{un}^4 \right) + F_{gun} \sigma \left( T_g^4 - T_{un}^4 \right)$$
(17)

$$+ h_{fun}(T_{g} - T_{un}) \}$$

(17)식외 오른편 첫항은 flame으로부터의 복사열 flux를 나타낸다. 그러 나 SOFIRE MII/ASSCOPS에서는 이하을 고려하지 않았다.

(다) 가스 누출 모델

SOFIRE MIL/ASSCOPS는 셀간의 가스 누출을 계산하기 위하여 두가 지 선택사항을 가지고 있다. 즉, 압력차이에 의한 가스 누출과 온도차이에 의한 가스 흐름이다. 압력차이에 의한 가스누출은 기존 누출속도 W<sub>ref</sub>를 이 용하여 계산되고 상호압력차 ΔP<sub>ref</sub>는 다음과 같다

$$W_{im, pres} = W_{ref} \left[ \frac{P_f - P_m}{\Delta P_{ref}} \right]^{0.5}$$
(18)

복사성 누출은 다음과 같이 Brown의 실험식을 근거로 하여 계산된 다.<sup>[3]</sup>

$$W_{bm, comv} = \frac{0.07753}{d_{bm}} \left[ \frac{H_{bm}}{d_{bm}} \right]^{\frac{1}{3}} a_{gi} \cdot$$

$$\left[ d_{im}^{-3} g \frac{\beta_{i}}{\nu_{j}^{2}} \left[ T_{g,i} - T_{g,m} \right]^{0.55} A_{bm} \rho_{g,i} \right]^{0.55}$$
(19)

(라) 실험 장치 및 방법

① 실험장치

주요 실험장치는 그림 1.3과 같이 분무형 소듐 화재 실험을 할 수 있는 1.7㎡ 의 원통형 시험용기, 소듐을 적장하고 용용시키는 소듐 저장탱크 (Na Reservoir Tank), 소듐을 화제 실험 조건에 맞춰 시험용기에 주입시키는 소 듐 공급 탱크 (Na Supply Tank), 스팀세정처리하여 소듐화재 생성물 또는 세정작업시 시험용기의 가스조건을 조절시키는 가스조절계통(Gas Control System), 소화재 성능을 시험하는 소화계통(Fire Extinguishing System), 소듐 화재시 시험용기내의 압력,은도,산소농도 변화등을 측정기록하는 자료 입력계통(Data Acquisition System), 소듐의 주입은도를 조절하고 진공펌프, 건기 구동식 소듐 밸브등에 전원을 공급하며 소듐 화재로 시험용기의 온도 가 지나치계 높을 때 경보 산호를 내게 할 수 있는 제어반(Control Panel), 이밖에 시험용기내의 에어로좁농도, 산소 및 수소농도등을 측정하기 위한 생품링계통(Sampling System), 시험용기를 세척하기 위한 건조증기 공급 장치(Steam Generator), 소듐 저장 및 공급탱크내의 소듐 산화를 방지하고 소듐을 이동시키기 위한 철소 공급 장치둥이 있다. 이 밖에 화재시험시설에 관한 자세한 자료는 전년도 보고서에 기술되어 있다.



Fig.1.3. Flow diagram of Na fire facility.

② 실험방법

가열하기 전에 시험용기내에 분무 실험용 nozzle 올 설치한 후 공기 조 절 계통을 작동시켜 시험용기내의 압력(15 psi)과 산소의 농도를 실험조건 얘 맞춘다. spray fire 용 배관부분을 예열한 후 산소농도 측정용 sampling 계통, video camera,자료입력장치 개통을 작동시키면서 밸브를 열고 소듐을 주입시킨다. 소듐의 주입속도는 질소 가스의 압력으로 조절하고 소듐 유량 계로 주입속도를 측정하고, 이를 적산하여 소듐 주입 량을 측정하도록 한다. 또한 주입량은 motor - operated valve 개폐시간으로 조절한다. 소듐 주입 완료 후 계속 자료 입력 계통을 작동시켜 시험용기내의 압력변화, 산소농도 변화, 온도분포변화를 화재 종료시까지 기록한다.

실험 완료 후 fire fan을 180°C 까지 가열한 후 소듐 밸브를 열고 미반 용 소튬 및 소듐 화재 생성물을 drain tank에 배출하고 밸브를 닫는다. 그리 고 시험용기내를 진공으로 만든 후 질소를 주입시켜 15 psi 를 만든 다음에 dry steam 을 서서히 주입시켜 소듐을 NaOH 수용액 상태로 제거시켜 세척 한다.

-90-

(마) 연구결과 및 고찰

불형 화재에 대한 실험 및 결과에 대한 내용은 전년도와 그 이전 연구 에서 보고된바 있다. 주요 연구 수행내용을 보면 각 변수에 따른 소급풀의 온도, 시험용기내 가스의 온도, 산소농도변화등을 고찰하였으며 이들 실험결 과자료를 근거로 하여 SOFIRE [I에서 계산된 자료와 비교 검토하였다. 이 때 분석결과 제기되는 문제점으로는 소듭 연소을 및 소듭 온도 변화에 있어 서 과도지연현상 및 실제 실험결과와의 불일치등이 있는 것으로 보고 되어 있다.

따라서 본연구에서는 flame 연소 모델(SPM)을 코드화하여 코드의 타당 성 조사롭 수행하였다. 계산시에 있어서 소듐 풀 표면과 벽면사이에서의 복사열 교환은 무시하였다. 이는 시험초기 1분이내에 용기내부에서 소듐 에 어로졸이 빠르게 형성되어 소듐 풀 표면과 용기내 벽면을 차단하기 때문이 다. 그러나 소듐 풀과 대기 가스, 가스와 용기내 벽면사이의 복사열 교환은 고려하였다. SPM코드의 계산은 전년도에 이용된 표 1.1의 실험조건인 초기 산소농도와 소듐 풀의 공기와의 접촉면적 변화에 따른 풀형 화재의 실험자 료를 근거로 수행되었으며 표 1.2는 이에 따른 입력자료를 나타내고 있다.

그림 1.4는 시험조건 P15-1과 P15-2에서 초기 산소 농도 변화에 따른 소듐 풀의 온도 변화를 나타내고 있다. 일반적으로 실험결과에 의하면 초기 산소 농도가 높을수록 연속 속도가 증가됨으로 인하여 소듐 풀의 온도가 높 아지게 된다. 그림에서 보여진바와 같이 flame 연소 모델의 계산치가 실제 실험결과와 비슷한 경향을 보이고 있으나 SOFIRE II에서 문제점으로 지적 된 시간 지연 현상이 조금 크게 발생되었다. 그러나 이러한 시간 지면 현상 은 본 보고서에 언급되지는 않았지만 변수들의 입력자료에 따라 다르게 나 타났다. 예를 들면 flame에서 복사 열 전달 계수가 커지면 복사에 열 손실 의 증가로 인하여 flame에서 소듐 풀로와 열 전달이 증가하게 되었다. 특히

-91-

Test no.	pan diameter (cm)	Initial O <sub>2</sub> Conc.(%)	Sodium quantity(g)	Sodium temperature (°C)	Chamber volume (m')	Pan depth (cm)
P15-1	15	19.5	800	230	1.8	5.0
P15-2	15	10.8	1,400	220	1.8	9.0
P30-1	30	19.0	4,100	230	1.7	6.5
P30-2	30	15.5	4,500	235	1.7	7.0
P30-3	30	11.5	3,800	220	1.7	6.0

Table 1.1 Experimental Conditions for Pool Fire.

Table 🛛	1.2	Main	Input	Data	for	SOFIRE	Π	and	SPM.
---------	-----	------	-------	------	-----	--------	---	-----	------

나트륨 초기 온도 (℃)	표 1.1 참조			
압력용기 초기온도 (°C)	50			
압력용기내 대기의 초기온도 (℃)	50			
압력용기내 대기의 초기압력 (atm)	1			
압력용기내 대기의 초기 산소농도 (%)	표 1.1 참조			
나트륨과 대기와의 반응면적 (교)	표 11 참조			
나트륨 풀의 높이 (cm)	표 1.1 참조			
나트룹 주입량 (g)	표 1.1 참조			
Pan 의 직경 (cm)	표 1.1 참조			
압력용기 측면적 (㎡)	5.9			
압력 용기 상측면적 (m')	0.3			
압력용기 하측면적 (m')	0.3			
압력용기 용적 (m')	1.72			
압력용기 측면두께 (mm)	7			
압력용기 상 하면두께 (෩)	15			
압력용기 내경 (m)	1.2			
압력용기 (SUS 304)의 열전도도 (₩/m℃)	0.038			
압력 용기 외벽 단열재 (Mineral wool)의 열전도도 (W/m℃)	43.24			



## Fig.1.4. Comparison of measured and computed sodium pool temperatures for test P15-1 and P15-2.

SPM의 경우 flame과 시험용기내 가스간의 복사 열 전달 계수는 실험적으 로 결정되어야 하는데 일반적으로 측정하기가 어렵다. 따라서 이들 입력면 수에 대한 연구가 신중히 고려될 필요가 있다.<sup>14)</sup>

그림 1.5는 같은 시험조전에서 초기 산소 농도 변화에 따른 용기내 가 스 온도의 변화를 나타내고 있다. 초기 산소 농도가 높은 경우 flame 연소 모델의 계산치가 SOFIRE 11의 계산치 보다 실험값에 잘 일치함을 볼 수 있 는데 이는 flame 연소 모델에서 고려된 연소과정이 용기내 가스와 벽면으로 의 열전달이 계산에 잘 반영된 것으로 사료된다. 그림 1.6은 시험조건 P15-1과 P15-2에서의 시험용기내 산소 농도 변화를 나타내고 있다. Flame 연소 모델과 SOFIRE II에 의하여 개산된 산소 농도 변화는 실제보다 크게 나타났다. 이러한 차이가 발생되는 이유는 flame 연소 모델에서는 연소면 이 flame이고, 표면 연소 모델에서는 연소면이 소득 풀이기 때문이다 다시 말하면 flame 연소 모델은 flame과 소득 풀사이에 소득 증기 층을 가지고 있기 때문에 flame의 온도가 소득 풀 온도 보다 항상 높다.

따라서 표면 연소 모델에서 연소면의 온도는 소듐 풀의 온도가 되기 때 문에 flame 연소 모델에 의하여 계산된 연소면의 온도는 표면 연소 모델에 의하여 계산된 것 보다 높게 된다. 이 결과 flame으로의 자연대류에의한 산 소의 확산속도가 증가되어 연소속도가 빨라지게 된다. 그림 1.7, 2.8, 2.9는 시험조건 P30-1과 P30-3에서의 소듐 풀의 온도, 시험용기내 가스의 온도, 산소 농도의 변화를 나타내고 있다. 그림에서 보여진바와 같이 실험조건 P15-1과 P15-2에서의 결과와 비슷한 경향을 보이고 있으나 그보다는 계산 차가 실험값에 조금 근사하게 접근함을 볼 수 있다. 이는 pan의 직경이 크 고 소듐의 주입량이 상대적으로 많아짐으로 인하여 신뢰성 약간 높아진 것 으로 추정된다. 따라서 추후에 건조되는 중형 화재 시험 시설을 통하여 정 확하고 다양한 입력자료가 설정되고 이에 따른 실험이 수행된다면 코드의

-95-



Fig.1.5. Comparison of measured and computed system gas temperatures for test P15-1 and P15-2.



Fig.1.6.Comparison of measured and computed system oxygen concentration for test P15-1 and P15-2.



Fig.1.7Comparison of measured and computed sodium pool temperatures for test P30-1 and P30-3.



Fig.1.8. Comparison of measured and computed system gas temperatures for test P30-1 and P30-3.



# Fig.1.9.Comparison of measured and computed system oxygen concentration for test P30-1 and P30-3.

정확한 검중이 용이하게 될 뿐만 아니라 이와 동시에 계속된 코드의 수정, 보완으로 원자로 설계 및 안전성향상에 기여 할 것으로 본다

이상에서 살펴본 바와 같이 표면 연소 모델에 비하여 flame 연소 모델 의 우수성을 입증하지는 못하였지만 소듐 풀의 상부에 있는 flame에서 연소 가 진행된다는 합리적이고 진일보된 모델로서 평가받고 있기 때문에 앞으로 수정, 보완을 새로운 코드개발이 기대된다. 또한 앞에서도 지적한바 있지만 다중셀 및 다차원 가스 대류 모델에 대한 연구도 함께 수행되어야 할 것으 로 본다

(2) P1 근사법과 S4 방법율 이용한 풀형 화재 특성 해석

소듐의 풀형 연소에 대한 해석적인 모델이 꾸준히 개발되어 오고 있 으나 그 중 Atomic International<sup>15)</sup> 에서 개발한 모델로서 풀 표면에서만 연소가 일어난다는 가정으로 출발한 surface combustion model과 Hitachi<sup>16)</sup>에서 개발한 모델로 풀 표면으로부터 분리된 새로운 연소 경계 면에서 소듐 화재가 일어난다는 flame combustion model<sup>17,18)</sup> 로 나누어 진다. Flame combustion model은 flame의 온도나 flame과 풀 표면과의 거리와 같은 물리적 특성 등이 연소 해석의 수행을 위해 입력 자료로 요구되는 반면 surface combustion model (SOFIRE II code)은 LMR의 소듐 풀형 화재 해석을 위한 단순 모델로서 널리 평가받고 있다.

그런데 flame combustion model과 surface combustion model에서 열 전달 매커니즘을 해석할 때 복사에 의한 열전달을 혹체 복사, 즉 Planck function에 의해 구하였다. 그러나 액체금속로 내부에서는 공기와 화제에 의해 생기는 입자들에 의해 복사 열 전달은 복잡한 양상을 띠게 된다. 즉, 액체 금속로 내부에는 participating media가 존재하고 그 매질에 의 해서 복사열은 산란, 흡수 그리고 방사되기 때문에 Planck function으로 는 정확하게 복사 열 전달 메커니즘을 해석할 수 없고, 복사 열전달 방 정식에 의해서 정확하게 복사 열 전달 메커니쥼을 해석할 수 있다.<sup>19)</sup> 이 러한 복사 열 전달 방정식은 풀기 위해 가장 널리 쓰이는 방법으로는 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법이 있다.<sup>2021)</sup>

본 연구에서는 flame combustion model과 surface combustion model 에서 소듐 풀과 벽에서의 열 전도 방정식을 풀기 위한 경계 조건에 포 함되어 있는 복사 열속을 Pi 근사법와 Si 방법을 이용하여 복사 열전 달 방정식을 풀어 구하였으며, 이를 적용하여 소듐 풀 화재를 해석하였 다. 그리고 그 결과를 flame combustion model과 surface combustion model의 결과와 실험을 통해 얻은 결과와 비교 분석하였다.

(7) Radiative Heat Transfer Equation

산란, 흡수 그리고 방사를 일으키는 매결을 포함하는 계에서의 복사 열전달 메커니즘은 매우 복잡한 양상을 띠기 때문에 식 (20)과 같이 위 상 공간(phase space)에서 6차원 적분-미분 방정식 형태의 복사 열전달 방정식을 풀어서 해석해야 한다.

$$\nabla \cdot (\mathfrak{S} \mathcal{Y} + \beta I = \beta (1 - \omega) I_{\mathfrak{s}} + \frac{\omega \beta}{4\pi} \int_{\pi} I(\mathfrak{s}, \mathfrak{s}) \phi(\mathfrak{s}, \mathfrak{s}) d\Omega$$
(20)

여기서 는 scattering albedo를, *Ib* 는 Planck function을, 는 scattering phase function을 나타내며 는 solid angle을 나타낸다. 이러 한 복사 열전달 방정식을 푸는 데 가장 널리 이용되는 방법으로는 P<sub>l</sub> 방 법과 S4 방법이 있다.

#### $\bigcirc$ **P**<sub>1</sub> approximation

Differential 근사법으로 불리기도 하는 이 방법은 위상 공간에서 6차 원인 복사 열전달 방정식을 식(21)과 같은 3차원 확산 방정식 형태로 근 사화 한다.

$$\nabla \cdot \frac{1}{\beta_{\perp}} \nabla G - 3\beta (1-\omega)G = -12\pi\beta (1-\omega)I_{b}$$
(21)

경계 조건은 Marshark 경계 조건으로 다음과 같다.

$$\frac{2}{3\beta_1} \left(\frac{2}{\varepsilon} - 1\right) \nabla \cdot (nG) + G = 4\pi I_w$$
(22)

여기서 G 는 incident radiation을, 은 벽에서의 emisivity를 "은 또 inward normal 벡터를 그리고 <sub>B1</sub>은 다음과 같이 정의된다.

$$\beta_1 = \beta (1 - \frac{a_1 \omega}{3}) \tag{23}$$

여기서 al은 anisotropic coefficient를 나타낸다.

P1 근사법은 빠른 계산으로 복사 열전달 방정식을 풀어 주는 장점이 있으나, 단점으로는 광학적 두께가 얇은 경우(<sub>β</sub>의 값이 작은 경우)에 구해진 결과는 상당히 부정확하다.

### $\bigcirc$ S<sub>4</sub> method

S4 방법은 일종의 유한 차분법으로 식 (21)의 복사 열전달 방정식을 다음의 식(23) 형태의 방정식으로 나타낸다.

$$\mu_{i}\frac{\partial I_{i}}{\partial x} + \xi_{i}\frac{\partial I_{i}}{\partial y} + \eta_{i}\frac{\partial I_{i}}{\partial z} = -\beta I_{i} + \beta(1-\omega)I_{b} + \frac{\omega\beta}{4\pi}\sum_{j}w_{j}I_{j}\Phi_{ij}$$
(24)

Sa 방법은 모든 범위의 광학적 두께에서 정확하게 복사 열전달 방정 식율 풀어 주는 장점이 있으나, 계산시간과 전산기의 memory 요구량이 콘 단점이 있다. 또한 산란이 있는 경우에서는 많은 수의 반복 계산이 수반되므로 긴 계산 시간이 필요하게 된다.

소듐 화재가 일어나는 노의 내부는 연소에 의해 발생되는 입자들과 공기에 외해 복사열은 산란, 흡수 그리고 방사되므로 복사 열전달을 정 확하게 해석하기 위해서는 P1 근사법과 S4 방법을 이용하여 식 (21)의 복사 열전달 방정식을 풀어서 해석해야 한다.

③ Surface combustion model에의 적용

Surface combustion model에서는 소듐 풀과 벽의 각각의 경계 조건 에서의 복사 열속을 Planck function을 이용하지 않고, 복사 열전달 방정 식을 P1 근사법과 S4 방법을 이용하여 복사 열속을 구한다. 소듐 품과 벽에서의 열 전도 방정식과 경계조건을 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 복사 열속을 적용하면 다음과 같다.

소륨 풀에서의 열 전도 방정식은 다음과 같으며,

$$(\rho C_{\rho})_{\rho} \frac{dT_{\rho}}{dt} = \lambda_{\rho} \frac{\partial^2 T_{\rho}}{\partial z^2}$$
(25)

경계 조건은 다음과 같다. at *z=ls* :

1

$$\frac{\partial T_{p}}{\partial z}\Big|_{z=b} = \frac{1}{\lambda_{N_{0}}} \left\{ Q_{b} - \frac{Q_{p}}{A_{p}} - k_{off} \frac{T_{p} - T_{p}}{dz} \right\}$$
(26)

at *z=lb* :

$$\lambda^{N_0} \frac{dT_{\mathcal{A}}}{dz} \bigg|_{z=0} = \lambda^{\beta} \frac{\partial^T \mathcal{A}}{\partial z}$$
(27)

벽에서의 열 전도 방정식은 다음과 같으며,

$$(\rho C_{\bullet})_{*} \frac{dT_{*}}{dz} = \lambda^{\operatorname{well}} \frac{\overline{\sigma}^{2} T_{*}}{\sigma^{*}}$$
(28)

경계 조건은 다음과 같다. at *x=0* :

$$\frac{\partial T_{wr}}{\partial x}\Big|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda_{wr}} \left\{ \frac{Q_{rp} + Q_{rm} + Q_{sp} + Q_{sm} + Q_{sp}}{A_{wr}} + k_{eff} \frac{T_g - T_{wr}}{dx} \right\}$$
(29)

at x=le :

$$\lambda_{w_{t}} \frac{dT_{w_{t}}}{dx} \bigg|_{r=k} = h_{\beta+g} \left( T_{w_{t}} - T_{g_{t}} \right)$$
(30)

④ Flame combustion model에의 적용

Flame combustion model에서도 surface combustion model와 마찬 가지로 소듭 풀과 벽의 각각의 경계 조건에서의 복사 열속을 Planck function을 이용하지 않고, Pl 근사법과 S₄ 방법을 이용하여 열전달 방정 식을 풀어서 복사 열속을 구한다. 그러나 식 (8)과 식 (11)에서의 복사 열속은 그대로 Planck function을 이용하여 구한다.

소듐 풀에서의 열 전도 방정식은 다음과 같으며,

$$(\rho C_{p})_{p} \frac{dT_{p}}{dt} = \lambda_{p} \frac{\partial^{2} T_{p}}{\partial z^{2}}$$
(31)

경계 조건은 다음과 갈다. at *z=is* :

$$\frac{\partial T_{F}}{\partial z}\Big|_{z=a} = \frac{1}{\lambda_{Na}} \{ \frac{Q_{aa}}{A_{F}} + \lambda_{N_{f}} \frac{\partial T_{g}}{\partial z} \}$$
(32)

at *z=lb* :

$$\lambda^{N_{\alpha}} \frac{dT_{\alpha}}{dz} \bigg|_{z=lb} = \lambda^{\mu} \frac{\partial^{T_{\alpha}}}{\partial^{\mu}}$$
(33)

벽에서의 열 전도 방정식은 다음과 같으며,

at x=0 ∶

경

$$\frac{\partial T_{wr}}{\partial x}\Big|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda_{wr}} \{ \frac{Q_{rp} + Q_{sp} + Q_{sp} + Q_{sp} + Q_{sp}}{A_{wr}} + k_{sp} \frac{T_{g} - T_{wr}}{dx} \}$$
(35)

at x=le :

$$\lambda_{w_{i}} \left. \frac{dT_{w_{i}}}{dx} \right|_{x=0} = h_{\beta-g} \left( T_{w_{i}} - T_{av} \right)$$
(36)

(나) 유동장 해석

소듐 화재가 발생한 노 내부는 대류와 확산에 의해 물질 전달이 일 어나게 된다. 이러한 노 내부의 유동장은 다음과 같은 연속 방정식과 운 동량 보존식을 풀어서 구할 수 있다.

$$\nabla \cdot \boldsymbol{u} = \boldsymbol{0}$$
(37)  
$$\frac{\partial(\rho \boldsymbol{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \boldsymbol{u} \boldsymbol{u}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\boldsymbol{\mu} + \boldsymbol{\mu}_{t}) \nabla \boldsymbol{u} + \rho \boldsymbol{g} + \boldsymbol{S}$$
(38)

본 연구에서는 풀형 화재의 특성을 실험을 통해 얻어진 결과와 surface combustion model과 flame combustion model 의 결과 그리고 두 방법에서 소듐 풀과 벽에서와 열 전도 방정식을 풀기 위한 경계 조 건에 포함되어 있는 복사 열속을 Pi 근사법과 Si 방법을 이용 복사 열 전달 방정식을 풀어서 모사한 결과를 비교하여 분석하였다.

그림 1.10과 그림 1.11에서는 surface combustion model과 flame combustion model에서 고려한 계를 나타내었다. 여기에서 점선은 전도 에 의한 열전달을 나타내는 데 surface combustion model에서 소듐 풀 과 벽에서 일어나는 열 전도와 flame combustion model에서의 소듐 풀 과 벽 그리고 flame과 소듐 풀 사이에서 일어나는 열 전도는 모두 1차원 열 전도라고 가정하였다. 그림 1.12은 surface combustion model의 소듐 ----- Radative best transfer

---- Convective htat transfer





\* Heat conduction equation for Sodium pool, Wall and Floor

$$(\rho C_P)\frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$$

Fig.1.10. Surface combustion model for sodium pool combustion.

- Redictive heat transfe
- ---- Convective heat table
- ..... best transfer to best transfer

Flame Model



\* Heat conduction equation for Sodium pool, Wall and Floor

$$(\rho C \rho) \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$$

Fig.1.11. Flame combustion model for sodium pool combustion.

Reductive heat transfer

#### - - - - \* Convective best transfer





\* Heat conduction equation for Sodium pool, Wall and Floor

$$(\rho C \rho) \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$$

Fig.1.12. Surface combustion model with  $P_1$  and  $S_4$  method for sodium pool combustion.

물과 벽에서의 경계 조건에 포함된 복사 열속을 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 복사열속으로 대신한 모델의 계를 나타낸다. Surface combustion model에서와 마찬가지로 소듐 풀과 벽에서의 열 전도는 1차원 열전도 방정식으로 구한다. 그림 1.13은 P<sub>1</sub> 근 사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 복사열속을 flame combustion model에서 소듐 풀과 벽에서의 경계 조건에 포함된 복사 열속에만 적용한 모델의 계를 나타낸다.

이때에도 열 전도는 1차원 열 전도 방정식에 의해 구혜진다. 그림 1.14에서는 P, 근사법과 S4 방법으로 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 복사 열속을 나타내었다. Q는 복사 열속을 나타내며, 아래 첨자는 복사 열속이 계산되는 각 벽의 위치를 나타내며 그리고 화살표의 방향은 복 사 열속의 흐름 방향을 나타낸다. 그림 1.15에서는 시간에 따른 소듐 풀 의 온도를 실험을 하여 얻은 결과와 surface combustion model의 모사 결과 그리고 surface combustion model의 복사 열속을 P, 근사법과 S4 방법을 이용하여 모사한 결과를 나타내었다. 전산 모사의 결과로 구한 소듐 풀 표면의 온도와 실험 결과의 온도와는 약 150정도의 차이를 보 이고 있다.

그림 1.16에서는 시간에 따른 실험 용기내의 온도의 변화를 실험 결 과와 surface combustion model의 결과와 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용 하여 구한 결과를 나타내고 있는데, 소듐 연소가 일어난 후 약 30 분까 지는 surface combustion model에 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 적용하여 산 출한 결과가 surface combustion model의 결과 보다 실험 결과와 비슷 하나, 30분 이후에서부터는 surface combustion model이 실험치와 비슷 한 결과를 보이고 있다. 그림 1.17에서는 시간에 따른 실험 용기내의 산 소 농도의 변화를 실험 결과와 surface combustion model의 결과와 P<sub>1</sub>

-110-

#### ------ Radiative beat transfe

Convergere heat investore

Conductive least transfer





\* Heat conduction equation for Sodium pool, Wall and Floor

$$(\rho C p) \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$$

Fig.1.13. Flame combustion model with P<sub>1</sub> and S<sub>4</sub> method for sodium pool combustion.
Geometry for P1 and S4 method



Qxm,Qxp, Qym,Qyp,Qzp,Qzmw : radiative heat flux at wall Qzmp : radiative heat flux at pool

Fig.1.14. Schematic of rectangular geometry for P<sub>1</sub> approximation and S<sub>4</sub> method.



Fig.1.15. Comparison of measured and computed sodium pool temperature.



Fig.1.16. Comparison of measured and computed system gas temperature.



Fig.1.17. Comparison of measured and computed system oxygen temperature.

근사법과 S4 방법을 이용하여 구한 결과를 나타내었다. 초기에는 전산 모사외 결과와 실험의 결과가 큰 오차 없야 비슷한 값을 보이나, 40분 이후에서부터는 실험 결과와 오차를 나타내기 시작한다.

그림 1.18에서는 시간에 따른 flame와 온도와 변화를 flame combustion model과 flame combustion model에서 소듐 풀과 벽에서의 경계 조건에 포함된 복사 열속을 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용하여 구한 모델로 모사한 결과를 나타내었다. 그림 1.19에서는 시간에 따른 소듐 풀 외 표면 온도의 변화를 실험 결과와 flame combustion model 그리고 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용하여 도사한 결과를 나타내었다. 그림 1.20은 시간에 따른 실험 용기 내의 가스와 온도의 변화를 실험으로 구한 결과 와 flame combustion model 그리고 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 이용하여 모 사한 결과를 보이고 있다. 그림 1.16에 나타닌 결과와 마찬가지로 소듐 연소 후 30분까지는 flame combustion model에 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방법을 적용한 도사의 결과가 실험 결과와 비슷한 값을 산출하고 있는 것을 확 인할 수 있다.

그림 1.21에서는 시간에 따른 실험 용기 내의 산소 농도의 변화를 실 힘으로 구한 결과와 flame combustion model 그리고 P<sub>1</sub> 근사법과 S<sub>4</sub> 방 법을 이용하여 모사한 결과를 보이고 있는 데, 그림 1.17의 결과가 거의 비슷한 경향을 나타낸다. 그림 1.22에서는 실험 용기내의 유동장을 나타 내었다. 이러한 용기 내의 가스의 유동장은 석 (37)과 식 (38)를 풀어서 구할 수 있으며, 이때 식 (38)의 source항은 (5) 식과 (11) 식에서 구한 단위 시간당 단위 면적당 연소열을 대입하여 계산한다. 유동의 속력과 방향은 화살표의 길이와 방향으로 나타내었으며, 각 위치에서의 속력은 상대적인 화살표의 길이로 알 수 있다. 사각형 안에 표시된 화살표의 길



Fig.1.18. Comparison of analysis results of flame temperature.



Fig.1.19. Comparison of measured and computed sodium pool temperature.



Fig.1.20 Comparison of measured and computed system gas temperature.



Fig.1.21. Comparison of measured and computed system oxygen temperature.



Γ.	•	-	-	-	•	~	~	1	1	,			-	-	-	•	÷	
	,			-	~	N	1	Ŋ	!	1	7	1	~	-	· _	~		
,	,	,	-	~	1	Ν	Ņ	}	Ţ	ł	1	1	1	-			、	,
1.	,	,	-	`	Ν	Ņ	}		ł	ļ	ļ	1	1		-	,	,	
١.	I	,	•	٦	١	ļ		ł	ļ	ļ	[	1	1	1		,	ì	,
١.	ì			ì	٦	1	1	-	1	ł		1	1				;	,
١,		,		ı	١	ļ	1	ł	4	ł		1	1	,			í	
1.	÷				1	ļ	ļ	Ŧ	4	ł		Ţ	ţ	•		1	Ĵ	
.				1	1	ļ		ł	ł	ł	ļ	1	Т	ı.	-		r L	,
				ł	I	ļ	ļ	ł	ł	ł			Т	ī			, t	
١.			,	1	- t	ł		ŀ	+	ł		i	1				r	
١.		,	-	1	1	1	l	Ļ	4	ł		1	١	١	-			
١.		,		,	1	-1	ļ	4	ł	1	į	ł	١	ι,		,	,	
١,		•		,	1	- 1	Į	ļ	Ļ	1	Į	١	۱	•	-		,	
١,			-		1	1	I	Į		Ţ	1	١	٨	\$	-		,	
Ι.			•		. ,	1	· 1	1	I	ł	١	١	1	~	-		,	
Ι.	,		_			, ,	. /	1	1	١	١	1	~	-	_	-		
			_	_				1	T	١	N	~	-	-	_	-		
	•		•					. ,	,	·	~	•	-	_	-	÷		

Flow Field

Fig.1.22. Flow field system.

해 데워진 실험 용기내의 가스턃은 실험 용기의 윗 부분을 올라가 다시 차가워진 후 아래 쪽으로 내려오는 현상이 일어나고 있는 것을 알 수 있다.

나, 분무형 화재특성연구

소듐 분무형 화재는 지금까지도 완전하게 규명되고 있지 않은 복잡한 연소 및 열전달 과정을 수반하고 있다. 즉 액적간의 상호좌 용, 분무영역에서의 산소 소모 등에 관한 연구가 아직도 미진한 상태 이다. 종래에는 소듐 분무형 화재의 모델링은 단일 액적의 열전달 및 연소과정의 모델링으로부터 출발하였다. 단일 액적의 연소 속도는 vapor-phase combustion theory로부터 예측이 가능하다. 소듐의 분 무상태는 액적들이 집단적으로 존재하는 것이기 때문에 분무형 화재 의 연소속도는 각 액적의 연소속도를 합한 것으로 나타내어진다.

현재 연소속도를 결정할 때 액적의 상호작용, 분무지역에서의 가 스온도의 비균일성 및 산소 소모에 대한 영향에 대한 이해가 부족한 실정이다. SPRAY code는 액적으로부터 셸 가스로의 열전달과 액적 의 연소속도를 계산하기 위하여 volume mean drop size와 하나의 log-normal drop size distribution으로부터 유도되는 surface mean drop size를 사용한다. SOMIX 전산코드<sup>22)</sup>의 분석에 따르면 단일 액 적 크기만으로 분무형 화재를 계산하는 경우 셸내 압력상승에 있어 서 상당한 오차가 발생함을 지적한바 있다. 한편 NACOM 코드는<sup>23)</sup> 액적이 분무되면서 곧바로 액적이 vapor phase에서 연소한다고 가정 한 SPRAY, SOMIX코드와는 달리 액적의 preignition phase model을 고려함으로서 좀더 정확한 연소과정을 예측 가능하게 하였다. 또한 액적 크기 분포를 사용함으로서 분무형 화재의 연소속도를 계산하는 데 정확성을 기하였다.

이상에서 살펴본 바와 같이 분무형 화재에서 소듐액적의 거동 및 액적크기 분포는 소듐 연소속도에 중요한 영향을 미친다. 따라서 본 연구에서는 소듐의 액적이 안정적으로 존재할 수 있는 한계 액적 직경을 정의하고 한계직경을 초과한 액적분포들을 한계작경이하의 분포도에 포함시켜 이를 정규화하고 이에 대한 화재특성을 살펴보았 다.

(1) 분무형 화재의 모델링

(가) 구형 액적의 연소모델

액적의 충발속도에 따라 연소속도가 중가하기 때문에 단일 액적의 . mass burning rate, m 은 액적크기가 감소함에 따라 중가한다.

$$\dot{m} = -\frac{d}{dt} \left( \frac{\pi}{6} D^3 \rho \right) \tag{39}$$

$$\frac{d(D^2)}{dt} = -\frac{4m}{\pi\rho D}$$
(40)

Burning rate coefficient(evaporation constant), K는 다음과 같이 표시 된다.

$$K = -\frac{d(D^2)}{dt}$$
$$\dot{m} = -\frac{\pi\rho k}{4}D$$
(41)

D<sup>2</sup>와 시간, t가 선형적인 관계를 가진 D<sup>2</sup> 법착을 따른다고 가정하면 D<sup>2</sup> = D<sub>i</sub><sup>2</sup> - Kt (42)

현재 수많은 quasi-steady-state vapor-phase combustion theory가 보고되어 있고 이러한 이론들은 일반적으로 D<sup>2</sup> 법칙을 따르고 있으며

Spalding에 의하여 제의된 이론이 잘 확립되어 있다.

$$k = \frac{8k}{C_{P^0}} \ln\left(1 + B\right) \tag{43}$$

$$B = \frac{1}{h_{ig}} \left\{ C\rho(T_g - T_s) + \frac{H_cY}{i} \right\}$$
(44)

(나) 자유낙하액적의 연소모델

강제복사는 연소속도를 증가시키기 때문에 이에 대한 영향을 반드시 고 려하여야 하나 강제대류상태에서 액적의 연소 속도를 분석학적으로 얻기가 매우 어렵기 때문에 자유낙하중인 액적에 대한 연소식들은 실험적인 상관식 이 대부분이다.

SPRAY와 SOMIX코드는 소듐 누출직후 소듐 액적이 곧바로 연소한다 고 가정함으로서 액적의 preignition단계를 무시하였다. Preignition동안 표 면산화공정에 의하여 액적표면상에 산화물의 coarse film이 형성되고 이때 형성된 열은 대기중으로 전달되는 것보다는 다시 액적표면으로 건달되어 액 적의 온도가 신속하게 중가하게 된다. 그리고 나서 액적은 발화하게 된다. Preignition oxidation model은 Tsai에 의하여 개발되었으며 액적표면으로의 산소확산을 예측하는데 Ranz-Marshal 상관식이 사용되었다.

Preignition동안 소듐액적의 연소속도식은 다음과 같이 oxygen flux와 양론비로부터 얻어진다.

$$m_f = \frac{\pi C D_d Y D}{i} (2 + 0.6 R e^4 S c^4)$$
(45)

액적이 점화된 후 충기상에서 액적이 연소하게 된다. 중가상에서 연소 하는 단일 부동 액적에 연소속도식은 식 (41), (43)에 얻어지며 자유낙하액 적의 경우 이식은 강제대류의 영향을 고려한 숭수인자에 의하여 수정된다. 많은 연구자들이 실험자료에 의하여 연구한 강제대류와 관련된 부동액적의 연소속도식은 다음과 같이 표시된다

$$\dot{m}_{f} = \dot{m} (1 + C_{f} Re^{\frac{1}{6}} Pr^{\frac{1}{6}})$$
 (46)

실험상수, Cr는 연구자 혹은 물질에 따라 조금씩 차이가 나지만 0.24에 서 0.31범위에 존재한다

식(46)에 식(41), (43)을 대입하면 다음과 같은 식이 얻어진다.

$$\dot{m}_{f} = \frac{2\pi k}{C_{p}} D \left(1 + C_{f} R e^{\frac{3}{2}} \Pr^{\frac{3}{2}}\right) \ln \left(1 + B\right)$$
(47)

(다) 소듐 액적 거동

소듐 액적은 액적의 표면으로부터 흘러나오는 mass flux에 의한 inertia force 때문에 종발하는 소듐 액적의 운동식은 고정 구형 액적의 운동식과는 구별된다. 즉 액적의 drag force에 영향을 미친다. 중기가 액적표면으로 나 오면서 skin drag는 momentum boundary layer에 의하여 감소한다. 고정 구형 액적의 steady-state drag coefficient에 대한 자료는 상당히 많이 있 으나 가속 구형 액적의 drag coefficient에 대한 자료는 거의 연구된바가 없기 때문에 다음과 같이 고정 구형액적에 적용된 drag coefficient가 일반적으로 사용되고 있다.

$$C_{d} = \begin{cases} 24 / Re & Re \neq 0.1 \\ 2.6 + 23.71 / Re & 0.1 \leq Re \leq 6 \\ 18.5 / Re^{0.6} & 6 \leq Re \leq 500 \\ 4 / 9 & Re \geq 500.0 \end{cases}$$
(48)

그리고 연소하는 액적의 운동식은 다음과 같이 표시된다.

$$\frac{dV_f}{dt} = g - \frac{3\rho_g V_f^2 C_d}{4\rho D}$$
(49)

(라) 액적 크기 분포

SPRAY코드는 volume mean drop diameter로부터 surface drop diameter를 계산하기 위하여 log-normal drop size distribution을 사용한다. 이러한 surface drop diameter는 액적의 연소속도를 계산하는데 사용된다. 단일 액적크기만을 사용하여 분무형 연소속도를 계산할 때 실제적으로 많은 오차가 발생된다. SPRAY코드에 사용된 log-normal drop size distribution 률 Atomic International(AI)의 실험결과와 비교한 결과 큰 오차가 발생되 었기 때문에 AI의 실험자료와 비교적 상관관계가 양호한 다음과 같은 Nukiyama-Tanasama correlation 이 사용되며 다른 분포가 다양하게 이용 될 수 있다.

$$\frac{dR_e}{dD} = \left(\frac{3.915}{D}\right)^6 \frac{D^5}{120} \exp\left(-\frac{3.915D}{D}\right)$$
(50)

(P) Spray combustion

단일 액적의 연소방정식은 매우 간단하지만 액체 액적이 분무되는 경우 실제 액적크기분포, 액적의 구역 밀도, 구역 산소 농도, 액적간의 상호작용 과 같이 분무형 연소에 영향을 미치는 변수들이 일반적으로 알려져 있지 않 다. 분무영역에서 산소의 소모 때문에 분무영역에서의 산소농도는 분무영역 바깥쪽의 산소농도보다 낮지만 가스온도는 분무영역안쪽에서 발생된 열 때 문에 분무지역의 바깥쪽보다 안쪽에서 높다. 액적이 분무되는 지역에서 산 소변화를 무시하고 평균온도가 사용한다고 가정하고 이웃간 액적들의 상호 작용을 고려하지 않고 앞에서 언급한 단일액적들의 연소이론들을 이용하면 분무형 연소속도는 다음과 같이 모든 액적의 연소속도의 합계로 나타내어질 수 있다.

$$\hat{m}_{s}(t) = \int_{D_{i}} \int_{t} \hat{m}_{i}(D(D_{i}, t', t), V_{f}(D_{i}, t', t)) d^{2}N$$
 (51)

d'N온 시간, t에서 높이가 z와 z+dz사이에서 D와 D+dD범위에 있는 액적직경을 가진 액적의 수로서 소듐 누출속도와 액적크기분포로부터 유도될수 있다.

$$d_2 N = \frac{m_i(t)}{\frac{1}{6} \pi D_i^3 \rho_{Na}} \frac{dR_V}{dD_i} dt dD_r$$
(52)

식(50)을 식(52)에 대입하면

$$d^{2}N = \frac{\hat{m}_{I(0)}}{\pi D_{i}^{3} \rho_{N_{0}}} \left(\frac{3.915}{D}\right)^{6} \frac{D_{i}^{5}}{20} \exp\left(-\frac{3.915D_{i}}{D}\right) dt dD_{i} \quad (53)$$

평균 액적 직경이 가장 큰 것과 가장 작은 것으로 이루어진 집단간에 존재하는 액적들을 11개의 집단으로 구분하여 각 분무높이에 위치한 모든 집단의 연소속도를 구하면 다음과 같다.

$$\dot{m}_{i} = \sum_{i} \sum_{j} \dot{m}_{j} \triangle N_{ij}$$
(54)

(바) 열전달

① 가스로의 열전달

소듐이 분무되어 연소되면 주위가스로 연소열이 방출된다. 연소가 심하 지 않은 저농도의 산소분위기에서는 현열만이 주위에 전달된다. 분무가 vapor-phase combustion열때는 연소열의 열부가 적 표면에 전달되어 소듐 을 중기화시키고 나머지 열은 주위가스로 전달된다.

Preigniton이 진행되는 동안 소듐액적으로부터 가스로 전달되는 열전달 속 도는 Ranz-Marshall상관식으로부터 유도된다.

$$q_g = \frac{k}{D} (2 + 0.6 R e^{\frac{1}{3}} \Pr^{\frac{1}{3}}) (T_s - T_g)$$
 (55)

Preignition단계를 지난 후 맥작들은 중기상에서 연소한다. 이때 가스로 전달되는 열전달속도은 다음과 같다.

$$q_{g} = \frac{2\pi k}{C\rho} D \left( 1 + 0.3 R e^{\frac{1}{2}} \Pr^{\frac{1}{3}} \right) \left( H_{c} - h_{fg} \right) \cdot \ln(1 + B)$$
 (56)

분무된 소듐으로부터 주위 가스로 전달되는 열은 액적으로부터 가스로 전달되는 전체 열의 합계로 나타낼 수 있다. 즉

$$Q_{g} = \int \int q_{g} d^{2} N \tag{57}$$

② 벽면으로 열전달

가스로부터 용기의 벽면으로 전달되는 열은 셀내부에서의 가스 순환,

가스와 벽면의 온도에 따라 달라진다. 가스의 순환 흐름계를 구하기 위하여 모멘텀과 에너지 보존 방정식 및 물질이동방정식의 해를 구하여야 한다. 벽 면에서의 열전달속도는 열전달상수항으로서 표시된다.

 $Q_w = hA(Tg - Tw) \tag{58}$ 

③ 가스상에서 열수지

액적으로부터 셀가스로 열이 전달되면서 가스 온도와 압력을 중가시킬 것이다. 분무지역 내에서의 가스온도는 분무지역바깥쪽에서의 가스온도보다 높다. 셀내 압력상승을 계산하기 위하여 평균 가스온도를 결정하는 것이 중 요하다. 에너지 보존의 법칙에 의하여 다음과 같은 식이 얻어진다.

$$m_{\mathbf{g}}C_{V,\mathbf{g}}\frac{dT_{\mathbf{g}}}{dt} = Q_{\mathbf{g}} - Q_{u} \tag{58}$$

이상기체방정식으로부터 용기내 가스압력이 결정된다.

 $P = CRT_s \tag{59}$ 

④ 벽면에서의 열수지

벽면으로의 열전달은 가스에서 벽면으로 대류에 의하여 전달되는 열에 주로 기인하기 때문에 대류열전달만이 고려된다. 벽면에서의 온도는 균일하 고 설의 외부는 단열재로 단열되었다고 가정하면 벽면에서의 에너지 보존방 정식은 다음과 같다.

$$m_{w}c_{v,w}\frac{dT_{w}}{dT} = Q_{W} \tag{60}$$

(2) 연구결과 및 고찰

분무 상태에서 소듐 액적 크기액 따른 분산도를 나타내는 액적 크기 분 포 곡선 (drop size distribution)은 분무형 화재 코드 개산에 있어서 주 요한 인자 중의 하나이다. SPRAY 코드에서는 체적 평균 액적 크기로부터 면적 평균 액적 크기를 계산하기 위하여 log-normal 형태의 분포 곡선을 사용하였으며, 여기에서 액적 크기는 일정한 단일 평균값을 갖는다고 가정 하였다. 이와 같은 단일 평균값에 기인되는 오차를 수정하기 위하여 NACOM 코드에서는 소듐 액적 분포액 관한 경험적 상관식인 Nukiyama-Tanasama 분포 곡선을 이용하여 연소열 등을 계산하였으며, 체적 평균 액적 크기 Dm을 포함한 아래와 같은 함수 형태의 상관식으로 표 시된다.

$$\frac{dR_{NT}}{dD} = \left(\frac{3.915}{D_{m}}\right)^{6} \frac{D^{5}}{120} \exp\left(-\frac{3.915D}{D_{m}}\right)$$

Morewitz동의 분무형 소돔 액적 크기 분포에 관한 실험에 의하면 소 듐 액적 크기는 임의의 한계 직경을 초과하지 않는다고 보고된 바 있다. 한 편, Wallis에 의하면 Weber number 값이 12 이상 초파되는 경우 일정 크기 이상의 분무형 액적은 안정화되지 않으며, 한계 직경 Der은 다음과 같 은 관계식으로 표현될 수 있다.

$$D_{cr} \approx 2\sqrt{\frac{\sigma_{N_c}}{g\rho_{N_c}}}$$

여기에서 *문*와 0<sub>Na</sub>는 각각 중력 가속도 및 액체 소듐의 표면 장력을 의 미하며, 소듐의 경우 이 식으로부터 추정된 액적의 한계 직경은 약 8mm로 계산된다.

그림 1.23에 Nukiyama-Tanasama 분포 곡선올 액적 직경의 합수로



Fig. 1.23. Nukiyama-Tanasama distribution with drop diameter.

도식화하였다. 여기에서 실선, 점선, 월점 쇄선은 각각 소듐 체적 평균 액 적 크기가 D<sub>m</sub> = 3.69mm, 4.57mm, 5.33mm의 경우이며, 이로부터 계 산된 소듐 한계 직경 8mm를 초과하는 분포도는 각각 15.3%, 32.1%, 46.7%이다. 평균 액적 크기가 증가할수록 초과 분포값이 증가됨을 알 수 있으며, 이와 같이 액적 한계 직경을 초과하는 경우에는 특정 분포 곡선은 보정이 요구된다.

본 계산에서는 소듐 액적 크기 분포를 체적 평균값 Dm과 분산값 0의 두가지 변수를 갖는 아래와 같은 Gaussian 분포 함수로 가정하고,

$$\frac{dR_G}{dD} = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{D-D_m}{\sigma}\right)^2\right)$$

소듐 한계 직경 8mm 이상의 경우 초과 분포를 8mm 이하의 분포도에 포 함하여 이를 정규화하였다. 이러한 Gaussian 분포 함수는 Nukiyama-Tanasama 분포 함수에 비하여 분산값 0를 포함하고 있기 때 문에 보다 다양한 분산 형태를 개현할 수 있는 장점이 있다.

표 1.3에 서로 다른 세가지 조건에서 초기 입력값을 수록하였으며, 각 각의 조건에서 전체 소등 분사량은 2.72kg, 4.08kg, 5.62kg으로 주어졌 다. 이들 입력값들은 SPRAY 및 NACOM 전산 코드와 Atomics International (Al)에서 수행한 실험값들과 직접 비교하기 위하여 동일한 조건에서 계산을 수행하였다.

그림 1.24부터 1.25에 각각 초기 입력 조건에서 계산된 압력 증가 곡 선을 시간의 함수로 도식화하였다. 이들 그림에서 실선은 Nukiyama-Tanasama 분포 곡선을 직접 이용한 계산값이며, 삼각형, 원 형 및 사각형의 값들은 Nukiyama-Tanasama 분포 곡선에서 계산된 분 산값 (O<sub>NT</sub>)을 변화하여 동일한 D<sub>m</sub>에서 Gaussian 분포 함수에 분산도를 각각 0.5배, 1배, 2배 가중하고 정규화한 분포 함수에서 계산된 압력 증가

- 131 -

	Run #1	Run #2	Run #3
Volume mean droplet diameter (mm)	3,69	4.57	5.33
Mean sodium leak rate (g/sec)	824.6	1511.1	985.96
Initial sodium temperature (°C)	538	532	532
Initíal cell gas pressure (atm)	1.07	1.07	1.07
Initial cell gas temperature (°C)	23.9	20,0	23.9
Initial oxygen mole fraction (%)	0,8	1.5	0.0
Sodium spray duration (sec)	9.3	2.7	5.7

Table 1.3 Initial Parameters for Sodium Spray Fire codes.



Fig.1.24. Effect of variance on pressure with time.



Fig. 1.25. Prediction of pressure with variance.

곡선율 의미한다. 각각의 조건에서 얻어진 최대 압력 증가값을 Al 실측치 와 함께 표 1.4에 수록하였다.

그림 1.24에 나타난 바와 같이. D<sub>m</sub> = 3.69mm 및 0<sub>NT</sub>=0.2309 (Run #1)의 조건에서 0=0.50<sub>NT</sub>와 0=0<sub>NT</sub>에서의 압력 중가 곡선은 상호 변화가 거의 일치하는 반면 0=20<sub>NT</sub>에서 압력 중가는 감소됨을 알 수 있 다. NACOM 코드 계산에서 최대 압력 중가는 0.043atm이며 SPRAY 코 드 계산에서는 0.038atm로 보고되고 있으나, Gaussian 분포 함수의 o G=0<sub>NT</sub>에서 최대 압력 중가는 0.029atm로 계산되었다. 이는 AI에서 수행 한 실험값인 0.034atm과 비교할 때 비록 정확한 예측값은 아니나 NACOM 코드와 비교하여 분산의 효과가 고려된 계산값으로 실험값에 보 다 가까운 결과임을 알 수 있다.

특히, 전술한 바와 같이 액적 크기가 일정한 단일 평균값을 갖는다고 가정한 SPRAY 코드와 이를 개선하고자 경험적 분포 함수를 도입한 NACOM 코드의 결과를 서로 비교할 때, NACOM 코드 결과가 SPRAY 코드 결과 보다 실험값에 보다 큰 오차를 보이고 있음은 액적 분포 함수의 영향이 매우 크다는 점을 알 수 있다. 이러한 추이는 평균 액적의 크기 및 상관 분산도가 변화함에 따라 더욱 두드러짐을 보인다. 즉, 그림 1.25의 D<sub>m</sub> = 4.57mm, 0<sub>NT</sub>=0.2859 (Run #2) 및 그림 1.26의 D<sub>m</sub> = 5.33mm, 0<sub>NT</sub>=0.3335 (Run #3)의 조건에서 분산값의 변화에 따른 압 릭 중가 곡선에 미치는 영향은 더욱 가중된다.

평균 액적 코기가 증가함에 따라 일반적으로 다양한 크기의 액적이 분 포되여 있음을 의미하며 결과적으로 이는 경험적 상관식에서 측정 분산도의 증가로 나타난다. 또한, 소룡 한계 직경 8mm를 초과하는 분율이 증가함에 따라 보정 분산도의 영향이 더욱 커짐을 알 수 있다. 이러한 결과는 a =0.50<sub>NT</sub>, a=o<sub>NT</sub> 및 a=20<sub>NT</sub> 계산값을 상호 비교할 때 평균 액적 크기가

	Maximum pressure rise (atm)							
	SPRAY	NACOM	this work (a=o <sub>NT</sub> )	AI experiment				
Run #1	0,038	0.043	0.029	0,034				
Run #2	0,044	0.043	0.035	0.051				
Run #3	0.045	0.041	0.041	0.040				

## and AI Experimental Data.

Table 1.4 Comparison between Computational Results

작은 조건 (그림 1.23)에서는 비록 무시할 수 있으나, 그림 1.25 및 그림 1.26에 나타난 바와 같이 평균 액적 크기가 증가함에 따라 압력 증가에 미 치는 영향이 점진적으로 증가하는 사실과 일치한다. 특히, D<sub>m</sub> = 5.33mm 의 조건 (그림 1.26)에서 o=0.50<sub>NT</sub>일 때의 압력 증가는 NACOM 계산값 보다 높게 나타나며 아러한 경우 분산도가 미치는 영향은 무시할 수 없다.

실험값과 계산값과의 직접적인 비교는 소등 액적 크기에 관한 분포 함 수 이 외에도 시간에 따른 소듐 분사율의 정밀 측정, 반응물의 Na2O2 비율 측정 등이 요구된다. 또한, 보고된 AI 수행 실험값들은 동일한 조건에서도 초기 상대 습도에 따른 영향이 매우 크다고 실측되었다. 따라서 이러한 점 들을 고려할 때 보다 정밀한 조건에서의 분무형 소듐 화재 실험값들이 필요 하며, 이상의 결과로부터 얻어진 코드들과의 상호 비교를 위하여 소듐 액적 크기에 관한 분포 측정이 선행되어야 할 것이다.

## 다. 소듐 루프빌딩에서 화재 완화

액체금속로의 개발하기위하여 고려되어야할 사항중의 하나가 소름 화재 에 대한 방호대책을 수립하는 것이다. 프랑스의 경우 수퍼피닉스의 안전성 항상을 위하여 그 동안 많은 노력을 기울려 왔으나 재가동을 위한 신뢰성이 입중되지 않아 1997년 초에 수퍼피닉스의 상업용 발전을 연기하고 연구로서 의 기능을 당분간 유지할 것으로 보이지만 앞으로 소듭화재 안정성을 향상 시키기 위한 연구계획이 추진되고 있다. 그 방법중의 하나로서 소듭 화재의 영향을 최소화 하기 위하여 기존 소듭 루프 및 이차계통 설계변경을 시도하 고 있다. 설계변경을 위하여 CEA/IPSN의 에스맥랄다 시설에서 산출한 실 험자료와 이를 근거로 검정된 FEUMIX전산코드(잿트형 화재, 풀형, 혼합형 화재, 그리고 에어로출 농도 등을 모사)를 CONTAIN·LMR 종합전산코드에 모들화 시킴으로서 설계변경이 가능한 FEUMIX-CONTAIN전산코드를 개

-137-



Fig. 1.26. Prediction of pressure rise with variances.

발하였다.<sup>24)</sup> 주요 설계변경 내용은 기존 이차계통건물의 구획화로서 이는 소듐 화재를 인접 누출 지역에만 국한하고 산소공급원을 제거함으로써 조기 전화하기 위한 것이 목적이다.

이러한 현상을 FEUMIX-CONTAIN전산코드를 이용하여 안전밸브를 통한 이웃구획으로의 미산화된 액체소듐을 포함하여 에어로줄 확산현상, 압력전달현상, 각 구획의 온도 분포 등의 과도현상 등을 설계 파러미터(소 듐 누출량, 구획화, 안전밸브 사양, 단열재 등)를 변화시켜 가면서 계산을 수행하여 종대보다 안전성이 향상된 이차계통의 최적 설계 변경을 시도하고 있다.

따라서 본 연구에서는 칼리머의 소듐 화재 안전 대책 설계 인자를 도 출하기위기 위한 준비단계로서 소듐 냉각 루프 건물(SLB)을 몇 개의 셀로 구획화 하고 각 구획간에 안전밸브를 설치한 후 구획화된 건물내에서 소듐 분무형 화재 발생하였을 때 이에 대한 화재 영향 및 화재 완화 현상을 CONTAIN- LMR 전산코드<sup>25)</sup>를 이용하여 예비 계산하여 보고자 한다.

(1) 이 론

본 연구액 사용된 CONTAIN-LMR/1B-Mod 전산코드는 미국의 Nuclear Regulatory Commission(NRC)의 지원으로 경수로용 중대사고 해석 용 코드인 CONTAIN코드를 Sandia NationI Laboratory (SNL)에서 액금로 용으로 개발한 코드로서 원자로내의 물리화학 및 방사학적 조건을 예측하는 데 사용되고 있다. 이 코드는 소듐 풀형 및 분무형 화재 모델 뿐만 아니라 소듐-콘크리트반응 모델통과 같이 소듐에 관련된 여러 모델을 포함하고 있 다. 본 연구에서는 소듐 냉각 루프 빌딩에서 화재 완화를 위한 방편으로 빌딩을 다중셑로 구획화하고 구획화된 각 셀과 셀 사이에 안전밸브를 설치 하여 구획화된 셀에서 화재가 발생되었을 때 화재의 영향을 최소화 하기 위 한 모델을 설정하였다.

-139-

구확화된 각 생간의 flow path에서 호름을 계산하는데에는 세가지방법 이 이용되고 있다. 첫 번째 방법은 flow path상에 존재하는 재료의 inertia와 flow path 자체가 가지고 있는 호름에 대한 마찰 저항을 고려함으로서 flow path상에 존재하는 압력차를 계산하여 흐름을 계산하는 방법이고, 두 번째 방법은 flow path상에 존재하는 재료의 inertia를 무시함으로서 flow path 들 따라 형성된 압력차로부터 흐름을 계산하는 방법이 있으며 마지막으로 세 번째 방법은 압력차와는 무관하게 사용자가 mass flow rate와 volumetric flow rate를 설정하여 흐름을 결정하는 방법이 있다.

흐릅방정식은 두 개의 셑 i, j사이에서의 흐름으로 표시되며 성분 k의 mass flow rate는 다음과 같이 표시된다.

$$\mathbf{W}_{\mathbf{k},\mathbf{u}} = \mathbf{m}_{\mathbf{k},\mathbf{u}} \mathbf{W}_{\mathbf{u}} / \mathbf{m}_{\mathbf{u}} \tag{61}$$

$$\mathbf{Q}_{\mathbf{0}} = \mathbf{H}_{\mathbf{0}} \mathbf{W}_{\mathbf{0}} \tag{62}$$

여기에서

- $W_{ij}$ : Total material mass flow rate from I to j
- $W_{k,q}$ : Material mass flow rate of component k from I to j
- $m_{k,u}$ : Mass of component k in the upstream cell
- m<sub>a</sub> : Total mass of the gases and condensable material in the upstream
- $Q_{ij}$ : Convective energy transfer rate from I to j
- $H_a$  The cell specific enthalpy

성분이 에어로졸인 경우 식(61)에 gravitational settling termo) 포함된다.

$$W_{k,n,ij} = m_{k,ij} W_{ij} / m_{ij} + \rho_{k,n,ij} V_{g,n,ij} A_{ij}$$
(61)

여기에서

 $\rho_{k,n,\mu}$  Aerosol component mass concentration in size class n in the upstream cell  $v_{g,n,v}$ : Component of the gravitational settling velocity along the flow path axis from i to j

 $A_v$  Flow area

(가) The inertial flow model

Inertial flow model은 lumped parameter frictional resistance뿐만 아니 라 flow path상에 존재하는 가스의 inertia를 고려한 모델이다. 고정된 압력 차에서 flow path가 갑자기 열려지게 되면 inertia에 의하여 흐름속도의 중 가는 정상상태값으로 지연된다. 두 개의 셀의 압력이 평형에 도달하면 inertia는 다른 형태로 나타나게 된다. 압력차가 0이 되는 지점에서 호르는 물질의 inertia 때문에 흐름속도는 일반적으로 유한값을 가지게 된다. 한정 된 흐름속도에 의하여 flow path를 따라 형성된 압력차의 방향은 반대로 바 뭐지게 되는데 결과적으로 흐름이 역방향으로 흘러가게 되는 것이다. 이러 한 조건에서 흐름이 진동하게 된다. Inertial flow model에서 흐름방정식은 다음과 같이 표시된다.

 $dw_{\eta}/dt = (\Delta P - C_{FC} | W_{\eta} | W_{\eta} / \rho_{\eta} A^{2}_{\eta}) A_{\eta}/L_{\eta}$ (62) 여기에서,

> $\Delta P$  : Driving pressure difference  $C_{FC}$  : Turbulent flow coefficient  $\rho_{0}$  : Gas flow density  $A_{0}$  : Flow path area  $L_{0}$  : Flow path length

Turbulent flow coefficient, C<sub>FC</sub>는 무차원수로서 실험적으로 결정되며 방출된 에어로졸을 여과하기 위한 필터의 압력강하와 관련된 상수이다.

$$C_{FC} = \frac{1}{2K^2} \tag{63}$$

(4) Quasi-State flow model

- 141 -

Quasi-State flow model은 호름속도가 flow path상에 존재하는 압력차 에 알맞은 정상상태값으로 즉시 도달된다고 가정한다. 이때 흐름저항은 linear flow coefficient(C<sub>LFC</sub>)와 turbulent flow coefficient(C<sub>FC</sub>)에 의하여 조 절된다.

주어진 흐름속도 Wij에서 흐름저항은 다음과 같이 표시된다.

 $\Delta \mathbf{P} = \mathbf{C}_{\rm LFC} \mathbf{W}_{\rm g} \cdot \mathbf{C}_{\rm FC} \mathbf{W}_{\rm g} \mathbf{W}_{\rm g} / \rho_{\rm g} \mathbf{A}^{\rm Z}_{\rm g}$ (64)

(2) 소듐루프빌딩의 분무형 화재 모델

분무형 화재 모델에 사용된 소듐루프빌딩의 용적은 22,680m<sup>3</sup>이고 폭이 18m, 길이가 28m, 높이가 45m로서 소듐정제루프, catch pan, Intermediate Heat Transfer System(IHTS), separator, sodium dump tank, sodium piping, auxiliary vessel, control/HVAC가 갖추어져 있다. 빌딩의 천정, 바 탁, 벽면의 재길은 콘크리트이며 각 콘크리트사이에는 단열재가 들어 있다. 그리고 각 셑내부에는 liner가 설치되어 있고 하부에는 catch pan이 있다. 소듐 루프 빌딩내 주요 장치는 stainless steel로 재작된 것으로 가정하였고 각 과이프와 탱크내 존재하는 소듐 및 주요 구조재도 heat sink로 간주하였 다.

그림 1.27은 소듭 냉각 루프 빌딩을 구확화하기전에 소듐 분무형 화재 를 모사하기 위한 CONTAIN LMR 모델을 나타내고 있다. 소듐 분무형 화 쟤는 셀 1에서 발생하고 셀 1의 압력이 상승되면 셀 1과 셀 2에 설치되어 있는 over-pressure exaust valve가 작동함으로서 그 유로(flow path)를 통 하여 셸 2로 열 및 에어로줄동이 배출되도록 하고 셸 2에서 압력이 증가하 면 위에서 설명한바와 같이 유로를 통하여 셀 3, 셀 4로 유채의 호름이 전 파되도록 설정하였다. 대기로 유출되는 온도 및 에어로줄의 영향을 살펴보 기 위하여 소듐 냉각 루프 빌딩의 외부를 하나의 셀, 즉 셸 4로 정의하였



Fig.1.27. CONTAIN-LMR model for sodium spray fire in sodium loop building not partitioned by multi cells.

다. 또한 셀 1과 셀 2, 셸 2와 셀 3와 셑 4의 유로상애 설치된 안전밸브의 면적은 1m<sup>2</sup>이 되게 하였고 셀내부에서 압력이 10mb이상 상승하게 되면 안 전밸브가 열리도록 설정하였다. 결국 셸 1에서 분무형 화재가 발생되면 열, 에어로졸등은 셸1, 셸 2, 셸 3, 셸 4로 전파되도록 모사되었다.

한편 식(62)에서 정의된 유로상에 설치된 에어로졸 필터의 압력강하와 관련된 turbulent flow coefficient는 모두 0.5로 하였으며(표 1.5), 소듐 누출 량이 화재에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 소듐 DBL(Design Base Leak)table을 표 1.6와 같이 작성하였다. 그리고 소듐 루프 냉각 빌딩에서 소듐 분무형 화재를 모사하기 위한 일반적인 CONTAIN-LMR코드의 입력 파라미터가 표 1.7에 설명되어 있다. 그림 1.28은 소듐 냉각 루프 빌딩을 일 곱 개의 셀로 구획화하여 소듐 분무형 화재를 모사하기 위한 CONTAIN-LMR 모델을 나타내고 있다.

구획화되기전의 셀 1을 4개의 셀로 균일하게 나누어서 그림 1.28에 나 타난바와 같이 각 섹사이에 over-pressure exaust valve와 under pressure valve를 설치하였다. 여기에서 over-pressure exaust valve의 기능은 샐내부 의 압력이 상승되었을 때 압력을 배출시키기 위한 것이고 under pressure valve의 기능은 화재가 진행된 후에 셀내부가 진공상태에 있을 때 이웃한 셀로부터 유체가 유입되도록 하기 위한 것이다. 즉 셀 1과 셀 2의 압력이 -40mb이하가 되면 젤 6에서 셀 1으로, 그리고 젤 5에서 셸 2로 유체가 유 입되도록 하였고 밸브의 면적은 1m<sup>2</sup>으로 하였다. Over-pressure valve의 경 우 유로상에 설치된 모든 벨브의 면적은 1m<sup>2</sup>으로 하였고 벨브가 열리는 압 력의 설정치는 모두 10mb로 하였다.

다만 셸 3와 셸 4의 압력설정치는 130mb로하여 셸 3에서 셸 5로 유채 가 흐르는 동안 셸 3의 압력이 지나치게 상승하면 셸 4의 압력밸브가 열리 도록 하였다. 구획화된 경우 소듐 화재 발생은 구획화되지 않은 경우와 마

Table 1.5 Characteristics of the Safety Venting Systems.

Safet	ty venting system	Over pressure valve between cell1 and cell2	under pressure valve between cell1 and cell6	under pressure valve between cell1 and cell5	Over pressure valve between cell2 and cell3	Over pressure valve between cell3 and cell4	Over pressure valve between cell3 and cell5	Over pressure valve between cell5 and cell6	Over pressure valve between cell6 and cell7
With	Flow path area(m2) △P beginning to open(mb)	1.0 10	1.0 -40	1.0 -40	1.0 10	1.0 130	1.0 10	1.0 10	1.0 10
	Turbulent flow coefficient, CFC	2.0 0.1	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5
Without partition	Flow path area(m2) △P beginning to open(mb) Turbulent flow coefficient, CFC	1.0 10 0.5			1.0 10 0.5	1.0 10 0.5			

- 145-

	Sodium Leak rate (Kg/second)								
Case	Time(second)								
	1	5	100	200	300				
	10	10	10	0	0				
Partitioned	10	170	170	0	0				
	10	900	900	0	0				
	10	10	10	0	0				
not partitioned	10	170	170	0	0				
	10	900	900	0	0				

## Table 1.6 Sodium Spray Design Base Leak inSodium Loop Building.

.

## Table 1.7 General Parameters and Sodium Loop Building Building in CONTAIN-LMR Code for Sodium Fire Analysis

Initial Pressure	1.0e5 Pa
Gas Temperature	308 OK
Sodium Temperature	823 OK
Gas composition	N2:79.2%, O2:20.8%
Free Volume in each cell - Partitioned Cell 1 Cell 2 Cell 3 Cell 4 Cell 5 Cell 6 Cell 7 - Not partitioned Cell 1 Cell 2 Cell 3	2,250m3 2,250m3 8,000m3 5,680m3 2,250m3 2,250m3 1.0e5m3 9,000m3 8,000m3 5,580m3
Major Equipment Steam Generator Control/HVAC and Duct IHTS Seperator Sodium Dump Tank Catch Pan Auxiliary vessel	


Fig.1.28 CONTAIN-LMR model for sodium spray fire in sodium loop building partitioned by multi cells.

찬가지로 셀 1의 같은 위치에서 분무형 화재가 발생한다고 가정하였다. 따 라서 구획화된 소듐 냉각 루프 빌딩에서 화재가 발생하였을 때 열, 압력 및 에어로졸의 전과순서는 셀 1, 2, 3, 4, 6, 7이 되도록 하여 화재 발생시 생성 되는 에어로줄등이 외부로 유출되는 것을 최소화 하도록 하였고 또한 화재 가 발생한 셀에서의 산소 공급원을 최소로 함으로서 이웃하는 셸로의 화재 전과을 방지 하고자 하였다.

한편 유로상에 설치된 에어로졸 필터가 화재에 미치는 영향, 죽 식(62) 에 설명된 turbulent flow coefficient(C<sub>FC</sub>)의 영향을 살펴보기 위하여 셀 1과 셀 2의 유로에 두가지 유형의 필터(서로 다른 C<sub>FC</sub>를 가진 필터)를 설치하였 다.(표 1.5) 또한 소듐 분무형 화재를 모사하기 위한 CONTAIN-LMR모델의 일반적인 입력자료와 소듐 DBL table이 표 1.6, 7에 나타나 있다.

(3) 연구결과 및 고찰

소듐 냉각 루프 빌딩에서의 소듐 화재 안건성을 향상시키고 화재의 영 향을 최소화하기 위한 방안으로서 냉각 루프 빌딩을 여러 개의 셀로 구획화 하고 구획화된 각 셀에 안전별브를 설치하여 소듐 분무형 화재 발생시 구획 화된 건물과 구획화되지 않은 건물에서의 화재 영향을 고찰하여 보았다.

그림 1.29는 7개의 셀로 구획화된 냉각 루프 빌딩에서 소듐 누출량이 10Kg/sec.이었을 때 시간에 따른 압력 변화를 보여주고 있다. 각 셀에서 압 력 변화를 보면 셀 1의 경우 화재 발생후 약 100초가 지나 최대 압력 1.15 E+5 Pa에 도달하고 시간이 지남에 따라 감소하기 시작한다. 셀 2와 경우에 도 셸 1의 경우와 마찬가지로 압력이 중가한후 감소하게 되는데 최대압력은 셸 1보다 조금 늦은 110초에 나타나고 약 200초가 경과되는 시점에서 셸 1 의 압력이 셸 2의 압력보다 높게 나타남을 볼 수 있다. 이렇게 압력이 중가 한 후 감소하는 현상은 셸 3, 4, 5에서도 동일하지만 최대 압력에 도달하는



Sodium leak rate : 10Kg/sec

Fig. 1.29. Pressure in each cell of SLB with partition.

시간은 조금씩 지연되면서 나타난다. 한편 셀 6과 셀 7에서 압력변화를 보 면 화재 발생전의 압력과 발생후의 압력과 거의 동일함을 볼 수 있다. 즉 셀 1에서 발생한 분무형 화재에 의하여 압력이 발생되고 발생된 압력은 본 연구에서 모사된 전과 순서에 따라 첼 1, 첼 2, 첼 3, 첼 5, 첼 6, 첼 7로 압 력이 전과되게 되는데 첼 6과 첼 7에는 압력이 영향이 거의 미치지 않는다 고 볼 수 있다.

그리고 셸 5에서의 압력도 시간이 지남에 따라 중가하는데 이러한 현 상은 셸 3에서 형성된 압력이 셸 4보다는 우선하여 셸 5로 전파되지만 압력 의 일부가 셸 3과 셸 4 사이에 설치된 압력밸브가 열리면서 전달되는 것과 빅면을 통한 열전달에 기인한 것으로 볼 수 있다.

그림 1.30은 그림 1.29에서 설명된 것과 동일한 조건에서 시간에 따른 은도 변화를 보여주고 있다. 센내 온도는 화재가 발생한 셀 1에서 가장 높 게 나타났고 온도의 전파경로는 압력 전파 경로와 마찬가지로 본 연구에서 모사한 압력 전과 순서에 따라 셀 1, 셀 2, 셀 3, 셀 5, 셀 6, 샐 7로 전달되 었다. 그러나 그림 1.29의 셀 1에서 압력변화는 200초를 지나면서 셀 2, 3 보다 낮아지게 되는 그림 1.30의 셀 1에서 온도변화은 셀 2, 3보다 항상 높 게 나타났다. 또한 셸 1에서 최대압력은 100초가 지나서 도달되었으나 셸 1 에서 최대온도는 최대압력에 도달하는 시간보다 50여초 늦은 150초가 경과 된 후에 나타났다.

일반적으로 압력은 결정된 온도를 이상기체 상태 방정식에 대입하여 계 산함으로서 결정되기 때문에 셀 내부에서 압력과 온도 변화는 거의 동일한 경향을 보인다고 할 수 있다. 그러나 위와 같은 결과를 보면 온도와 압력 변화가 약간 다른 경향을 보인다고 할 수 있는데 이는 유로를 통한 압력전 달과 유로와 벽면 휴온 바닥을 통한 열전달이 복합적으로 작용하였다고 볼 수 있다.

-151-



Sodium leak rate : 10Kg/sec



그림 1.31은 구획화된 소듐 냉각 루프 빌딩에서 소등이 초당 170Kg씩 누출되면서 셀 1에서 분무형 화재가 발생되었을 때 시간에 따른 압력변화를 계산한 결과이다. 그림에서 보여진바와 같이 셀 1에서의 압력변화를 보면 소듐의 누출량이 10Kg/sec.이었을 때 최대압력 1.15 E+5 Pa보다 더 높은 1.38 E+5 Pa의 최대 압력이 발생되었고 최대압력에 도달하는 시간도 누출 량이 10Kg/sec.이었을 때와 비교하여 볼 때 훨씬 빠른 12초정도에 나타났 다. 셀 2, 3, 4, 5에서도 같은 경향을 보이고 있으며 본 연구에서 가정한 전 과경로를 따라 압력이 전파됨을 알 수 있다.

셀 1에서 압력은 12초에서 최대압력에 도달한 후 감소하다가 78초에서 다시 중가하고 120초에 다시 감소하기 시작한다. 소듐 누출속도가 10Kg/sec.에서는 볼 수 없었던 여러한 압력변화의 진동은 셀 1과 셀 6에 설 치된 under-pressure valve가 작동한 것에 의한 것으로 볼 수 있다. Under-pressure valve는 셀내부에서 부압이 걸리는 것을 방지하기 위하여 설치되었다. 한편 첼 5에서 압력은 첼 4의 압력보다 80초까지는 높게 나타 나지만 80초가 지나면서 첼 5의 압력이 첼 4의 압력보다 낮아진다. 이러한 이유는 첼 3에서의 압력의 전파에 의한 영향도 있겠지만 첼 3의 바닥을 통 한 열전달에 주로 기인하였다고 볼 수 있다. 또한 첼 6과 첼 7에서 압력 상 승은 누출속도가 10Kg/sec이었을 때와 마찬가지로 아주 미미하게 나타났다.

그림 1.32는 구확화되지 않은 소듐 냉각 루프 빌딩에서 소듐이 초당 170Kg씩 누출되면서 셀 1에서 분무형 화재가 발생되었을 때 시간에 따른 압력변화를 보여주고 있다. 셀 1에서 압력은 빠른 시간 안에 최대압력 1.47 E+5 Pa에 도달하게 되는데 이는 같은 조건에서 냉각 건물이 구획화된 경우 보다 약 0.08E+5 Pa정도 높은 압력이다. 이러한 원인은 첫 번째로 셀의 높 이에 있다고 볼 수 있다. 다시 말하면 분무형 화재는 액적이 하강하면서 액 적 크기 분포 및 액적 거동이 달라지고 이에 따라 액적이 하강하는 높이가

-153-



Sodium leak rate : 170Kg/sec





Sodium leak rate : 170Kg/sec



높육수록 그만큼 액적들의 연소 속도가 증가하게 된다. 따라서 구획화되지 않은 경우에는 구획화된 경우보다 분무형 화재가 지속되는 시간이 길어서 소듐 연소 속도가 상대적으로 크다고 볼 수 있다. 두 번째로 셀내부에 존재 하는 산소농도에 의한 것으로 볼 수 있다. 소듐 냉각 루프 빌딩이 구획화되 지 않는 경우 셀 1의 내부에 존재하는 산소의 양은 빌딩이 구획화된 셸 1에 존재하는 산소의 양보다 4배나 많이 존재하기 때문에 같은 소듐 누출 속도 에서 소듐 연소 속도가 높아지게 된다. 즉 셸내부에서 압력이 높아지게 되 는 것이다. 이러한 현상은 소듐 누출 속도가 끌수록 두드러질 것으로 보인 다.

그리고 셀 1에서의 압력변화는 최대압력을 보인 후 감소하면서 100초에 이르러 진공상태가 되기 시작한다. 이는 소듐과의 반용으로 급격한 산소 소 모가 아루어지고 연소반응후 셀내부가 냉각되면서 부압이 걸리는 것으로 볼 수 있는데 건물이 구획화가 된 경우에는 under-pressure valve의 설치로 인 하여 이러한 현상이 관찰되지 않았다.

구획화되지 않은 소듐 냉각 루프 빌딩에서 소듐 누출 속도가 170Kg/sec 일 때 셀 1에서의 시간에 따른 온도 변화를 계산한 결과가 그림 1.33에 나 타나 있다. 그림에서 나타난바와 같이 약 75초가 지난 시점에서 최대 온도 980°K에 도달한 후 급격히 감소하기 시작하다가 150초에서 완만한 온도면 화를 보여주고 있다. 이렇게 온도가 완만하게 감소하는 현상은 유로를 통한 압력이 이 시점에서 완만하게 전과되었음을 의미한다. 셸 2의 온도 변화도 거의 같은 경향을 보이고 있으나 셸 3의 온도는 계속 중가하는 경향을 보였 다.

구획화된 냉각 루프 건물에서 소듐 누출속도가 900Kg/sec이었을 때 각 셀에서 압력변화를 계산한 결과가 그림 1.34에 나타나 있다. 같은 조건에서 소듐 누출량이 10, 170Kg/sec.인 경우보다 더 빠른 시간 안에 최대 압력에



Sodium leak rate : 170Kg/sec

Fig. 1.33. Temperature in each cell of SLB without partition.





Fig.1.34. Pressure in each cell of SLB with partition.

도달하였고 최대압력도 1.70 E+5 Pa로서 비교적 높계 나타났다. 각 첼을 통 한 압력 전파 현상은 앞에서 가정한 전파 순서에 따라 전파됨을 알 수 있 다.

이상의 결과를 종합하여 보면 소듐 누출속도가 중가할수록 셀내 peak pressure는 중가하며, 소듐 루프 빌딩이 구획화되지 않는 경우보다 구획화 된 경우 셀내 화재에 의한 온도 및 압력의 영향이 최소화됨을 알 수 있다.

셀 내부에서 파열된 파이프를 통하여 소듐이 누출되었을 때 발생되는 소듐 화재의 연소속도는 소듐이 연소되면서 발생되는 소듐 애어로졸파 밀접 한 관련이 있다. 이러한 에어로졸은 산소와의 반응에 의하여 산화되었을지 라도 공기와의 반응성을 가지고 있기 때문에 외부로 누출되어서는 안된다. 표 1.8은 컴퓨터 run time이 46초일 때 구획화된 경우와 구획화되지 않은 건물의 셀 1에서의 에어로졸의 크기 분포를 비교한 결과를 보여주고 있다. 표에서 나타난 것처럼 건물이 구휘화된 경우와 되지 않은 경우 모두 1.00E-06 ~ 3.16E-06 액적 크기의 범위를 가진 에어로좋이 가장 많이 발생 되었으나 발생된 에어로졸의 총량은 구획한 된 경우가 6.66E+02Kg, 구획화 되지 않은 경우가 1.24E+03Kg으로서 건물이 구휘화된 경우 에어로졸이 훨 싼 적게 발생되었다.

액금로에서 화재가 발생하였을 때 에어로줄이 의부로 누출되어 환경을 오염시켜서는 안된다. 이러한 에어로좁이 의부로 누출되더라도 최소한으로 하기 위하여 본 연구에서 제의된 건물의 구획화가 필요하다. 건물을 여러셀 로 구획화함으로서 에어로졸의 배출을 각 셀에 국한되도록 하는 것이다. 표 1.9는 건물이 구획화 된 경우와 되지 않는 경우에 각 셀에서의 에어로줄 밀 도를 보여주고 있다. 건물이 구획화 된 경우에는 환경으로 누출되는 에어로 졸 밀도가 8.59E-09Kg/m<sup>3</sup>인 반면에 구획화되지 않은 경우에는 2.33E-04Kg/m<sup>3</sup>으로서 구획화되지 않은 경우가 구획화된 경우보다 상당량의

## Table 1.8 Aerosol Size Distribution Cell 1 in Sodium Loop Building with Partition and without Partition at Run time 46s.

simple aerosol conditio	ns in cell 1 w	hen cells is pa	intitioned by r	nulti-cells
	component	densities (kg/	m++3)	
diameter range (m)	ла2о	na2o2	Ca)	net
1 000E-07 to 3 162E-07	3 648E-05	3 648E-05	0 000E + 00	7 296E-05
3 162E-07 to 1 000E-06	2 717B-03	2716E-03	0 000E+00	5 433E - 03
1 000E-06 to 3 162E-06	1 011E-01	1 011E-01	0 000E+00	2 021E-01
3 162E+06 to 1 000E-05	4 163E-02	4 163E-02	0 000E+00	8 326E-02
1 000E+05 to 3 162E-05	3 198E-03	3 198E-03	0 000E+00	6 396E-03
3 162E-05 to   000E-04	7 805E-05	7 804E-05	0 000E+00	1 561E-04
1 000E-04 to 3162E-04	4 069E-07	4 069E-07	0 000E+00	8138E-07
3 162E-04 to 1 000E-03	2124E-10	2123E+10	0 000E+00	4 247E-10
1 000E-03 to 3162E-03	7 955E-15	7 954E~15	0 000E+00	1 591E-14
3 162E-03 to 1 000E-02	0 000E+00	0 000E+00	0 000E+00	0 000E+00
component total (kg/m++3)	1 487E-01	1 487E-01	0 000E+00	2 975E-01
component total (kg)	3 332E+02	3 332E+02	0.000E+00	6 664E+02

simple aerosol conditions in cell1 when cells is not partitioned by multi-cells component densities (kg/m\*\*3)

diameter range (m)	na2o	na2o2	nal	net
1 000E-07 to 3162E-07	3168E-05	3168E-05	0 000E+00	6 336E-05
3 162E-07 to 1 000E-06	3 075E-03	3 074E-03	0 000E+00	6149E-03
1 000E-06 to 3 162E-06	5 374E-02	5 373E-02	0 000E+00	1 075E-01
3 162E-06 to 1 000E-05	1 213E-02	1 212E-02	0 000E+00	2 425E-02
1 000E+05 to 3 162E+05	4 028E04	4 028E-04	0 000E+00	8 056E-04
3 162E-05 to 1 000E-04	3 825E-06	3 825E-06	0 000E+00	7 650E-06
1 000E-04 to 3 162E-04	9 01 2E - 09	9 01 1E - 09	0 000E+00	1 802E-08
3162E-04 to 1000E-03	2 999E-12	2999E-12	0 000E+00	5 998E-12
1 000E-03 to 3 162E-03	8 942E - 17	8 940E-17	0.000E+00	l 788E-16
3 162E-03 to 1 000E-02	0 000E+00	0 000E+00	0 000E+00	0000E+00
				* = = =
component total (kg/m++3)	6 938E-02	6 937E-02	0 000E +00	1 387E-01
component Lotal (kg)	6 218E+02	6 217E+02	0 000E+00	1 243E+03

Table 1.9 Aerosol Density in each cell of Sodium loop building with Partition and without Partition.

	Cell	Cell 1	Cell 2	Cell 3	Celi 4	Cell 5	Cell 6	Cel) 7
Aerosol	partitioned	2.97E-01	4.97E-02	3.42E-03	1.53E-06	5.19E~04	5.00E-05	8.59E-09
Density (Kg/m3)	not partitioned	1.38E-01	5.35E-02	9.71E-05	2.33E-04			

에어로졸이 외부로 누출됨을 알 수 있다.

그림 1.35는 소듐 냉각 루프 빌딩이 구획화 되지 않았을 때 셜 1에 공급 된 소등, 제거된 산소, 연소된 소듐의 양을 시간에 따라 보여주고 있다. 그 림에서 보여진바와 같이 소듐은 200초까지 25000Kg이 공급되었으나 산소의 소모가 중단되는 약 150초까지 소듐의 2000Kg이 연소되게 된다. 반면에 구 획화된 경우(그림 1.36)에는 약 100초에서 산소의 소모가 그침에 따라 소듐 의 연소는 중단되며 이때 연소된 소듐의 양은 700Kg이다. 구획화 되지 않 은 경우보다 구획화된 경우에 적은 양의 소듐이 연소되는 이유는 앞에서 설 명된바와 같이 구획화 된 경우에는 산소의 결핍으로 인하여 자연적으로 질 식과 누출되는 소듐의 액적의 이동거리가 짧다는 점이다.

식 (62)에서 설명된 CFc가 샐내 압력의 변화에 미치는 영향 살펴보기 위하여 샐 1의 유로에 에어로좋 여과능력이 좋은 필터(CFC=2)와 여과능력이 조금 떨어진 필터(CFC=1)를 설치하였다. 그림 1.37에서 보여진바와 같이 CFC=2인경우가 CFC=1 경우보다 압력이 높게 상승하였다. 이는 에어로졸외 필터의 저항에 의한 것으로 볼 수 있다. 따라서 여과능력이 좋은 필터를 설 치 할 것인가 혹은 셀내 압력을 낮출 것인가를 적당히 고려하여야 할 필요 가 있다.

## 3. 중규모 소듐 화재 특성 연구

액체금속로의 안정성 해석을 위해서는 냉각재로 사용되는 소듐의 물리 및 화학적 특성 자료를 확보해야 함은 물론 냉각재 유출로 인한 화재 현상 파악 또한 매우 중요하다. 제 1.1 단계에서 소듐의 물리 및 화학적 특성 자 료는 어느 정도 수집된 상태이며, 소규모 소듐 화재 현상에 대한 기초적인 연구가 수행되었으나, 액체금속로 안전성 해석을 위해서는 좀더 큰 규모의





Fig.1.35. Sodium added, oxygen removed and sodium burned in cell1 of sodium loop building not partitioned.



Sodium Leak Rate : 170 Kg/sec.

Fig.1.36. Sodium added, oxygen removed and sodium burned in cell1 of sodium loop building partitioned by 7 cells.





Fig. 1.37. The Effect of C<sub>FC</sub> on pressures of cell 1 of SLB with Partition.

시험시설이 필요하다는 결론을 얻은 바 있다.<sup>26)</sup> 따라서 소듐 중규모 화재 시험시설을 확보하여 이를 이용하여 냉각재 유출로 인한 중규모 화재 특성 파악, 대규모 소돔 화재 추이 분석, 소듐 화재 현상 모사를 위해 개발한 전 산코드 검증을 위한 시험자료 확독 및 소듐 화재 관련 안전대책 수렵을 위 한 설계 자료 획득과 기술 습득을 하고자 한다. 제1.2단계 1차년도에서는 중 규모 소듐 화재 시험시설의 개념 설정 및 기본 설계를 수행하고, 2차년도에 서는 상세 설계 및 반응기 일부 제작과 3차년도에서는 중규모 소듐 화재 시 험시설의 건조 등을 수행하고자 한다.

가. 액채금속로 격납용기에 관한 자료 분석

적정 규모의 소듐 화재 시험시설을 설계하기 위해 기존의 액채금속로의 격납용기 형태, 크기 및 크기설정 자료에 대한 정보가 필요하며 이들을 요 약하면 다음과 같다.<sup>27)</sup>

(1) 액체금속로 격납용기 형태

액체금속로는 대규모의 방사성 물질의 외부환경으로 방출을 제어하기 위해 다양한 종류의 격납용기가 설치되어 있으며, 다음과 같이 분류할 수 있다.

- Single containment : FFTF, EBR-II, JOYO(그립 1.38)

- Double containment; EFFBR, SEFOR(二君 1.38)

- Containment/Confinement ; SUPER PHENIX(그립 1.39)

- Multiple containment; SNR 300 (ユ君 1.40)

Single containment 는 대개 steel containment 이고 실험로에 주로 설치되어 있다. double containment 는 콘크리트 격납용기와 외부에 격납용기 사이에는 공기로 채워져 있다.



Fig.1.38. LMR single/double containment systems.



Fig.1.39. LMR single/double containment systems.



Fig.1.40. LMR multipe containment systems.

Containment/confinement 형태는 원자로 위에 steel dorne 이 놓여 있 고 외부 격납용기로 1vol%/day 의 누출 형태가 있으며, 외부 격납용기는 공 기로 채워져 있으며 낮은 압력을 유지하며 여과 시설을 통하여 외부로 배출 시킨다.

Multiple containment 는 펌프를 이용하여 격납용기 사이의 가스 상태 룹 조절한다.

(2) 액체금속로 격납용기 크기

기촌의 액체금속로에서 액체금속로 종류별 격납용기의 코기는 표 1.10 과 같다.

(3) 격납용기 크기 설정

액제금속로의 안전대책을 위한 격납용기의 크기를 결정할 수 있는 자 료를 경리하면 다음과 같다.

- Compartmentation = f(the constraints of the equipment and layout of the heat transfer systems)

 Maximum size guidelines ; 20,000 ft<sup>3</sup> (27x27x27) for U.K.
 사고시 N<sub>2</sub> 가슈로 즉시 flooding 할 수 있고 배기 가스 시 스템을 이용하여 fume 을 즉시 제거 할수 있는 규모를 바

탕으로 한 값임

예) SNR 300, FFTF

- Super Phenix ; 화재의 확산을 제한하기 위해 영향지역을 100 m<sup>3</sup> 이하의 구역으로 세분화 (94', 4.)

나, 소듐 화재 시설 설계시 고려 사항

Experimental Fast Reactor						
Plant	Gross volume, m	Plant	Gross volume, m <sup>3</sup>			
Rapsodie(France)	15,000	KNK-II (Germany)	5,000			
FBTR(India)	15,000	PEC(Italy)	000,81			
JOYO(Japan)	18,600	DFR(UK)	11,500			
BOR-60(USSR)		EBR-II(USA)	14,000			
Fermi(USA)	7,900	FFTF(USA)	64,100			
Demonstration or Prototype Fast Reactor						
Plant	Gross volume, m <sup>9</sup>	Plant	Gross volume, m <sup>3</sup>			
Phenix(France)	31,000	SNR-300	323,000			
PFBR(India)		MONJU(Japan)	130,000			
PFR(UK)	74,000	CRBRP(USA)	1 70,000			
BN-350(USSR)		BN-600(USSR)				
PRISM(USA)						
Commercial Size Reactor						
Plant	Gross volume, m³	Plant	Gross volume, m <sup>3</sup>			
Super Phenix 1	dome ; 6,500 contain ; 170,000	Super Phenix 2				
SNR 2(Germany)	180,000	DFBR-1000(Japan)				
CDFR(UK)		BN-800(USSR)				
BN-1600(USSR)		EFR				

Table 1.10 List of Containment Size for LMR

소듐을 취급하는 시설은 매우 위험하므로 시설설계시 다음과 같은 많은 사항을 참조하여야 한다.<sup>28)</sup> (그림 1.41 - 그림 1.47)

- 가열사 가열장치의 열선간격은 최소 1 인치 이상 간격을 유지 할 것
  · 적절한 열을 제거 및 열선보호를 하기 위하여
- 수평용기나 탱크 가열시 전체 가열량의 2/3를 하부에 1/3을 상부에 배치
- 수직형 구조일 때는 상하부 균등 가열
- 배관은 최소 1도 이상의 경사가 되어야함

•소듐 이송 및 배출을 용이하게 하기 위해

- 배관연결은 용접을 원칙으로 하며, 나사형 연결 방식은 260°C이하에 서 사용하고, 플랜지, 유니은, 기계적 연결 방식은 2인치 이하의 작 은 배관에서 제한적으로 사용
- System temp 는 최소한 용용 온도 보다 25'C 이상이어야 흐를수 있다.
- 용융으로 인한 부피 중가는 3%(98°C)이고, 538°C에서는 12%중가 안전을 고려하여 125 - 150%로 설계
- 연소시 부피중가는 Na<sub>2</sub> O, Na<sub>2</sub> O<sub>2</sub> 등에 의해 100%충가 (1/3은 fume으로 발생 가능)
  - •탱크나, 파이프 아래에 이를 고려한 catch pan 설치 (소듐 부피의 1.5배 설치)

다. 중형 소듐 화재 시험 시설 개념 설계

- (1) 화재 현상 관련 자료
  - 발화 온도 (Ignition temp.); Self-sustaining temp. I.T. = f(the



Fig.1.41. Pipe heating of sodium systems.



.

Fig.1.42. Tank heating of sodium systems.



Fig.1.43. Preheating and insulation systems.

OPENINGS & PENETRATIONS:

ALL OPENINGS FROM TOP



Fig.1.44. Design guidelines of manholes and pipe connectoins.



٠



Fig.1.45. Containment volumes of sodium systems.

## PROBLEMS RELATED TO LIQUID METALS

- MOST ARE NOT LIQUID AT ROOM TEMPERATURE (EXCEPTIONS, NaK, Hg.)
- REQUIRES TRACE HEATING TO LIQUID TEMPERATURE PLUS 77°F (25°C)
- REQUIRES ALL WELDED CLOSED SYSTEMS FOR EXTENDED SERVICE
- REQUIRES INERT GAS COVERAGE (ARGON, NITROGEN, HELIUM)
- HIGH THERMAL EXPANSION—SPECIAL DESIGN
- FROST OR AEROSOL OCCURS AT 500-1000°F (260-538°C)
- VISIBILITY IMPAIRED DURING A FIRE DUE TO DENSE SMOKE
- CORROSIVE IN CONTACT WITH AIR/WATER
- OFTEN INCOMPATIBLE WITH WATER AND MANY
  ORGANIC COMPOUNDS

Fig.1.46. Problems related of sodium systems.

## SYSTEM DESIGN TO CONTAIN SODIUM

- ALL WELDED CONSTRUCTION USED IF POSSIBLE
- WELDED MANHOLES USED IF POSSIBLE
- INSTRUMENTS SPECIAL DESIGN WITH NO ENVELOPE PENETRATIONS WHERE POSSIBLE
- WHERE POSSIBLE, OPENINGS ARE IN GAS SPACE
- FREEZE SEALS USED WHERE APPLICABLE
- TANK OPENINGS ON TOP OR SIDE OF VE\$SEL

Fig.1.47. System design to contain sodium.

surface to volume ratio, the oxygen molar fraction and humidity of the gaseous atmosphere, and the degree of sodium purity)

- 풀형 화재 : 공기 분위기에서 풀 표면의 disturb 되지 않을 때 250° C이하에서는 발화하지 않으며, 풀 표면의 agitation 정도와 열 손실 속도가 중요한 인자임
- 분무형 화재; 풀형 화재보다 낮으며 공기분위기에서 ~120
  C고 분무 액적 크기의 함수이다. Fine mist 안 경우 온도가
  더 낮아질 수 있다.
- 연소 화학 ; 산소 농도가 10% 이상인 곳에서는 Na<sub>2</sub> O<sub>2</sub> 가 주성 분이고 그 이하에서는 Na<sub>2</sub> O가 주성분이며 반응 분위기에 따라 다른 물질로 변환됨

(2) 각국의 소륨 화재 시험시설

중형 이상규모의 소듐 화재 시험시설을 대표적인 것만 기술하면 다음과 갑다.<sup>29)</sup>

(가) 일본의 자료

- ① 풀형 화재 (JARI에 있는 3.2m³ 규모)
  - 폐쇄된 용기에서 연속 속도는 연소가 계속될 때 거의 일정하다.
  - 산소 소모 속도는 500°C 에서 0.5~1.1 kg/m² min 이다.
  - 폐쇄된 용기에서 반응이 일어날 때 주생성물은 Na<sub>2</sub> O 이고,
    개방된 용기에서 반응이 일어날 때 주로 Na<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 생성된다.
  - 21m<sup>3</sup> 규모의 (Mitsubishi Heavy Industries) 다양한 조건에서
    550℃의 소듐 1500kg를 실험할 수 있는 test cell 건조
- ② 분무형 화재 (Hitachi 에 있는 2m³ 규모, 주입 속도 30~

50g/sec)

- 격납용기 속의 가스 압력은 분무 초기에 급격히 올라가 분무
  가 끝날 무렵에 최고 값을 가지며, 완전 연소이고 단열계라고
  가정한 값보다 factor 2~7 이 작다.
- 산소 소모량은 완전연소라고 가정한 값의 80% 정도이다.
- 분무되는 영역에서 보다 분무 밖의 영역에서 연소 속도가 크다.
- 풀형 화재와 마찬가지로 중규모 실험 시설을 MHI 에 건조
- ③ 일본 (MHI) 관련 자료(그림 1.48)
  - 시설 개념
    - Integrity of container cell(MONJU) 검증용
    - Computer code (SOFIRE Ⅱ) 검증용
  - 시설 크기
    - 21m<sup>3</sup> (cylindrical vessel i diameter 3m, high 3m)
  - 실험 범위
    - 530'C의 sodium 을 최대 1m<sup>3</sup> 율 spill
  - 실험 장치 및 기기 구성
    - Thermocouple for measuring temperatures of inert gas.
    - Catching pan
    - Pressure sensor
    - Gas sampling system for oxygen concentration
    - Liner wall and concrete
    - Manhole of vessel
- (나) 독일 자료<sup>30</sup>
  - ① FAUNA facility(그럼 1.49)
    - Aerosol behavior



Fig.1.48. Schematic figure of test vessel in MHI.



Fig.1.49. FAUNA facility.
- Chemical transformation
- Code 검증 실험 (PARDISCO and KONVEC)
- Aerosol 측정 기기 비교 실험
- ② NALA facility(그렇 1.50)
  - NALA-I(forced convection) ; sodium evaporation
  - NALA- D (natural convection) ; sodium evaporation
- (다) 프랑스 ESMERALDA facility(그럼 1.51)
  - Modelling 실험
  - Extinguishment
  - Operation(behavior of various reactor components in accidental condition)
  - Interaction with materials
- (3) 개념 설정

소통을 냉각재로 사용하는 액체금속로에서 발생 가능한 소듐 화재를 모 의 시험하기 위해서 다음과 같은 내용을 포함하는 중규모 소듐 화재 시험시 설을 필요로 한다.

- (가) 액체금속로 냉각재유출로 인한 중규모(약 48m<sup>3</sup>)화재특성 파악
- (나) 대규모 소듐 화재 경향 추이분석
- (다) 중규모 소듐 화재시 전산코드 검중을 위한 자료획득
- (라) 소륨 화재관련 안전대책을 위한 설계 자료 및 기술 습득

(4) 개념도 작성

소듐율 가열하여 공급하는 탱크, 소듐 유량율 알 수 있는 유량계, 소듐 화재 반응기, 화재 생성물 여과 및 배출 장치가 필요하며, 소듐 공급을 위한



Fig.1.50. NALA facility.



Fig.1.51. ESMERALDA facility.

비활성 가스 탱크와 반응용기내의 소듐 화재 생성물 처리에 필요한 중기발 생기 등도 필요하며, 모든 배관과 장치는 반용기로 소듐을 공급하기 전에 소듐 용점 이상으로 가열 하여야한다.

라. 중규모 소돔 화재 시험 시설 건조

(1) 설계 기준

중규모 소등 화재 시험시설의 설계 규모는 주반응장치의 크기가 약 48 m<sup>3</sup> 이고, 풀형 화재, 분무형 화재 및 혼합형 화재를 발생시킬 수 있게 되어 있다.

주요 잠치구성온 앞에서 언급한 바와 같으며, 실험 자료 즉 압력, 온도, 에 어로졸크기, 가스 분석자료 등을 측정하고 데이터를 처리하는 시스템으로 구성되어 있다. 한편 실험 조건은 다음과 같다.

물형 화재 ; 소듐 온도 = 300 - 530° C
소듐 부피 = 0.2- 0.5 m<sup>3</sup>
산소 농도 = 0.5 - 20 %
분무형 화재 ; ·소듐 온도 = 300 - 530° C
소듐 공급시간 = 60 min
산소 농도 = 0.5 - 20 %
흔함형 화재 ; ·소듐 온도 = 300 - 530° C
·소듐 부피 = 0.02 -0.1 m<sup>3</sup>
·산소 농도 = 0.5 - 20 %
·공급시간 = 1 - 5 min

(2) 화재 실험 장치 구성

- 187 -

액체금속로의 냉각재로 사용되는 소듐의 누출로 인하여 발생 가능한 여 러 가지 유형의 소듐 화재의 특성을 과악하고 소듐 화재에 대한 방호 대책 을 수립하기 위한 중규모 소듐 화재 실험장치의 구성도가 그림 1.52에 도시 되어 있다.

주요 실험장치로는 풀형, 분무형, 소듐 감지, 소듐 완화 및 소듐 소화 실험을 수행 할 수 있는 소듐 콘크리트 시험셀, 사각형의 덩어리 상태로 있는 소듐을 용해시키기 위한 용해조, 소듐을 저장하여 용해시키는 저장조, 화재 실험 조건에 맞게 소듐 콘크리트 시험 셀에 소듐을 공급하기 위한 소 듐공급 탱크, 콘크리트 시험셀의 가스 조건을 조절할 수 있는 가소 조절 계 통, 화재 시험후 반용 생성물을 세척하기 위한 증기 발생 장치(steam generator), 시험셀 내부의 산소농도를 조절하기 위한 압축공기 공급 장치, 에어로를 발생시 이를 포집하기 위한 여과장치, 화재실험중 급격하게 압력 이 상승되었을 때 압력을 배출시키기 위한 안전 뱉브 장치, 소듐 화재 실험 시 시험셀내 압력, 온도, 산소, 에어로를 농도 변화 등을 분석, 기록 Data aquisition system, 에어로를, 산소 등을 채취할 수 있는 Sampling system, 시험 장치 및 배관의 온도를 제어하고 각종 전원을 공급할 수 있는 제어란, 각종 소듐 탱코의 내부를 불활성 상태로 유지하고 소듐을 이송시키기 위한 질소 공급 장치, 그리고 이밖에 각종 배관 장치 등이 있다.

(가) 콘크리트 시험 샐

콘크리트 시험실은 화재가 발생되는 곳으로서 여금로에서 발생 가능한 각종 소듐 화재를 재현하여 이들에 대한 특성을 파악하고, 화재 완화 및 방 지를 위한 각종 components의 성능시험과 아울러 소화재의 소화능력, 소듐 감지기의 감지능력등을 시험하여 소듐 방호에 관련된 각종 자료를 획득하는 장치이다.

시험용기 본체는 콘크리트로 제작되었고 콘크리트 내부의 벽면, 천정,

-188 -



Fig.1.52. P&ID for medium sodium fire test facility.

-(8]-

바닥은 스테인레스 스털로 된 liner가 설치되어 있다. 실험장치에 대한 구성 도는 그림 1.53, 54, 55와 같으며 본체에 연결된 각종 hole이 표 1.11에 정리 되어 있다. 본체는 크게 소듐이 분사되는 노출, 풀형 화재가 발생되는 풀괜, 반응생성물의 배출구와 본체에 연결된 다른 모든 계통들로 구성되어 있다. 본체의 외부 상부 술라보에는 반응생성물을 포집하기 위한 여파장치가 있고 본체 상부와 벽면에 있는 hole을 통하여 소듐 공급 라인, 소화재 공급파이 프, 흔합가스 라인, 각종 센서류등이 인입되어 있다. 그리고 본체 측면에는 열어 젖혀서 열릴 수 있는 door를 설치하여 작업자가 시험 셀내부에 직접 들어가 유지 보수할 수 있도록 하였고 본체 측면과 상부에 light glass, 측 면에 sight glass를 설치하여 비디오 카메라를 통하여 화재현상을 직접 관 찰할 수 있도록 하였다. 본채 내부에 있는 모든 파이프는 가열기와 열전대 가 설치되어 있고 그 주위는 단열재로 보온되어 있다. 시험 셀에 대한 세부 사항은 다음과 같다.

- 시험용기 재질 : 콘크리트
  - 강도 : 280 kg/cm<sup>2</sup> (4,000 psi)
  - 두께 : 45cm
- 시험 셑 부피 : 48m<sup>3</sup>
- Dimension(Inside) :  $3 \times 4 \times 4$  (m)
- 백면 : Reinforced concrete including H-beam or Angle
- Liner plate
  - 재질 : Stainless steel
  - 두깨 : 3 mm
  - Lining 위치 : 셀 내부 전체 (천정, 바닥, 사방벽)

- Door

Type : Pull/Push & Sliding

Hole No.	Hole Şıze	Nozzie No.	Description	Nozzle Size	Remark	Location
HI	4"	N-1	Sodium feed	1″ or 2″	Ръре	Side(D-D)
~		N-2	Pipe heater		Connection on flarge	2
H2	~	N-3	Iniet for axygen gnalysis	1/2"	Tube	
-		N-4	Outlet	1/2"	*	
		N-5	Sample gas outlet I för ærrosol analysis	1/2" or 3/4"	Tube or pipe	π
[ <del>,</del>		N-6	* ¤ *		~	-
. " _		N-7	T <u>T</u>		"	-
~		N-8	Leak detector	1/4" NPT		
H3	5"	N-9	Thermocouple(T1-T8)-Multa probe thermocouple assembly for gas	3/4" NPT		~
~		N-10	" (T9-T16) "			
-		N-11	Thermocouple(T1-T6) for wall	1/4" NPT		~
•		N-12	" (T1-T4) for pape	3/4" NPT		-
		N-13	Thermocouple for pool pan	1/4" NPT		-
~		N-14	Pressure transducer	1/2*	Tube	
H∢	4"	N-15	Steam miet	1/2"	•	Τσρ
		N-16	Nitrogen inlet	L/2°	-	*
~		N-17	Make-up gas inlet	1/2*	•	•
-		N-18	Vacuum pump outlet	1/2"	r	
-		N-19	Aur mier	1/2	r	-
HS	3"	N-20	Fore extinguisher inlet	3"	Flange	-
Н6	20"	N-21	Safety rupture disk		_ *	~
H7	4	N-22	Piltration system		Hood type	-
H8	¢ 500	N-23	Sight glass	<b># 500</b>		Side(D-D)
1 <del>19</del>	<b>∳</b> 500	N-24	н 	<b>≠</b> 500		-
H10	<b>∳</b> 200	N-25	Light hole			Тор
HII	¢ 200	N-26	n			Side(C-C)
K12	4"	N-27	Spare hole			
н13	4"	N-28			. <u>.</u>	

Table 1.11 List of Holes on the Cell



Fig.1.53. Bird's-eye view of fire test cell



Fig.1.54. Plan view of the medium sodium fire test cell.

- 193 -



Fig.1.55. A-A section for plan view of the medium sodium fire test cell.

- 잠금장치
- Venting System
  - 에어로졸 필터
  - Damper
  - ID Fan
  - Stack
- Sight glass
  - Type : Wiper가 부착된 장치
  - Size : Glass 적경 500mm
  - 내압용 : 2kg/cm<sup>2</sup>
- (나) 소듐 용해조 (Dissolver)

Brick 상태로 되어 있는 소듐 고형체를 용해하기 위한 소듐 용해조가 그림 1.56에 도시되어 있다. 이곳에서 용해된 소듐은 저장조로 이송된다. 저장조는 직경 30cm, 높이 40cm, 용해조내 유효공간이 약 30ℓ로서 약 1 0~15kg의 소듐 고형체를 용해할 수 있도록 설계되어 있다. 저장조는 band heater와 열전대에 의하여 가열, 제어되며 용해조 하부에는 용해된 소듐중에 섞여 있는 불순물을 걸러내기 위하여 약 3mm직경을 가진 다공판 위에 thread wire가 충진되어 있다. 용해조에 채워진 소듐 고형체는 약 200℃에 서 용해된다.

(다) 소듐 저장조

소듐 저장조는 상온의 고체 소듐을 200℃까지 가열하여 용용상태로 만 든 후 배관을 통하여 공급조로 이송하는 장치이다.

그림 1.57에 도시된바와 같이 저장조는 적경 36cm, 높이 70cm로서 약 70kg의 소듐이 채워지고 외부에 설치되어 있는 band heater에 외하여 가열, 응용되어 소듐 공급조로 이송된다. 저장조 상부에는 level indicator가 부착



Fig.1.56. Data sheet of the sodium dissolver.



Fig.1.57. Data sheet of the sodium storage tank.

되어 있고 저장조 내부가 외부 공기로부터 오염되지 않도록 질소 공급장치 가 설치 되어 있다.

(라) 소듐 공급조

소듐 공급조는 소듐 저장조로부터 이송된 소듐을 실험하고자 하는 조건 에 맞는 온도까지 가열하여 콘크리트 시험 셀에 소듐을 공급하는 장치로서 그림 1.58에 도시되어 있다. 보통 시험 셀에 공급될 소듐은 약 500℃이상 가 열되어 공급되어야 하기 때문에 설계 온도와 허용 압력이 신중하게 고려되 었다. 공급조는 직경 10cm, 높이 105cm, 부피 8兆로서 약 5kg의 소듐을 가 열하여 시험셀에 공급되도록 설계되어 있다. 소듐 저장조와 마찬가지로 공 급조 상부에는 level indicator가 부착되어 있고 공급조 내부가 외부 공기로 부터 오염되지 않도록 질소 공급장치가 설치되어 있다.

(라) 가스 조절 계통

소듐 관련시설에서 발생 가능한 화재는 산소농도가 작거나 거의 대기 와 같은 상태에서 발생할 수 있다 그리고 화재 실험 후 미반용의 소듐과 소 듐 산화물을 건조 충기 등에 의해 세정하기 위하여서는 용기내 분위기를 절 소 또는 이산화탄소 분위기로 바꾸어 안전성을 확보하여야 한다. 따라서 공 기조건 조절계통은 공기 압축기, 질소 가스와 이산화탄소 실린더, 혼합탱크, 습도계, 유량계로 구성하여 소듐 화재시와 세정작업시 시험용기내의 산소농 도를 0~21%의 범위로 조절할 수 있게 하였다

(마) 가스 샘플링 계통

소듐 화재 실험시 시험용기내의 산소농도 변화를 측정하기 위한 장치로 서 가스를 채취하기 위한 순환펌프, 소듐 에어로졸을 여파하는 필터풍으로 구성되어 있다.

(바) Thermocouple 제통

소듐 화재 실험중에 발생되는 온도 변화를 측정하기 위하여 한 개의



Fig.1.58. Data sheet of the sodium supply tank.

port에 여러개의 열전대를 bundle처럼 묶어서 시험 셀이 밀봉되도록 하였으 며 각 측정은도 조건에 따라 서로 다른 유형의 열전대를 사용하였다.

4. 결 언

가. Flame 연소 모델에서 계산된 소듐 풀 온도, 시험용기내 가스 온도, 산소 농도는 표면 연소 모델에서 계산된 것보다 대체로 높게 나타났다. 이 는 flame과 소듐 플표면사이에서 형성된 소통 증기층에 의하여 flame에서의 온도가 소듐 풀표면의 온도보다 높아지기 때문이다.

나. 코드의 정확한 계산을 위하여 복사 열전달 계수를 비롯하여 실험적 으로 결정되는 입력변수에 대한 연구가 요구된다.

다. 표면 연소 모델과 비교하여 flame 연소 모델의 우수성이 입중되지 는 못하였지만 합리적이고 진압보된 모델로서 앞으로 이에 대한 연구 개발 이 기대된다.

라. 정확한 코드의 겸중을 위하여 중형 화재 시험 시설을 통한 신뢰성 있는 입력자료 및 실험자료가 필요하다

마. P, 근사법과 S4 방법을 이용 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 결과가 surface combustion model과 flame combustion model의 결 과보다 소급 연소후 30분 정도까지는 실험 결과와 비슷하나 그 이 후에서부터는 실험치와의 오차가 원래의 모델들 보다 더 큰 경향을 보인다

바. 다양한 소듐 액적크기 분포의 재현이 가능한 Gaussian분포함수를 도입한 결과 분산값의 변화에 따른 압력 증가 곡선에 미치는 영향이 매우 크게 나타났다.

사. 소듐 냉각 루프 건물을 구획화함으로서 소듐 화재에 대한 영향을 완화시킬 수 있었다.

- 200-

 아. 중규모 소듐 화재 시험시설의 개념 및 기본 설계를 수행하여 시 험시설을 건조하였다. 화재 시험 시설은 소듐 콘크리트 시험 샐, 소륨 용해
 조, 소듐 저장조, 소듐 공급조, 소듐 화재 생성물 처리 시스템과 여과 시스
 템 및 배출 장치 등으로 구성되어 있으며, 설계 자료는 다음과 같다.

- 시험 샐 재절 : 고강도 콘크리트
- 시험 셑 크기 : 48m³ (3x4x4m)
- 설계 온도 ; 700°C
- 설계 압력 ; 1 bar (max.)
- 반응기 두께 : 45cm
- 조업 온도 ; 530°C

## 기호설명

A : Surface area (m')B : Proportional constant in turbulent heat transfer in Eq. (3) Br : Sodium burning rate  $(kg-Na/m' \cdot s)$ Ca : Mole density of atmospheric gas (mole/m')  $C_1$ : Mole density of gas in region between fame and pool (mole/m) Cp : Specific heat at constant pressur (KJ/kg • deg) Cv : Specife heat at constant volume (KJ/kg • deg) D : Diffusion coeffcient in gas phase (m<sup>\*</sup>/s) d : Characteristic width or diameter of leak path between cells (m) **F** = Radiative beat transfer coefficient g : Acceleration of gravity (m/s<sup>2</sup>) Gr : Grashof number H : Characteristic height of leak path between cells (m) h : Heat transfer coefficient (KW/m'/deg)K : Mass transfer coefficient (m/s)1 Characteristic length of combustion area (m)  $l_I$  : Distance between pool surface and flame zone (m)  $M_g$ : Total mass of gas in cell (kg) m : Mass fux between flame and pool (kg/m' • s) Nu : Nusselt number P : Cell gas pressure (Pa)  $P_{sat}$ : Saturation pressure of sodium (Pa)

- 202 -

Pr	:	Prandtl	number
----	---	---------	--------

Q<sub>b</sub>: Combustion heat per unit combustion area (KJ/m' • s) T : Temperature (K) Sc : Schmidt number x : Coordinate in pool (m) Y : Mole fraction in gas phase

z : Coordinate between flame and pool (m)

- $\alpha$ : Thermal diffusivity (m<sup>i</sup>/s)
- $\beta$  : Volumteric expansion coefficient (K<sup>-1</sup>)

 $\Delta H$ : Combustion heat generated by sodium-oxide reaction (KJ)

 $\Gamma$  : Effective heat capacity related to mass transport in Eq. (9) (K1/deg  $\cdot m^2 \cdot s$ )

- $\Phi$ : Mole flux of gas or vapor (mole/m' \* s)
- $\lambda$  : Thermal conductivity(KW/m deg) $\nu$  : Kinetic viscosity(m'/s) $\rho$  : Micro density(kg/m') $\rho$  \* Macro density(kg/m')
- $\sigma$  : Stefan-Boltzman constant (KW/m' K4)
- x : Stoichiometric ratio
- (Subscript)
- f 🔅 Flame
- fp : Region between flame and pool
- g : Atmospheric gas in cell
- (g) : Gas phase in chemical reaction equation
- $i, j \in Index$  of cell structure

- $\mathbf{i}_m$ : Leak path between cells
- (1) : Liquid phase in chemical reaction equation
- $N_2$  : Nitrogen or atmospheric gas
- Na : Sodium
- Na<sub>2</sub>O : Sodium monoxide
- Na<sub>2</sub>O<sub>2</sub> : Sodium peroxide
- O<sub>2</sub>: Oxygen
- $\rho \ : \ Pool$
- (s) : Solid phase in chemical reaction equation
- u : Ceil structure

### References

- HIMENO, Y., MIYAHARA, S., MoRII T., SASAKI, K.: Proc. Int. Conf. Liquid Metal Engineering and Technology, Avignon, France, pp. 202-1~ 202-9, (1988).
- YUNG, S.: HEDL-SA-2740-FP, (1982).
- 3. SAGAE.K., SUZUOKI.A.: J.Nucl.Sci. Technol., 22 [11],870 (1985).
- KLIMM,M.: IAEA IWGFR Specialists' Mtg. on Sodium Fires, design and testing, Richland, Summary Reports, Sess, II, (1982).
- GASSELMAN, C., et al.: "Liquid Metal Engineering and Technology in Energy Prevention", Vol.2, 174(1984). not for publication.
- HILLIARD, R.K.: IAEA IWGER Specilalists' Mtg. on Sodium Fires and Prevention, Cadarache, Summary Reports, 32(1978).
- 7. BEIRIGER, P.,et al.: AI-AEC-13055, (1973).
- FISHENDEN, M., SAUNDERS, O.A.: ASME J.Heat Transfer, C81, 24 (1977).
- BIRD, R.B., STEWART, W.E., LIGHTFOOT, E.N. <sup>2</sup>"Transport Pheno -mena", John Wiley & Sons., (1960)
- 10. HILLARD, R.K., et al.: HEDL-TME 79-28 (1979).
- OHNO, S., KAWATA.K., MORLKAWA.S., HIMENO.Y.: Proc. Int. Fast Reactor Safety Mtg., Snowbird, USA, Vol.I, p.241 (1990).
- 12. JACOB, M.: "Heat Transfer", (1946), John Wiley.
- BROWN, W.G., SOLVASON, K.R.: Int.J.Heat Mass Transfer, 5, 859 (1962).
- 14. MIYAKE, O., KAWABE, R., HIMENO, Y.: Preprint 1985 Fall Mtg.

AESJ,(in Japanese), A37.

- P. Beiriger et al., SOFIRE II UESR Report, AI-AEC-13055, Atomic Internation Division, 1973
- K. Sagae and A. Suzuoki, Development of Analytical Model for Sodium Pool Combustion, J. Nucl. Sci. Eng., Vol. 22, No. 11, pp.870-880, Nov. 1985
- M. Klimm, IAEA IWGFR Specialist Mtg. on Sodium Fires, Design and Testing, Richland, Summary Reports, Sess, II, 1982
- C. Casselman et al., Liquid Metal Engineering and Technology in Energy Prevention, Vol. 2, 174, 1984, not for publication
- M. P. Menge, and R. Viskanta, Radiative transfer in three-dimensional closures containing inhomogeneous, anisotropically scattering media, J. Quant. Spectrosc. Radiat. Transransfer 33(6), 535-549, 1985
- M. F. Modest, Radiative Heat Transfer, McGraw-Hill, New York, 1993.
- 21. M. N. zisik, Radiative Transfer and Interactions with Conduction and Convection, Wiley-Interscience, New York, 1972.
- M.P. Heisler, K. Mori "SQMIX-1 Users Manual for the LAB CDC 7600 Computer", N707T1130045, Atomics International, June 1976
- S.S. Tsai, "The NACOM Code for Analysis of Postulated Sodium Spray Fires in LMFBRs", NUREG/CR-1405, March 1980
- 24. 김광락, "수퍼피닉스 이차냉각계통 소듐 화재 연구", KAERI/ OR

-162/93, 1993

- 25. K.K.Murata, D.E. Carrol, "CONTAIN-LMR/IB-Mod. 1, A Computer Code for Containment Analysis of Accidents in Liquid Metal Cooled Nuclear Reactors", Sandia Report SAND-91-1490,1993
- 26. 황성태 등, '액체금속로 냉각재 안전대책 연구', 한국원자력 연구소, 1994
- 27. 'Status of liquid meta cooled fast breeder reactor', IAEA, 1985
- 'Lquid metal fire control engineering handbook', HEDL-TME-79-17, 1979
- T. Sano, Y. Abe, and T. Kiyokawa, 'experimental studies on sodium columnar fire and pool fire', proceedings of the LMFBR safety topical meeting, July 19-23, 1982
- Sordan et al. 'position paper of the fedral republic of germany on sodium fires, design and testing' IWGFR/43, 1982

# 제 2 절 소듐/커버개스 순도관리

### 1. 소형 Na-루프의 건조 및 운용

### 가. 소형 Na-루프의 건조

(1) 서 설

액체금속로의 고유안전성 확보를 위해서는 완벽한 소듐 취급기술의 확 보와 소듐을 항상 고순도로 유지시켜줄 수 있는 장치의 개발 및 운전기술이 편요하다. 소듐의 순도관리는 cold trap, hot trap 동의 장치와 불순물의 농도를 파악할 수 있는 plugging meter등으로 이루어질 수 있으며, 이들은 소듐 루프에 도입하기전 철저한 성능 평가가 이루어져야한다.

따라서 본 연구에서는 기기 들의 본격적인 성능평가에 앞서 이들 기기 의 보정을 위한 소형루프를 건설하였으며, 이 루프는 크게 제어계통과 기계 적인 부분으로 나누어진다. 이 소형루프는 변환시설의 HF룸에 설치되었으 며, 3x2.5x2.0m의 frame내부에 들어갈 수 있는 크기이다. 주요 구성품으로 는 소듐 공급용 탱크, E.M. pump, flowmeter, caliblation tank, plugging meter, cold trap 및 냉각용 blower 등을 들 수 있다. 제어제통은 PC와 PLC 를 중심으로 하여 자동 및 수동제어가 가능하도록 설계, 제작하였다. 또 이 루프를 이용하여 기 제작된 불순물 분석용 sampler와 불순물의 연속적인 감 시가 목적인 oxygen meter의 성능시험도 함께 수행할 수 있도록 설계하였 다. (2) 소형 Na-루프의 건조

(가) 루프의 구성

액채금속로의 냉각재인 소듐의 순도관리를 위한 각총 기기들의 성능 겸 중을 위하여 건조된 소형 Na-루프의 구성도를 그림 2.1에 도시하였으며, 루 프상에 장착된 소듐 파 커버개스용 밸브의 명칭 및 설치장소 그리고 열전대 삽입 위치 및 명칭을 표 2.1-3에 정리하였다. 그림에서 보는 바와 같이 소형 Na-루프는 크게 나누어 소듐을 저장하고 공급하는 탱크류, 소듐을 순환시 키는 순환계통, 소듐의 순도를 제어하는 정제계를 및 자유 액면상에 불활성 기체를 공급하는 cover gas계통파 보조설비 등으로 구성된다.

탱크류

일반적으로 Na·루프에는 많은 탱크가 설치되며 다양한 크기와 형태를 가지며 그 쓰이는 용도가 각각 다르다. 본 루프에 설치된 기본적인 탱크로 는 sodium drain/storage 탱크, reservoir 탱크, EM pump calibration 탱크, vacuum surge 탱크 및 paraffin 탱크등이 있다. Sodium drain/storage 탱 크(그림 2.2)는 초기에 저장된 소듐을 루프상에 공급하며, 루프 정지시 모든 장치 및 배관에 들어 있는 소듐용액을 drain할 수 있도록 충분한 용량을 가 지고 있고 비상시 루프내 모든 소듐이 중력에 의해 쉽게 drain될 수 있도록 모든 장치의 최하단부에 설치되어 있다. 정상 운전시 이 탱크의 압력은 루 프의 압력보다 낮게 유지하여 소듐의 배출을 원할히 해야 하며, 갑작스런 배출로 인한 열용력을 방지하기 위하여 항상 200~300℃정도 유지되어야 한 다.

Reservoir 탱크(그림 2.3)는 운전 초기에 전 루프상에 소듐용액을 공급 할 수 있도록 이를 임시 저장하기도 하고 루프 운전중엔 소듐용액의 흐름이 안정하게 유지되도록 제어하는데 사용되기도 한다.

EM pump calibration 탱크(그럼 2.4)는 reservoir탱크와 유사한 형태를 지



Fig. 2.1. Iso-Drawing of The Sodium Loop

순번	Bo	~~~	설_치	장	소	비고								
01	VF	01	S.Tr ↔ Loop											
02	٧F	02	$EMP \leftrightarrow FM(1)$											
03	VF	03	CT outlet											
04	VF	8	CT outlet → (Anal.	$CT$ outlet $\rightarrow$ (Anal. section) $\leftarrow$ R. <b>T</b> inlet										
05	VF	06	CT outlet ↔ PM in	CT outlet ↔ PM inlet										
06	٧F	06	PM outlet ↔ R.T in	PM outlet ↔ R.Tr inlet										
07	VF	07	PM bypass ↔ R.T	<sup>P</sup> M bypass $\leftrightarrow R.T$ inlet										
08	VF	08	R.T. drain	R drain										
09	VF	09	$FM(1) \leftrightarrow C.\mathbf{F}$ inlet	$FM(1) \leftrightarrow C.\mathbf{F}$ inlet										
10	VF	10	C.Tr drain	C.Tr drain										
11	VF	11	CT drain	CT drain										
12	VF	12	OM inlet	OM inlet										
13	٧F	13	OM outlet	•										
14	VF	14	Analy.(1)											
15	VF	15	Analy.(2)											
16	VF	16	Analy.(3)											
17	٧F	17	Analy.(4)											
18	٧F	18	Analy.(5)											
19	VF	19	Analy.(6)		-									
20	٧F	20	Analy.(7)	-										
21	VF	21	C.T & R.T overflow	v ↔ \$. <b>T</b>										
22	VF	22	S.T inlet											
23	VF	23	Na trans, vessel out	let										
	-													
• 5.	Ľ	Sto	rage tank											
• R.	R.	Res	servoir tank	• OM	Oxygen meter									
• C.	Ľ	Cal	ibration tank	• FM	Flowmeter									
I · CT   Cole		Col	d trap	trap • EMP   Electro-magnetic pumr										

Table 2.1 Name & location of sodium valves

순번	명칭	설치장소	비고
01	VG 01	Gas manifold bypass	
02	VG 02	Gas manifold ↔ Gas purifier	
03	VG 03	Gas purifier inlet	
04	VG 04 .	Gas purifier bypass	
05	VG 05	Gas purifier outlet	
06	VG 06	Gas purifier ↔ Analy, section	
07	VG 07	Gas punifier ↔ Cross (near S. <b>T</b> )	
08	VG 08	S.Er inlet	-
09	VG 09	Vacuum & Vent	
10	VG 10	Gas expansion 🏽 inlet	
11	VG 11	Gas expansion $\mathbf{f} \leftrightarrow \mathbf{R}.\mathbf{f}$ inlet	
12	VG 12	R.T oulet	
13	VG 13	Gas expansion <b>F</b> outlet	
14	VG 14	Vent	
15	VG 15	Gas expansion $\mathbf{T} \leftrightarrow C.\mathbf{T}$ in/outlet	
16	VG 16	C.T in/outlet (safety)	1
17	VG 17	Na trans. T inlet	_
18	VG 18	Na trans. To outlet	

Table 2.2 Name & location of gas valves

순번	명 칭	설 치 강 소	비고
01	TC 01	C.T overflow line	
02	TC 02	S. <b>T</b> outlet line $\leftrightarrow$ EMP inlet line	
03	TC 03	FM outlet line	
04	TC 04	OM inlet line	
05	TC 05	C.T inlet line	
06	TC 06	CT inlet line	
07	TC 07	PM inlet line	
08	TC 08	PM outlet line	
09	TC 09	R.T inlet line	
10	TC 10	Analy, inlet line	
11	TC 11	OM outlet line	
12	TC 12	S.T	
13	TC 13	R.16	
14	TC 14	C.E	
15	TC 15	CT(1)	
16	TC 16	CT(2)	Dual
17	TC 17	РМ	
18	TC 18	EMP	

Table 2.3 Name & location of sensors

니고 있으며 본 루프에 설치된 환단면 선형 유도 배관 장착형 전자펌프의 검증을 위해 설치되었다.

위 탱크들의 공통된 특징으로는

- Ar cover gas를 사유액면으로 가지고 있으며

- 탱크 상부 플랜지를 통해 내부의 소듭용액 수위를 일정 높이 간격으

111	(Yert)	NIEW FF	NELADY LANDA	2 CULOR 200 201	50100000	O ASTANN OF	N241 (230- DATA	PAREN, -	HUD GROUVIED STREET STUDION	94096 (34417)   042 <sup>1</sup>	0011101 11 10 m 100 m	THE DELTO DURING THE TOP OWN CON CICH	IONT OF BACK HEAD	REDOMERY - AU OPPE -			1 1-10 112 115	FREESDER CLEAR 33 Num The LEVE 200 120 2		CODE ASAC BOM DA 1 0.1 THE HONDORA	506 DA 30 mm 1942H 40 mm	100 mg	ROECT WW244W4W 2544 27	PILE SUMMER IN A	DHC DATE JAN 5 TS 32,445 NOVE	puc vo
 · · ·		/	507 H05.21						10				544 · 15			OPPEC SOLOCE	KINF PIO RUGECT O SUNT		10 14 QUEE	55 - 75 - 75				-		
									00 2 10					€ -	- <u>√</u> ≊ ▼	MVAIF 4	AN TWO IS INT AMAL RANGE THE FACE WIT IN		0 1/1 1 X4 45	E T 1 MO 14 50 14 204 55						

# Data Sheet of The Sodium Drain/Storage Tank Fig. 2.2.



Fig. 2.3. Data Sheet of The Reservoir Tank

-215-



Fig. 2.4. Data Sheet of The EM Pump Calibration Tank

로 측정할 수 있는 level개이지를 설치하였고

- 외부에 가열장치 및 보온절연재를 장착한 것 동이다.

Vacuum surge 탱크(그림 2.5)는 루프상의 장치나 배관을 정확해야 할 경우나 비상시 소듐을 drain 해야 할 경우 이에 연결된 vacuum pump를 이 용하여 실시한다. Paraffin 탱크(그림 2.6)는 각 저장조 등에서 나오는 인화 성 배기가스를 처리할 수 있도록 설치된 것으로 탱크에 flame arrester가 장 착되어 있어 인화성 가스가 대기로 방출되는 것을 방지하도록 되어 있다. 이 외에 압력 측정을 위한 pressure indicator 탱크(그림 2.7)가 장착되어 있 다.

② 소듐용액 순환장치

소듐용액을 루프상에 순환 공급하기 위하여 환단면선형유도배관장착형 전자펌프(그림 2.8-9)를 제작하여 장착하였다. 이는 구동부분이 없고 밀폐된 구조로 유체의 의부 누출을 방지할 수 있다.

⑦ 펌프의 사양

- 형태 : 환단면 선형 유도 배관 장착형

- 환단면 유로 폭 : 2.35mm

- 최대 펌핑 유량 : 10ℓ/min

소듐 사용 최고 온도 : 600°C

- 최대 입력 전류, 천압 및 전력 : 14A, 75V, 1,800Hz

- 전자석 구성 : • 12슬롯 규소강 적충 외부코아 8개

• 환단면 기둥형 규소강 적층 내부코아 1개

🕒 펌프 덕트 예열 및 소듐 충진

전원을 켜고 슬라이닥스의 천압을 서서히 증가시켜 그 때의 전류가 7A 부근이 되게한 다음 1시간 이상 놓아 두어 덕트내부에서의 유도가열에 의해 예열이 되도록 한다. 온도 감지기의 온도가 소듐의 음점인 98.7℃를 넘어서



Fig. 2.5. Data Sheet of The Vacuum Surge Tank



Fig. 2.6. Data Sheet of The Paraffin Tank

-219-
		CONVER 44 94 31   44 94 31 11   COLET 11   PREMARKAL PRE 11   PREMARKAL PREMARK		
			<u> </u>	HOSTHED HEAT THEAT
	NOZAE & OFOIN		6844T	
A 1/7 1 1/7 B 64	Swhite Ca.	710	GAS NET	ANAGENO VACIESC CAES CNO
	SWADEON	10	CAS OWNET	200 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1
C IT I NOT RUNLE	<u><u><u></u></u> <u>504 405 </u></u>	10 8755 10	A	A SAME OPLIAT ADVANT RAP OPEN C
				COMOSON ALLON ANCE SHELL MARKEND AND
				CODE AGALE SECH DA 1 CL 2 TUTE
	1 I I		<b> _</b>	<u>807 (04.3'504.465 (0546)) 80 mm</u>
	<u>↓ ↓ ↓ ↓</u>		<b></b>	
			· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	
┠━╃━┿╸╂╶╴╴╸		i		1 10405 10417 144 5 25 15 15 15 15 15 15 15 15 15 15 15 15 15

Fig. 2.7. Data Sheet of The Pressure Indicator Tank



Fig. 2.8. Electromagnetic Pump



Fig. 2.9. Section Drawing of The Electromagnetic Pump

면 전류를 서서히 낮추어 3A 이하로 유지하면서 충분한 가열이 이루어 졌 다고 생각될 때 소듐을 알곤 가압에 의해 펌프 덕트내에 충진시킨다.

🔁 펌프의 작동

펌핑 유량을은 전압이 증가할수록 커지므로 전압을 조정하여 원하는 유 량이 얻어지면 전압을 고정시킨다. 주의할 점은 유량의 흐름을 정지시킬 때 에도 전압 또는 전류를 완전히 0으로 하지 말고 적절한 값을 유지하여 소듐 내 유기 전류에 의한 가열로 응용나트롭의 냉각을 방지하는 것이다.

⑧ 펌프 냉각

펌프는 냉각과이프를 통해 공기를 주입함으로써 코일과 코아를 냉각시 킬 수 있으며 압축공기를 조금씩 계속해서 흘려주거나 온도 감지기에 연결 된 온도조절기를 이용하여 일정온도 이상이 되면 솔래노이드 밸브가 열려 공기가 주입되도록 할 수 있다.

🖻 펌프정지 및 소듐 배출

낮은 전류 및 전압하에서 소듐을 덕트내에서 배출시키고 잔류해 있는 소량의 소듐을 알곤gas로 불어낸 후 전원을 끈다. 한편 배관을 흐르는 소 듐의 유량을 측정하기 위해 전자석 유량계(electromagnetic flowmeter, 그럼 2.10)를 제작하여 설치 하였는데, 이는 Faraday법칙에 의해 자장속으로 도체 인 소듐이 흐르면 유량과 파이프 내경에 비례하는 기전력이 발생하는 원리 를 이용한 것으로 자석 및 전국 그리고 유량계에서 발생하는 미량의 전압을 전류로 바꾸어 주는 transmitter로 구성되어 있다.

전자석 유량계는 자기장의 감소로 인한 유량계의 감도 저하를 방지하기 위해 특별히 주의해야 하며, 유량계 설치시 주위 온도는 60°C 이하로 유지 되어야 한다. 또한 측정 부위를 통한 유체의 호름이 방해받지 않도록 극선 형 관·밸브·티 연결부 등의 불연숙 부위로부터 일정한 거리를 유지하도 록 설치해야 한다.

-223-



Fig. 2.10. Electromagnetic Flowmeter

③ 점제 장치

소듐 후프 운전시 루프내에 여러 경로를 통한 불순불이 존재할 경우 유 로페쇄에 의한 루프의 운전정지나 재질의 부식 및 특성 변화로 인해 원자로 의 안전성에 많은 문제를 야기시킬 수 있기 때문에 루프내의 불순물 조절은 팔수적이다. 소듐 정제 및 불순물 측정 및 감지장치로는 여러 가지 기기들 이 있으나 본 루프에는 cold trap. plugging meter, oxygen meter와 각종 filter 및 trap등을 설치 하였다.

소듐중의 볼순물을 제거하기 위한 정제장치중엔 cold trap이 가장 일반 적으로 사용되고 있으며, cold trap의 조업과 냉각재중 불순물의 측정 및 강 시를 위해선 plugging meter가 상업적으로 널리 이용되고 있다. 이들 두 장 치는 소듐중의 산소와 수소가 낮은 온도에서 용해도 차이에 의해 산화물로 침격되는 원리를 이용한 것이다. Plugging온도는 plugging meter에 의하여 측정되는 값으로 이 온도를 불순물 농도와 상관시킴으로써 불순물 용해도 곡선을 얻을 수 있으며 plugging온도-농도 곡선을 이용하여 cold trap의 조 업조건을 결정할 수 있다.

한편 소듐중의 산소농도를 연속적으로 monitoring하기 위해 electrochemical oxygen meter(그럼 2.11)를 제작하여 장착하였으며, 인화성 배기 가스가 외부로 유출되는 것을 방지하기 위하여 paraffin 탱크 상부에 flame arrester를 장착하였고, gas filter는 cover gas중에 포함된 불순물이 순환회 로나 저장조내로 유입되는 것을 방지하기 위해 설치되었고 저장조에서 나가 는 배출가스를 포획할 목적으로 vapor trap이 장착되었다.

④ Cover gas계통

Cover gas는 루프내의 배관이나 기기내 소듐의 온도변화 및 소듐의 이 동 및 탱크내 자유액면 유지에 관계되며 가장 일반적으로 사용되는 가스는 특별한 제한 조건이 없는한 대기압보다 약간 압력이 높은 알곤gas이다. 가



Fig. 2.11. Oxygen Meter Housing System

스 압력은 조절 가능하며 정상기능 상태에서 drain의 안전성이 보장될 수 있도록 모든 루프내의 가스압력을 동일하게 유지시킨다.

Gas의 움직임은 기본적으로 압력을 측정하여 제어하며 가끔 유량을 측정하거나 소듐의 수위확인을 통한 간접적인 방법으로 제어하기도 한다. Cover gas의 공급은 gas bomb들을 manifold로 연결하여 압력을 조절한 다 용 gas여과기를 거쳐 유량계를 통해 루프내로 정량 주입되도록 하였다.

⑤ 배관 및 보조설비

루프에 사용된 모든 관들은 높은 온도에서도 소듐에 의해 그 성질이 변 하지 않고 기계적 특성이 잘 유지되는 austenitic stainless steel pipe를 사 용하여 하중 및 압력, 온도상승에 따른 팽창 등을 고려하여 설치하였다. 루 프의 안전성을 고려하여 모든 배관은 알코올로 깨끗하게 세정한 후 건조시 켜 완전한 기밀을 유지하여 외부로부터 불순물이 침투되지 않도록 용접에 외한 연결방식을 택하였고, 설비내의 모든 소듐을 중력에 의해 drain시킬 수 있도록 drain/storage 탱크를 중심으로 모든 배관에 충분한 기울기를 주었 다. 모든 장치 및 배관엔 예열선을 설치하여 저장탱크내의 소듐을 루프내 에 충전할 때 소듐이 냉각·고화되어 유로가 폐쇄되는 것을 방지토록 하였 으며, 예열시 배관과 장치들의 열손실을 최소화 하기 위해 그 외부에 단열 제를 감싸 주었다.

한편 소듐 순환회로에 설치된 밸브들은 고온용으로서 소듐의 특성상 누 출이 발생하면 안되기 때문에 특수밸브인 high performance bellows globe valve를 사용하였다.이 밸브는 bellows에 의해서 소듐과 외부를 완전 분리 하여 차단하고 있으며 만약 bellows가 파손되었을 경우를 대비하여 2차 누 출 방지 장치인 gland packing이 장착되어 있다.

주 계통의 보조설비로는 control panel, 전기보조설비 등여 있다. Control panel에는 루프상에 설치된 가열장치들의 온도를 제어하기 위한 전

~ 227 -

압 조절창치와 전자식 소듐 순환펌프의 유량을 조절할 수 있는 전압 조절장 치가 설치되어 있고 기타 각종 on/off 스위치들이 설치되어 있다. 전기 설비 로는 전기 및 가열장치에 전원을 공급할 수 있는 장치들이 있다.

(나) 제어계통

소형 Na-Loop의 안전한 운전 및 게어 그리고 효율적인 실험 data의 확 보를 위해서는 게어계통이 매우 중요하며, 소형 Loop설치시 제어계통도 함 께 설치하였다. 제어계통에 포함된 요소들은 파이프라인, reservoir tank, storage tank, calibration tank 의 가열, cold trap 및 plugging meter의 온 도조절 3개의 flow meter 값의 기록, plugging meter 출구(2개)의 유량 차 에 따른 온도 조절 및 기록 그리고 EM 펌프의 제어 등이다. 또한 주요 데 이터는 PC에 입력시켜 추후 효율적으로 이용 가능하게 하였고, 일부 기능의 조절 역시 PC에서 가능하게 하였다.

① Pipe line 및 tank류의 beating

주로 1/2인치 파이프로 구성된 pipe tine의 가열은 전체부분을 약 10개 의 권역으로 나누어, pipe표면에 절연 tape를 감은 뒤 매몰식 히터선을 감고 이를 다시 절연 및 단열재를 감아 처리하였다. 이 때 각 부위별로 sensor를 취부하였다. 가열시 사용된 전원은 220V AC이며, 제어는 P&ID방식의 콘 트롤러를 권역별로 각각 설치하여 독립적으로 조절 되도록 하였다. 그러나 pipe line의 가열은 주로 탱크 등에서 흘러나오는 소듐 온도를 유지시켜주는 정도의 개념이므로 대용량의 열원을 필요로 하지는 않았다.

Reservoir tank, storage tank, calibration tank의 가열은 그림 2.12에서 처럼 히터에 연결된 TPR을 통하여 TIC가 제어한다. 히터에 사용된 전원은 220V, 3상이며, storage tank는 10 KW의 용량을 가진 히터선을 장착하였 고, 나머지 두 탱크는 각각 6KW 용량의 것을 이용하였다.

② Liquid Level Indicator



Fig. 2.12. Schematics of Pipe Line and Tank Heating

소듐 루프의 원할한 운전을 위해서는 저장조(storage tank) 및 공급조 (reservior tank) 내에 들어있는 소듐의 양율 알아야 하는데, 이 값은 이미 알고있는 탱크의 채적과 그 내부에 위치별로 설치되어 있는 액채수위계를 이용하여 계산할 수 있다. 이를 위하여 본 루프에서는 그림 2.13에서 볼 수 있는것과 같은 multipoint level detector를 설계하여 모든 탱크류에 장착하 였다. 이 액체수위계는 서로 다른 높이를 가지고 있는 3개의 stainless steel rod가 탱크 상부 플랜지를 통해 내부로 삽입된 것으로, 각 rod는 다른 rod들 및 탱크와 전기적으로 절연되어 있다.

소듐이 탱크내에 공급되면 가장 낮은 위치에 놓여있는 rod로부터 차례 대로 소듐과 접촉하게 되어 제어반내에 설치되어 있는 diode에 불이 들어오 게 되어있어, 이미 알고있는 탱크의 체적과 각 rod의 높이를 이용하여 이로 부터 탱크내 소듐의 양을 쉽게 구할 수 있다. 각 탱크의 높이에 따른 소 듐체적에 대한 값을 표 2.4 와 2.5에 정리하였다. 한편 이러한 probe에 있 어서 한가지 문제점은 소듐vapor가 frost를 형성하는 것으로, 만일 이 frost 가 rod위에 집진하게 되면 tip의 위치를 불확실하게 하며 때때로 rod들 사 이에 short를 일으킬 수 있다. 이 경우 때때로 probe플랜지를 부드럽게 두드 려 주면 의외로 쉽게 frost가 제거될 수 있다.

③ Cold trap의 온도조절

Cold trap 내부의 상, 하 두 지점에 온도 sensor를 설치하여 두 지점의 온도를 읽으며, 조업조건에 따라 두 지점의 온도차를 유지시키기 위하여 상 부에서 들어오는 뜨거운 소듭을 냉각시킨다. 냉각은 controller에 연결된 blower를 이용하여 하부로부터 찬 공기를 불어넣음으로써 이루어진다.

④ Loop내의 초기 진공

Loop내에 소듐을 도입하기전, cover gas의 순수성 유지를 위해 진공됨 프를 이용하여 loop내부를 진공으로 유지시킨 뒤 다시 cover gas를 주입시



Fig. 2.13. Schematics of Tank Level Indicating and Cooling of Cold Trap / Plugging Meter

Table 2.4 Storage tank volume

1.D = 30.55cm  $V = LR^2 \left( \frac{a}{57.30} - \sin a \cos a \right)$ 

H (cm)	V (?)	H (cm)	V (2)
1	0.876	16	37.676
2	2.288	17	40.59 <del>9</del>
3	3.975	18	43.427
4	5.898	19	46.215
5	8.068	20	49.033
6	10.336	21	51.713
7	12.737	22	54.313
8	15.317	23	56.893
9	16.209	24	59.294
10	20.385	25	61.562
11	23.415	26	63.732
12	26.203	27	65.655
13	29.024	28	67.341
14	31.954	29	68.757
15	34.815	30	69.630

H (cm)	V ( ℓ )	H (cm)	V ( ℓ )	H (cm)	V ( 2 )
5	1.10	21	6.30	37	11.50
6	1.42	22	6.62	38	11.82
7	1.75	23	6.95	39	12.15
8	2.07	24	7.27	40	12.47
9	2.40	25	7.60	41	12.80
10	2.72	26	7.92	42	13.12
11	3.05	27	8.25	43	13.45
12	3.37	28	8.57	44	13.77
13	3.70	29	8.89	45	14.10
14	4.02	30	9.22	46	14.42
15	4.35	31	9.55	47	14.75
16	4.67	32	9.87	48	15.07
17	4.99	33	10.20	49	15.40
18	5.32	34	10.52	50	15.72
19	5.65	35	10.85		
20	5.97	36	11.17		

Table 2.5 Reservoir / calibration tank volume

키는 것을 반복한다. loop내의 진공도는 수동으로 읽게 하였으며, 제어판넬 에서는 진공 펌프의 작동과 정지 스위치와 표시등만 설치하였다.

⑤ EM 펌프의 예열 및 유체의 이송(그럼 2.14 )

EM 펌프는 초기에 예열이 필요하며, 이는 뜨거운 소듐이 도입된 뒤 온 도 강하로 고화되는 것을 방지하는 등의 이유 때문이다. EM 펌프의 예열 은 가해지는 전압을 조정하여 7A로 1시간을 유지한 뒤, 펌프온도를 감지하 여 98.7℃볼 넘으면 전압을 조정하여 전류가 3A이하가 되도록 한다. 소듐의 이송은 판넬에 설치된 전동 슬라이닥스를 이용하여, 펌프에 가해지는 전압 을 변화시킴으로써 제어된다. 유량은 검정탱크를 이용하여 초기에 검정한 값을 이용하여 조절할 수 있으며, 이때 인가된 전압은 PC에 기록, 보관된다.

⑥ Plugging Meter의 제어

Plugging meter의 제어는 다소 복잡한 메커니즘에 의해 수행되며, 온 도를 제어하여 출구 유량변화를 관찰하는 방법과 유량변화에 따라 온도를 조절하는 방법 등이 있다. 이러한 운전 방식의 결정은 추후 plugging meter 의 성능평가방법에 따라 결정된다. Plugging meter 내부의 온도는 열선에 의한 가열과 blower를 이용하여 냉각함으로써 운전방식에 의해 가열과 냉 각을 반복하게 된다.

가열은 제어 판넬의 controller가 signal을 SSR에 안가하여 온도를 제 어한다 (set value > process value) 냉각은 제어판넬의 controller가 blower speed를 조정함으로써 제어되며 (set value< process value), 가열 및 냉각 의 결정은 유량계 2,3의 읽은 값에 의해 결정된다. 즉 plugging meter로 도 입된 소듐이 둘로 나누어져 하나는 by-pass 흐름이고, 다른 하나는 orifice 를 통과하게 되는데 온도에 따라 불순물이 orifice에 참적되면서 이 유량은 줄어든다. 따라서 두 유량의 차이는 늘 변하게 되고, 유량 차에 따라 PLC가 어떤 signal을 보낼 것인지는 미리 입력시켜 둔다.



Fig. 2.14. EM Pump Control Diagram

그림 2.15는 plugging meter의 제어 개략도이며, 운전 방식은 크게 자동 과 수동 방식으로 나누어진다. 수동 방식은 가열, 냉각 및 H/C step control 등으로 나누어지며, 자동 방식은 2개의 flow meter 에서 읽은 유량 값을 각 각 판넬에 설치된 FI에 나타냄과 동시에 comparator가 이 값의 차이를 계 산하여 PLC에 보낸다. PLC는 미리 setting 된 값 및 운전방식에 따라 가열 및 냉각 등의 명령을 제통에 보내게 된다.

⑦ 유랑계

기기 보정용 Loop에 설치된 전자유량계는 국내에서 제작한 시제품으로, 0 ~ 10ml의 출력값을 나타내도록 설계되었지만, 실제 값은 이와 다를 것으 로 예상된다. 따라서 실재 소듐을 loop에 넣어 검정하여야 하며, 이 값의 보 정은 PLC와 PC를 이용하게 된다. 유량계가 설치되는 부위는 1/2인치 tube 를 사용함으로써 외벽의 두께를 얇게 하였고, 그 길이는 약 30cm가 되게 하 였다.

⑧ 제어 및 데이터 기록용 PC

데이터의 기록 및 보관 그리고 재어를 위하여 486DX2 PC가 이용되며, interface 카드를 설치하여 유량계의 데이터를 받고, PLC와 통신도 가능하 다. 제어용 프로그램은 "C 언어"를 이용하여 만들어 졌으며, 제어화면에 는 초기에는 보정용 loop의 전체모습과 제어현황, 그 후에는 각 부위의 은 도변화 상황과 유량값 등이 나타난다. 특히 plugging meter 출구 두 곳의 유량변화는 온도 - 유량차 - 시간을 한 화면에서 동시에 볼 수 있게 함으 로써 plugging 온도의 결정이 가능하게 하였다. 이 값들은 PC에 자동적으 로 기록된다.

④ 제어판넬

재어관실의 모습은 그림 2.16와 같으며, 600×1400×650㎜ 의 재원을 갖 는다. 제어판넬에는 온도콘트롤러, 유량지시계, 알람, 표시등, 전원 스위치



Fig. 2.15. Plugging Meter Control Diagram



Fig. 2.16. Front and Side View of The Control Panel for The Sodium Loop

및 전동형 술라이 닥스 등이 들어 있다.

🕡 제어계통 주요 부품의 구체적 사양.

소형 루프에 사용되는 주요 계기의 구체적 사양은 다음과 같다.

- P.L.C 부분

CPU

제 어 방식 : 스토워드 프로그램 반복연산방식,

메 모 리 :4k#

실행 속도 : 6ms/k₩ 이하

통신 방식 : RS - 232 C

Power

입 력 : AC 85~130V, 170~260V

용 량:60W

Digital Input

입력 점수 : 16점

- 절연 방식 : OPTO COUPLER
- 정격 입력 : DC 24V
- 응답 시간 : 16ms 이하

절연 전압:2500V rms

Analog Input

입력 점수 : 4점

절연 방식 : Isolator Trans및 Opto Coupler

입력 범위 : 0~20mA,4~20mA,0~5V,1~5V

임피 던스 : 250 요이하

분 해 눙 :12bits

오 차 : ±0.5%

- 전 원 : DC 24V
- Analog Output
- 출력 점수 : 4점
- 철연 방식 : isolator trans 및 opto coupler
- 출력 범위 : 0~20mA,4~20mA,0-5V,1-5V
- 분 해 눙 : 8bits
- 오 차 : ±0.5%
- 전 원 : DC 24V
- Digital Output
- **출력** 점수 : 16점
- 개폐 전압 : AC 250V 5A, DC 30V 5A
- 응답 시간 : 10ms 이하
- 수 명 : 기계적 500만회
  - 전기적 100만회
- 개폐 빈도 : 최대 1800회/시
- 보호 기능 : AC390V Varistor
- T.I.C (Temperature Indicator & Controller)
  - 입 력 : K(CA)
  - Output: 4~200mA DC
  - 전 원 : AC 90~264V 50/60 HZ
  - 표시 방식 : 7 Segment Led Display
  - 표시 정도 : F.S ±1.0%
  - 설정 정도 : F.S ±0.5%
- Temperature Sensor

- 입 력 : K (CA)
- 규 격 : 도면참조
- 온도조절 장치~I (T.P.R)
  - 전 원:1상 AC 220V
  - 부하 전류 : 40A(25℃)
  - 부하 전압 : 70~240(VAC)
  - 제어 전압 : 220V AC
  - 제어 범위 : 0~100%
  - 내 전 압 : 1800V/1Min(Input-Output-Base)
  - 냉각 방법 : 자연 냉각
  - 부하 종류 : 저항부하 (Load heater)
- 온도조절 장치-II (T.P.R)
  - 전 원:3상 AC 220V
  - 부하 전幕 : 40A(25℃)
  - 부하 전압 : 70~240(VAC)
  - 제어 전압 : 0~100%
  - 내 전 압 : 1800V/1Min(Input-Output-Base)
  - 냉각 방법 : 자연 냉각
  - 부하 종류 : 저항부하 (Load heater)
- Subtractor
  - 전 원 : AC 220V
  - 입 력:4~20∎A
  - 출 력 : 4~20mA
  - 정 도 : ±0.2% Max
  - 직 선성: ±0.12% FS

응답 시간 : 0.5 Sec

- 신호 절연 변환기

전 원:AC 220V

입 력:4~20mA

출 력 : 4~20mA (2 Point)

정 도 : ±0.2% Max

직 선성: ±0.12% FS

응답 시간 : 0.5 Sec

- Flow Indicator

전 원 : AC 110V/220V 60 HZ

입 력:4~20⊯A

자리수: 0~199Max.(Zero limited)

정 도 : ±0.2% FS

표시 방법; 고휘도 FND

응답 시간: 0.5 Sec

(3) 결 언

소듐 정제투프에 이용되는 요소기기 및 주요 구성품들의 보정을 위한 소형 루프롤 건설하였으며, 주요 보정대상은 plugging meter, cold trap, E.M. pump 및 flow meter 등이다. 루프의 조업은도 범위를 200 - 400℃ 정도로 유지될 수 있도록 하였으며, 소듐 분석 기초실험에도 이용될 수 있 도록 전년도에 제작한 oxygen meter 및 sampler 등의 부대장치도 함께 설 치하였다. 또한 leak test 및 blank test 등을 수행하여 차기 년도의 기기보 정 및 성능시험에 대비하였다. 나. 소듐 충전 및 기기 보정

(1) 서 설

화학적으로 매우 큰 반응성을 지닌 소듐을 고온상태로 취급하는 소듐 루프는 사소한 문제만으로도 대형의 인적, 물적 사고를 일으킬 수 있는 위 험성을 항상 내포하고 있으므로 루프 운전전·후 점검을 철저히 하여야 하 며, 운전시에도 올바른 작업철차에 따라 수행하고 긴급한 사태에 대한 만 반의 준비를 다 하여야 한다. 여기에서는 소듐 순도판리 실험을 수행하기 전에 반드시 실시해야 하는 루프의 안전점검 내용과 루프내로 소듐을 이송 하여 충전하는 방법 및 루프를 이용한 소듐 실험에 사용된 기기들의 보정시 험 내용 및 그 결과들을 기술하였다.

(2) 루프 점검 및 소듐 충전

(가) 압력 시험

루프의 압력 시험은 장치 및 배관의 누출 여부를 조사하기 위하여 수행 하는 것으로 루프 건조 후 소듐을 적재하기 전과 루프 운전중에 실시한다. 검사 방법은 전체 루프를 커버개스를 이용하여 일정한 압력(2.0kg/cm)으로 채운 뒤 경과 시간에 따른 압력의 변화를 측정하는 것으로, 만일 압력의 감 소에 따른 누출이 있는 것으로 판단되면 각 구역별로 정밀검사를 실시하여 이를 시정토록 한다.

본 연구를 수행함에 있어 실시한 압력 시험에 있어서는 소등 적재 전 과 후에 각각 1회씩의 누출이 확인되어 이를 정비하였다. 먼저 소등 적재 전 누출은 루프내 reservoir 탱크의 상부 액체수위계 장착 연결 플렌지 사이 의 packing 부위가 고르지 못해 생긴 것으로 이를 교환하여 장착해 주었고, 소등 적재 후 누출은 plugging meter 연결 배판상의 유량계 lead line 용접 부위가 미세하게 함몰되어 생긴 것으로 해당 부위를 절단 한 후 새로운 배 관으로 교체하였다. 압력 시험에 관한 일반적인 작업 절차를 표 2.6에 정리 하였다.

(나) 건조 및 Purging

루프의 장치 및 배관 내에는 일반적으로 수분이 함유되어 있을 가능성 이 매우 크기 때문에 루프내로 소듐을 충전하기 전에는 반드시 이를 가열, 건조시켜 제거해 주어야 한다. 이를 위해서 루프의 배관 및 용기의 예열기 를 이용, 약 200℃ 정도로 서서히 가열하여 충분한 시간동안 유지시키며 커 버개스를 흘려보내 수증기를 배기시킨다. 한편, 소듐이 산소등과 반응하여 oxide를 생성하는 것을 방지하기 위해 실시하는 purging은 용기 및 배관내 의 공기를 알곤개스로 치환시켜 주는 것으로 루프내 산소 농도가 원하는 값 이하로 유지될 때 까지 계속해서 반복적으로 실시한다. 본 연구를 수행하 며 실시한 작업 절차를 표 2.7에 정리하였다.

(다) 소듐의 이송

소듐 루프를 운전하기 위해서는 번저 루프내에 소듐을 공급하고 이불 저장하는 storage 탱크에 충분한 양의 소듐을 채워주어야 하는데, 본 연구 에서는 그림 2.17과 같은 소듐 이송용기를 제작하여 storage 탱크에 연결하 여사용하였다. 이 이송용기의 외벽과 storage 탱크로의 면결배관 및 밸브 에는 예열선을 감아 소듐block이 잘 응용될 수 있도록 일정한 은도(약 18 0℃)를 유지시켜 주었으며, 용기내부 하단엔 metal filter를 설치하여 응용 된 소듐이 storage 탱크로 이송되기 전에 이미 함유되어 있는 불순물이 일 차적으로 정제될 수 있도록 하였다. 또한 용기의 상부엔 sight glass를 설 치하여 소듐의 응용 및 이송 상태를 직접 확인할 수 있도록 하였으며, 용 기내 소듐 상부엔 커버개스를 주입하여 소듐이 공기와 접촉하는 것을 최대 한 차단시키고 응용된 소듐이 storage 탱크로 원할하게 이송됨을 돕도록 하 였다. 한편, 이송되어야 할 소듐의 양은 이송용기에 면결된 storage 탱크

Table 2.6 Procedure of pressure test

단계	순번	작업내용	B)	고
1		★루프전체의 압력사험		!
'	1	소듐 밸브 VF20을 채의한 모든 밸브를 열고		
		가스밸브 VG06을 통하여 전체 루프내를 2.0kg/cฮ로		
		가압시킨 후 VG06을 닫는다.		
	2	루프 가압후 24시간을 방치하며 시간별 실온 및		
		가스압 변화량을 기록한다.		
		-가스압력 변화량 측정 : 주입후 30분, 1시간, 2시간,		
		· 4시간, 12시간, 24시간 후		
	3	루프내 가스압력의 변화가 있을 경우 다음 단계들에		
		제시한 작업절차에 따라 부분별 압력시험을 실시한다.		
2		<u>★탱크류 압력시험</u>		
	1	VF10, VF16, VF19, VF21을 연다.		
	2	VG06을 열어 루프내 용기류를 가압한 후		
	!	VG06, VF19를 닫는다.		
	3	1단계의 2번절차에 의거 압력시험을 수행한다.		
				1
3		★OM 및 PM부위 압력시험		
	1	VF06, VF07, VF13, VF16, VF19를 연다.		
	2	VG06윭 열어 가스를 주입한 후 VG06, VF19를 닫는다.		
	3	1단계의 2번절차에 외거 압력시험을 수행한다.		
4		<u>★ Sampling 부위</u>		
	1	VF15, VF17, VF18, VF19률 연다.		
	2	VG06을 열어 가스를 주입한 후 VG06을 닫는다.		
	3	1단계의 2번절차에 의거 압력시험을 수행한다.		
			1	

Table 2.7 Procedure of drying & purging

단계	순번	작 업 내 용	비고
1		★배관 및 용기의 건조 및 purging	
	1	소듐 및 커버개스 밸브의 개ㆍ폐	
		◆소듐 밸브	
		-VF01, VF20, VF21을 제외한 모든 밸브를 연다.	
	i	◆커버개스 뱉브	
		-VG02, VG04, VG10, VG13, VG15를 제의한	
		모돈 밸브를 닫는다.	
	2	밸브 VG07을 열어 전 루프내 압력을 0.2kg/cg로	
ĺ		조절한다.	
	3	루프 배관 및 용기(S.Tank제외)의 예열기 온도를	!
		200°C로 설정하여 서서히 가열, 충분한 시간동안	
ĺ		유지시킨다.	
	4	밸브 VG07을 닫고 VG09를 열어 진공펌프를 이용	
		-1.0kg/cm 이상으로 루프내 모든 개스를 뽑아 낸다.	
	5	루프내 산소 및 습도값이 원하는 값 이하로 유지될 때	
		까지 작업을 반복한 후 예열기 설정값을 '0'로 내린다.	
i i	6	배관 및 용기의 온도가 완전히 상온으로 내려갈 때	
		까지 루프내 압력이 0.2kg/cm 이상을 유지하도록 잘	
		조절한 후 제어반내 계기들이 상온을 지시할 때	
		전원율 끄고 전체 루프내 압력을 0.5kg/cm'로 유지	
		시킨후 VG02, VG07, VG10 밸브를 닫는다.	



Fig. 2.17. Sodium Transfer System

내에 기 제작되어 설치된 액채수위계를 이용하여 결정하였다.

(라) 루프내로의 소듐 충전

루프를 운전하기 위해 장치 내부로 소통을 충전하기 위해서는 먼저 개 인의 안전보호장구 및 소화개 와 비상용 알픈가스 준비 상태 등을 확인하 고, 제어반의 주전원 상태와 각종 밸브 및 계기들의 이상 유무를 살펴 보 아야 한다. 정검결과 여상이 없을 경우 제어반의 온도재어기를 이용하여 용기 및 배관을 약 5시간에 걸쳐 300℃(단, storage 탱크는 200℃)까지 서서 히 올린다. 이때 전자펌프의 경우면 슬라이닥스 전압을 서서히 증가시켜 전류가 7A 부근이 되게 한 후 놓아두어 딕트 내부에서의 유도가열에 의해 예열이 되도록 한다. 일정 시간 후 펌프내 온도감지기의 온도가 소듐의 움 점인 98.7℃를 넘어서면 서서히 전류를 낮추어 3A 이하로 유지하면서 서서 히 가열시킨다. 얘열작업이 진행되는 동안에는 일정한 시간 간격을 두고 작업일지를 기록하면서 루프의 개수압 및 계기들의 이상유무를 확인하여 만 일 이상이 있을 경우 작업을 중단하고 이에 해당하는 조치를 취하도록 한 다.

예열작업이 완료되면 먼저 개스용 밸브를 이용하여 루프내 압력을 일정 하게 조절하고 계기상의 storage 탱크압과 그외의 루프압을 분리시킨 후 storage 탱크에 압을 더 채운다. 그 후 EM 펌프의 작동을 중지시키고 storage 탱크 상부의 소듐밸브(VFO1)를 열어 개스압에 외해 루프내로 소듐 을 충전시킨다. 이때 소듐의 충전은 reservoir 탱크 내부에 설치된 액체수 위계의 최상부 램프에 불이 들어올 때 까지 실시한다.

루프내로외 소듐 충전이 완료되면 소듐밸브(VFOI)를 닫고 개스밸브 (VG9)을 열고 닫아 전체 루프내 압력을 운전압력인 0.2kg/cm로 맞추고, 다 시 EM 펌프를 작동시켜 루프내에 소듐을 순환시킨다. 이 작업절차를 정리 하면 표 2.8과 같다.

단계 순번 비고 작 업 내 ÷ 1 ★계기 및 뱀브상태 확인 1-1 제어반 주전원상태 확인 각종 제기작동의 이상유무 몇 초기 설정값('0') 확인 1 - 21-3 소듐 및 커버개스 별보의 개ㆍ폐상태 확인 ◆소듐 밸브 - OPEN : VF02, VF03, VF04, VF08, VF09, VF10, VF11 - CLOSE : 기타 ◆커버개스 밸브 - OPEN : VG02, VG05, VG07, VG13, VG15 - CLOSE : 기타 2 ★배관 및 용기의 예열 2-1 VG08 몇 VG10을 열어 전체 투프압력을 압력계기 (PI-1, PI-2)상 0.2kg/cm로 조정한다. VG07을 닫는다. 2 - 2제어반의 온도제어기를 이용 배관 및 용기를 2-3 약 5시간에 걸쳐 300℃로 서서히 올린다. \*\*전자펌프의 경우엔 술라이닥스의 전압을 서서히 중가 시켜 전류가 7A부근이 되게한 후 놓아두어 먹트 내부 에서의 유도가열에 의해 예열이 되도록 한다. 이때

Table 2.8 F	rocedure of	f sdium	loading
-------------	-------------	---------	---------

단계	순번	작 업 내 용	비	Ŀ.
	2-4	온도감시기의 온도가 소급의 융점인 98.7℃를 넘어 서면 전류를 서서히 낮추어 3A 이하로 유지하면서 충분히 가열시킨다. 예열작업을 수행하는 동안에는 일정한 시간간격을 두고 작업일지를 기록하면서 이상 유무를 확인하며,		
3	3-1	압력계기는 VG09를 조정하여 일정하게 유지시켜 준다. <u>★루프 내부로의 소품 충전</u> VG15를 닫아 Storage tank와 기타 루프를 격리시킨다. - Storage tank 압력측정 : PI-1 - 루프내 압력측정 : PI-2		
	3-2	EM pump 작동을 중지시킨다.		
	3-3	VF01을 연다.		
	3-4	VG07을 열어 Storage tank 압력을 가압시키며		
		루프내로 소듐을 충전시킨다.		
		- 충전은 Reservior tank 내부의 상부 액체수위계		
		램프가 틀어울 때 까지 실시한다.		
	3-5	VF01을 닫는다.	1	
	3-6	VG07을 닫고 VG09를 열고 닫아 tank내 압력을		
		조절한다.		
	3-7	VF09와 VF11을 닫는다.		
	3-8	EM pump를 작동시킨다.		

(마) 루프내 소듐의 정재

소듐 루프를 안전하게 운전하기 위해서는 소듭내에 녹아있는 불순물을 기준치 이하로 제어하는 일이 매우 중요하다. 일반적으로 소듐에 존재하는 불순물은 루프내에서 plugging을 야기시켜 소듐의 호름을 방해하고 열전달 계통의 성능을 저하시키며 이와 접하여 있는 구조재의 특성에 악영향을 미 친다. 따라서 이들 불순물의 농도는 루프를 운전하는 동안 지속적으로 감 시 및 제어되어야 하며 이를 위하여 정제공정장치가 사용된다.

본 연구에 있어서는 소듐중의 불순물을 제거하는 정제장치로서 cold trap을, 그리고 불순물의 농도를 감지하는 측정기기로서 plugging meter 와 oxygen meter를 이용하였다. 이들을 이용한 루프내 소듐의 정제작업 절차를 표 2.9에 개략적으로 정리하였다.

(3) 기기 보정

소형 Na-루프를 이용하여 경제 기본장치인 cold trap, plugging meter 및 oxygen meter 등의 성능평가를 수행하기 위해서는 먼저 실험 목적에 따 라 루프상의 소듐 유량을 자유로이 제어하고, 이를 장기간 안정적으로 순환 시켜 주는 작업이 선행되어야 한다.

본 연구에서는 이와 같은 선행조건을 충족시키기 위하여 주요 정제장치 의 성능평가에 앞서 국내에서 제작하여 설치한 환단면 선형유도배관장착형 전자펌프와 자채 설계 제작하여 장착한 유량계에 대한 상호 보완적 보정시 험을 수행하였다.

보정시험 결과 그림 2.18 과 표 2.10에서 볼 수 있는 바와 같이 운전은 도 300℃, 커버개스 압력 0.2atm의 루프 운전조건에 있어서 전자펌프의 경 우 유량의 정밀제어가 가능하고 장시간 운전에서도 안정된 유량을 공급함이 확인 되었으며, 유량계 역시 4~20mA의 출력전류에 대해 0.5~7ℓ/min의



Fig. 2.18. Calibration Chart for Electromagnetic Flowmeter made by KAERI

Table 2.9 Procedure of sodium purification

단계	순번	작업내용_	비고
1		<u>★루프 내부로의 소듐 충전</u> 르프비 스트 추적 장어전차서에 이해 신시	
	1-1	두르네 조람 중신 작품을까지에 뒤해 들지	
2		<u>★소듐의 정제</u>	
	2-1	소듐 벨브의 개폐상태 확인	
		- OPEN : VF02, VF03, VF04, VF08	
ł		- 기타 밸브는 모두 CLOSE	
	2-2	Cold trapping 온도설정	
	2-3	Cold trap blower 풍량 설정 및 POWER ON	
		-Blower의 풍량은 제어온도에 따라 자동으로 설정됨	
	2-4	전자펌프 작동후 충분한 시간(약 15시간)동안	
		순환시킴.	
3		<u>★정제상태 확인(PM 이용시)</u>	
	3-1	소듐 밸브 조절	
		- VF04를 닫는다.	
		- VF05, VF06 및 VF07을 연다.	
	3-2	Trapping 온도변화에 따라 2-3단계 작업을	
		반복적으로 실시한다.	

단계	순번	작	업	내	के		비	E
	3-3 3-4	<u>★정제상태 확인(O</u> 소듐 밸브 조절 - VF03을 닫는다 - VF12 및 VF1 Trapping 온도변: 실시한다.	<u>M 이용시</u> 다. 3을 연다. 화에 따라	<u>)</u> · 2-3단계	작업율	반복적으로		

Table 2.10 Calibration data for electromagnetic flowmeter

mA	Flowrate( <i>l</i> /min)	mA	Flowrate( <i>t</i> /min)
4.0	-	12.0	3.85
5.0	0.48	13.0	4.33
6.0	0.95	14.0	4.80
7.0	1.43	15.0	5.28
8.0	1.90	16.0	5.75
9.0	2.40	17.0	6.23
10.0	2.88	18.0	6.70
11.0	3.37	19.0	-

유량 범위에서 완전한 선형성과 안정된 출력값을 보여 향후 다양한 범위의 유량계 제작에 대한 가능성을 보여주었다.

(4) 결 언

투표에 대한 압력시험을 통하여 두 차례에 걸쳐 누출부위를 확인 이를 시정하였으며, 루프내로의 소듐 이송 및 충전 그리고 운전을 작업절차에 따라 성공리에 마쳤다. 전자펌프 및 유량계에 대한 보정시험 결과 만족할 만한 결과를 얻어, 향후 정제 기본장치 성능검증 시험을 수행할 수 있는 토 대를 마련하였다.

다. Plugging Temperature Indicator를 이용한 용융 소듐중 산소 농도의 측정

(1) 서 설

액체금속로의 냉각재인 소듐중에 산소와 수소가 함유되면 발전소의 안 정적인 운전을 어렵게 한다. 특히 산소는 부식 속도를 빠르게 하고, 탄소성 분외 이동속도를 중진시킨다. 육사이드, 하이드라이드 및 하이드록사이드 등 의 화합물은 소듐중에 녹지 않으며, 커버가스를 매체로 소듐 용액 중으로 확산된다. 이 화합물은 cold spot에 침적되어 막힘 현상을 야기하게 되므로, 소듐은 반드시 경제되어 순수한 상태로 유지되어야 한다.

소듐의 공급, 순도 유지 및 분석 등의 역할은 액체금속로의 보조계통 에서 이루어진다. 보조계통은 일반적으로 소듐 처리계통, 커버개스 처리계 통, 폐기물의 처리 및 핵언료 취급 계통 등으로 구성된다. 이중 소듐 취급계 통은 다시 1차 소듐, 2차 소듐 그리고 소듐 인수 및 이송의 세 가지 계통으
로 구성된다. 소듐 처리계통의 핵심은 소듐의 정제와 불순물의 농도를 측 정하는 것이며, 불순물 농도는 시료채취에 의한 화학분석과 plugging indicator(막힘 지시계) 혹은 plugging temperature indicator라 불리는 장치 물 이용한 on-line 감지 시스템에 의해 측정된다.

볼순물의 화학적 분석 방법은 여러 가지가 존재하지만, 이 방법들은 시 간이 많이 소요되고, 비교적 어려운 작업이며, 시료채취 과정에서 공기 혹은 시료를 담는 용기로부터의 오염을 피하기 어렵다. 이러한 이유로 불순물의 on-line 측정장치의 개발에 대한 연구가 이루어져 오고 있으며, plugging indicator가 대표적인 on-line 불순물 측정장치이다.<sup>14)</sup>

Plugging indicator의 원리는 불순물의 용용 소듐에 대한 용해도 곡선 에 기초를 둔다. 소듐의 온도가 낮아지면 용해도 이상의 볼순물이 석출되어 침척되고 이 때의 온도를 잘 측정함으로써 그 온도의 용해도에 해당하는 불 순물의 양이 원래 소듐 속에 존재하는 농도가 된다. Plugging indicator의 장점은 습식법에 의한 방법보다 매우 간편하고, 짧은 시간에 농도의 측정이 이루어져 연속적으로 이용할 수 있다는 점이다. 반면 측정값의 오차가 다소 크며, 불순물들중 산소 농도 혹은 혼합볼순물 농도의 측정으로 제한된다. 따 라서 주기적인 시료채취와 화학분석을 통하여 산소농도를 확인하고, 다른 불순물들의 농도를 측정하여야 한다.

미국, 일본, 프랑스 등에서는 보다 안정적이고, 신뢰도가 높은 plugging indicator의 개발 연구를 수행하여 왔으며, 이에 대한 연구는 앞으로도 계속 이루어지리라 사료된다. Plugging indicator는 restrictor의 유형에 따라 fixed orifice, annular orifice, valve 및 filter 형태로 나누어지며, fixed orifice plate가 가장 많이 이용되어 왔다. 그러나 unplugging시 문제점이 있 어서 군자에는 가변성 orifice가 이용되기도 한다<sup>(3-6)</sup>.

본 연구에서는 오리피스형 수동형 plugging indicator를 자체 제작하

고, 이를 이용하여 소듭중 산소농도의 측정실험을 수행하였으며, 이를 근거 로 차기 년도에 자동형 plugging indicator를 개발할 계획이다.

(2) 실 험

본 연구에서는 자체 제작한 수동형 plugging indicator의 소듐루프 상에 서 성능 실험을 수행하였으며, 이를 위하여 냉각속도와 소듐 내에 함유된 불순물 농도가 plugging temperature의 측정에 미치는 영향을 파악하였다. 실험에 이용된 수동형 plugging indicator의 사양은 다음과 같다.

-오리피스 판의 두꼐 : 3mm

-오리피스의 직경 1.3mm

-오리피스의 수 : 4

-가열방법 : tubular heater를 이용한 전기 가열

오리피스의 냉각은 공기를 열 전달 매체로 이용하였고, 프로그램된 신 호에 따라 blower의 속도가 조정되어 냉각속도를 일정하게 유지되도록 하 였다. 소듐 정재루프내외 소듐중 불순물의 농도는 콜드트랩을 작동시켜 조 정하였으며, 콜드트랩의 작동온도에 해당하는 용해도만큼의 불순물이 존재 하는 것으로 간주하였다. 이 때 쿹드트랩의 정제 능력에 따른 불순물의 농 도가 평형에 도달하는 시간을 고려하여 24시간 이상 작동시키면서 plugging indicator를 이용하여 막힘 온도의 변화 추이를 관찰하였다.

콜드트랩의 작동 온도는 270, 240, 200 및 160℃의 네 가지로 변화 시켰 으며, plugging indicator의 오리피스 냉각속도가 막힘 온도의 측정에 주는 영향을 알아보기 위해 분당 1 - 4℃로 변화시켰다. 막힘 온도의 결정방식 에는 여러 가지가 있을 수 있으나 본 연구에서는 그림 2.19에서처럼 유량변 화와 온도의 관계에서 얻어지는 직선과 초기유량에 대한 접선이 만나는 지 점의 온도로 정의하였다.

-257-



Fig. 2.19 Ideally defined plugging curve.

(3) 결과 및 고찰

본 연구 단계에서는 수동 조업방식의 plugging indicator를 자체 재작하 고, 이를 이용하여 소듐중 산소 농도를 측정하는 실험을 수행하였다. Plugging indicator의 조업성능은 각 기기가 갖는 구조적 특성과 조업방법에 따라 크개 영향을 받지만, 이러한 특성들이 동일한 조건하에서는 오리피스 에서의 냉각속도, 오리피스를 통한 소듐 유량속도, 불순물 농도 및 혼합 불 순물의 존재 여부 등에 따라 조업특성이 달라진다. 본 연구에서 수행된 실 힘들은 다음 항목들을 고려하여 장차 개작 및 실험 변수들을 결정하였다 (15)

- 냉각 속도

생각 속도의 영향은 연구자들에 따라 다른 결과가 보고되어 있으며, 이 는 각 연구자들이 사용한 장치의 특성이 함께 영향을 주기 때문인 것으로 풀이된다. 일반적으로는 냉각속도가 빠르면 막힘 온도가 낮고, 느리면 높은 막힘 온도가 얻어지는 것으로 알려져 있다. 즉 냉각속도가 느라면, 막힘 온 도는 불순물의 포화온도에 더 가깝다. 그러나 냉각속도가 막힘 온도와 특별 한 상관관계가 없다는 연구보고도 있다.

- 소듐의 유량

오리피스를 통한 소듐의 유량을 변화시키면, 오리피스에 침적되는 불순 물의 양도 달라진다. 이는 소듐의 유량 변화가 확산속도에 영향을 주기 때 문이며, 유량이 많아지면, 불순물의 침적량이 늘어난다. 그러나 소듐의 유량 이 일정치를 넘어서면, 그 영향을 무시할 수 있다는 연구결과가 있으며, 이 한계 유량은 약 0.5ml/min 정도이다.

- 혼합 불순물

여러 가지 불순물이 혼합되어 있으면, 서로 다른 용해도 곡선이 존재한 다. 따라서 온도에 따라 가장 크게 영향을 미치는 불순물의 종류도 달라진 다. 예를 들면 NaH와 Na2O가 혼합되어 있는 경우 두 불순물의 용해도 곡 선외 기울기가 크게 다르다. 따라서 온도 및 불순물의 농도에 따라 막힘 현 상에 영향을 주는 영향의 차이가 크다. 높은 온도 그리고 높은 Na2O의 농 도의 경우에는 전적으로 Na2O에 의해 막힘이 일어나게 된다. 그러나 어느 농도이하에서는 NaH에 의하여 막힘이 일어나며, 중간 정도의 농도 범위에 서는 두 불순물이 동시에 막힘을 야기한다. 두 가지 불순물이 동시에 막힘 현상에 기여할 때는 더 빠른 막힘이 있다.

따라서 혼합 불순물의 경우 plugging indicator를 이용하여 농도를 측정 하는데는 한계가 있으며, 이에 대한 계속적인 연구가 필요하다.

Plugging indicator의 조업 원리는 비교적 간단하다. 액체상태의 금속 에 용해될 수 있는 특정 불순물의 한계 치는 불순물과 응용 금속의 온도와 상태에 의존한다. 이 한계치가 용해도이며, 이를 초과하면 불순물은 석출된 다. 온도가 증가하면 saturation limit도 증가하며, 다음 식으로 표현된다.

 $\log C = A + BT_L^n$ 

여기서 C는 포화 농도, TL은 온도, A, B, n은 물질 교유의 상수이다. 이 식에 의해 그려지는 용해도 곡선 이상의 불순물은 모두 석출되며, 이돌이 plugging indicator의 막힘 현상을 야기하며, 이 원리를 이용하여 액체 금속 내의 불순물 농도를 과악할 수 있다.

일반적으로 수동형 plugging indicator에서는 축정한 막힘 온도 (plugging temperature)의 값과 불순물의 용해도에 해당하는 온도 값의 차 이가 크다고 알려져 있다. 즉 수동 조작의 plugging indicator는 측정오 차가 비교적 큰 것으로 보고되어 있으며, 이 오차는 오리피스의 냉각속도, 소듐 유량 및 불순물 농도 등에 의해 좌우된다. 막힘 온도와 불순물의 포화 온도는 대략 15 - 40 ℃ 정도의 차이가 있는 것으로 알려져 있으며, 정확한 막힘 온도를 결정하려는 노력이 필요하다. 자동조작 방식의 조업은 폐루프 자동제어계통에 의하여 수행되며, 연속 적으로 막힘 온도가 측정된다. 자동조작의 장점으로는 높은 정확성, 향상된 반복성, 및 연속적인 정보의 공급 등이 있다. 그러나 자동조작에 따르는 복 잡한 정밀 제어 시스템 및 plugging indicator를 신중하게 제작해야 하는 등 의 여려움이 따른다.

본 연구 단계에서는 자체 제작한 plugging indicator를 소형 소듐 정제 루프에 설치하고, 소듐중 산소 농도를 측정하는 실험을 수행하였다. 불순물 농도 측정실험을 위해서는 먼저 원하는 농도의 불순물을 소듐중에 용해시켜 야 한다. 본 연구에서는 콜드트랩을 충분히 가동시켜 해당 온도의 용해도에 상응하는 불순물이 소듐 내에 포함되어 있는 것으로 간주하였다.

먼저 plugging indicator의 오리피스 냉각속도가 막힘 온도의 축정에 주 는 영향을 알아보기 위해 분당 1 - 4℃로 변화시켰다. 냉각속도가 커지면 막힘 온도가 더 낮아지며, 이는 냉각 속도가 빠르면 오리피스 내에 불순물 의 석출 양이 적기 때문으로 사료된다. 그러나 본 연구에서는 1-3℃/min의 범위에서는 큰 차이가 없었고, 4℃/min 에서는 막힘 온도가 더 낮아 졌다. 따라서 본 연구에서의 모든 살림은 2℃/min에서 수행되었다.

수동방식에서의 막힘 온도 결정 방식은 그림2.19와 같이 이상적인 유량 변화는 나타나지 않고, 그림2.20에서 처럼 어느 정도의 전이 지역이 존재한 다. 그러나 이 지역을 지나면 다시 일정한 기울기로 감소하는 영역이 나타 난다. 즉 Plugging indicator를 작동시킨 후 오리피스가 냉각되어도 어느 정도의 온도까지는 일정한 유량으로 흐르다가, 그 후 유량이 소량 감소하는 영역이 있고, 그 후 일정한 기울기로 감소하는 영역이 있다. 일정한 유량을 유지하는 부분과 일정한 기울기를 가지고 감소하는 부분에서 각각 직선을 구할 수 있고 이 두직선이 만나는 점에 해당하는 온도를 막힘 온도로 간주 하였다. 각각의 직선은 최소자승법에 의해 결정하였다. 그림 2.20은 270℃에



Fig. 2.20 Variation of sodium flowrate with PTI temperature ( cold trapping temperature : 270 °C, 1 hr)

서 콜드트랩을 이용하여, 루프내의 소듐증 불순물을 한시간 동안 정체시킨 후 plugging indicator의 오리피스를 2°C/min으로 냉각시켜 얻어진 온도-유 량 곡선이다. 그럼의 실선이 온도 촉과 만나는 점이 막힘 온도를 나타낸다.

콜드트랩을 가동 후 가동 온도에 해당하는 온도에서의 용해도만큼만 불 순물을 남기려면, 어느 정도의 시간이 필요하다. 이를 알아보기 위해 약 30 시간 이상 소듐 루프를 가동시키면서, 막힘 온도의 변화 추이를 관찰하였다. 콜드트랩의 가동 시간에 따른 막힘 온도의 변화 관계는 270℃에서 표 2.11 에서 처럼 20시간 정도 지나면 충분히 평형에 도달하였다. 낮은 온도에서 는 이 보다 빠른 시간 내에 평형에 도달할 수 있으나, 본 연구에서는 같은 시간 기준에서 막힘 온도 측정이 이루어질 수 있도록, 콜드트랩 가동 후 22시간 후에 실험이 수행되었다.

콜드트캡의 작동 온도는 270, 240, 200 및 160℃의 네 가지로 변화 시 켰으며, 그림 21-24에 네 가지 온도에서의 막힘 온도를 결정하는 과정을 나 타내었다. 막힘 온도는 270, 240, 200 및 160℃에서 각각 232, 216, 183 및 137℃ 이었다. 이를 다시 표 2.12에 콜드트랩 가동온도에 따른 각각의 막힘 온도를 비교하였다.

그림 2.25에 클드트랩의 작동은도와 막힘 온도의 상관관계를 도시하였 다. 콜드트랩의 온도와 막힘 온도의 관계는 일반적으로 많은 편차가 있는 것으로 알려져 있으며, 본 연구의 실험 범위에서는 높은 온도에서는 약 4 0°C, 낮은 온도에서는 약 20°C의 편차가 발생되었다. 이에 대한 검정곡선야 얻어지면, 편차만큼의 온도를 디해서 산소농도를 측정할 수 있다. 여들 데이 터를 2차식의 곡선 형태로 fitting하여, 그 결과를 표 2.13에 정리하였다. 한 편 막힘 온도로부터 산소 농도를 추정하려면, 막힘 온도와 용해도에 해당하는 는 온도의 관계식이 필요하다. 그림 2.26에 막힘 온도와 용해도에 해당하는 온도의 관계를 도시하였다. 이 경우 2차식은 잘 맞지 않으며, 3차식에 매우

-263-

Time (Hr)	Plugging Temp.(°C)	Remarks
1	240	
3	239	
5.5	237	
7	232	
18	230	• • •
21	230	
23	230	

Table 2.11Variation of plugging temperature after cold trap operationat 270°C

 Table 2.12
 Variation of plugging temperature with cold trap operation

 temperature

Cold trap temperature $(\mathcal{C})$	Plugging temperature(°C)	Remarks
270	232	
240	216	
210	183	
160	137	



Fig. 2.21 Variation of sodium flowrate with PTI temperature ( cold trapping temperature : 270 °C, 22 hr)



Fig. 2.22 Variation of sodium flowrate with PTI temperature ( cold trapping temperature : 240 °C, 22 hr)



Fig. 2.23 Variation of sodium flowrate with PTI temperature ( cold trapping temperature : 210 °C, 22 hr)



Fig. 2.24 Variation of sodium flowrate with PTI temperature ( cold trapping temperature : 160 °C, 22 hr)



Fig. 2.25 Relation between plugging temperature and cold trapping temperature.

Relation : $Y = aX^2 + bX + c$				
parameter	value	Std err	CV (%)	dependencies
а	-4.1e-3	2.47e-5	6.01e-1	0.99937
b	2.629	1.06e-2	4.04e-1	0.9998
с	178.6	1.109	6.21e-1	0.0002

Table 2.13 Results of nonlinear regression of the cold trap

temperature	VS.	plugging	temperature
-------------	-----	----------	-------------

잘 일치하였고, 표 2.14에 regression 결과를 정리하였다. 이 결과를 이용하 여 자체 제작한 수동 모드의 plugging indicator를 이용하여 소듐중 산소 농 도를 측정할 수 있다는 결론을 얻었다.

Table 2.14Results of nonlinear regression on the relation of pluggingtemperature vs. solubility equivalent temperature

Relation : $Y = aX^3 + bX^2 + cX + d$				
parameter	value	Std err	CV (%)	dependencies
a	9.675e-5	3.49e-18	3.61e-12	0.999997
þ	-4.753e-2	1.94e-15	4.09e-12	0.999993
¢	8.596	3.53e-13	4.11e-12	0.999991
b	-3.7442e+2	2.10e-11	5.60e-12	0.999993



Fig. 2.26 Relation between solubility equivalent temperature and plugging temperature.

그러나 이 방식은 자동방식보다 더 낮은 온도까지 내려야 막힘 온도의 측정이 가능하여 측정에 많은 시간이 소요되고, 막힘 온도를 구하는 방법에 있어서 정확성이 다소 떨어진다고 판단되었다. 특히 낮은 농도의 산소 양을 측정하기 위해서는 정제 루프 가동은도와 냉각시켜야 하는 온도의 차이가 매우 커서 냉각에 필요한 시간이 1시간 이상 소요되어 능률적이지 못하였 다.

본 연구에서 또 다른 문제점은 콜드트랩의 작동은도가 실제 산소의 소 듐에 대한 용해도에 해당하는 온도라는 가정을 하였으며, 화학분석 등의 방법을 통해 이를 확인하는 작업이 필요하다. 이는 오랜 연구 기간과 인원 이 소요되어 당해단계의 연구범위에서는 이루어지지 않았으며, 다음단계의 연구 동에서 수행될 것이다. 본 연구 단계의 차기 단계에서 수행할 연구인 산소농도 측정에 대한 기본 기술의 습득이라는 목표는 잘 얻어졌다고 생각 된다.

(4) 결 언

본 연구에서 제작한 수동형 plugging indicator의 성능을 평가해본 결과 비교적 재현성이 있어서 설제 농도 측정에 이용될 수 있으리라 사료된다. 그러나 농도 측정에 오랜 시간이 소요되었다. 특히 낮은 농도의 산소 양을 측정하기 위해서는 정제 루프 가동 온도와 냉각시켜야 하는 온도의 차이가 매우 커서 냉각에 필요한 시간이 1시간 이상 소요되어 능률적이지 못하였 다. 또한 자동방식의 plugging indicator가 세계적인 추세이고, 보다 효율적 이라고 판단되어, 본 연구 결과를 기반으로 차기 단계에서 자동형 plugging indicator를 개발하려한다.

## 2. 소듐 분석기술 기초 실험

가. 서설

소듐 정제 계통에서 발생되는 중요 불순물과 이들의 분석 방법에 관하 여는 이미 보고된 바 있다<sup>®</sup>. 소듐 정제 계통에서 나타나는 일반적 불순물을 요약하면 비금속 불순물로는 산소, 수소, 질소, 탄소 그리고 할로겐 분자들 이 있으며, 금속 불순물로는 리튬, 보론, 세슘, 크롬, 철, 방간, 몰리브덴, 너 첼, 백금 그리고 우라늄 등의 원소가 포함된다. 이러한 여러 가지 불순물 중 에서 비금속 원소 특히 산소와 같은 불순물에 대하여는 정제계통 내에서 실 시간 분석을 통하여 소듐 중의 산소 농도를 조절한다. 이것은 소듐의 흐름 이 있는 계통에 장치를 설치하여 불순물 농도를 직접적으로 측정하므로서 시료 채취와 시료를 취급하는데 따르는 오차를 없앨 수 있다. 또한 실시간 측정기는 조업중인 소듐 계의 불순물 준위 측정을 위하여 수행하는 샤료 채 취와 화학적 분석에 비하여 경제성이 좋으며, 소듐 정제계통의 이상이나 비 정상적 작동 상태를 죽시 검출할 수 있고 불순물 준위를 연속적으로 측정하 게 되므로 구조 재료와 불순물 준위의 관련 여부를 파악하는데 이용될 수 있다. 실제로 경제 계통에서 사용되는 실시간 불순물 측정기는 plugging 축 정기아며 이것은 소듐 중에 있는 전체 불순물의 농도를 측정하는데 쓰이고 있다. 현재 orifice 판을 사용하고 bypass 호콤 형태의 plugging 측정기가 소형 루프에 설치되어 있으며 이에 대한 실증 시험으로부터 plugging 축정 기의 설계와 취급 기술에 관한 개선을 도모하고 있다. 이 외에도 심시간 축 정기로서 외국에서는 산소, 수소 그리고 탄소 측정기가 개발되어 왔으며 이 들의 성능과 내구성 향상을 위한 연구가 진행되고 있다. 국내에서는 plugging 측정기를 보조할 수 있는 실시간 측정기로써 산소 측정기에 대한 연구가 진행 중에 있으며 이에 대한 실증 시험 역시 소형에서 수행될 예정

-273-

에 있다.

한편 소듐 중에 존재하는 금속 불순물의 농도를 측정하기 위하여서는 시료 채취에 의한 화학적 분석이 요구된다. 이러한 시료 채취와 화학적 분 석은 비금속 불순물에 관한 실시간 측정값과의 비교 확인에도 필요하다. 이 클 위한 첫 단계는 시료 채취가 되어야 하며 이를 취급 처리할 glove box 시설이 요구된다. 따라서 본 소형 내에 bypass에 의한 시료 채취계를 설치 하였으며 이에 대한 취급 절차에 관하여 고찰하였다.

아울러 plugging 측정기 및 실시간 산소 측정기를 보완 비교하기 위하 여 습식법에 의한 소듭 중에 불순물로 있는 산소 농도 측정 절차를 조사하 였다. 소듐 정제 계통에서 주요 불순물은 산소에 의한 것이며 이것은 소듐 정제계통의 보호기체에서도 주요 불순물로 작용한다. 따라서 보호기체의 정 제에서 산소를 제거하는 것이 중요하며 이에 대한 기술현황은 이미 발표한 바 있다. 이것에 이어서 보호기채 정제 계에 가장 많이 이용되는 NaK bubbler를 실험실 규모로 장치하고 보호기체 중에 불순물로 존재하는 산소 제거 실험을 실시하였다.

나. 내 용

(1) 소듐 분석 기술

(가) 시료 채취 장치 및 절차,

시료 채취계는 stainless steel (SUS 316, seamless 1/2" tube)을 사용하 여 그림 2.27에 나타낸 것과 같이 제작하였으며 소형 루프 내에 설치하였다. 장치가 간단한 bypass 형의 시료 채취를 택하였으며, 지면과 수평이 되도록 설치하여 소듐이 식을 때 소듐 중에 존재하는 볼순물의 편재 응고현상이 최 소가 되도록 하였다.

그림 2.27에서, 주 소듐 흐름관(SUS 316 1/2" pipe)에 밸브 1



Fig. 2.27. Bypass Sampling System

(Swagelok model SS-12UW-TW-HT)을 설치 하였다. 우회 시료 채취관은 SUS 316의 1/2" tube률 사용하였고, 시료 채취부(S)를 제외한 모든 밸브 (Swagelok model SS-8UW-TW-HT)는 용접으로 연결시켰으며, 시료 채취 부 사이 간격은 350mm 되게하고 conoseal (Swagelok) fitting으로 연결시켰 다. 상기 시료 채취기를 이용한 시료 채취 절차를 요약하면 다음과 같다.

시료 채취부는 묽은 질산, 물 그리고 메탄올로 차례로 씻어 건조 후
 밀봉한 다음 사용전까지 보관한다.

사용시 앞에서 건조시킨 시료 채워부를 시료 채취계에 다음 순서에
 따라 연결시킨다.

 보호기체 (Ar 또는 He)를 시료 채취계로 흘려보내며 시료 채취부의 한쪽 끝을 연결시키고 난 다음 보호기체의 흘려 보냄을 멈추고 곧바로 시료 채취부의 다른 한쪽 끝을 연결시킨다.

- 시료 채취부 연결이 끝난 시료 채취계의 누설 시험(<1×10<sup>7</sup> cc.atm/s)을 실시한다.

- 시료 채취계의 온도를 100℃ 이상으로 유지시킨다.

- 밸브 6,7,8을 잠그고 시료 채취계의 온도를 150℃로 높인다.

소듐 출구쪽 밸브(5와4)를 먼저 열고 그 다음으로 입구쪽 밸브(3과
 2)를 차례로 열어 준다. 이것은 만일에 있을 수 있는 용기내 기체 압력을
 출구로 내 보내어 조절하여 줄 수 있기 때문이다.

- 액체 소듐의 유속을 밸브 2를 사용하여 적어도 최소 유량이 0.1 g/min이상이 되게 유지시킨다.

- 시료 채취계가 소듐과 평형이 될 때까지 계의 온도와 흐르는 소듐 유속을 유지 시킨다. 시료 채취계의 온도에 따라 평형에 요구되는 시간은 다양하며, 시료 채취계 온도와평형을 이루는데 요구되는 최소 시간은 아래 와 같다.

용기온도	최소평형시간
540°C	
320°C	4
230 ℃	5

- 시료 채취계와 액체 소듐이 충분히 평형이 이루어진 후 출구 밸브(5 와4)를 닫고 가능한 한 급히 시료 채취부에 담긴 소듐을 응고(<93℃)시킨</li>
 다. 이때 소듐이 얼기전 162℃와 121℃사이의 온도에서 입구 밸브(3과2)를 닫는다.

시료 채취계약 소듐 입.출판이 얼어 붙은 후 시료 채취부를 떼어내
 어 양쪽 답을 parafilm을 이용하거나 cap을 씌워 즉시 밀봉하고, 소듐의 흐
 몸 방향을 화살표로 표시하고 확인 번호를 매긴다.

- 떼어낸 시료 채취부는 분석이 시작되기 전까지 비활성 기체 분위기
 속에 보관시킨다.

(나) 습식법에 의한 산소 농도 측정

액체 소듐 중에 녹아있는 산소량 (ppm수준)을 습식법에 의하여 분석하 는 일반적 방법은 금속상 소듐으로부터 산소를 NazO 형태로 분리해 낸 후 남아있는 소듐양을 산-알카리 적정으로 정량 하거나 원자 분광기를 이용하 여 정량하는 것이다. 시료 채취부로부터 시료 4~5g을 취하여 습식법에 의 하여 산소 농도를 결정할 수 있으며, 자세한 분석 절차는 부록A에 수록하였 다<sup>79</sup>.

(2) Cover gas의 정재

(가) NaK 합금의 제조 및 취급

보호기체 정제를 위하여 NaK~70(m.p. : -10℃) bubbler를 사용하였으 며, NaK bubbler에 사용된 NaK-70 합금은 다음과 같이 제조하였다<sup>8)</sup>. Na와 K는 각각 시약급으로 parafin oil에 채워져 있는 것을 비활성 대기 주머니 속에서 꺼내여 Na와 K의 표면에 묻어 있는 oil을 마른 형겊으로 잘 닦아 내고 난 다음 Na와 K 비를 3:7 무게 비로 평량하여 비이커에 담는다. 이때 Na와 K의 절단된 면의 금속 광택이 나는 부분을 마주보게 포개어 놓고 힘 을 주어 눌러서 서로 붙여 놓는다. Paraffin film을 사용하여 비이커를 밀봉 시키고 나서 비이커를 대기 중으로 꺼낸다. 비이카 속의 Na와 K는 서서히 반응하여 액체 NaK 합금이 조금씩 생겨난다. 이때 비이커를 서서히 흔들어 주면 Na와 K는 더욱 빠르게 반응하여 액체인 NaK 합금을 얻을 수 있다. 이렇게 얻은 NaK 합금은 그림 2.28에 보인 초자기구를 이용하여 NaK 합금 을 여파시켰으며, NaK bubbler로 비활성 대기(He) 분위기 하에서 이송시켜 사용하였다.

(나) Cover gas 점제 장치

그림 2.29에 NaK bubbler를 이용한 cover gas 정제 장치를 나타내었다. 장치는 Pyrex 초자로 제작되었으며, 장치에 이용된 초자 밸브는 고진공용으 로 Ace제품이었다. Cover gas 정제 장치는 그림 2.29에 보인 바와 같이 이 송기체(He), 표준기체(희석기체 ; He, 산소농도; 215ppm) 그리고 진공관과 각각 연결시켜서 cover gas 정제계 내부 불순물 기체를 제거 시키는데 이용 하였다. Cover gas 정제 장치계 내부는 초기에는 진공으로 한 후 이송기채 (He)로 채운 다음 다시 진공으로 하고 다시 이송기채를 채운다. 이를 4-5회 반복하므로서 cover gas 정제 장치계 내부는 이송기체(He) 이외의 불순물 기체는 완전히 제거된다.

NaK bubbler(1)의 크기는 30 <sup>●</sup> × 300 mm로써, 표준기체가 내경이 3 <sup>●</sup> mP인 초자관율 통하여 높이(bed height) 80 mm 되는 액체 NaK관 속으로 주 입되도록 하였다. 이때 NaK bubbler 양쪽으로 부피 완충기(250 <sup>●</sup> × 120 mm)를 두었으며, 독립적인 기체 조성 분석율 위한 기체 시료 채취기(3)를 살 치하였다. Cover gas 정제계를 통하여 최종적으로 나오게 되는 기채는 직접



Fig. 2.28. NaK Filtering Apparatus

적으로 기체 판 크로마토그라퍼 (Gas Chromatograpic Analyzer, Hewlett Packard Model ; HP 5890)로 주입되도록 하여 비활성 기체(He) 중에 불순 물로 존재하는 산소의 농도를 분석 하였다.

(다) Cover gas 정제 실험 및 결과

액체 NaK bubbler는 실온에서 반용시키는 방식 만을 택하여 산소 제거 시험을 수행하였다. Cover gas의 정제 정도를 시험하기 위한 주입 기체로는 헬륨 기체에 산소가 215 ppm이 포함되어 있는 표준기체를 한국표준연구원 으로부터 구입하여 사용하였다.

그림 2.30과 표 2.15에 표준기체에 대한 산소 농도와 이 표준기체를 실 온약 액체 NaK bubbler에 통과 시킨 후 나오는 기체 중에 포함되어 있는 산소 농도를 비교하였다.

일반적으로 소륨 정체 계통에서 보호기체로 이용되는 비활성 기채(Ar 또는 He)의 순도는 산소와 수분이 각각 5 ppm 미만을 포함하며 상업적으 로 가장많이 이용되는 보호기체 정제계는 두개와 서로 다른 온도를 지닌 bubbler(약300℃와 실온)를 사용한다. 보호기체 정제계에서 보호기체의 순도 와 사용 유량에 따라서 bubbler의 설계가 이루어 진다. 그러나 본 실험에서 는 보호기체 정제계를 위한 기초 실험으로써 산소 농도와 제거 확인시험을

Table 2.15 Oxygen concentration in the cover gas system

	Inlet (ppm)	Outlet (ppm)
Standard Gas (He)	215	≤5
	(3.6)*	(≤0.5)∗

• Two bubbling ( 260°C, room temperature ) column was used.



Fig. 2.29. Oxygen Trapping System

우선 시행하였으며 비교적 높은 농도의 산소를 포함하는 표준기체를 사용하 였다. 상기 시험결과는 NaK bubbler 의 bed height가 80 mm 인 NaK 합금 속으로 구경 3 <sup>9</sup> mm 인 초자 관 구멍을 통하여 직접 표준기체를 붙어 넣어 줌으로서 표준기체 중의 산소가 제거되는 정도를 나나타 낸 것이다.

기체 크로마토 그라피법에 의한 분석기(HP-5890, 열전도 검출기 부착) 를 사용하여 헬륨 회석 기체 중에 산소 농도가 약 5ppm 미만으로 존재하는 것 까지 분석이 가능하였으며, 1-2ppm 이하의 농도에서는 검출이 불확실하 였다. 산소농도에 대한 분석한계치는 광이온화(photoionization)검출기와 같 은 방식을 달리한 검출기를 사용하여 더 낮게 할 수 있다.

표2.15와 그림2.30에서 보였듯이 실온의 NaK bubbler 만을 사용하여서 도 보호기체 중의 산소 기체에대한 정제가 충분히 이루어 짐을 알 수 있다. 초자 관 구멍(3 \* m)을 통하여 NaK bubbler 속으로 투입되는 표준기체의 유량을 점차 중가시켜서 유량이 95ml/min가 될 때까지는 산소 제거 효율이 매우 좋음을 보여주고 있다. Bubbler를 통과하는 표준기체의 유량이 95ml /min보다 많아지게 되면 출구 쪽의 산소 농도가 서서히 중가됨이 관측되었 다.

## 다. 결 언

소듐은 매우 반응성이 큰 물질로써 소듐의 순도나 소듐 충의 특정 불순 물의 농도를 결정할 때, 소듐을 일반적인 공기 분위기 하에서 취급해서는 안된다. 소듐의 순도 결정은 분석되어야 할 목적에 따라 분석방법이 결정되 어야 하며, 특히 소듐 중에 포함되어 있는 금속 불순물동에 대한 분석을 위 하여서는 시료 채취가 우선되어야 한다. 이를 위한 첫 단계로 장치가 단순 하고 취급이 용이한 bypass 시료 채취기를 소형 내에 설치하였다. 소듐 중



Fig. 2.30. Oxygen Concentration in The Carrier Gas (He)

에 포함된 금속 불순물의 농도 측정은 소톱 정제 재통율 이루는 재료 특성 파악에 필수적이며, bypass 시료 채취기를 통한 분석 기술 습득은 이를 위 한 초석이 될 것이다.

한편 소듐 중에 녹아 있는 산소량을 습식법에 의한 방법으로 축정하는 기술은 소듐정제 재통에서 실시간으로 산소 농도를 측정하는 산소 측정기와 전체 비금속 불순물 농도를 측정하는 plugging 축정기를 보조하여 확인하는 데 이용 되므로 중요하다. Bypass 시료 채취기로 부터 시료를 취하여 산소 농도를 분석하는 절차를 완성하였으며, 이 방법에 의한 산소 농도 측정은 plugging 측정기로부터 얻어진 자료와 비교하는데 유용하게 이용 될 것이 다.

소륨 중의 비금속 불순물은 cover gas의 순도에 따라 민감하게 작용하 므로 cover gas를 순수한 상태로 유지함이 중요하다. Cover gas는 NaK bubbler를 이용하여 순수하게 정제 될 수 있으며 이에 대한 실풍 시험은 만 족할 만 하였다. 또한 cover gas는 실시간에 GC에 의하여 연속적으로 감시 될 수 있다.

## 3. Cold trap의 정제해석 및 충전물의 개념설계

가서설

소듐은 특히 산소나 수소 그리고 많은 원소 또는 화합물과 높은 반응 활성을 가지고 있는 금속이기 때문에 화학적 환경이 쉽게 부식성을 띠거나 용존 불순물에 의한 판막힘 그리고 방사능 이동의 위험성을 내포하고 있다. 그래서 소규모 소듐 실험장치나 액체소듐을 열매체로 사용하는 계통회로는 운전중에 불순물 축적을 막기위한 불순불 제거설비가 필수적이다. 대부분 외 불순물은 주로 산소, 수소이고 이들은 중기발생기와 부식으로 야기되거 나 계통요소의 표면으로부터의 습분 그리고 계통으로의 공기유입 동으로 생 성이 된다. 소듐내에서 이돌 불순물 농도가 높아지면 계통요소의 부식촉진 과 계통회로의 막힘현상을 유발하여 수명단축과 복잡한 보수·유지작업이 요구된다.

부식과 관막힘이외에 증기발생기에서 계봉소듭내의 스팀계통의 증기유 입을 감지하기 위한 수소측정 백그라운드준위를 상승시키는 악영향을 초래 할 수도 있다. 정상운전중의 중기발생기 튜브는 산화물충의 피막형성으로 부식의 진행이 느리다. 그러나 steel성분의 부식이 진행됨에 따라 활성이 높은 물-소듐간의 반응으로 밤생된 수소는 물이나 산화물보다는 계통재질 의 steel phase쪽으로 선택적인 침습현상이 나타난다. 한번 steel성분에 침 습된 수소는 농도구배가 형성이 되어 소율쪽으로 확산이 된다. 통상적 운 전조건에서의 중기발생기와 관련된 소롭계통에서 수소의 주 발생원인은 중 기발생기의 중기유입이라기 보다 부식기구에 의한 수소생성이 본질적인 이 유라고 알려져 있다. 산소의 경우 초기 장입 소풍의 순도문제나 커버개스 내로의 공기유입이나 충진되는 비황성개스의 순도 등이 주 근원으로 알려져 있다. 이들 불순물들은 온도를 낮개하여 용해도를 줄임으로 석출제거하는 방식의 metal-packed filter형태가 충전된 cold trap이 사용되어 왔다. 이러 한 cold trap의 성능 즉, 정화유량 및 처리용량을 향상시키고 그리고 설치비 절감을 실현하기 위해 소통옥사이드 및 소듭하이드라이드의 결정화기구와 생성역학에 초점을 맞추어 연구해 오고 있다.

KAPL소속 Bruggernan<sup>39</sup>의 초기 연구결과에 의하면 불순물을 함유한 소듐이 불순물의 결정화가 시작되는 핵생성에서의 결정성장이 진행되도록 충분한 시간을 제공할 수 있어야 한다는 이론이 보고되었다. 그래서 crystallizer 내에서의 소듐의 체류시간이 cold trap의 효율을 극대화 할 수

있는 우선적으로 고려되어야 할 인자로 간주하였다. 그러나 근래에는 이러 한 체류시간의 중요성은 잘못된 개념으로 판단하고 불순물 결정의 침적지점 에서의 유체의 난류흐름을 증가시킴으로 용해된 볼순물의 석출을 크게 촉진 할 수 있다고 하였다<sup>109</sup>, 이러한 개념은 cold trap을 통해 소듐의 흐름이 중 가한다면 채류시간은 줄어들지만 높은 난류흐름을 촉진시켜 붙순물 석출을 증가시킬 수 있음을 의미한다.

반대로 유량을 감소시키면 체류시간은 중가하지만 난류흐름을 감소시키 기 때문에 불순물의 석출을이 저하되고 결국 cold trap효율이 낮아진다는 것을 쫓한다. 이것은 과포화 용해된 소듐내의 불순물이 결정의 핵히 생성 된 충전물 표면까지 농도구배가 형성이 되고 불순물이 충전물 표면까지의 확산속도가 결정의 성장속도보다도 지배적인 율속임에 근거를 둔 것이다. 따라서 난류흐름으로 확산속도가 중가되고 불순물 농도구배를 크게할 수 있 는 crystallizer 매체의 구조적 형상이 정제효율을 상승시킬 수 있는 중요한 수단이다. 그리고 불순물의 결정학적 생성기구관점에서 불순물 결정의 핵 생성은 석출매체의 표면적에 의존되며 cold trap의 효율은 핵생성이 가능한 표면여유가 줄어들 때 감소한다는 것이 보고되고 있다<sup>17)</sup>. 반면 일부는 소 **등내에서 제통을 따라 이동하는 불순물입자에 의해 핵생성이 유발되거나 대** 류흐름에 의한 국부 과포화에 의해 유도된다고 보고하기도 하였다. 이러한 메카니즘은 서로 상반된 개념으로 그 후 cold trap의 핵생성기구가 매체에 서 일어나는 것으로 견해가 모아졌다.

결정성장은 그 속도가 확산기구에 외해 율속되는 것은 명백한 사실이 다. 이러한 연구결과를 종합해 보면 cold trap의 metal knit packing은 단 순히 소듐내의 핵생성이 된 불순물의 여파성능만을 가지는 것이 아니고 효 율적인 표면핵생성의 장소를 제공할 수 있고 결정의 성장을 촉진시키는 재 철과 형상을 가져야 할 것이다. 재질은 소듐과 활성이 약한 내부식성의 스

- 286 -

텐레스스틸의 스크린 충전물이 가장 일반적인 석출매체로 채택되어 오고 있 다. 종래의 불규칙적인 스크린 뫡킹(screen packing)을 삽입·설치 사용해 왔는데 이는 불균일한 배열과 충분한 불순물 결정의 핵생성 및 성장환경을 효율적으로 제공하지 못하기 때문에 파포화 용해된 불순물결정이 cold trap 을 그대로 빠져나갈 수 있어 정제효율이 충전물의 형상과 구조적 문제에 밀 접한 관계가 있음을 알 수 있다.

본 연구에서는 소돔계통에서의 대표적인 불순물인 소돔옥사이드 및 소 듐하이드라이드를 중심으로 정화장치인 cold trap의 설계와 석출매채인 충 전물의 정제성능을 평가할 수 있는 정제해석을 수행하였다. crystallizer의 물질전달계수 도출에 필요한 예측되는 내부온도와 포화불순물의 농도분포 등을 계산하였다.

나. 소듐 정화용 cold trap의 정제해석

가장 전형적인 cold trap의 구조는 그림2.31과 같이 제일 외부얘는 coolant channel로써 cold trap을 냉각시키기 위한 냉각재가 하부로 들어가 상부로 빠져나오게 설계 되어 있다. 상부 입구노출에서 들어오는 소듐은 하부로 호르면서 이 냉각재애 의하여 annulus channel의 외벽면을 통하여 온도구배가 형성이 되어 냉각이 진행이 된다. annulus channel하부에서 다 시 상향류로 바뀌면서 wire mesh의 충전물지역을 봉과하여 출구노줄로 빠 져나가게 되어 있다. 본 그림에서는 나타내지 않았지만 정제 후 빠져나 가는 냉각된 소듐의 승은을 cold trap에 유입되는 소듐과 열교환을 위해 병 설되는 열회수장치(economizer)는 생략하였다.

소듐은 외부 annulus channel을 통과하면서 wire mesh의 충전물 지역 을 통과하기 직전까지 불순물들이 과포화(super saturation)상태로 용해되고 충전물의 wire mesh의 표면에서 결정의 핵이 생성되고 성장이 진행된다. 침적이 일어나는 불순물농도는 cold trap의 충전물표면과 벽면의 온도의 함 수이기 때문에 cold trap내에서의 전체의 온도분포의 계산이 요구된다. cold trap내에서의 온도계산의 모델링을 위해 그림2.32는 개념적 도식을 나 타내었다. coolant channel(a), annulus channel(b) 그리고 충전물(c)이 있는 3부분의 지역으로 나눌 수 있으며 에너지 보존법칙에 의한 각 부분에서의 축방향 온도구배관련 지배방정식을 다음과 같이 쓸 수 있다<sup>12,13)</sup>.

$$\frac{dT_a}{dx} = \frac{(h_1^- h_1^+ \pi d_1)}{(h_1^- + h_1^+ \pi d_1)(mc_p)_b} (T_b - T_a)$$
(3-1)

$$\frac{dT_b}{dx} = \frac{(h_1^- h_1^+ \pi d_1)}{(h_1^- + h_1^+ \pi d_1)(mc_p)_b} (T_o - T_b) + \frac{(h_2^- h_2^+ \pi d_1)}{(h_2^- + h_2^+ \pi d_1)(mc_p)_b} (T_c - T_b)$$
(3-2)

$$\frac{dT_c}{dx} = \frac{(h_2^- h_2^+ \pi d_1)}{(h_2^- + h_2^+ \pi d_1)(mc_p)_b} (T_b - T_c)$$
(3-3)

channel에 유입되는 공기의 온도들을 경계조건으로 설정할 수 있다. 여기 서 h<sub>1</sub>, h<sub>2</sub>는 각 부분의 총괄 열전달 계수를 나타낸다. 각 지역에서 미분방 정식으로 표현된 자배방정식들은 축방향으로 세분화 하여 유한 차분법으로 요소별 총체적인 온도들을 동시에 계산할 수 있다. 이 계산결과를 이용하 여 annulus channel(c) 지역의 축방향에 따른 온도분포는 wire mesh충전물 의 온도로 설정할 수 있고 그리고 cold trap내부의 각각의 벽면 온도는 즉, annulus channel(b) 소급쪽의 바깥벽면의 온도(T<sub>w</sub>)는

$$T_{s} = T_{b} - \frac{h_{1}^{-}}{(h_{1}^{-} + h_{1}^{+})} (T_{b} - T_{a})$$
(3-4)

그리고 내벽온도(Twc)

$$T_{uc} = T_b - \frac{h_2^+}{(h_2^- + h_2^+)} (T_b - T_c)$$
(3-5)



Fig. 2.31. Cutaway view of cold trap.

여기에서 소듐 입구노들의 온도와 coolant 물 각각 계산할 수 있다. cold trap내부에서 침적이 일어나는 물질전달 지역의 전체면적은 충전물의 표면 적과 annulus channel(b) 소듐쪽의 바깥벽면 그리고 내벽의 면적의 합이 되겠고 각각의 축방향으로 새분화된 위치의 온도정보로부터 용해도에 해당 하는 포화농도를 계산할 수 있고 결국 위치별 농도구배를 개산할 수 있다. 수소와 산소는 주요 불순물 침적원으로써 온도에 따른 용해도 상관식은 다음식들과 같다. 소듐중 산소의 용해도 관계식은

$$\log[O(\mu g/g)] = 6.250 - 2444.5 \frac{(K)}{T}$$
(3-6)

그리고 소듐중 수소의 용해도 관계식은 다음과 같다<sup>3 3)</sup>.

$$\log[H(\mu g/g)] = 6.467 - 3023 \frac{(K)}{T}$$
(3-7)

cold trap에서의 불순물 침적율이 소듐내 불순물의 확산에 의한 율속에 의 존한다면 침적부위에서의 물질전달은 다음식으로 표현할 수 있다.

$$\frac{dm}{dt} = k_a A_{\mu} (C - Ce) \tag{3-8}$$



Fig. 2.32. Section-cut of cold trap for model simulation.

여기에서 dm/dt는 침적율이나 용출율을 나타내고, Ap는 침적이 일어나는 매체외 표면적을, C는 과포화된 불순물의 농도, Cp는 소듐계통에서의 불순 물 석출에 대한 용해도곡선에 의해 얻어지는 평형농도이다. (3-8)식은 각 각외 단위 격자로 나누어진 석출침적이 일어날 수 있는 표면적에 대한 물질 전달 관계식이다.

본 정제해석은 cold trap내외 열전달에 외한 온도분포를 계산하고 이 온도에 해당하는 불순물의 평형농도를 계산하였다. 계산은 옥사이드 불순 물을 제거하기 위하여 cold trap의 외벽냉각재로 공기를 주입하여 annulus 부의 소듭호름을 냉각시켜 불순물을 과포화 용해상태로 유도한 다음 wire mesh가 채워진 중심부에서 소듐 옥사이드가 석출·침적하는 모델을 가본으 로 하였다. 실제 공정에서 열효율을 위해 설치하는 economizer는 열수지계 산의 단순화를 위해 생략을 하였다. 그림 2.33은 옥사이드 불순물을 가진 300℃인 소듐이 냉각된 cold trap내에서 석출·침적과정을 거쳐 이론적으로 약 67ppm까지로 불순물 농도를 줄일 수 있는 전형적인 농도분포를 보여 주 고 있다. cold trap의 정제효율은 다음식과 같이 표현되는데

$$\varepsilon = \frac{C_{inlef} - C}{C_{inlef} - C_e} \tag{3-9}$$

이것은 사용되는 석출매체인 충전물의 종류와 사용된 시간에 따라 달라진 다. 오랜 정제조작으로 참적량이 많아진 충전물은 불순물의 핵생성과 결정 성장을 할 수 있는 유효 물질전달 면적이 줄으들게 되고 확산율속에 영향을 미치는 농도구배가 감소하여 정재효율이 낮아지게 된다. 충전물의 정제효 율은 cold trap설계시 중요한 설계인자이며 일정한 불순물 순도이하로 정제 하기 위한 처리유량과 방각을 등의 운전변수와 관련이 있다. 정제운전중 데는 실제 정제된 불순물농도 및 운전은도와의 비교로 정재효율에 관련되는 정보를 얻을 수 있고 cold trap내의 비이상(malfunction) 조작확인 및 성능 확인으로 재생 또는 교체사기<sup>149</sup>에 관련된 운전 가이드라인을 설정할 수 있

-291-
는 것이다.



Fig. 2.33. Temperature and concentration profile throughout cold trap.

다. 충전물의 개념설계

Wire mesh를 충전물로 사용할 경우 낱장 screen의 단위 면적당 충 전물의 물리적 표면적과 채적을 표 2.16에 나타내었다. 여기에서 알 수 있듯이 표면적은 mesh no.의 변화에 무관하게 거의 일정함을 알 수 있 고 낱장 screen의 단위 면적당 충전물이 차지하는 부피는 mesh no.가 중 가할수록 감소함을 알 수 있다. 그래서 cold trap에 충전되는 충전물의 충전일도(packing density)는 푸로 mesh no.와 얼마나 넓은 screen을 충 전하느냐에 달려있다. 물론 물리적 충전물의 표면적도 충전되는 screen의 전체 면적에 비례하게 된다. 불순물의 핵생성은 보다 많은 표면적이 재 공된 조건 일수록 확율은 높으나 핵생성후의 결정성장 환경과 성장된 결 정의 여과효과 그리고 성장된 결정사이로 빠져나갈 수 있는 정화된 소듐 의 유로를 마련할 수 있는 충분한 공간을 확보할 수 있어야 한다.

프랑스 CEA/Cadarache 연구소의 Large<sup>11)</sup>의 연구결과에 의하면 소듐 옥사이드인 경우 결정성장이 핵생성후 계층성장(layered growth) 또는 수 지상 성장(dendritic growth)을 관찰하였으며 규칙적인 결장성장이 일어날 때 기본 결정형태는 8면채(octahedra) crystal)라고 하였다. 이 기본 결정 형태의 크기는 약 0.2mm로써 Tyler equivalent designation (mesh)의 크 기로 40-80mesh 정도의 개구부(opening)를 가진 screen mesh가 적합할 것으로 생각된다. 즉, screen의 opening은 정사각형이므로 이 것을 때체 로 핵생성에 이어 단위결정인 octahedral 결정성장은 계층 또는 수지상으 로 성장하여 일정한 공간을 차지하거나 소듐의 흐름에 의해 여탈이 되어 이 보다 좁은 screen의 개구부를 통과할 수 없게 된다.

미국의 GE사의 Roy등<sup>10)</sup>은 종래 핵 생성의 시간적 여유를 충분히 확보 키 위한 cold trap내에서 냉각에 의해 불순물로 과포화된 소듐의 체휴시간 의 중요성이 잘못된 것임을 지적하였다. 이것은 불순물의 핵생성 위치에

Sieve desination		Sieve Opening		Nominal	wire diameter	Tyler
Standard (micron)	Alternate (No.)	mm.	in. (approx. equivalents)	mm.	in. (approx. equivalents)	Equivalent designation (mesh*)
841	20	0.841	0.0331	0.510	0.0201	20
707	25	0.707	0.0278	0.450	0.0177	24
595	30	0.595	0.0234	0.390	0.0154	28
500	35	0.500	0.0197	0.340	0.0134	32
420	40	0.420	0.0165	0.290	0.0114	35
354	45	0.354	0.0139	0.247	0.0097	42
297	50	0.297	0.0117	0.215	0.0085	48
	·····			7 X.		
210	70	0.210	0.0083	0.152	0.0060	65
177	80	0.177	0.0070	0.131	0.0052	80
149	100	0.149	0.0059	0.110	0.0043	100

Table 2.16 U.S. sieve series and tyler equivalents (ASTM E-11-61)

• mesh : which is the number of openings per linear inch counting from the center of any wire to a point exactly 25.4 mm (1 in.) distant, or by an opening specified in inches or millimeters, which is understood to be the clear opening or space between the wires.

Table	217	Selection	ഹ	the	oacking	(wire	mech)
I adæ	2.17	Selection	QΙ	ine	packing	wire	mesn/

Mesh no.	Wire diameter (mm)	Sieve	Packing	Packing	Surface area
		opening	volume /unit	density	/unit volume
		(mm)	volum	(kg/m³)	(cm <sup>-1</sup> )
42	0.247	0.354	0.0437	345.0	7.0722
48	0.215	0.297	0.0376	298.7	7.0354
60	0.18	0.250	0.0331	261.7	7.3627
65	0.152	0.210	0.0256	202.2	6.7355
<b>8</b> 0	0.131	0.177	0.0234	184.8	7,1445

\*This table is based on the 7 screen sheets per 2.54cm layed in the column

서 결정성장을 위해 일정한 시간이 요구되는 과포화 불순물의 체류시간 보

다는 난류 흐름이 더 물질전달을 가속화 시킬 수 있고 cold trap효율을 높 일 수 있다고 하였다.

본 연구에서는 고 정재효율을 실현하기 위하여 이러한 난류호름에 중요 성용 두고 난류흐름을 국대화하는 구조적인 형상을 선정하였다. 난류흐름 은 경사지계 주름진 screen의 배열로 유도할 수 있으며 인접 screen과의 공 간부를 적절하게 확보하여 성장된 불순물의 수용과 정재된 소듐의 유로를 위하여 2-5mm 정도의 간격을 설정하였다. 이러한 간격은 screen의 주름 으로 생긴 굴곡으로 일정하게 유지할 수 있으며 2-5mm 정도의 간격으로 는 날장 screen을 1인치당 약 7개를 배열할 수 있고 표2.17과 같이 42-80mesh의 wire mesh를 사용한다면 340-180kg/m<sup>3</sup> 범위의 충전밀도 (packing density)가 얻어진다. 결론적으로 불순물 침적이 일어나는 지역의 높은 난류의 형성은 국부적으로 호름방향의 변화를 줄 수있는 그림 2.34와 같은 주름진 철망체의 엊갈림 적충배열로 가능할 것으로 사려된다. 향후 충전물의 상세설계와 설치방법 그리고 정제특성 및 효율측정을 소뜸루프상 에 병설하여 실중할 예정에 있다.



Fig. 2.34. Corrugated wire mesh packing.

라. 결 언

많은 원소 또는 화합물과 높은 반응활성을 가지고 있는 소듐은 화학적 환경이 쉽게 부식성을 띠거나 용존 불순물에 의한 관막힘 그리고 방사농 이 동의 위험성을 내포하고 있다. 따라서 쉽게 소륨화합물 형태의 불순물이 축적되기 때문에 이들의 제거설비가 필수적이다. 본 연구에서는 소듐 정화 용 cold trap에서 소듐 정제해석을 수행하였다. 계산은 냉각재와 불순물이 석출되는 소듐 흐름부위간에 형성된 온도구배로부터 축방향 온도분포와 포 화 불순물 농도를 구하는 것이다. 이러한 계산결과는 cold trap을 설계하게 하거나 정제효율 측정에 의한 성능평가, 그리고 cold trap의 재생 또는 교체 시기에 관련되는 유용한 운전정보를 예측하는 해석법으로 활용될 수 있다. 이러한 정제조작을 위하여 cold trap 칼럼에 구조적으로 조립할 수 있

고 정제효율을 높일 수 있는 충전물의 개념설계를 불순물 핵생성과 결정성 장을 기초로 연구하였다. 불순물 침적이 일어나는 지역의 높은 난류의 형 성은 국부적으로 호름방향의 변화를 줄 수 있는 주름진 철망채의 사용으로 가능할 것으로 사료된다.

## References

- P.Vilinskas, E.C. Filewicz and J.R.Humphreys, "Selected Data and Discussion of the Plugging Indicator for Sodium Loops", ANL-7658 (1970).
- H. Schunzhang, "Investigation of a Manual Plugging Meter for Measuring Impurities in Sodium", Inter. Conf. on Liq. Metal Eng. and Technol., Avignon(France), vol 645 pp 637.1-637.15 (1988).
- H.Yamamoto, M.Murase, I.Sumida, K.Kotani and A.Doi, Trans. Am. Nucl. Soc., 23, 432 (1976).
- A.Tobias, "A Direct Digital Controller for an Automatic Sodium Plugging Meter", CEGB-RD/B/N - 4112 (1997).
- 황성태 등, "액체금속로 냉각재 안전대책 연구", 연구보고서 KAERI/RR-1378/93
- 황성태 등, "액체금속로 냉각재 안전대책 연구", 연구보고서 KAERI/RR-1477/94
- 7. T.F.Prach, L.Newman, and C.Auerbach, BNL50118 (1968).
- C C. Addison, "The chemisry of the liquid alkalimetals", Wiley-Interscience Pub., 1984, p91
- W.H. Bruggeman, "Purity Control in Sodium Cooled Reactor Systems", AIChE J., Vol.2, P.153 (1970).
- P. Roy and L. E. Pohl, "An Improved Cold Trap for Sodium Systems", Nuclear Technology, Vol.3, PP.284-288 (March, 1972).
- C. Largé, "A study of sodium oxide crystallization mechanisms and kinetics in cold traps, "Liquid Metal Engineering and Technology. BNES, London (1984).

- B.C. Goplen, et al., "Numerical Simulation of a Cold Trap for Sodium Purification", LA-4435 (June, 1970).
- C.C. McPheeters, et al., "Computer Analysis of Sodium Cold Trap Design and Performance", Liquid Metal Engineering and Technology. BNES, London PP.371-378 (1984).
- K. Takahashi, et al., "Regeneration of a Large Cold Trap", Nuclear Technology, Vol.54, PP.278-285 (Sep. 1981).

# 부록 (Appendix)

### 소듐\_중의\_산소\_정량\_(아말감 법)

<개요>

• 액체 소듐 충에 녹아있는 산소량(ppm 수준)을 금속상 Na로부터 NagO 형태로 분리 해낸 후 Na량을 산-알카리 적정 또는 원자 분광기를 이용하여 정량

• 소듐 금속에 수은을 가하여 순수 소듐과 산화소듐(NagO)을 비활성 대기 중에서 분리

산화소듐(Na<sub>2</sub>O)을 일정량의 물에 녹여 원자 흡광기를 이용하여 소듐
량을 정량

• 아말감 중의 소듐량을 산-알카리 적정법으로 정량.

<방법>

1.Dry Box (Inert Atomosphere Controlled Glove Box)

• Dry box 내 수분 : ≤ 1PPM

• Ar 최전 : 20ft<sup>3</sup>/mim 또는 1box/min

2. 시료체취

Bypass sampling

• Sampler 외부 : MeOH로 degrease → dry box내로 도입 (국허 주의를 요합)

Tubing cutter를 이용하여 소듭 시료(0.5-3g)를 취함.

• Seamless tube를 사용.(아말감화시 시료의 손실을 최소화)

### 3. 잔유물 (Na<sub>2</sub>O)중의 소듐정량

AA 이용.

### < 내용 >

- 약 5µg 산소를 함유한 아말감 바탕값이 존재.
- 바탕값의 크기 : 초자 추출용기 면적에 비례

수은의 량은 바탕값과 무관

### 시료의량 즉 SUS 면적에 비례

• 적절히 주의하고 아말감법 사용시 ±1 ppm수준까지 재연성과 함께 합당한 분석이 가능

Loop 시료 및 특수 실험에 통상적으로 이용

### < 분석 철차 >

- 1. 기구
  - 비활성 대기 상자 :산소 및 수분함량 ≤ 1ppm
  - Heavy wall rex.분액여두 with Teflon stopcock
  - AA 분광기
  - Tubing cutter
  - 수술용 칼
  - 500ml △ flasks
  - 25ml △ flasks
  - 수온 산화제
  - 여과기

- 두꺼운 병
- 50ml 뷰랫
- 150℃ 진공건조오븐
- 피펫

Ⅱ. 시약

- 1N H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>
- 1N NaOH
- Na-free water : 중류수를 Pyrex 초자 내에서 재 중류 한것.
- 정제된 수은
- Bromthymol blue 지시약
- 페놀프 탈레인 지시약
- 표준 Na용액

田, 초자류

• 모든 초자류는 세밀하게 세척되어 미량의 Na으로 오염되지 않게 하 여야함.

• 질산으로 세척하고 물과 중류수로 연속하여 씻는다.

· 그후 초자류는 진공 건조기에서 150℃로 적어도 4시간 이상 건조한
다.

• 그리고 나서 공기가 차단되는 dry box로 옮기고 8×10<sup>4</sup> Torr 이하로 진공되게함.

N. 수은

아말감에 사용된 수온은 적정하게 정제한후 재사용.

 산-알칼리 적정이 끝난 후 생기는 수은은 중류수로 철저하게 씻은 후 hot-plate 상에서 건조 시킨다.

• 적어도 4시간 동안 산화제 속에 넣어둔다.

• 최소한 12시간동안 가라 않힌 후, gold adhesion 여과기를 지나게 하 여 깨끗한 초자병에 모은다.

수온 속의 공기방울을 제거한 후, 공기 차단 dry box로 옮긴다.

• 8×10<sup>4</sup> Torr 이하로 한동안 진공을 유지 시킨후 dry box 안쪽으로 넣는다.

• 깨끗한 수온을 dry box 내에 방치하면 표면에 찌꺼기가 형성되나, 이 것은 분석에 영향을 주지 않는다.

V. 분석절차

1. 병 속에 있는 수온을 수온 저장 분액여투로 옮긴다.

2. 반응 분액여두에 30ml 수은을 가한다.

3. 적정크기로 소듐 시료를 자르고, 평량한 후, 반응 분액여두를 흔들어
주면서

4. 소듐 시료가 모두 녹을 때까지 수온을 앞뒤로 점벙거린다.

최소한 1분동안 Na-Hg 아말감을 방치한다.

6. 약 2 ml의 아말감을 남기고 모든액은 표시한 500ml 들이 △flash에 붓는다.

한번은 30ml 수온으로 그리고 이어서 6회는 15ml 수온으로 상기 절
차플 반복하고, 매번 1분씩 흔들어 준다.

8. 최종으로 세척한 것을 25ml ground-glass stoppered △flash에 모으고, dry box로 부터 꺼낸다.

약 10ml의 물로 씻어 흔들고, 패뇰프탈레인 1 방울을 가하며 소듐

금속의 완전 제거 여부를 확인 한다. 만약, 용액이 약간의 핑크볓을 띠면, 그 반응 분액여두는 수온으로 재차 씻어 내리고, 다시 물과 놀프탈레인으 로 확인한다.

10. 반응 액여두와 아말감이든 △flash를 dry box로 부터 꺼낸다.

11. 분액여두와 그것의 마개의 ground-glass 부분을 중류수에 적신 천오 로 닦아 낸다.

12. 분액여두에 물 25ml률 가하고 마개를 한다.

13.1분간 흔들어 준다.

14. 상기 용액의 일부를 AA측정을 위하여 수온접시에 pipet하거나, 필요 시 미리 세척된 깨끗한 P.E.병에 용액을 pipet하여 보관한다.

15. 시료 측정 바로 전에 표준 소듭용액을 이용하여 만들어진 표준 곡선 으로 부터 소듭 농도를 얻는다.

16. 아말감이 들어있는 △flash에 아는 량의 과량의 1N H₂SO4를 가한다.

17. Hot-plate에 올려놓고 저어가면서 가열하여 CO2를 제거한다.

18. Bromthymol blue 지시약 15 방울을 가한다.

19. IN NaOH로 암성색이 나타날때까지 과량의 H2SO4를 적정한다.

Ⅵ. 계산

$$ppm \ O = \frac{w_a}{W_{ha}} = \frac{w_a}{(N_A V_A - N_B V_B) \cdot 0.023}$$

Where W<sub>Na</sub> : 총 Na무게 (g) N<sub>A</sub> : 산 농도 (N) N<sub>B</sub> : 알카리 농도 (N)

- 303 -

V<sub>A</sub> : 산의부피 (ml) V<sub>B</sub> : 알카리의부피 (ml) w<sub>Na</sub> : Na<sub>2</sub>O 중 Na 량 (μg) (AA로 측정) w<sub>0</sub> : 0.348 W<sub>Na</sub> (g 산소)

0.023 : Na or meq.

## 제 3 절 소듐-물 반응현상 해석

1. 서 설

소듐을 냉각져로 사용하는 액체금속로의 증기발생기에서 물 누출로 인 한 소듐-물 반용은 매우 격렬하여 반용속도가 매우 빠르고, 반응견과 증기 발생기의 내부에 고온과 고압의 상태가 됨으로서 중기발생기의 구조적 안전 성에 문제를 야기킬 수도 있음이 일반적으로 알려져 있으며, 따라서 액체금 속로의 2차 제통을 설계하는 경우에는 반드시 소듐-물 반응에 의한 압력과 온도의 영향율 고려하여야 한다.

소듐-불 반응에 관한 연구는 1955년경 미국의 Fermi원자로의 중기발생 기의 설계를 위하여 APDA에서 single-wall 중기발생기에 대하여 연구가 시작된 이래 많은 연구가 수행되었으며, AJ에서도 1956년부터 modular형태 의 중기발생기에 대하여 누출 시험을 수행하여 압력을 분석하였다. 이러한 초창기 연구에서는 대규모 누출 사고가 발생한 후 중기발생기 내부의 압력 변화를 거시적인 측면에서 주로 연구를 수행 되었으나, 후에 증기발생기의 내부를 검사한 바, 다수의 중기 발생기(SG)의 전열관이 파손되어 있었으며, 파손되지 않았다고 하여도 전열관의 두께가 감소되어 있음을 발견함으로서 물이 누출된 곳 부근에서 주변 전열관의 손상, 이론바 wastage가 발생하였 고 이것이 대규모 누출로 발전되었다고 결론 지음으로서 wastage에 관한 관심이 높아지기 시작하였다.

그후 1960년대 말부터 여러가지 물 누출 사고에 대하여 많은 실험과 연 구가 수행되었고, 특히 미국의 APDA에서는 소듐-물 반용에 관한 폭넓고 깊은 연구 결과 wastage 및 원자로 정시의 criteria를 설정하게 되었다. 또 실험결과로 부터 1차 누출의 결과, 부근 전열관의 2차 파손에 이어 큰 사고

- 305 -

로 발전하는 경우에 대비한 여러 가지 대책설비, 대책방안이 모색되어야 한 다는 결론을 얻게 되었다. 이러한 미국외 소듐-물 반응에 관한 연구는 1970년대 초반까지 이어졌는데, 그때 이후의 연구 개발 과제로서 소규모 누 출시에는 감지 장치의 개발이, 대규모 누출 사고인 경우에는 누출로 인한 2 차계봉의 압력 및 온도의 영향을 코드에 의하여 해석함으로서, 사고의 진행 추이 평가가 우선적으로 지적되고 있다.

유럽에서는 1960년대부터 소듐-물 반응에 관한 연구가 시작되었으며, 영국의 경우 1963년 PFR의 중기발생기 설계를 위하여 Dounery에 1/6 규모 의 Noah test설비를 건설하여 많은 연구결과를 얻었으며 이를 토대로 Super-Noah로 발전시켜 대규모 실험에 관한 연구를 수행하였다. 특히 1978년 PFR의 대규모 누출사고 이후에 물의 누출량과 전열관의 파손규모가 새롭게 정의됨으로서 설계 누출량의 재평가, PFR 증기발생기의 모델 시험 등 소듐-물 반응 해석에 많은 공헌을 하기도 하였다. 프랑스에서도 독자적 으로 1965년이래 Phenix원자로의 중기발생기 개발 위하여 많은 연구가 수 행되었으며, 규모는 이 SG가 modular 형태임으로서 규모를 축소하지 않고 그대로 사용하였는 바, 이를 기초로 하여 Super-Phenix의 SG설계를 위하여 많은 연구가 수행되었다.

러시아에서도 SN-300 및 SN-600을 설계하기 위하여 IPPE연구소를 중 심으로 소듭-물 반응에 관한 많은 연구를 1990년대 중반까지 수행하여 왔 다. 이곳에서는 대개 두 방향으로 수행되었는데, 하나는 소규모 누출 관련 으로 시간에 따른 누출율의 변화를 실험적으로 관찰하고 반응부위에서 부식 현상에 대한 물리·화학적인 기초자료를 상세히 얻고자 하였으며, 다른 하 나는 대규모 반응의 경우 코드해석은 물론 이를 실험으로 입증하고자 약 시 간당 2000톤의 순환 농력을 가진 소듐-물 반응 장치를 건설하기도 하였다. 현재 완형로인 Moniu를 가지고 있는 일본에서는 증기발생기의 설계 를 위하여 1/8 규모로서 대규모 누출 사고의 시험을 시작하여, 이를 1/2.5 규모까지 확대하여 안전성을 확인하였다. 그 후 Monju의 증기발생기 계통 의 증기 조건에 맞도록 충발기(evaporator)와 파열기(reheater)분리형의 개 밤, 신재료의 채용, 일체형, 관류형 증기발생기 쪽으로 초점을 맞추어 연구 가 계속되었다. 이러한 소듐-물 반응에 관한 연구는 1980년대 중반까지 비 교적 활발히 계속되었으나 그 이후 연구의 경향이 감소하면서 최근에는 이 반응에 관한 기초 연구는 가의 이루어지지 않고 있으며, 다만 누출의 감지 장치의 개발이 주로 연구되고 있다고 하겠다.

근래에 와서 일본의 전력중앙연구소에 의하여 Monju와는 전혀 다른 개 님의 MDP형 원자로에 대한 혁신 개념을 제안하고, 여기서 물-소듐 반응의 연구를 활발히 수행하고 있다. 그러나 이곳의 경우에서도 사용된 기초 자 료는 대개 Monju의 SG설계를 위하여 연구되었던 자료를 사용하여, 대규모 누출 사고에 대한 경우를 주로 다루고 있으며, 사고 후 원자로 등의 구조 건전성에 대한 연구 결과들만 발표되고 있다.

우리나라에서도 1994년부터 칼리머(KALIMER, Korea Advanced Liquid MEtal Reactor, 333 MWe, 그림 3.1 참조) 개념성계를 위한 중기 발 생 시스템의 기반 기술을 확립하고 설계자료 등을 획득하기 위해서 소듐-물 반응에 관한 연구가 시작되어 다음의 세분야로 나뉘어 연구가 진행되어 왔다.

○ 물 누출의 감지시스템의 개발

물누출 사고 방지의 처음 단계는 물의 누출이 초기에는 소급모로 일어 나 이것이 대규모로 확대되어 가기 때문에, 초기 단계에서 이를 감지하여 대규모의 누추사고까지 발전하기 전, 누출을 감지하는 시스템의 활용이다. 누출 장치로서는 니켈 등의 금속박막(membrane)을 사용하여 소듐내의 수소



Korea Advanced Liquid Metal Reactor



Fig. 3.1. Conceptional drawing of KALIMER(Korea Advanced Liquid Metal Reactor)

농도를 감지하는 hydrogen diffusive detection system과 누출시 발생하는 음향을 감지하는 acoustic detection system을 개발의 대상으로 하고 있다. 전자의 경우는 장치의 개발보다는 시스템의 개발이 주 목적이 될 것이며, 음향누출 시스템은 장치와 감지된 음향으로부터 누출의 여부를 판단하는 software의 개발이 목표이다.

### ○ <u>소규모 누출의 확대 전파해석</u>

위에서 설명한 물누출 감지 장치가 완벽하게 착동하지 않을 경우도 있 으며 또는 작동한다고 하여도 물 누출의 조건에 따라서는 감지하여 소듐-물 반응 대책 설비가 작동하기 전에 대규모로 확대되기 때문에 대규모의 누출 사고에 대한 대비를 설계시 반드시 고려하여야 한다. 이의 처음 단계 는 확대되는 경우에 물 누출양의 예측이다. 물의 누출양은 초기 소규모의 누출규모와 그 확대 과정에 의하여 결정되는 것으로 알려지고 있으며, 이물 위하여 누출의 과정이 완전히 이해되고 또 정량적으로 해석될 수 있어야 한다.

### 이 대규모 누출사 압력 및 온도의 영향 해석

대규모로 물이 누출되면 많은 양의 열과 수소가 발생하기 때문에 2차계 통에 높은 압력이 발생하게 되고 구조적 안전성의 문제까지 야기 시킨다. 특히 2차 계통에서 제일 취약 부분인 중간열교환기의 전열관의 건전성에 문 제를 발생시킨다. 따라서 2차 계통의 모든 부분에서 누출의 진행과정 동안 압력과 온도의 변화를 예측할 수 있어야 하며, 이로부터 2차 계통의 안전성 의 확보를 예측할 수 있다. 이 압력과 온도의 변화는 2차계통, 증기발생기 및 소듐-물 반응시 발생하는 압력의 개방 시스템 (SWRPRS)에 영향을 많 이 받기 때문에 압력의 영향을 해석하기 위하여 이들의 영향을 고려하여야 하며, 역으로 해석에 의한 이들 시스템의 압력영향을 최적화 할 수 있다. 이의 해석은 보통 전산 코드로서 이루워 지며 이 전산 코드의 개발과 이들 의 검증이 부분의 연구 목표이다.

본문에서는 원자력 중장기 연구 과제인 소듐안전대책 연구의 한 부분으 로 추진되어온 소듐-물 반응해석분야에서 소규모 누출의 확대 전파해석 및 대규모 누출시 압력 및 온도의 영향 해석 부분의 연구결과를 설명하고자 한 다.

## 기술 현황 분석

가. Helical coil type의 중기발생기에서 소듐-물 반응 사고에 대한 수동보호장치

액체금속로 개발을 위해서는 시험에 의한 운전 및 안전에 대한 특성들 에 대해 실증과 확인이 필요하며, 또한 설계보증을 위한 기술적 근거를 마 련해야 할 것이다. 미국의 경우를 예를 들면 1991년에 DOE의 후원<sup>11</sup>하에 GE, WH 및 B&W가 ALMR에 대한 설계개발을 진행하였으며, 이 때 이들 이 중점적으로 개발한 내용은 설계를 단순화 하고, Unprotected(w/o scram) Loss of Heat Sink (ULOF), Loss of Flow (LOF) 및 Transient Over Power (UTOP) 사고<sup>21</sup>에 대한 passive 수용장치를 설계하는 것이었다. 즉, 심각한 사고로부터 고유적이거나 수동적인 보호장치를 대비한다는 개념으로 ALMR SG 및 소듐-물 반응 relief system을 구성함으로써 증기나 소듐 시 스템<sup>3,41</sup>의 격리밸브를 닫는다든지 하는 어떤 필요 동작 없이 최악의 steam generator (SG) 사고에 적용시키고자 하는 것이다.

ALMR helical coil SG의 혁신적인 특징은 증기측의 격리 및 blowdown

시스템이 동작을 안한다거나 또는 사고를 임의로 종결시키고자 할 때 유일 한 방법으로서 SG에 cover gas 공간을 두고 내부에는 shroud를 사용하여 소듐/물의 계면이 IHX로 이동하지 못하도록 하는 것이다. IHX에 대한 수동 적 보호방법으로서는 SG internals 설계시 증기/소듐의 계면이 IHTS hot leg 배관을 따라 IHX unit로 되돌아가게 되는 요인안 초과 압력차를 감소시 키기 위하여 사고후 중기를 배출하거나 관련된 압력차를 막을 수 있도록 설 계하는 것이다.

(1) SG vessel의 구성 및 소듐의 운전수위

ALMR SG는 그림 3.2에 나타난 바와같이 수직방향의 helical coil 및 소듐과 물이 교류하는 shell and tube (S/T) type SG로서 중기를 발생하는 helical coil type bundle과 support, 공급수 입구 튜브에 대한 조립 장치, 소 듐 입구 튜브에 대한 배뷴 조립장치 및 소듐 팽창을 방지하기 위한 cover gas 공간 등으로 구성되어 있다. Hot sodium은 SC의 상부 hemispherical head의 중앙부분에 있는 하나의 소듐 입구노즐을 통하여 plenum으로 들어 가 분배되는데 이 때 소듐 수위의 흔들림을 최소화 하고 가스의 동반흐름을 배제하기 위하여 소듐의 최저운전수위 아래에 있는 distributor shoes로 소 듐을 균일하게 내려 보낸다. 이후 소듐은 중기 출구 튜브 및 helical coil bundle 튜브 주위의 자유호름면적을 따라서 상부 plenum을 통하여 아래로 내려가며, 이 때의 평균속도는 각각 0.3 및 0.6 m/s이다. 소듐외 유속을 낮 게하면 flow induced vibration에 대한 설계 여유분이 커지게 된다. Tube bundle 높이는 모든 coil rows에 대해 같은 높이 이고, transverse tube pitch, longitudinal tube pitch 및 pitch angle 값은 tube bundle내에서 일정 하게 한다. 뜨거운 소듐은 plenum 입구로 들어가서 tube bundle을 통해 저 속으로 내려가며 이에 해당하는 만큼 마찰 압력차도 낮아지게 되며, 밑도차



Fig. 3.2. Reference saturated cycle steam generator

에 의한 정압두는 소듐의 배분물량에 대해 반대로 작용하게 된다. 냉각된 소듐은 tube bundle을 나갈 때 공급수 입구 튜브를 거쳐서 한 개의 출구로 나간다. SG distributor 위의 상부 head 영역에는 Ar cover gas가 있으며, 2 차 소듐 공급펌프 및 drain tank는 연속적인 소듐 overflow 시스템을 통하 여 소듐 수위를 조절하는데 사용된다. SG 상부 head에 있는 cover gas는 대규모 소듐-물 반용 사고가 일어나는 동안의 과도압력을 경감시키는 작용 을 하며, 상부 head에 있는 cover gas 상의 H<sub>2</sub>-meter는 normal 및 upset 운전조건에서와 마찬가지로 hot standby 조건에서도 SG내의 소듐-물 반응 을 탐지하는데 사용된다.

공급수는 SG에 있는 4개의 non-radial 입구노출을 통하여 bottom head 의 tubesheets로 들어가며, once-through SG의 경우에는 각 tube hole의 입 구쪽 tubesheets에 흐름억재기를 장착함으로써 넓은 부하범위를 벗어나는 유체호름에 대한 안전성을 확보한다. 물은 입구 류브, helical coil tube bundle 및 tube bundle을 vessel의 측면에 방사방향으로 90° 간격으로 있는 4개의 출구 tubesheets와 연결하는 출구 튜브를 통해 상승하면서 가열된다.

Helical coil 설계상의 특징은 튜브 길이가 길고, 튜브측의 질량속도가 높아 튜브 갯수가 적으며, tubesheets의 크기가 착아 tube-to-tube 및 tube-to- tubesheet에 대한 용접 point가 적다. Bundle에는 inner 및 outer cylindrical shrouds 사이에 여러 시리즈의 supports에 의해 직경이 31.75 mm 인 tubes가 19 concentric coils rows로 구성되어 있으며, 이 supports는 튜브들을 불잡고 있어 tube bundle의 전체 높이를 연장 가능케 한다. Tube bundle을 지지하기위한 상부 shroud support는 cross beam으로 조립되어 있으며, main shell과는 지지되어 있지 않다. 열부하 및 흐름에 의한 진동에 대비하고, 튜브의 유연성을 최적화 함으로써 설계상의 높은 여유값을 줄알 수 있도록 하기 위하여 coil rows 8번에서 19번까지는 8곳의 원주방향에 동

-313-

간격으로, 내부의 7개의 coil rows는 4곳의 위치에 쀼브를 붙잡아주는 supports를 설치하였다.

(2) 소듐-물 반응을 완화하는 수동적 방법의 특징

ALMR SG 시스템은 소듐-물 반응을 완화하는 방법으로서 다음과 같은 사항들이 보장될 수 있도록 구성 및 설계되었다.

· Peak short term IHTS (Intermediate Heat Transport System)의 압력은 cover gas의 완충작용과 rupture disc 및 보조 relief system의 자동 동작으로 인하여 허용한계를 초과하지 않는다.

· 극히 바람직하지 않은 사고 즉, 비안전동급인 종기측 격리 및 blow down 시스템이 충분히 있더라도 뜻한대로 사고를 종료시키지 못하는 경우 에는 수력학적 구조와 SG 중기의 배출특성을 이용함으로써 사고 발생 동시 에 소듐/중기의 계면이 SG로부터 1차 냉각 경계지역으로 전달 가능케 하는 반응영역인 고은의 JHX로 되돌아가지 못하도록 과도의 long term 압력을 방어하게 된다.

(가) 소듐-물 반응시의 자동 배출 시스템

소듐-물 반용사고시 정상적인 진행은 Na dump line에 있는 직경이 0.7 m이고, 설정압력이 2 MPa인 rupture disc가 파열하고, 물/증기측의 격리 및 배출(blowdown) 시스템이 작동하는 것으로 진행된다. 이 시스템에는 물쪽 울 격리 및 배수하는 것과 마찬가지로 SG로부터 소듐 및 반용생성물을 제 거하기 위한 제거통로(relief path)가 있다. 반용생성물 제거 시스템에는 반 응생성물 분리탱크(RPST, Reaction Product Separation Tank), 소듐배수탱 크 및 flare stack 연소장치를 SG와 연결하는 배기배관 및 이중의 rupture

-314-

disc가 있다. 따라서 이 시스템은 물쪽은 격리 및 배출하고, 소듐 및 반응생 성물은 rupture disc가 파괴된후 30초 야내에 RPST로 배기되도록 설계되어 있다. 그럼 3.3과 4는 정상운전 동안, 또는 SG의 제거 및 격리시스템에 의 해 소듐/물 반응 사고를 종료시킨후의 2차 열전달계통에 대한 소듐 수위출 나타내고 있다.

수동적(RD 사용) 제거시스템(relief system)을 충분히 크게 하여 과도한 단기간의 압력으로부터 IHTS를 확실히 보호할 수 있도록 하기 위해서는 설 계기준의 SG 류브 파괴 진행속도를 사전의 누출시험, 플랜트 설치경험 및 해석모델로부터 예측할 수 있는 것보다 더 엄밀하게 해야한다. 이와같이 하 기 위하여 튜브 파괴전파에 대한 물리적 모델은 Large Leak Test Rig(LLTR) Series II 시험을 근거로 하여 개발하였다<sup>5)</sup>. 이 모델의 주요 열 쇠는 누출크기 및 주입속도로서 다음 3가자 regime으로 나누고 있다 :

·미세누출[ <0.9 g/sec( <2 x 10<sup>·3</sup> lb/sec)]에 대하여 개발된 상관관 계를 바로 적용할 수 있는 순수 충돌 wastage regime.

·소급-물 반용 분출에 의한 현상이 류브 공간 및 튜브와외 상호작용 에 의한 난류 혼합과 밀접한 관계가 있는 중요한 regime으로서 중간누출범 위에 속한다.

·초기 파피 메카니즘이 튜브의 파열 및 제어된 압력외 파열로 이루 어지는 regime이다.

이러한 regimes의 각각에 대한 누출 진행속도를 예측할 수 있도록 개 발된 모델은 그림 3.5에 나타나 있다. 누출속도의 과정은 여러 가지의 LLTR 중간 누출시험에 대해 계산되었으며, 이 결과를 살험 데이터와 비교 하고 있다. 이와같이 예측한 것과 실제의 누출 진행속도를 비교한 2가지의 예를 그림 3.6에 보여주고 있다. 그림 3.6에서 보는 바와같이 튜브 파피 모 델은 물/중기가 누출 위치로 유입되는 모양 및 속도 증가와 아주 잘 맞는



Fig. 3.3. Sodium levels during normal operation



Fig. 3.4. Sodium levels following a steam generator leak



TIME AFTER LEAK INITIATION (SEC)

m-234-04

## Fig. 3.5. Steam generator leak progression rate

calculation method



Fig. 3.6. Comparison of LLTR steam injection rates with model predictions

다. 이 계산은 일본의 SWAT 3 중간 누출시험에 대해서도 적용할 수가 있으며, 실험결과와 일치하는 정도로 보아서는 LLTR 시험과 견줄만하다.

가장 나쁜 매개변수들만을 선택함으로써 협상의 물리학과 관련될 수 있 는 최대 누출 진행속도를 산출할 수가 있다. 소듐/몰 반응 relief svstem 설 계시 그림 3.7과 같이 합당한 기대값보다 확실히 큰 등가속도로 조절할 수 있다는 것을 보여줌으로써 시스템 설계자들이 그들의 설계에 대한 정당성과 "설계기준"사고를 실종할 수가 있다. 소듐/묽 반응시 SG의 묽촉을 격리하 고 배출함으로써 사고를 종료시키지 못하면 충기 및 물은 SG로 계속 들어 가서 파괴된 SG 튜브를 통하여 unit의 통쪽(shell side)으로 흘러 들어가게 된다. 중기가 계속적으로 흉러 돌어가게 되면 SG tube bundle을 거쳐 relief system에 이르는 도중에 있는 주 소듐 입구 및 출구노를 사이에 압력차가 발생하여 IHTS의 소듐 입구 및 춫구노들에는 SG의 통쪽 압력이 다르게 나 타나게 되므로 입구노즐에서의 소통/증기 계면이 IHX(그림 3.8 참조)로 되 밀려가게 되는 경향이 있게 된다. 반응 계면이 IHX로 되돌아가지 못하도록 하는 것은 매우 중요하다. 왜냐하면 THX에는 직경이 작고 벽의 두께가 얇 은(0.9 mm) 튜브들이 많이 있으며, 이들에 의해 방사성인 1차 소듐계로부터 비방사성인 2차계통으로 엷을 전달하게 되며, 또한 IHX에는 1차 냉각재가 있고, 정상조건에서는 격납용기로서의 경계역할을 하기 때문이다. 이들 튜브 가 파괴되면 뒤따라 일어나는 1차 반응기계통의 파압으로 인해 방사능 물질 이 방출되게 된다.

(나) 최악의 사고

사고를 평가하기 위해서는 가장 악조건의 사고를 선정하여 평가해야 할 것이다. 비안전등급의 물 배수계통 및 충분한 증기 및 물 격리밸브로써 충 기 및 공급수가 leak site로 흐르는 것을 종료시키지 못하는 것을 추정하였



Fig. 3.7. ALMR approach to confirmming the adequacy of the relief system



Fig. 3.8. Sodium levels following a SG leak with failure to isolate and blowdown the steam side

고, 또한 호름관에 있는 sonic flow limiter와 튜브 임구의 구조 또는 SG의 공급수쪽에 있는 오리피스 만으로 증기의 유입이 제한되도록 하는 것에 대 해 추정하였다. 사고가 발생하면 파괴된 부분으로 증기 및 공급수가 계속 공급되기 때문에 즉시 종료되지는 않는다. 가장 나쁜 경우의 평가를 실증하 기 위해서는 중기/물이 SG의 통쪽으로 계속 유입되어 모든 튜브들을 파괴 한다는 것까지도 추정하였다. 그러나 이러한 경우는 극히 발생하기가 어렵 다. 왜냐하면 소듐은 최초 15~30초내에 unit로부터 추방되기 때문이다. 어 쬇던 이와같이 보수적으로 추정하기 위해서 ALMR의 경우 증기 및 물이 unit내로 유입되는 양은 chocked flow 조건에 의해 중기는 455.5 kg/s, 공급 수는 755.0 kg/s로 여전히 제한하고 있으며, SG내의 통축 압력은 relief system에 의해 0.79 MPa을 초과하지 못하도록 하고 있다. IHX 보호관점에 서 볼 때 SG 튜브 파피에 있어서 가장 나쁜 위치는 tube bundle의 꼭대기 부분이다. 왜냐하면 이 위에서 튜브가 파열하면 SG tube bundle의 각대기 부분이다. 왜냐하면 이 위에서 튜브가 파열하면 SG tube bundle을 가로질 러 최대의 압력차가 유발되어 소듐 입구 및 출구노즐 사이의 압력차가 최대 로 되기 때문이다.

### (다) IHX에 대한 수통 보호장치

최악의 사고를 가정하여 SG의 압력차를 제한하기 위해서 HCSG (Helical Coil Steam Generator)에 inactive central region을 두어 소듐이 방 출되자마자 물/증기가 unit로부터 배기될 수 있는 또 다른 흐름통로로서의 역할을 할 수 있도록 구성하였다. 또한 깨끗하고 상대적으로 큰 흐름통로로 서 inner flow shroud가 있기 때문에 계산에 외하면 SG의 모든 튜브가 파 피되고 power block내에 있는 나머지 2개의 SG unit에 의해 생산되는 모든 증기가 존재한다고 가정한 가장 악조건하에서도 SG unit의 shell내에 발전 된 압력차에 의해 소듐/증기 계면을 IHX로 강계적으로 흐르도록 하는데 필 요한 수위(~96 kPa) 만큼 증가시킬 수 없다는 것을 보여주고 있다. 위의 사고에 있어서 SG tube bundle의 최대압력강하는 ~13.7 kPa보다 작으며, hot 및 cold legs 사이의 소듐 수위 차이는 ~1.5 m보다 낮다. 그림 3.8에 보여준 바와같이 이것은 소듐/증기 계면이 반응기 뀰부분의 높이보다 10 m 위의 근방으로 오지 못하도록 하고 있다.

이 장에서는 Reference saturated HCSG 및 호환성이 있는 oncethrough HCSG 와 관련된 IHTS 및 SG 계통에 대해 언급하고 있으며, reference HCSG에 central bypass system을 도입함으로써 HCSG의 통축 압력강화가 아주 낮아지는 이점에 대해서 다음과 같이 즉, 최악의 SG 사고 시나리오하에서 소듐/를 반응 계면이 IHX로 유입되는 것을 수동적으로 방 어한다고 서술하고 있다.

나. 소듐-물 반응 생성물에 대한 subsystem 설계를 위한

사고해석(I)

미국의 B&W사가 DOE와의 계약하에 SG에서 소듐-물 반응을 유발시 키는 누출 스펙트럼을 기준하여 Large Developmental Plant를 위한 subsystem을 설계하기 위하여 취한 접근방법에 대해 서술하고자 한다. 여기서 subsystem 설계를 위해서는 SG에서의 가장 취약한 누출 지정을 결정하기 위한 parametric 해석을 수행할 필요가 있다고 강조하고 있으며, system 설 계를 위해 사용한 설계기준 누출에 대해 개괄적으로 설명하고 있으며, system 매개변수를 최적화 하는 내용에 대해 언급하고 있다.

설계되고 있는 Large Development Plant (LDP)는 1000 MWe의 LMFBR로서 1차 및 중간 냉각매체로 액체소듐을 사용하는 대규모의 prototype breeder이다. SG system은 중간 소듐의 열에너지를 고압, 과열중 기로 전환하여 터빈제너레이터를 동작시키는 시스템으로서 SG의 소듐-물

-324-

열전달 경계부분에서 플랜트 수명 이내에 누출사고가 발생하여 소듐-물 반 응울 일으키는 것을 가정하고 있다. 이 반응은 급격한 발열반응의 특성을 갖고 있기 때문에 증기발생 시스템의 주요 설비로서 방호사스템이 필요함을 강조하고 있으며, 이 방호시스템의 일부로서 소듐-물 반응생성물 (SWRP, Sodium-Water Reaction Product) subsystem을 LDP 설계에 도입하고 있 다.

(1) 대규모 개발장치 (LDP, Large Developmental Plant)

LDP는 4개의 루프를 가지고 있으며, 다음과 같은 3개의 SG 설계방법 중 1개를 사용할 수 있는 소듐 냉각 중식로<sup>679</sup>이다.

· hockey stick type

· helical coil type

double-walled, straight-tube type

이 플랜트는 full-power 운전시 once-through Sulzer cycle에 기준하고, 일 부 부하는 low-recirculation 주기에 기준하는 복합적인 증기발생주기로 사 용될 수 있도록 설계되어 있다. 증기발생 시스템에서는 unit중의 어느 한 부 분에서 소듐-물 반응이 탐지되면 바로 중발기와 과열로의 물/증기쪽을 격리 하기 위해서 급동작하는 isolation valves를 사용하여 영향을 받는 무프의 물/중기쪽을 격리함과 동시에 배출밸브(blowdown valves)들이 열려 물이 소듐으로 흘러들어가는 양을 최소화 하고 있으며, 증기쪽에는 units의 증기 영역을 감압시키기 위한 안전밸브(relief valve)가 있다.

(2) SWRP subsystem 설계를 위한 접근방법

소듐-물 반용으로 인하여 발생하는 여러 현상으로 인하여 장치가 손상 되는 것을 방지할 수 있도록 잘 정리되어 있는 방법이나 시스템은 고안되어 있지 않으며, 소듐-물 반응 사고시 중간열교환 시스템에 대한 과압을 보호 하기 위한 장치로서는 SWRP subsystem과 같은 역할을 할 수 있도록 설계 되어 있다. 따라서 이 시스템은 소듐-물 반응시 방출되는 많은 양의 유출물 을 처리할 수 있어야 한다. SWRP subsystem 설계는 초기누출속도의 스펙 트럼을 만족하는 한 set의 tube leak 시나리오를 고려하였으며, 이들 사고는 음향과가 발생하는 시기를 기준하여 small과 large leak로 구분하고 있다.

미국 LMFBR industry는 SWRP subsystem을 설계함에 있어서 접근 방법으로 소듐-물 반응이 크게 일어나는 single large-leak 사고를 기준하고 있으며, 이 사고에서는 물이 소듐으로 새어 들어가는 누출속도는 매우 커서 배관망을 통과하여 IHX를 함속적으로 가압하기에 충분한 초기음향과를 내 게 된다.

SWRP subsystem은 rupture discs를 통과하여 나온 유출물을 처리하기 위한 배관망 및 반응생성물을 저장할 수 있는 탱크들로 구성되어 있으며, rupture discs는 IHTS 설계압력보다 낮은 압력에서 과열되도록 설계되어 있어 IHTS에 대한 pressure relief mechanism으로서의 역할을 하게된다. Large-leak test rig(LLTR)<sup>8</sup>에 의한 실험 및 그 외의 다른 실험 등을 통하 여 large-leak에 대한 접근방법으로 SWRP subsystem을 선정하게 되었으 며, 따라서 이에 맞도록 설계를 변경하였다. 왜냐하면 small progressive leak도 중기발생장치의 안전면에서 large leak와 마찬가지로 위험하기 때문 이다.

Small Leak Protection Base Technology Program에 의해서 small leaks에 대한 계획된 보호시스템과 관련한 상당한 작업<sup>90</sup>이 수행되어 왔으 며, Clinch River Breeder Reactor Plant(CRBRP) SWRP subsystem 설계자 둘은 SWRP subsystem을 설계함에 있어서 large-leak 접근방법에 대해서는 현재까지 재검토중에 있다.

- 326 -

LDP 크기의 플랜트에서(누출 탐지장치의 동작불능으로 예상) 장시간동 안 누출이 체크되지 않은채 천천히 지속될 경우 많은 양의 수소가 IHTS의 소륨에 용해될 수가 있다. 업부의 수소는 화학평형에 도달하여 sodium hydride로 침전되며, 결국에는 IHTS cover gas 압력이 급속히 중가하지 않 울지도 모른다. 많은 양의 소품이 LDP 크기의 플랜트에 있을 수가 있으며, 이 때에는 많은 양의 수소가 용액에 머무를 수가 있다. 이러한 시나리오에 서는 rupture discs가 터지면 갑작스럽게 감압이 일어나게 되고, 용해된 수 소는 즉시 기포를 발생하게 되며, rupture disc를 통하여 2상의 부피유량이 중가하게 된다. 양에 따라서 이 시나리오는 SWRP의 부피계산에서의 필연 적 사고일 수도 있다. LDP에서는 이 시나리오에서 언급한 바와같이 천천히 호르되 탐지되지 않는 누출에 대해서 고려하고 있다. LDP를 설계함에 있어 서 현재의 CRBRP 설계와 비슷하게 large-leak 사고를 가정하여 IHTS의 과압에 대한 보호장치 설계가 필요하다. 또한 SWRP subsystem에 의해 small-leak 사고로 인하여 발생되는 유출물을 처리할 수 있음을 확증하기 위해서는 여러가지(스펙트럼)의 small leaks를 해석하여 SWRP subsystem 설계를 입중함 수 있어야 한다. 그림 3.9는 LDP SAWRP subsystem에 대 한 임반적인 접근방법을 나타내고 있으며, SWRP subsystem 설계관점에서 설계기준의 large-leak에 대해 상세히 언급하고 있다.

(3) 설계기준 누출

SWRP subsystem을 효과적으로 설계하기 위해서는 예기된 tube 누출 조건에 대처할 수 있도록 large 및 small leaks 둘 댜에 대해 필연적으로 발 생하는 누출의 크기, 그에 따른 결과 및 누출 진행과정 동을 정의하여야 한 다.

-327-


Fig. 3.9. SWRP Subsystem design methodology

(가) 설계기준의 대규모 누출

LDP에서의 large DBLs (Design Basis Leaks)에 대해서는 3가지의 reference SG 설계에 대해 각각 다르게 정의하고 있다. Tube leaks의 특성 및 심각성에 따라 각각의 설계가 달라지며, LDP 설계도 3가지의 reference SG에 따라 적절히 설계하여야 한다. Large DBLs에 대해서는 표 3.1에 정 의한 바와 같다.

Table 3.1 Large design basis leak definitions for the large development plant

SG design	Initial tube	Time	Other tube	Total No. of
	failures,	delay,	failures,	failures
	[DEGs]	[2]	(EDEGs <sup>*</sup> )	
Hockey stick	1	0.5	2	1+2 = 3
Helical coil	1	0.5	1	1+1 = 2
Duplex type _	L 1	_		

EDEG : equivalent double-ended guillotine break.

IHTS는 어떤 특정 압력에서 nupture disc가 열려 tube가 초기의 double ended guillotine (DEG) 파열이 일어날 때 발생되는 음향 및 지속적인 압 력펄스로부터 보호되어야 한다. 결과로 발생하게 되는 튜브 파열에 대해서 는 IHTS의 본래 성질에 의해서 위해로운 압력영향이 발생하지는 않는다. 그러나 결과적으로 초래되는 모든 튜브 사고에 대해서는 유출률을 평가하는 데 사용되어져야 하며, SWRP sub system을 알맞게 해야 한다. SG 설계자, 시스템 설계자 및 기타 산업 전문가들이 LDP에 대하여 튜브 파열의 결과로 일어나는 것을 포함한 large-leak 정의를 설정하는데 참여하고 있다. 여기에 서 언급하고 있는 reference SG 시스템은 helical coil system이다. 왜냐하면 설계상에서 튜브 직경이 가장 크고, 필연적인 design leak rates가 있으며, SWRP subsystem 설계를 위한 유출량이 많기 때문이다.

(나) 설계기준의 소량 누출

Small-leak 시나리오는 LDP SWRP subsystem에 대한 설계검증 및 누 春 진행에 대하여 더욱 상세한 것의와 깊이 있는 검토 동음 위하여 제안되 었다. 이 시나리오에서는 누출이 작고 느린 것으로부터 발전하여 IHTS cover gas의 압력이 expansion tank의 rupture disc 설계압력 바로 아래까 지 계속적으로 올라가는 것으로 하였다. 이 과정에서 방출된 수소는 IHTS 소듐에 용해되어 포화상태가 된 후 느린 속도로 누출되던 것이 갑작스럽게 large leak로 커지면서 main rupture disc를 파열시키게 된다. SWRP subsystem은 이러한 조건하에서도 유출물을 처리할 수가 있어야 한다. 이 시나리오는 이와같은 단계에 대해서 효과적으로 정의되어 있어 사고의 어려 움을 해석할 수 있도록 한다. 현재에는 수소용액, sodium hydride 침전 및 분리, 그리고 가스가 분리되어 있는 2상의 기포호를 등을 처리할 수 있는 computer codes가 없다. SWAAM-LT<sup>10)</sup> code는 small leak를 효과적으로 분석할 수 있도록 수정할 수가 있다. SWAAM- LT는 thermal-bydraulic computer code로서 LMFBR 소듐-물 반응 사고에서 SWRP subsystems의 장기간 파도물질을 해석하기 위하여 Argonne National Lab.(ANL)에 의하 여 개발된 코드이다. 이것은 소듐-물 반응 사고에서 SWRP subsystems의 장기간 거동을 평가하기 위하여 특별히 개발되었다.

(4) 대규모 누출 평가

(가) 열수력 코드

SWRP subsystem을 sizing 하기 위한 source term을 정의함에 있어서

- 330 --

첫번째 단계는 전체 누출속도와 IHTS 상의 소듐으로 홀러들어가는 물의 질 량을 정량화 하는 것이다. 이런 문제를 해석하는데는 경수로의 blowdown codes는 어떤 것이든지 사용할 수가 있다. RELAP4-type<sup>11)</sup> codes는 보통 LMFBR 산업에샤 이런 목적으로 사용된다. LDP를 해석하기 위해서는 CRAFT2 코드가 사용된다<sup>12)</sup>. 이 코드는 Nuclear Regulatory Commission (NRC)에서 승인한 코드로서 비상시의 코아 냉각 시스템 평가 코드이며, 구 조해석에 필요한 RELAP4 및 FLASH 코드<sup>[1-16]</sup>와 비슷하다. 사용자는 시스 템의 대표적인 결절부분을 선택해야 하고, 식을 풀기 위해서는 한정된 다른 형태의 해결방법을 사용한다. 사용자에 의해 선택된 대로 열-수력 파도현상 을 해석하기 위해서는 암시적인 것에 대한 해결기술이 필요하다. IHTS의 소듐으로 흘러 들어오는 축적된 물에따라 SWRP subsystem 구성 요소들의 크기가 결정된다. 이 factor는 large-leak 사고시 누출위치의 함수이다. 필연 적으로 발생 가능한 large-leak를 평가하기 위해서는 축적된 유량을 설계기 준 large-leak에 대한 누출위치의 함수로서 평가하여야 한다. 이와 같이 함 으로써 해석-시리즈에 대한 산뢰성을 확보할 수가 있다.

(나) 열수력 모델

현재 평가하기 위해 사용되고 있는 LDP의 helical coil SG system에 대 한 대표적인 noding diagram은 튜브 파열로부터 시작하여 물쪽의 격리부분 을 통과하여 물쭉의 blowdown으로 종결되는 누출 과도현상(흐름)을 평가하 기 위한 모델이다. 이와 같은 범주의 사고시 실질적으로 걸리는 시간은 20 초 이내이며, 이 모델은 모든 물쪽 격리밸브, blowdown 밸브 및 relief 밸브 들을 모사하기 위한 모델이다. 파열된 튜브는 중발기의 파괴되지 않은 부분 과 별도로 모사한다. 튜브 파열순서는 설계기준 사고가 2 equivalent DEG 파열에 이르는 것으로 모사한다. 튜브 파열은 순간(0.001초)적으로 발생한다. 모델에서의 파열 위치는 축적된 울의 유랑과 IHTS의 소듐으로 물이 흘 러 들어가는 속도에 따른 파열 위치의 영향을 파악하기 위해 한 위치에서 다른 위치로 이동시킬 수 있다. 과도효름기간 동안에는 열원이 물쪽으로 변 화하는 정도가 평가할 정도는 아니지만, 모델에서 열판에 의한 모사를 입중 하기에는 충분히 크다. IHTS와 물쪽 사이의 열전달계수는 튜브내에서의 국 부적인 매개변수에 기준한 SG 류브 길이에 따라 변한다. 모사를 고려할 때 필요한 또 하나의 주요 factor로는 누출 통로 출구쪽에서 발생하는 2상의 flashing에 대하여 Bernoulli 또는 Moody 관계식중 어느 것을 사용할 것인 가 하는 것이다. 모든 파열 및 relief paths에 대해서 inflow quality가 0.05 이상일 때에는 Moody flow tables을 사용한다. Bernoulli 상관적은 quality 가 0.01보다 작을 때 사용되고, quality가 0.01과 0.05 사이일 때에는 선형내 삼법이 사용된다.

(다) 최대 축적호름에 대한 누출위치

증발기 및 과열기 모듈의 경우 어느 예비단계에서는 중발기에서의 축적 된 유량 및 유속이 크게 나타난다. 중발기에서는 누출 위치에 따라 축적된 물의 양이 소듐으로 흘러들어가는 것이 분명히 변함을 알 수가 있다. 이와 같은 사실이 성립되었기 때문에 Parametric runs의 시리주에서는 누출 위치 가 변수라는 것이 확실하다. 여러가지 parametric runs을 알기 위하여 IHTS로 흘러 들어가는 축적된 물의 양에 대해서는 그림 3.10에 나타난 바 와 같다.

LDP system의 helical coil 증발기에 대한 최대의 축적 유량은 누출 위 치가 tubesheet의 낮은 영역에서 일어난다. 해석적 결과를 검토한 바에 외 하면 재순환 line 및 어떤 인접한 체적을 가진 것으로부터 냉각된 물이 흘 러 들어가게 되면 초기파열이 일어남을 알 수 있다. 조금 후에 파열되지 않

-332-



Fig. 3.10. Leak location analysis results

은 튜브의 낮은 영역에 있던 많은 양의 냉각된 물이 호름방향을 바꾸어서 낮은 head로 공급되어 파열이 유발된다. 이 단계에서 증발기의 물쪽은 재순 환 line 및 steam drum으로부터 격려된다. 파열위치가 높은 경우에는 낮은 tubesheet에서의 파열시보다 상대적으로 감소한다. 이러한 거동은 다음과 같은 이유 때문이라고 생각된다.

·파열위치가 tubesheet 영역에서 떨어져 있으면 튜브내에서보다 높 은 압력을 잃음

·뭅/증기 혼합물로서 IHTS로부터 더해지는 에너지는 파열된 튜브롤 통하여 분산됨

·물/중기 dump valves 및 증발기 격리벨브의 위치 및 운전

파열위치가 상부의 tubesheet에 도달하면 축적되는 유량은 다시 증가한 다. 상부의 tubesheet 부근에서는 파열된 곳으로 통하게 되므로 상부 plenum의 부피 공간은 비게되며, 유동물질은 처음에는 2상으로서 고순도의 혼합물이 된다. 이러한 현상은 지속적인 저순도의 유체가 파열되지 않은 튜 브에 의해 상부의 head로 공급되기 때문에 일어난다. IHTS 열원은 이 경우 에도 축적된 유량을 감소시키는 영향을 미쳐고 있다. 그러나 이 유량은 튜 브의 상부 plenum으로부터 파열된 곳으로 어떤 압력손실이 있더라도 제한 되지 않는다.

Helical coil SG에 대한 이와같은 해석결과는 그림 3.10에 나타난 바와 같으며, SG 설계에 따라 변할 수도 있다. 또한 시스템을 설계할 경우에도 축적된 유량은 튜브 크기, 튜브 길이, 격리밸브 속도, 격리 체적 및 물/증기 dump subsystem의 함수이므로 어느 정도 변경될 수가 있다.

(5) 축적된 유량을 감소시키는 방법

주어진 시스템 설계에 있어서 소듐으로 흘러들어가는 축적된 물의 양을 감소시키는 방법은 여러 가지가 있으며, layout 상에서 어떤 요구 변화를 출 수가 있다. 또한 시스템 설계, 배판의 layout, 밸브 위치, 밸브 동작시간, SG 의 plena 체적 및 튜브로 들어가는 부분의 orificing 정도에 따라 축적된 유 량을 변경할 수가 있다. LDP에 대해서는 설계상의 주어진 구속범위내에서 다음과 같은 정교한 방법들이 시도되었다.

(가) 모델의 정밀화

일반적으로 cruder noding model은 축적된 유량의 값을 높게 하므로 모델을 정교하게 한 결과 더 정확한 계산을 할 수가 있었다. 모델 순화작업 은 모사장치의 파괴될 튜브 영역 및 격려 후외 파열된 곳으로 공급되는 제 적 문제에 중점을 두어야 한다. LDP 해석을 위해 사용된 모델에서는 민감 한 부분을 검토하는 방법으로 전개해 나갔으며 어느 정도 요구된 순화작업 을 통해 결과를 개선할 수가 있었다. Helical coil SG의 압구 및 출구 배관 은 4개의 독립적인 체적으로 대표될 수가 있다. 이렇게 함으로써 물이 파열 된 곳으로 흘러가는 가능성을 감소시킬 수가 있으며, 더욱이 실질적인 helical coil SG의 line을 따라 감소시킬 수가 있다. 해석에 있어서 기초적 인 과제는 모델 순화작업으로서 축적된 유량을 변경하는 것이며, 바람적한 모델은 SG 설계에 특별한 관심을 두어야 한다는 것이다. 체적을 다양하게 많이 사용하게 되는 경향은 시간 및 자본의 유용성에 따라 비용을 틀림없이 경감할 수 있기 때문이다.

(나) 격리밸브외 개폐주기

격리밸브가 닫히는 시간은 파열을 가능케하는 냉각수의 양을 결정한다. LDP system은 격리밸브가 닫히는 시간의 영향에 대한 평가를 하도록 해석

-335-

되어 있다. 소급-물 반응이 많이 탑지된 후 격리밸브가 동작하는 합리적 지 체시간은 약 1초이다. 이 시간은 파열과 pressure transducers 사이의 최소 거리, 솔레노이드 및 스윗치가 동작하는 지채시간 그리고 격리 및 dumping 올 할 수 있도록 사전에 상호간의 신호를 검중하는데 필요한 시간을 기준한 것이다. 이 지체시간은 모든 해석에 사용된다. 닫히는 시간이 0.5초 짜리 별 브는 재작자이 가능하다. 이와 같이 닫히는 시간이 빠르면 재순환 line 및 인접 lines에서 water hammer를 유발하게 된다. SWRP 양에 따른 격리뱉 브의 닫히는 시간에 대한 영향을 평가하기 위하여 앞에서 언급하였던 축적 유출량 해석에 사용되었던 체적 조절 모델을 가지고 parametric 해석을 수 행하였다. 이 해석결과는 그럼 3.11과 같다. 격리벨브가 닫히는 시간은 LDP system의 소듐으로 축적된 물이 흘러 들어가는 반대 영향 없이 1초로 중가 시킬 수 있다.

## (다)증기 배출밸브(Relief Valve) 영역

그림 3.10에서 보는 바와같이 파열위치가 상부의 tubesheet에서 발생하 면 LDP의 IHTS로 많은 축적된 물이 흘러들어가게 된다. SG system에서 가능한 steam relief valve 영역을 기준하여 세밀한 검토를 수행하였다(그림 3.12 참조), 이러한 연구에 의하면 relief area는 현재의 창고적 설계치 이상 즉 약 0.046 m<sup>2</sup>로 증가되어야 한다고 제시하고 있다.

## (라) 중기발생기 및 시스템에 대한 설계변경

Once-through steam cycle을 위해 개발되고 있는 SG는 tube내에서 안 정된 흐름이 이루어질 수 있도록 orifices를 사용한다. 만일 LDP 중발기에 비슷한 orifices가 사용되면 SWRP subsystem에 필요한 체적을 감소시키게 될지 모른다. LDP 건물 배열은 중발기 cell 밖에 quick-opening 격리밸브를



Fig. 3.11. Effect of isolation valve closure period on comulative flow



Fig. 3.12. Effect of steam relief valve area on cumulative flow

설치할 수 있도록 하여야 한다. 배열을 어느 정도 최적화 하게 되면 격리후 에 quick-closing 격리밸브 또는 check valves를 재배치시킴으로써 누출될 수 있는 물의 양이 감소될 수 있다. 비슷한 lines(relief area 평가에서 언급 함)을 따라 물쪽을 격리한 후 파열되는 곳으로 공급되는 체적을 변화시킴으 로써 밸브의 위치를 최적화 할 수 있는 해석을 수행하였다.

(6) 반응생성물에 대한 평가

SG 운전중에 소듐과 물이 반응할 때 relief system의 여러 위치에서 정 확한 반응공정에 의한 반응생성혼합물에 대해서 간명하게 서술되어 알려져 있는 것은 없다. 그러나 소듐이 충분히 공급될 때 전반적인 반응에서 반응 생성물의 부피에 대한 필수적인 값을 얻을 수 있는 대표적인 식이 적절히 잘 나타나 있다. 참고서적<sup>171</sup>에 외하면 SWRP subsystem 계산에 이용되는 일련의 식과 결과가 다음과 같이 나타나 있다.

 $2Na + 2H_2O \rightarrow 2NaOH + H_2 -----(1)$   $NaOH + 2Na \rightarrow Na_2O + NaH ------(2)$   $2NaOH + 2Na \rightarrow 2Na_2O + H_2 ------(3)$   $2Na + H_2O \rightarrow Na_2O + H_2 -------(4)$ 

결과로 발생하는 안정된 생성혼합물의 조성은 50 wt% NaOH, 40 wt% NazO 및 10 wt% NaH로 이루어진다. 반응영역에서 반응이 완결되면; 0.436 kg(1 lbm)의 물과 0.9045 kg(1.466 lbm)의 소듐이 반응할 때 생성물은 0.665 kg(1.466 lbm)의 NaOH, 0.028 kg(0.062 lbm)의 수소가스, 0.532 kg (1.173 lbm)의 Na2O 및 0.133 kg(0.293 lbm)의 NaH가 생성된다. 물이 소듐으로 누 출되는 질량속도는 앞의 계산을 기준하여 수소의 체적유량으로 전환될 수가 있으며, 이 유속은 SWRP subsystem에서의 수소 배관 크기를 결정하는데 사용된다. 여기에서 주어진 값으로는 수소의 질량을 0.56으로 사용하고 있 다. Large-leak 코드중에서 TRANS- WRAP<sup>18)</sup> 및 SWAAM-I<sup>19)</sup>와 같은 코 드를 사용하는 사람중에는 IHTS 압력필스 계산을 위하여 유용한 값으로 0.6~0.65을 사용하기도 한다. 이 때 사용한 수소는 최종혼합물에서 예상되 는 반용생성물의 백분율을 기준하여 변하게 될 것이다. 이와 같은 계산에서 합리적으로 사용되는 수소 질량의 범위는 0.5~0.65 이다. LDP의 SWRP tanks의 경우는 설계시 필요 정도의 세척을 수행하기 전에라도 2건의 large-leak 사고로부터 반응생성물을 유지할 수 있도록 설계되었다. 반응생 성물의 부패는 이 보고서에서 언급하고 있는 해석 및 계산에 의하여 연역할 수가 있다.

(7) 구조적 평가

SWAAM-LT<sup>S<sup>1</sup></sup> 코드는 rupture disc가 파열된 후의 SWRP subsystem 에 대한 수력학적 힘을 평가하는데 사용될 수 있다. 이 코드의 구동기능은 누출원에서의 수소의 생성속도이다. 수소 기포는 IHTS를 가압하고 rupture discs를 파열시키면서 팽창한다. 이 수소 기포는 압력 및 소품을 방출하며, 다른 반응생성물은 relief system 배관으로 배출된다. Relief system의 slug mode에서 배출물에 대한 장기간의 수력학적 영향은 이런 종류의 코드로부 터 평가할 수가 있다. 슬러그 밀도, 치수 및 속도는 급정지장치(완충장치)의 필요성을 평가하기 위해서 구조적 코드에서 사용될 수 있다. 장기간의 SWRP subsystem을 평가하기 위해서는 SWAAM-LT 및 어떤 새로운 코 드 외에 추가로 요구되는 해석으로는 subsystem을 효과적으로 설계할 수 있도록 확인하는 것이다.

·수소 기포 생성 모델

- 340 -

·소듐 시스템에서 hydrogen sodium hydride 거동을 위한 용액 및 분해 모델

·소듐 시스템에서의 균일 2상 흐름 모델

·기포 크기 및 상승속도에 준한 슬러그나 균일 모델의 내부적인 선 백

· HTS에서의 2상 흐름

·SWRP 시스템의 구성요소의 오델

이 장에서 언급한 해석을 기준하여 요약하여 보면

① LMFBR SG에서 large design basis leak시 소듐으로 흐르는 축적된 물은 누출위치에 외존한다. 주어진 시스템에서의 parametric 해석은 누출위치를 선정하는 기준이 되어야 한다. 열-수력 모델링은 이런 것을 평 가할 수 있도록 상세한 내용을 적절히 포함해야 한다.

② 격리밸브 및 relief valves와 같은 시스템 구성요소는 SWRP subsystem의 필요성에 기준하여 크기를 결정해야 한다.

③ 결론적으로 SWRP의 성능을 이해하기 위해서는 SWAAM-I, SWAAM-LT 및 TRANSWRAP 코드의 능력을 계속 개발하여 모든 누출 크기를 해석할 수 있도록 하여야 한다.

다. LMFBR SG에서의 설계기준 누출 사고 해석(II)

소듐-물 반응 해석코드인 SWACS 및 LEAP를 다른 유형의 LMFBR SG에 적용할 수 있도록 수정하였다. 600 MWe FBR SG의 parametric 해석 은 updated codes를 이용하여 수행되었으며, SG의 설계기준 누출이 빠른 물/중기 blowdown이나 cover gas type 대신에 cover gas가 없는 SG를 사 용함으로써 경감될 수 있다는 것을 보여주고 있다. Cover gas가 없는 유형 에서 초기 spike 압력은 cover gas가 있는 것보다 높다. 그러나 pressure relief system의 설계를 최적화 함으로써 어느 정도 압력을 감소시킬 수가 있다. 준정상상태의 압력 피크에 대해서는 cover gas 유형이나 cover gas가 없는 유형의 SG 사이에 특별한 차이점이 없었다.

LMFBR SG의 주요 특성은 고온의 액체금속인 소듐파 고압의 물/중기 사이에 열교환 튜브를 통하여 열교환 하는 것이다. 만일 튜브벽에 균열이 생겨 물이 누출하면 소듐~물 반응이 일어나 고온이면서 수소가스와 같은 부식성 켓트분출이 발생한다. SWR 사고시에 나타나는 현상은 주로 물 누 출속도에 의존하며 표 3.2와 같다. 작거나 중간 누출 영역에서의 켓트분출에 노출되면 튜브에는 wastage가 발생하며, 그 다음에 failure가 일어난다. 즉, 누출전파가 SG에서 일어난다.

Boundary leak rate	0.1	g/s 10	g/s 2	kg/s
Region	Micro	Small	Intermediate	Large
Phenomenon	Self-wastage	Target-wastage	Multi-wastage	Thermo-hydraulics
Wastage effect on the tube	Self-enlargement of the crack	Only adjacent single tube	Plural tubes	Little damage on the tubes
The code applicable		SWACS		

Table 3.2 Classification of the sodium-water reaction phenomena

\* LEAP : Leak Enlargement and Propagation

\* SWACS : Large Leak Sodium-Water Reaction Analysis Code System

소듐-물 반응(SWR) 동안에는 수소가 축적되어 SG의 압력을 높게하여 IHTS의 본래의 구조에 영향을 미치게 되며, 특히 IHX에 큰 영향을 미치게

- 342 -

된다.

PNC의 LMFBR SG에서의 SWR 연구는 다음 두개의 주요 과제로 대별 하고 있다. 하나는 튜브 과괴 전과에 따른 설계기준 누출에 대한 선정이고, 다른 하나는 대규모 누출 SWR 사고시의 IHTS에 대한 본질적인 평가이다.

첫번째 과제에 대한 처음 접근방법은 SWR의 현상을 명확하게 하는 것 이고, 다음 SG에서의 파괴 전과 현상을 해석하기 위하여 컴퓨터 코드인 LEAP(Leak Enlargement and Propagation)를 개발한 것이다. 이 코드는 prototype FBR인 Monju에 대한 DBL을 보수적으로 확인하는데 사용되었 다. 또 다른 쪽으로는 컴퓨터 코드인 SWACS(Large Leak Sodium-Water Reaction Analysis Code System)이 대규모 누출 SWR이 일어나는 동안에 IHTS에서의 압력과 수력학을 해석하기 위해 개발되었으며, PNC에서 SWAT-1 및 SWAT-3의 시험자료를 사용하여 확인하였다. SWACS이 보 수적이라고 입중된 후 이 코드는 Monju IHTS에 대한 구조적 본질을 평가 하는데 적용하였다. 현재 PNC에서 주로 중점을 두고 연구하고 있는 것은 미래형 FBR 플랜트이기 때문에 컴퓨터 코드인 LEAP 및 SWACS에 대해 서 다듬질을 하고 있으며, 최신자료는 다른 종류의 FBR SG에 적용하고 있 다.

(1) LEAP 코드의 수정

Wastage 현상은 self-wastage, target-wastage 및 multi-wastage로 분 류할 수가 있다. LEAP는 SG에서 튜브의 파괴 전파를 주도하는 파괴 매카 니즘으로서의 wastage를 고려하고 있으며, 동시에 무누출 시작점으로부터 물/중기가 blowdown되는 즉, rupture disc 파열 후 플랜트 방호시스템에 의 해 시발되어 물/중기를 dumping하는 종료 시점까지의 물 누출속도를 계산 한다. 처음에는 이 코드의 목적이 Monju SG에 적용하기 위한 것이기 때문 에 재질이 2.25Cr-1 Mo 및 austenitic stainless steel에 대한 wastage 특성 만을 이 코드에서 이용할 수가 있었다.

Mod. 9Cr-1Mo steel과 같은 크륨 함량야 높은 steel이 large FBR의 once-through type SG에 유망하다고 여겨지고 있다. 왜냐하면 이 재결은 고은에서의 high mechanical strength 및 stress corrosion cracking(SCC)에 대한 저항성이 있기 때문이다. PNC 작업중에는 크륨 함량이 높은 steel에 대한 wastage 자료 축적을 하고 있으며, 최근에 새로운 실험공식을 발표하 고<sup>3021</sup>, 있다. Wastage 특성을 LEAP에 구체화 한 한 예를 그림 3.13에서 보 여주고 있다. 이 그림에서는 소듐 온도가 748 K 일 때의 curve를 나타내고 있다. High-chrome steel의 wastage 속도는 물 누출속도가 0.1 g/s 이하인 self wastage 영역에서는 다른 재질보다 높으나, 물 누출속도가 0.1~10 g/s 인 target-wastage 영역에서는 낮아지게 된다. 그러나 누출속도가 10 g/s 이상인 multi-wastage 영역에서는 wastage 속도는 2.25Cr-1Mo steel과 같 다. 왜냐하면 영역에 따른 wastage 자료가 아직 실험공식을 도출해 내기에 충분하지 않으며, 2.25Cr-1Mo steel의 자료를 사용하는 것이 보수적이라고 여기고 있기 때문이다.

(2) SWACS<sup>32</sup> 코드의 수정

SWACS는 대규모의 SWR 사고를 해석하기 위한 통합된 컴퓨터 코드 이며 물 누출속도, 초기 spike 압력(ISP), IHTS로의 초기 spike 압력의 전 과 및 춘정상상태의 압력(QSP) 각각에 대하여 계산할 수 있는 3가지 modules로 구성되어 있다.

Monju SG에는 cover gas 영역이 있다. 그러나 large FBR에 대해서 cover gas가 없는(NCG) 유형의 SG와는 다룬 설계를 고려한다. NCG 유형 의 SG에 대해서는 CG 유형의 SG보다 ISP가 일반적으로 더 높다고 예측된



Fig. 3.13. An example of wastage characteristics incorporated into LEAP

다. 왜냐하면 유효압력과의 흡수제 역할을 하는 유체가스 계면이 없기 때문 이따, ISP 특성이 in-sodium 유형의 rupture disc 응답에 의한 영향도 받기 때문이다. 그러므로 SWACS 코드를 NCG 유형의 SG에 적용할 수 있도록 수정하였다.

SWACS에 통합한 새로운 모델은 그림 3.14와 같다. 주요 수정부분으로 는 in-sodium 유형의 RD를 조치할 수 있는 기능을 추가 설치하였으며, pressure relief 배관에 경계추적방법을 채용하였다. 전자는 RD 변형에 대하 여 finite element method(유한요소법)으로 해석을 하게 하며, 후자는 유통 하고 있는 액-기 계면 부근에서 반사된 전파압력에 대한 실질적인 계산을 할 수 있도록 한다.

수정된 코드는 미국의 NCG 유형의 SG에서 SWR을 모사한 LLTR (Large Leak Test Rig) 및 일본의 large FBR을 개념설계한 1/5 규모의 모 델을 사용하여 유도해낸 수폭 모사실험으로부터 얻어낸 자료와 비교 검토하 였다. 이를 확인함에 있어서 실험 및 해석간에 RD의 파열시간 및 IHTS의 압력이 상당히 잘 일치함을 알 수 있었다. 이와같은 결과로 미루어 수정된 코드는 NCG 유형의 SG에 대해서도 CG 유형의 SG와 마찬가지로 대규모 누출을 해석하기에 적합하다는 것을 알았다.

(3) 대규모 FBR에 대한 해석

LEAP 및 SWACS는 각각 DBL와 추정값 및 FBR(Monju, 600 MWe) 에서의 SWR 사고를 해석하기에 적합한 것으로 알려져 있다. 해석과정에 대한 호름도는 그림 3.15와 같다.



Fig. 3.14. The new models incorporated into SWACS



Fig. 3.15. The flow diagram of the analysis procedure

여기서 LEAP은 1+N DEG와 같은 실질적인 DBL을 결정하는데 사용된 다. 1 DEG는 초기 튜브 파괴 정도가 최대이며, N DEGs는 튜브파괴전파에 관계된다. SWACS 계산 모듈의 하나인 SWAC-11은 1에서 1+N DEGs까지 의 경우에 대해 각각의 볼 누출속도를 평가하는데 사용된다. 반대로 SWAC -57R은 자발적으로 1 DEG 누출에 대한 ISP를 계산하는데 사용되고, SWAC-13은 1+N DEG 누출에 대한 QSP를 계산하는데 사용된다. 여기서의 목적은 THTS를 최적 설계를 하고자 하는데 있으므로 계산은 SG 유형, 치 수 및 pressure relief 배관을 변화시키면서 수행하였다.

(가) 플랜트의 기본모형

플랜트의 골격형상은 그림 3.16에 나타나 있다. Looped type FBR로서 1차 열전달계통을 위하여 head에 접근할 수 있는 배관망을 고려하였다.

- 348 -



Fig. 3.16. Schematic image of the plant

SG가 있다. NCG나 CG형의 SG는 매개변수로서 변화시켰다. 열전달 튜브는 Mod. 9Cr -1Mo steel로서 와경은 31.8 mm로 만들어졌다. 그의 다른 시방 은 표 3.3과 같다.

Table 3.3 Specification of the Monju SG

1	SC Type	Helically coiled
1	SG Type	once-through unit
2	Heat Capacity	533.3 MWt/unit
3	Heat Balance	
	i) Na	
	- Flow rate	8350 ton/hr
	- Temp. (in/out)	505/325 ℃
	ii) H <sub>2</sub> O/Steam	
	- Flow rate	854 ton/hr
	– Temp. (in/out)	240/487 ℃
	- Proce (in/out)	111/132 kalom24
4	Heat Transfer Tubes	
	- Material	Mod. 9 Cr - 1 Mo steel
	- Outside día.	31.8 mm
	- Wall thickness	3.2 mm
	- Length	70.3 m
	- Incination	8.7 deg
	- No. per unit	351
	– Diteb – – –	-28.0 mm

(나) 사고 전파 해석

LEAP에 의해 계산된 파괴 전파과정의 한 예가 그림 3.17에 나타나 있 다. 이 그림에서 보는 바와같이 튜브번호 32번이 초기 누출 튜브이며, 물 누 출은 40번 튜브 방향인 330도 방향으로 누출되고 있다. 그러므로 32번 튜브 에 인접한 40번 튜브는 젯트분출에 의해 wastage가 발생하여 파괴된다. 40 번 튜브가 파괴된후 파괴되는 튜브 갯수는 늘어나게 되어 전체누출속도는



Fig. 3.17. An example of failure propagation process calculated by LEAP

상승하게 된다. 계산상에 있어서 32번 튜브로부터의 초기누출속도는 약 160 g/s로 설정되지만 전체누출속도는 40번 튜브가 파파되기 때문에 중가하기 시작한다. 여러개의 튜브가 파괴되면 전체누출속도는 1 DEG 범위내에 존재 할 때라면 확대속도인 약 15 kg/s까지 도달한다. 결국에는 SWR은 SG에 부 착되어 있는 RD가 SG의 압력중가로 인하여 파열된후 물/중기의 blowdown 영향을 받아 종료된다.

초기누출속도와 확대누출속도와의 관계는 최대누출속도에 대해서 초기 누출방향을 변화시켜 가면서 얻었으며, 최대누출속도는 약 46 g/s 이고, 초 기누출속도는 다른 방향보다 튜브 배열이 더 밀집된 270도 방향에서 peak 값을 얻었다. 그림 3.18에 나타냐 있는 바와 같이 SG의 유형과 물/증기의 blowdown 특성을 변화시켰으며, 초기누출속도와 누출속도가 가장 큰 방향 에서의 최대누출속도와의 관계는 그림 3.19와 같다. Type I curve를 사용하 여 해석한 것에 의하면 DBL은 NCG 및 CG형 SG 각각에 대하여 2+a (a<1) 및 3 DEGs로서 보수적으로 평가되었다. 따라서 NCG형의 DBL은 CG형보다 작았는데 이는 in-sodium형의 RD가 빨리 파괴되기 때문이다. 더 욱이 NCG 및 CG형의 DBL은 각각 type II curve와 같이 빠른 blowdown을 사용함으로써 1 및 2+a DEGs로 감소하였다. 이 결과에 의해서 blowdown 은 가능하면 빨리 시작해야 하며 또한 large blowdown 밸브를 사용하여 DBL을 줄일 수 있도록 해야 함을 알 수 있다.

(다) 물 누출속도 계산

유체의 상변화를 고려하여 SWR 현상 전체를 직접적으로 지배하는 물 누출속도는 연속성, 동작 및 1차원 형태의 에너지에 따라 계산되었다. 경계 조건은 입구 및 출구 header와 튜브 파열지점에서 주어진다. 계산상에 있어 서 하부 tube bundle 영역에서의 누출은 추정되었다.



Time (s)

Fig. 3.18. Blow-down characteristics



Initial Leak Rate (g/s)

Fig. 3.19. Relation between the initial and maximum leak rate with varying the SG type and blow-down curve

그림 3.20은 1에서 1+N DEGs까지의 경우에 대해 파도누출속도변화를 보여준다. Curve는 최대 peak 값을 가지는 sharp overshoot가 있음을 알 수 있다. 따라서 물 누출속도는 1 DEG 및 정상상태의 1, 2, 3 DEGs의 각각에 대해서 35, 18.5, 37 및 56.5 kg/s로 계산되었다.

(라) 초기 Spike 압력 계산

ISP 및 이 압력전파의 계산상의 누출속도 curve는 그림 3.20에 나타난 바와 같이 하부 tube bundle 영역에서의 순간적인 1 DEG 누출을 이용하였 다. Parametric 해석에 의하면 ISP 특성은 배관 치수 및 pressure relief 배 관의 layout에 따라 달라짐을 보여주고 있으며, 또한 CG형 SG의 압력 peak 는 NCG형보다 상당히 낮음을 보여주고 있다.

IHX에서의 해석결과중 하나는 그림 3.21에 나타난 바와같이 top 부분에 서의 가스부피가 약 40 m<sup>3</sup>인 CG형 SG 및 NCG형 SG 모두에 대하여 SG vessel에 있는 pressure relief 배관의 작경이 case 2의 경우 30 in, case 3의 경우 40 in로 고려되었음을 보여주고 있다. 또한 이 그림에는 IHX에서의 압 력 peak가 CG형에서는 6.6 kg/cm<sup>2</sup>A(case 1)이고, NCG형에서는 10.4(case 3)에서 12.7(case 2) kg/cm<sup>2</sup>A으로 나타나 있다. 그러므로 CG형과 NCG형의 압력 peak 차이는 4~6 kg/cm<sup>2</sup>A이며, 앞에서 수행한 parametric 해석에 의 하면 pressure relief 배관을 SG vessel로부터 hot-leg나 cold-leg 배관과 같 은 주 배관으로 옮기는 것과 같은 최적설계를 하면 이 차이를 더 줄일 수가 있다.

(마) 준정상 압력(QSP) 계산

QSP 계산에서는 하부 tube bundle 영역에서의 2 및 3 DEGs 누출에 대해 NCG형과 CG형 SG 각각을 사용하였다. DBLs는 앞의 파괴 전파해석

-355-



Fig. 3.20. Water leak rate calculation



Fig. 3.21. An example of the initial spike pressure calculation

에서 보수적으로 평가하였으며, 여기에서 물 누출속도 계산을 위해서도 동 등한 물 누출속도를 사용하였다.

그림 3.22는 SG의 pressure release 배관 직경이 30 in인 IHX에서 QSP 에 대한 한 예를 보여준다. 계산상에서는 CG형의 압력 상승속도가 초기 2 초내에서는 NCG형보다 작았다. 그럼에도 불구하고 IHX 압력 peaks는 CG 형이나 NCG형에서 차이가 없음을 보여주고 있는데 이는 NCG형에서의 RD 가 동적현상이 ISP에 의해 지배를 받는 초기 단계에 과열하기 때문이다.

그림 3.23은 pressure release 배관의 직경 변화에 따른 QSP peak를 나 타낸다. 이 그림을 보면 압력 peak는 특히 내경이 약 300 mm 이내의 작은 배관 영역에서는 배관의 직경에 거의 의존함을 알 수 있고, 이와같이 작은 배관직경에서는 CG형 및 NCG형의 압력 peaks가 현저하게 차이남을 알 수 있다. 그러나 CG형과 NCG형의 압력 peaks의 차이라든지 압력 peaks가 배 관직경에 의존한다는 이와같은 사실이 배관직경이 커지게 되면 거의 영향이 없게된다.

이 장에서 결론적으로 언급하고 있는 내용은 SWR 해석코드인 LEAP 및 SWACS이 다른 유형의 SG에도 적용할 수 있도록 수정되었으며, 최신의 코드를 사용하여 600 MWe FBR에 대해 해석한 주요 내용은 다음과 같다.

① DBL은 빠른 물/증기 blowdown을 사용함으로써 경감시킬 수 있다. 즉, blowdown을 가능하면 빨리 시작하고 large blowdown 밸브롭 사용하는 것이 중요하다.

② NCG형 SG에서의 ISP가 CG형보다 높을지라도 pressure relief system을 최적설개함으로써 감소시킬 수 있다.

③ QSP peaks에 대해서는 NCG형과 CG형에서 특별한 차이정 이 없다. 그러므로 CG형과 마찬가지로 NCG형도 미래의 FBR SG로서 가망 이 있다고 생각된다.

-358-



Fig. 3.22. An example of the quasi-static pressure calculation



Fig. 3.23. Peak value of the quasi-static pressure

## 3. 소규모 누출현상의 해석

가.서 언

액체금속로에서 생각재로 사용되는 소점은 물리·화학적으로 물과의 반 용성이 뛰어나기 때문에 SG의 설계에서 중요하게 취급하고 있으며, 아주 극미량이라도 물과 반응하는 경우 소듐-물 반응의 톡이성에 의해 중대사고 로 연결된다는 점에서 아주 중요하게 다루어지고 있다. 또 소튬-물 반응에 대한 중요성이 기존의 다른 노형 SG 설계에서와 달리 중요시 취급되는 이 유는, 다른 원자로형의 경우 냉각재로 물(중수 혹은 경수)이 주로 사용되기 때문에, 물 누출에 따른 2차적인 피해의 우려가 적은 반면에, 액체금속로의 경우 액체 소듐에 고압으로 유지되어 있는 steam(혹은 물)이 누출될 경우, 소듐-물의 급격한 화학반응으로 발생하는 반응열에 의한 시스템 내의 온도 상승과 반응후 생성되는 수소가스에 의한 압력상승, 또 소듐-물 반응에 의 해 누출부위의 재질을 신속히 손상시키는 등, 이러한 현상이 발전하여 누출 을 진전시킴으로서 누출 규모가 확대된 소규모, 대규모의 누출로 발전됨으 로써, 대형사고의 가능성이 상존하기 때문이다<sup>236</sup>.

소듐-물 반응특성에 대한 이제까지의 연구들을 보면, 기본적으로 소듐-물 반응에 대한 연구를 기초로 해서, SG내에 고압으로 유지되어 있는 steam(물)이 소듐쪽으로 누출되는 물 누출에 관련된 연구가 주를 이루고 있 으며<sup>30,25</sup>, SG의 재질과 관련된 material 관련 연구<sup>25</sup>, 물 누출이 발생하였을 경우 이를 감지할 수 있는 감지기술 관련 연구<sup>27,28</sup>, 그리고 소듐-물 반응으 로 발생하는 반응생성물중 수소가스에 의한 압력상승 및 relief system에 관 한 연구<sup>29,30</sup>, 누출이 발생하였을 경우 누출부위의 특성을 파악하는 연구<sup>31</sup>등 으로 매우 넓은 분야에 걸쳐 연구가 이루어 지고 있으나, 각국에서 보유하 고 있는 원자로의 상이성, 이에 따른 소듐-물 반응장치 및 실험상의 복잡성 에 의해, 보고된 각 실험 데이타나 실험 결과들이 서로 다른 경우가 대부분

- 361 -

이고, 몇몇의 경우는 아예 실험의 결과가 상반되는 경우도 있는 것으로 과 악되고 있다.

나, 소듕과 불과의 반응<sup>32)~34)</sup>

소등과 물의 반응은 화학적인 측면보다 안전성 관점에서 중요하게 취 급되고 있으며, 반응 생성물로는 수소, Na<sub>2</sub>O, NaOH, NaH등을 형성한다. 이돌중 어느성분이 얼마만큼 존재하는가는 소듐이나 H<sub>2</sub>O의 조성비, 제내의 온도와 압력 조건에 따라 매우 복잡하게 구성된다. 소듐과 물의 반응은 급 격한 발열반응으로, 수소 가스의 발생과 더불어 부식성 alkali 화합물들이 용용되어 일부는 소듐 증기로 발생된다. 따라서 소듐 증기가 물이나 수증 기 또는 공기중의 산소와 반응하여 다량의 반응열을 발생하기도 한다. 또 반응에서 발생한 수소 가스와 공기중의 산소가 반응해서 연소열을 발생하기 도 한다. 이러한 반응결과 고은, 고압의 상태가 되고 부식성의 반응 생성물 인 Na<sub>2</sub>O, Na<sub>2</sub>O<sub>2</sub>, NaOH 등으로 구성된 연기(furne)를 형성한다.

일반적으로 소듐과 물의 반응에 대한 연구는, 반응 속도론(reaction kinetics) 분야와 Na-O-H 계에서의 열역학적 특성 규명, 부식과 마모에 대 한 연구, 반응시 유체의 역학적 현상과 각종 성분에 대한 분석 장치와 분석 방법에 대한 연구가 대부분을 이루고 있다. 면저 반응 화학적 측면을 보 면 반응물들이 정량적으로 이상적인 상태에서 반응이 일어난다고 가정하면 이때 반응은 순식간에 일어난다. 그러나 실험적으로 이렇게 이상적인 상태 를 얻기는 매우 어렵기 때문에, 반응 속도를 측정하는 것이 쉽지 않으며 반 응물의 혼합 속도와 반응물들간의 접촉면적을 함수관계로 해서 표시하는 방 법이 제시되고 있다. 대체적으로 반응 속도에 영향을 주는 인자로 반응물 의 표면적, 반응 driving force, 반응 zone에서의 혼합상태, 반응물의 비율, 반응물의 상태(phase), 반응 실험장치의 구조 및 크기, 초기 조건, 기타 동의

- 362 --

영향을 받는 것으로 나타났다. 먼저 소듐-물의 반응 화학 방정식은

 $2 Na + H_2O \rightarrow Na_2O + H_2 = 31.08 \text{ kcal/g-mol}$  at 25 °C

Na + H<sub>2</sub> → NaOH + <sup>1</sup>/<sub>2</sub> H<sub>2</sub> 33.67 " " 와 같은 반용이 주로 일어난다. 그러나 상기 반응은 반응 운도에 따라 NaOH<sub>(5)</sub> 의 용용점 이상에서는

NaOH + Na<sub>(add(nonal No)</sub> → Na<sub>2</sub>O + H<sub>2</sub> 와 같은 반응이 2차적으로 일어나게 된다. 한편, 상은에서 소듐-물 반응이 일어날 수 있는 화학 방정식은

$$Na + H_2O \rightarrow NaOH + \frac{1}{2}H_2$$

$$2 Na + H_2O \rightarrow NaOH + NaH$$

$$2 Na + H_2O \rightarrow Na_2O + H_2$$

$$2 Na + NaOH \rightarrow Na_2O + NaH$$

$$Na + NaOH \rightarrow Na_2O + \frac{1}{2}H_2$$

 $Na + \frac{1}{2}H_2 \rightarrow NaH$ 

와 같은 반응 방정식의 가능성이 있으며, NaOH의 용음점 이하에서는 소품 -물 반응의 비율에 관계없아

$$Na_{(0)} + H_2O_{(0)} \rightarrow NaOH_{(s)} + \frac{1}{2}H_{2(s)}$$

$$Na_{(1)} + H_2O_{(g)} \rightarrow NaOH_{(i)} + \frac{1}{2}H_{2(g)}$$

의 반응이 일어난다. 과잉 소듐의 존재하에서 그리고 반응 윤도가 NaOH의 응율점 이상에서는

$$2 Na_{(0)} + H_2O_{(0)} \rightarrow Na_2O_{(i)} + H_{2(i)}$$
의 반응이 주로 발생하고, 2차적인 반응으로

 $Na + \frac{1}{2}H_2 \rightarrow NaH$ 

 $Na + NaOH \rightarrow Na_2O + \frac{1}{2}H_2$ 

의 반응이 일어나는 것으로 보고되고 있다. 한편 반응온도가 액체금속로 내의 봉상 운전온도인 770K 부근에서 일어나는 소듐-물 반응인 경우

2 Na + H<sub>2</sub>O → Na<sub>2</sub>O + H<sub>2</sub> 40.7 kcal/g-mol (750 K에서) Na + H<sub>2</sub>O → NaOH + <sup>1</sup>/<sub>2</sub>H<sub>2</sub> 45.0 " ( " ) 의 반응이 일어나는 것으로 보고되어 있으며, SG안의 평균 온도를 750K 로 가정할 경우 파양 소듐하에서는 반응은도가 NaOH의 용용점 이상이기 때문에

Na + NaOH → Na<sub>2</sub>O + <sup>1</sup>/<sub>2</sub>H<sub>2</sub> 의 반응이 부분적으로 일어날 수 있다.

다. 극미량누출 현상의 해석

고압으로 유지되어 있는 steam(혹은, 물) 부위에서 누출이 일어날 가능 성은 SG의 가공 및 재작시 결함에 외해 특정 부위에서의 부식이 가속화되 거나, stress corrosion, 전열관 재질의 cracking이나 pin hole의 가능성, fatigue등에 의해 항상 가능성이 상존하며, 극미량의 steam이나 물이 누출될 가능성이 있다. 이 때 steam 부위의 압력이 거의 150~200 bar 정도로 고압 이기 때문에 steam이 소듐부위로 누출되면서 소듐-물 반응이 발생하게 되 고, 이러한 소듐-물 반응은 SG시스템을 구성하고 있는 조건에 따라서 복잡 한 반응 방정식에 의해 소듐-물 반응생성물과 반응열, 그리고 수소가스를 발생시켜 최종적으로 시스템 내의 압력을 증가시키고, 소듐-물 반응에 의한

- 364 -

부식과 반응생성물의 erosion현상에 의해 wastage 현상을 발생하는 것으로 발전할 수 있다.

이러한 현상은 누출되는 steam이나 물의 양, SG의 구조, dimensions, 전열관의 배열, 운전조건, leak hole의 조건, 기타 등에 의해 다르게 나타나 며, 누출되는 누출량에 따라 일본의 Monju나 영국의 PFR의 경우를 보면 표 3.4와 같이 구분하고 있다. 일반적으로 누출량이 0.05 g/sec 이상인 경우, 누출 point에서 jet flame을 형성하여 신속히 인근 전열관에 영향을 미치지 만, 그 이하인 경우 전열관의 누출 point에서 소듐과 물(혹은 steam)이 반응 해서 고온 반응생성물과 소듐-물 반응생성물에 의한 erosion에 의해, 소위 "self-wastage" 라는 현상을 야기시켜, 전열관 자체의 defect를 가중시키는 결과를 초대할 수 있다. 이처럼 self-wastage가 진행되는 동안 전열관은 그림 3.24와 같은 메카니즘에 의해 누출 point가 enlargement 되는 것으로 알려져 있다.

Table 3.4 Leak sizes and their effect

Classification	Water leak rate		Maine offers	
	Monju	PFR	iviajor ellect	
micro leak small leak intermediate leak large leak	~50 mg/sec 50mg~10 g/sec 10 g~2 kg/sec 2 kg/sec~	<0.1 g/sec 0.1g~10 g/sec 10g~ 1 kg/sec ?	self-wastage sigle target wastage multi-target wastage overheating pressure increase	

이 경우 발생하는 현상의 특성은 반드시 소돔부위에서 손상이 시작되어 steam(물) 부위에 큰 halos(전열관이 열(heat)동의 defect에 의해 크게 무늬 형태를 나타내는 현상)를 형성하는데, 이는 소듐-물 반응으로부터 고온의

- 365 -

Incubation	Self - Erosion			
№ ////////////////////////////////////	Na ////////////////////////////////////	N4	Na Ma H <sub>3</sub> 0	
<ol> <li>Through crack choked by sodium/water reaction product</li> <li>Material corrosion , a general and inter- granular corrosion, intergranular cracking (Tocoloy 300.)</li> <li>general corrosion (ferric steel)</li> <li>Blind detection means</li> </ol>	<ol> <li>Cleaning of the crack due to material weak- ening and/or to an alteration of the stress state</li> <li>Appearance of a leak proportional to the excent of the correspon that took place during the incubation state</li> </ol>	<ol> <li>I (quernal crack crosup conical pri</li> <li>The leak rate increas or decreases, but alv 100 mg/sec</li> <li>The leak can be track ment up the sodrum</li> </ol>	n and formation of a fairly es, remains constant, ways remains below ed by hydrogen measure-	<ol> <li>Breaking down of the metal between the cone apex and the tube inner wall formation of a fairty cylidin- cal hole with a few-milli- meter diameter</li> <li>The leak rate increases suddenly</li> </ol>

Fig. 3.24. Self-development process of water leak into sodium.

반응열이 전열관을 열화사람으로써 발생하는 것으로 추축된다. 소듐~물반 응이 진행되면 전열관의 두께에 도달할 때까지는 누출의 양은 변하지 않다 가 어느 critical point톱 지나게 되면 급격한 누출을 증가를 기록하게 되고, 결국 극미량 → 미량 → 소규모 → 대규모 누출로 발전하게 된다.

일반적으로 plugging 되었던 crack이나 pin hole이 re-opening되기 까 지의 시간을 통상 "incubation peroid"로 부르며, 어떤 경우 700~1300 시간 정도까지 보고 되어 있는 경우도 있으며, incubation 기간동안 소듕-물 반응 얘 의한 부식과 반응생성물에 의한 erosion현상이 동시에 공존하는 것으로 알려져 있고, 또 이러한 현상은 시편으로 사용된 전열관 제절의 조성, 반응 온도, leak의 shape, 소듐의 유동 여부, 기타 등의 변수에 따라 매우 다르기 때문에, 이제까지 나타난 연구에 의하면 정확한 self-wastage에 관련된 방 정석은 거의 없는 상태이고, 다만 시편에서 leak point 주위의 재절에 대한 defect를 관찰하여 특성을 해석하는 정도에 그치고 있는 실정이다.

한편, micro-leak가 발생하는 경우 누출부위가 plugging 되거나 reopening 되는 매카니즘은 크게 두가지로 설명되고 있는 데, 먼저 초기 누출 율이 10<sup>2</sup> g-H<sub>2</sub>O/sec 이하인 경우 소듐-물 반응예 의해 self-plug되는 경향 이 강하게 나타나고, 이러한 현상은 물이 누출되자마자 나타나는데 최초 물 과 반응하여 반응생성물인 NaOH를 형성하여 이것이 leak point를 sealing 시킴으로써 물의 누출을 방지하는 역할을 한다. 이러한 현상은 시스템내의 disturbance가 일어나지 않는 경우 아주 느린 속도로 diffusion되어 아무런 변화를 느끼지 못하게 된다. 그러나 어떤 열적인 tansient가 발생하면 전 열관이 팽창하게 되어 NaOH 주위로 물의 누출을 허용하게 되고, 아주 느린 속도지만 소듐-물 반응에 의해 생성된 anhydrous caustic이 material을 공 격하게 되고, 만약 aquous solution인 경우 매우 빠른 부식 현상을 초래한 다<sup>35</sup>! Defect로 들어간 물은 상기 그림 3.1에서 처럼 chamber 형태까지 들어 가서 반응생성물들이 wall을 공격하게 되지만, 물이 누출되는 양이 어느 한계 값을 갖고 있기 때문에, defect의 확대되는 것은 제한적일 수 밖에 없 다. Aquous caustic에 의한 전염관 wall의 공격에 의해, 물이 누출되는 동 안 leak path를 계속적으로 open시키려 하고, 또 steam(water)에 의해 plugged (or sealed)되었던 반응물을 dissolution시킴을써 물의 누출을 다시 허용하여 re-opening되는 과정이 발생하게 된다.

또 다른 plugging 메카니즘은 orifice의 부분적인 blockage를 야기시켜 orifice 출구애 metallic plugs를 형성하는 경우이다. 소듐 속에 5 wt.% 이 상의 산소가 존재하는 경우 재질의 부식 속도는 매우 빠르기 때문에, Fe가 소듐 속에 용해되어 Fe 침전물(precipitate)을 형성하고 이것이 colder exit region에 porous 하게 plugging시킨다는 메카니즘을 고려할 수 있다.

즉, 일혜로 전열관 재질이 2 1/4 Cr - 1 Mo steel의 경우 전열관의 구 성 성분중 Fe와 NaOH가 반응하여

Fe + NaOH → Fe,O, + Na<sub>2</sub>O + H<sub>2</sub>
와 같은 1차 반응을 형성하고, 여기서 생성된 Na<sub>2</sub>O는 Fe와 다시 반응하여

 $Fe + Na_2O \rightarrow Fe_iO_i + Na_iO_i$ 

 $Fe_1O_1 + H_2 \rightarrow Fe + H_2O$ 

와 같은 2차 반응으로 연결되어, 최종적으로

 $NaOH + Fe_{1}O_{1} \rightarrow NaOH + Fe_{2}O_{2}$ 

 $Na_2O$  +  $Fe_rO$ ,  $\rightarrow$   $Na_2O$  ·  $Fe_rO$ ,

와 같은 복잡한 반응에 의해 소듐과 철이 흔합된 침전생성물이 형성되어 plugging을 야기시키는 것으로 해석하는 경우도 있다.

한편, 소듐-물 반응 생성물이나 재질의 부식에 의해 누출 path가 plugging 되었던 것이, 상기에서의 복합적인 원인에 의해 reopen되는 경우

- 368 --

순간적으로 어느 규모 이상의 큰 누출이 발생되기 때문에, 누출 초기부터 reopen시 까지 걸리는 시간을 측정하는 실험이 많은 나라에서 수행되었다. 각국 실험장치의 상이성과 실험조건에 따라 많은 차이를 보이지만 각국의 유사한 실험 결과를 분석해 보면 그림 3.25처럼 나타난다. 그림 3.25는 미 국, 러시아 및 프랑스에서 실험한 결과를 종합해서 나타낸 것으로, 누출율에 따라 0.1 g/sec 이하일 경우 reopen에 걸리는 시간은 약 10<sup>4</sup> sec정도 인 것 을 알 수 있으나, 이것은 일반화된 관계식으로부터 구한 것이 아니며, 실제 일부 실험의 경우 이보다 더 빨리 reopen되었거나 혹은 아주 leak path가 plugged된 경우도 있다.

라. Wastage 현상의 해석

(1) 개요

고압으로 유지되어 있는 steam(물)이 소통 부위로 누출되는 경우 누출 의 규모가 소규모일지라도 소듐-물의 격렬한 반응에 의해 jet flame을 형성 하게 되며, 이폴로 부터 인접한 전열관에 영향을 미치는 것을 해석하게 되 는 데 통상 "wastage" 라는 terminology를 사용하게 된다. 이러한 wastage 에 관해서는 여러나라에서 많이 연구는 되어 있으나, 실험장치와 실험조건 등의 상이성으로 서로 다른 결과들을 나타내고 있다. 만약 고압으로 유지 된 steam(물)이 pin hole 등과 같은 구멍을 통해 누출되는 경우 jet stream 을 형성하게 되고, 그 jet의 구조는 시스템을 구성하고 있는 조건에 따라 여 러가지 형태로 나타낼 수 있으며<sup>367~401</sup>, 소듐-물 반응에 의한 부식과 반응생 성물에 의한 erosion에 의해, 발생하는 인근 전열관에 미치는 영향은 그림 3.26 처럼 jet의 길이에에 따라 서로 다른 양상을 보인다. Wastage 관련 연구에 의하면 wastage rate에 영향을 미치는 인자로 볼 누출을, 누출기간,

- 369--



Fig. 3.25. Relation of initial leak rate and time of sudden enlargement in microleaks.



Fig. 3.26. Phenomena on the tube surface damaged by jet.

누출 point와 전열관과의 거리, 소듐의 유동속도, 누출되는 물의 압력과 온 도, 소듐 온도, 전열관의 재질, 누추되는 위치등으로 언급하고 있으나<sup>4</sup>, 상기 에서 언급했듯이 각 연구자들의 실험 데이타를 보면 상기와 같은 실험 조건 들이 서로 상이하기 때문에 서로 다른 결과들을 나타내고 있는 것이다.

(2) Wastage에 영향을 주는 인자의 해석

## ○ 온도의 영향

소듐의 온도와 wastage rate는 Arrhenius식의 형태로 나타내었으며

$$W_R = \exp \frac{(K_1 - K_2)}{T_N}$$

와 같이 표현된다. 여기서 T<sub>N</sub>은 소듐의 온도, K<sub>1</sub>, K<sub>2</sub>는 상수로서 경험적 으로 사용하는 방정식이다. 이 방정식은 이론적으로 나타낸 식이 아니기 때 문에 상기에서 언급한 소듐-물 반응시 jet flame의 구조로 부터 온도를 계 산하고, 이에따른 wastage rate와 온도와의 함수관계를 유도하여 본 바, 위 의 Arrhenius식과 유사한 형태의 방정식이 유도됨으로써 상기식을 wastage rate에 관한 일반적인 방정식으로 사용하고 있다.

## ○ 누출량의 영향

물 누출량 역시 wastage에 영향을 주는 주요 인자로, 앞에서 언급했듯이 누출량이 중가함에 따라 wastage rate에 최대값을 나타내다가 그 이상 누출 량이 중가하여도 wastage rate는 더 이상 증가하지 못하고 도리어 감소하는 경향을 나타낸다. 이러한 결과는 여러 연구자들의 경우와 동일한 경향을 나 타내고 있다.

○ Leak point와 target간의 거리

시편과 leak point와의 거리는 wastage rate 방정식에서 가장 중요한 인자의 하나로 알려져 있으며, 이제까지 보고된 여러 연구들에 의하면 공통 적으로 소듐-물 반응의 test 조건이 동일한 경우 wastage rate는 L/D의 값 에 따라 어떤 최대값을 갖고 있으며, 그 이상의 누출이 진행되어도 wastage rate를 중가시키지 못하는 것으로 나타나 있다. 어떤 critical spacing보다 면 경우는 소듐-물 반응에 의한 부식과 jet의 erosion에 의한 wastage rate 는 감소하고, 만약 spacing이 일정한 경우에는 동일한 결과를 나타낸 경우 도 있다.

○ 소듐의 유통여부

Wastage 관련 실험으로부터 얻어진 데이터를 분석해 보면, 소듐-물 반 용 시스템내의 소듐을 유동시키는 경우가 static의 경우보다 실험 데이타들 의 재현성이 좋은 것으로 나타나 있고<sup>4</sup>, 실험의 결과 값들이 static의 경우 보다 높은 값을 보이고 있으나 scattering이 심하게 나타난다. 또 유동시키 는 상황이라도 실제 유동을 및 유동시키는 방향이 leak point에서의 jet의 방향과 순방향인가 또는 역 방향인가에 따라서도 wastage rate는 다르게 나 타난다.

🔾 Leak fluid phase의 영향

누출되는 유체의 상태(phase)에 따라서도 wastage rate에 영향을 미치 는 것으로 알려져 있으며, 누출 당시 압력이나 온도에 따라서 jet stream의 phase는 liquid, vapor, mixture의 경우가 달라지며 GE의 실험 데이터를 보 면 누출되는 양이 적은 경우 vapor에서 liquid로 변화되면 wastage rate 곡 선은 높은 쪽으로 shift되는 것을 나타내고 있다. 일반적으로 누출이 liquid 상태인 경우가 vapor 상태인 경우보다 wastage rate는 4~10 배 정도 중가

-373-

되는 것으로 보고된 예도 있으며, 3 g/sec 미만의 경우는 무시한다.

시편의 composition

Wastage rate는 tivus의 조성중 Cr, Ni의 함량이 중가할 수록 감소하는 것으로 알려져 있다. 소듐-물 반응에 외한 반응 jet의 erosion과 부식에 의 한 전열관의 저항성은 wastage rate W<sub>R</sub>의 역수(R = 1/W<sub>R</sub>)로 정의한 후, Cr과 Ni의 weight % 를 함수로 2 1/4 Cr - 1 Mo steel을 기준으로 하여

<u>₩(Cr-N)</u> = (1.8044 - 0.0172 N) exp[-0.0905]Cr 와 같은 방정식에 의해서 각 alloy의 저항성 R을 구하여 표 3.5에 간단히 나타내었다<sup>41),42)</sup>.

Items	Composition	Resistance (R)	
Rit-	2 1/4 Cr - 1 Mo	L	
Pernte	9 Cr - 1 Mo	1.2	
	18 Cr-11 Ni-2.5 Mo	3.1	
Austenite	20 Cr-33 Ni- Mn	4.0	
	Nickel	5.2	
소듐온도 : 900 °C 소동의 Velocity : 2	, Pressure : Latm, Vapor 2 240 m/sec	 ት <del>ዲ</del> 도 : 150 ℃,	

Table 3.5 Resistance for the jet flame formed by sodium-water reaction

그러나 다른 대부부분의 연구자들에 의하면 wastage rate에 직접 영향 을 미치는 성분은 Cr의 함량에 대한 함수라고 보고하고 있는데 반하여, 상 기의 wastage rate correlation 방정식은 Ni을 주 함수로 하여 correlation한 경우로 이를 나타낸 그림 3.27중 빗금친 부분의 경우 Greene의 일부 데이터



Fig. 3.27. Correlation of wastage rate on the different alloy.

를 재외하고 대부분의 대이터들이 Cr의 함량에 따라어떤 함수관계가 있는 것 처럼 보이며, 실제 일부 연구자들의 경우도 상기 correlation한 방정식도 Cr의 함량에 대한 함수로 나타낼 경우, 상기에서 구해진 각 데이터들의 값 들이 좀 더 정확한 값을 보일 수 있음을 알 수 있다.

C Leak duration

Leak가 유지되는 시간 죽, duration에 대한 영향은 체계적으로 연구되 어 있지 않으나 Chamberline등에 의하면 누출율이나 spacing에 비해서는 덜 중요하게 취급되고 있으며, leak에 대한 duration이 중가할 수록 leak rate가 0.0011~0.0023lb/sec 범위내에서는 미세하나마 wastage rate가 증가 하는 것으로 나타났으나, 이와 관련된 실험 data 수가 충분하지 않아 정확 히 예측한 보고는 없다.

(3) Wastage 실험 결과

○ 시편의 표면관찰

시편의 표면관찰 결과는 그림 3.26에서 알 수 있는 것 처럼 L/D의 함수 로 wastage는 어떤 최대율 갖고 있는 것을 알 수 있으며, L/D의 값이 적은 경우 누출되는 point에서의 jet의 flame이 시면 표면에 미치는 영향이 A point처럼 다소 거리를 두고 영향을 미치다가 L/D의 값이 증가할 수록 그 거리는 정차 가까워 지면서, 어떤 최대값을 갖게 되고(C point) 이후, L/D의 값이 이 값을 넘게 되는 경우 wastage rate는 점차 감소하는 경향을 나타내 고 있다<sup>43)</sup>. 이는 앞의 그림 하부에서 볼 수 있듯이 L/D의 값이 적은 경우 시편의 표면에 닿는 jet flame의 모양은 그림 상부처럼 될 것이고, 점차 중 간 그림처럼 되어 어떤 최대 wastage rate를 기록하다가 하부 그림 처럼

-376-

jet flame이 퍼지면서 시편에 주는 영향은 점차 감소하는 것으로 해석하고 있다.

○ Leak point 에서의 온도

소듐과 물의 반응은 격렬한 발열반응이기 때문에 소듐-물 반응에 의한 wastage현상의 발생시 반응 jet zone에서의 최고 온도는

 $Na + H_2O \rightarrow NaOH + \frac{1}{2}H_2$ 

반응에 의해서 주로 언급되고 있으며, 누출의 형태나 유량,기타 다른 요인 이 변화되어도 1663 K를 넘지 않는 것으로 알려져 있다.

 $Na_{(0)} + H_2O_{(a)} \rightarrow NaOH_{(0)} + \frac{1}{2}H_2 - \Delta H = -182 \text{ kJ/mol}$ 

2 Na<sub>(0</sub> + H<sub>2</sub>O<sub>(2</sub>) → Na<sub>2</sub>O<sub>(5)</sub> + H<sub>2</sub> ΔH=- 179 kJ/mol 의 반응이 동시에 일어나며, 평형상태에서 두 반응생성물의 생성 비율은 JANAF table로 부터 추측이 가능하지만(상대적인 자유 에너지를 고려), liquid mixture의 경우 정확한 분석은 반응의 복잡성 때문에 불가능하다<sup>44</sup>. 이러한 제한된 조건하에서는 700 K 미만에서는 NaOH, Na<sub>2</sub>O, NaH의 혼합 물이 생성되며, 700 K와 소듐의 비점 사이에서는 NaOH가 주된 생 성물인 것으로 해석하였다.

그러나 NaOH와 NagO는 Na보다 비점이 높기 때문에 상대적으로 덜 volatile하고, 먼저 비점에 도달한 Na 가스가 dominate 하기 때문에

 $Na_{(g)} + H_2O_{(g)} \rightarrow NaOH_{(h)} + \frac{1}{2}H_2 \Delta H = -287 \text{ kJ/mol}$ 

 $2 Na_{(e)} + H_2O_{(e)} \rightarrow Na_2O_{(b)} + \frac{1}{2}H_2 \quad \Delta H = -353 \text{ kJ/mol}$ 

의 반응에 의해 앞의 방정식 보다 높은 온도의 smoke로서 반응생성물이 얻 어진다. 상기의 4개의 방정식으로부터 생성된 solid와 liquid가 혼합된 반응 생성물은 2차적으로 water vapor와 반응하여

Na<sub>2</sub>O<sub>(g,h</sub> + H<sub>2</sub>O<sub>(g)</sub> → 2 NaOH<sub>(1,g)</sub> Na<sub>2</sub>O<sub>(g,h</sub> + <sup>1</sup>/<sub>2</sub>H<sub>2(g)</sub> → NaOH<sub>(1,g)</sub> + Na<sub>(g)</sub> 와 같이 고온의 비점을 갖는 NaOH를 생성함을써 온도를 상승시키는 요인 이 되는 것으로 알려져 있다.

○ Reaction zone의 온도

Leak point에서 발생하는 소듐-물 반응에 의한 jet flame의 온도를 측 정하였으며, 측정 방법은 시편인 전열관 벽이나 반응 zone에 직접 온도 감 지기를 장착하여 측정하거나, wastage에 의해 전열관이 손상입은 것을 관찰 해서 간접적으로 측정하는 방법이 사용되었으나, 측정된 결과들이 많이 scattering되어 있어서 정성적인 연구는 불가능한 것으로 보고되어 있으나, Chamberline등에 의하면 jet에서 최고온도는 실험조건에 따라 달라지며 평 균 1150 ± 200 ℃의 범위를 보이고 있다.

O Wastage pattern

Small leak에 의한 소듐~물 반용은 주로 전열관에서 pinhole, crack등에 의해 발생하며 누출이 발생하며 전열관에 손상이 발생여 주변 전열관에 failure를 야기시킨다. 이분야에 대한 연구는 지난 70년대 초부터 미국의 APDA에서 연구가 시작된 이래 영국, 러시아, 독일, 프랑스, 일본등 여러나 라에서 수행되었으며, wastage mechanism에 대한 이론적인 연구도 동시 에 진행되었다.

일례로, 일본의 경우 MONJU SG의 안전설계를 위해 소규모 누출시 소 듐-물 반응에 대한 연구가 PNC에서 1972년부터 SWAT-2 실험장치에서 수행되었는데 PNC의 SWAT-2 초기실험은 소듐온도, target 재질, 누출을

-378

등이 wastage pattern에 어떤 영향을 미치는가에 대한 연구를 수행하였으 며, 그 후속 연구로서 nozzle-to-target 간의 거리, 누출부위diameter, steam 누출율이 wastage rate 및 wastage pattern과 주변 다른 전열관에 미치는 영향동이 파악되었다.

Nozzle-to-target간의 거리를 17.5 mm, 소듐온도를 480℃로 고정시킨 후 2 1/4 Cr-1 Mo steel을 사용하여,

 $W_R = 252 \exp -[0.255 (\ln \frac{G}{5.12})^2 + \frac{5460}{T_N}]$ 

식율 사용하여 실험을 수행하였다. 이 실험으로부터

-Nozzle-to-target간의 거리 효과 : wastage rate와 nozzle-to-target간의 관 계로부터 wastage depth는

· nozzle size를 일정하게 한 경우 최대 wastage rate는 nozzle-totarget간의 걸가 20~40 사이에 나타난다.

·L/D ≥ 40 인 경우 wastage rate는 L/D가 중가할 수록 감소한다.

· L/D ≥ 150 인 경우 wastage현상을 관찰할 수 없었다.

·L/D ≤ 20 인 경우 wastage rate는 L/D가 20~40 사이에서 보다 작게 나타나며, wastage pattern<sup>45),46</sup>은 toroidal type으로 나타났다.
- wastage depth curve : wastage 전열관의 단면은 error curve로 나타난 다<sup>47)</sup>. Small leak jet 반응 zone의 모양과 free jet의 반응 zone 모양이 유 사하다고 가정하여, wastage depth profile curve를

$$l = l_s \exp\left(-\frac{r^2}{b}\right)$$

와 같이 유도하였다. 한편, 위 방정식을 적분하여 wastage area의 volume 과 weight loss WL를

V<sub>W</sub> = Π · b · l<sub>a</sub> , W<sub>L</sub> == Π · b · l<sub>a</sub> · ρ 와 같은 식으로 유도한 경우도 있다.

-379-

(4) Wastage 방정식

Wastage 방정식에 자주 사용되는 변수들로는 소듐의 온도, 누출랑, 누 출 point와 전열관과의 거리(spacing)등이 주로 사용되며, 사용된 재질은 주 로 9 Cr-1 Mo steel, 304 stainless steel, 2 1/4 Cr-1 Mo steel 등이 주로 실험에 많이 사용되었다. 표 3.6에 각 연구자에 의해 보고된 2 1/4 Cr-1 Mo steel의 wastage 방정식을 간단히 표기하였다.

이상에서 본 바와 같이 wastage rate에 영향을 미치는 인자들에 대해서 각국에서 보고된 발표를 토대로 간략히 언급해 보았는데, 이를 간단히 종합 해 보면 표 3.7, 그림 3.28과 같이 나타낼 수 있다. 그림 3.28은 wastage rate에 영향을 미치는 주인자로 leak rate를 취하고 이에따른 각종 다른 인 자들의 영향을 표시한 것으로 재질, 소듭 온도, target 간의 거리, 소듐 유 속, phase, leak hole의 shape등에 따라 정성적으로 어떠한 변화를 나타내는 가를 보여주고 있으며, 정량적인 데이터(즉, wastage 방정식)는 일부를 제외 하고는 알려지지 않고 있다.

Name	Wastage Equations	Remarks
Læ	<sup>1</sup> W≍15120 exp(−)[1.408]in(1.22 q/(LXP <sup>1/2</sup> ))    in(134/(T <sub>NB</sub> <sup>0.352</sup> ))	steam 0.1 <q <1<br="">P=P<sub>2</sub></q>
Anderson	₩=0.206 q U (d/x) <sup>2</sup>	
Ford	W=111(q) <sup>9 /m</sup>	water 0.001 <q<0.1 lb/sec</q<0.1 
Nei	W=252exp(-)[0.255(ln(q/5.12))²+5460/T <sub>Na</sub> ]	steam, 17 mm Na 0.24 m/sec dia.:0.3-0.7mm
Kanegae	W=4400/Lexp(-)[0,255{ln(q/5.12))+5460/T <sub>Na</sub> ]	steam state 270 <t<sub>Ne&lt;530 0.07&lt; q 0.2&lt; d &lt; 1.5</t<sub>
Payne	W=4400/L exp(-)[0.255(ln(59.8q/L <sup>2</sup> )) <sup>2</sup> +5460/T <sub>Na</sub> ]	steam, water 10 <l d<40<br="">0.1<q.<10 1.0<q.<10< td=""></q.<10<></q.<10 </l>
Greene	W=81.6 a <sup>2</sup> −12 d + 0.45	stearn 0.25 <q<4< td=""></q<4<>
Anderson	W=15120/Lexp(-)[0.255(ln(3.42q/L)) <sup>2</sup> +5460/T <sub>№</sub> ]	steam 10 <sup>-2</sup> <q<sub>1&lt;10 L:12mm</q<sub>
	W≖3.08 exp(-)[0.666(ln(0.72q/L <sup>± 2</sup> )) <sup>2</sup>	water T <sub>Na</sub> : 350 q <sub>w</sub> < 3 6.35 <l<25.4< td=""></l<25.4<>

Table 3.6 Wastage equations for the 2 1/4 Cr = 1 Mo steel



Fig. 3.28. Effects of various parameters on wastage rate.

Na temp.	Na velocity	H <sub>2</sub> O temp.	H <sub>2</sub> O quant.	Target dist.	Wast. Rate
/	-	-		-	/
-	1	-	-	-	~
-	-	/	-	-	~
	-	-	7	-	
	-	-	-	1	<b>``</b>

Table 3.7 General trends for the influence of parameters in the wastage rate.

마. 극미량 누출현상의 실험적 해석

(1) 반응장치의 제작 및 운전

소듐~물 반응파 관련하여 미량 누출시 발생하는 특성을 파악하기 위하 여 소듐의 용량이 약 2 L 정도 들어가는 소듐~물 반응장치를 그림 3.29와 같이 제작하였다. 반응장치의 제작에 사용된 재결은 stainless steel pipe로 steam(혹은 물)을 누출시키기 위한 injector, 소듐~물 반응을 위한 reaction system, 소듐의 저장을 위한 저장조및 control panel로 구성하였다. 소듐-물 반응후 발생하는 수소가스의 원활한 배출을 위하여 소듐~물 반응장치 상부에 vent system을 연결하였으며, injector 외부, 소듐~물 반응장치 외부 및 소듐 저장조 외부에 가열장치(heater)를 각각 설치하였다.

Injector와 반응장치와의 연결은 1/8" 전열관로 연결하였으며, injection line에는 외부가스의 역류를 방지하기 위하여 check valve를 설치하였다. 재질의 특성을 살펴보기 위한 시편는 국내에서 생산되는 약 5 Cr-1.25 Mo steel bar를 사용하여 가공한 후 test cell 뭉치에 응접하여 시험하였다. Test cell의 hole은 Arc 방전기술로 0.15mm로 만들었으며, presser를 사용



Fig. 3.29. Test apparatus for the micro-leak sodium-water reaction.

하여 약 8~10 ton/cm<sup>2</sup>의 압력으로 서서히 pressing하여 hole을 압착하고 표면을 alumina powder를 사용하여 mapping하였다. Test cell의 leak 양을 측정하기 위하여 Ar 가스를 사용하여 leak 압력을 변화시켜 가며 leak되는 Ar가스 양을 check하여 leak rate를 구하였으며, 사용된 Ar 가스의 압력은 60~140 psig 범위에서 실험하였다.

(2) 물 누출 살험

소듐-물 반용특성 연구중 극미량 누출현상의 해석을 위해, micro-leak 에 외해 발생하는 leak point에서의 self-plugging 또는 re-opening 현상의 파악을 위해 먼저 누출부위에서의 재질의 부식현상을 파악하기 위해 실제 소듐 분위기에 누출 실험을 실시하였다. 누출실험은 400℃에서 수행되었으 며, 반용조에는 미리 준비된 누출 cell이 장착되어 있다. 이 cell은 injector와 1/4" tube로 연결되어 있고 역호름의 방지를 위해 check valve가 장착되어 있다. 물 누출로 인한 압력상승시를 대비하여 반용조에 rupture disk(setting pressure 2Kg/cm<sup>2</sup>)를 장착하였으며 rupture disk는 외부와 연결되어 있어 실제 반응에 의해 파열되는 압력이 외부로 release되도록하였다.

(3) 실험결과

그림 3.30은 400℃의 소돔 온도에서 시편을 통해 스팀을 누출시킨 결과 로서 누출량이 micro scale이기 때문에 누출 path톱 open시키지 못하고 소 듐-물 반응에 의한 반응생성물들이 누출경로를 plugging시키고 있는 것을 알 수 있는데 이는 반응조에 장착된 압력계가 움직이지 않는 것으로 부터도 알 수 있다. 소듐-물 반응 생성물은 대부분 소듐산화물로 일부 시편이 공 기중으로 나온 후에는 sodium carbonate 화합물이 생성될 수도 있다. 한편 시편의 부식상태를 확인하기 위하여 누출 site 주변을 AUGER 분석을 시도

-385-

하였다. 그림 3.31은 누출시편을 누출부위 중앙으로부터 가장자리쪽으로 5 동분하여 각 point에서 AUGER 분석한 결과를 나타내고 있다. 중앙쪽에서 는 탄소의 함량이 상대적으로 훨씬 증가한 것을 알 수 있고 산소 peak가 상대적으로 많이 변했을 뿐 다른 원소들인 Ni, Cr, Fe등은 소폭 변화를 나 타내고 있는데 이는 반응시간이 상대적으로 매우 짧기 때문에 부식율이 크 게 중가되는 현상을 나타내지 못한 것으로 해석할 수 있다.

바. DBL과 관련된 R&D

(1) 일 본

일본 PNC의 소품-물 반응에 대한 연구<sup>481,491</sup>는 2가지로 구분되어 있다. 하나는 tube failure propagation결과에 따른 DBL을 결정하는 것이고, 다른 하나는 대규모 누출시 소듐-물 반응에서의 IHTS를 평가하는 것이다. 먼저 전자에 접근하기 위해 LEAP(Leak Enlargement and Propagation)코드가 SG에서 failure propagation을 해석하기 위해 개발되었고, 이 코드로 부터 monju SG의 DBL의 타당성 평가에 사용되었다. 한편, SWACS 코드는 대 규모 물 누출이 발생할 경우 IHTS에서의 압력상승과 hydrodynamics를 해 석하기 위해 개발되었는데, 이를 위한 실험시설로 SWAT-1과 SWAT-3이 건설되었으며, PNC는 이곳에서 수행된 실험결과를 Monju IHTS의 타당성 검증에 사용하였다.

그 후 PNC는 주로 미래형 고속로에 초점을 맞춰 LEAP과 SWACS (Large Leak Sodium-Water Reaction Analysis Code System) 코드를 개선 alc 개발하였다. LEAP 코드는 주로 failure propagation mechanism을 해석 하기 위한 것으로, 누출 초기부터 누출 종료까지 누출량을 계산하기 위한 목적으로 개발되었다. 초기에는 Monju SG에 적용할 목적으로 개발되었기 때문에 2 1/4Cr-1 Mo steel과 SUS에 대한 wastage 특성이 해석되도록 한

-386-



Fig. 3.30. SEM photograph of target surface in the microleak experiment.



Fig. 3.31. Profile curves on the component at target surface by AUGER.

것이다.

○ 소듐-물 반응의 영향에 대한 연구

SG의 신뢰성 중진을 위한 많은 노력에도 불구하고 plant design에서 tube failure에 대한 고려가 필요하다. 이러한 관점에서 보면 SG의 안전성 평가를 위해, DBL 선택율 support하고 DBL이 critical component에 미치 는 영향, 누출이 발생할 경우 파해를 최소한으로 줄이기 위한 정확한 행동 지침등이 고려되어야 한다. 일본에서는 DBL 선택과 critical component의 구조적인 안전성 및 system design에 대한 R&D 연구로 먼저 ·DBL 선택과 design에 따른 영향 : SG가 plant operation에 key component 이기 때문에, 이틀위해 여러 R&D가 여러분야에서 이루어 지고 있으며, 여기에는 전열관 재질의 선택, 열팽창에 의한 전열관 지지대의 erosion에 의한 손상, vibration에 의한 tube fretting, welding, weld 부위의 검사방법, 부식상태, water chemistry, failed tube의 plugging방법, seismic에 대한 structural integrity와 같은 분야로 나뉘어 연구가 진행되었다. 그림 3.32에 서 보는 것 처럼 Monju에서는 누출율에 따라 수소검출기, pressure gauge, rupture disk등에 의해 초기단계에서 감지되도록 하였으며<sup>271</sup>, 대부분의 small leak들은 주변 tube에 damage를 주지 않고 local damage만 발생되도 록 조절된다.

한편, DBL 결정에서 세계적인 consensus는 초기누출율의 최대 크기는 1 DEG를 넘지 않는다는 것이기 때문에, plant operation동안 많은 숫자의 tube가 동시에 fail 된다는 가정은 하지 않았는데 DBL의 크기를 착게 잡지 만 않는다면, wastage에 의한 failure propagation과 overheating이나 tube whipping, 또는 대규모 소듐-물 반응에 의한 pressure wave나 thermal deformation, drag force에 의한 mechanical damage등에 의한 2차 failure에

-- 388 --



## Fig. 3.32. Casual relation at sodium-water reaction.

초점을 맞출 수 있다고 보고 있다. 그러나 일본의 경우 어떤 대규모 실험 에서도 overheating이나 mechanical damage에 의한 2차 failure는 발생하지 않았고, 또한 MARC code에 의한 예비 검사로부터 pipe whipping에 대한 failure의 가능성은 없는 것으로 나타났기 때문에, DBL 선택에서는 단지 wastage가 주로 propagation을 주도하는 것으로 가정할 수 있다고 한다. 따라서 Monju SG의 design을 위한 시나리오는 다음과 같다.

① 초기 누출이 발생하면 wastage에 의해 failure가 진행된다.

② Cover gas의 압력증가는 rupture disk의 setting 압력에서 파손된다. (따라서 계산에서 Ar cover gas system안으로 방출되는 수소가스에 의한 압력증가율의 감소는 고려한다)

③ 반용생성물은 reaction product separator tank로 압력 relief pipe를 통해 방출된다.

④ burst signal에 의해 water side isolation과 steam blow-down이 시작 된다.

⑤ 실제 signal은 reactor shut down을 위한 secondary main pump를 trip 시킨다.

·LEAP에 의한 해석결과 : Monju SG의 DBL 선택을 정당화하기 위하여 LEAP code(그림 3.33 참조)를 개발하여 failure propagation 현상을 해석하 였다. Parameter들은 pull power에서 가장 severe한 경우로 evaporator의 helical coit region상부에서, rupture disk burst signal을 감지하는 것으로 선택하여 initial leak rate와 maximum leak rate와의 관계를 그림 3.34에 나 타내었다.

·DBL 선택 : 1개의 순간적인 DEG와 3개의 propagated failure에 의한 DEG가 monju SG에 DBL로 선택되었는데, 이것은 LEAP code와 SWAT-3

- 390 --



Fig. 3.33. Flow diagram for leak scenario of LEAP code.



Fig. 3.34. Relation between initial leak rate and maximum leak rate by LEAP calculation.

실험에 의해 선택된 DBL이 보수적임을 나타내었다.

(2) 프랑스

유럽에서의 소듐-물 반응에 대한 R&D로 AEA Technology의 BLUSH, Interatom의 PROFET, CEA의 PROPANA등으로 각국별로 연구되고 있다. 그러나 이러한 코드들은 각국에서 각자 수행된 연구와 기초자료들을 이용하 였기에 일반화하기에는 어려운 점이 많다. PROPANA<sup>50</sup>는 SG에서 물 누 출 확대에 대한 model로 2-dimensional 프로그램으로 leak의 selfevaluation과 wastage에 의한 target tube의 corrosion과 erosion현상을 해석 하는 프로그램이다(SGU의 depressurization과 leak detection 포함). 또한 누출 초기부터 depressurization 끝까지 SGU tube의 damage를 계산할 수 있도록 되어 있으며, tube overheating에 대한 failure는 아직까지 모델에 포 함되어 있지 않기 때문에, 이불위해 MECTUB 라는 프로그램이 개발중에 있다.

## ○ PROPANA의 범위 : 이 프로그램은

- adjacent tube layer (for SUPER PHENIX)
- small unit of 7 tubes and a vessel (for PHENIX)
- circular rows of tube surrounding a center tube (for EFR)
- hexagonal row of tube surrounding a central tube

와 같이 서로 다른 geometry를 갖는 SGU에서 steam leak에 따른 결과를 조사하기 위해 개발된 것으로, 기본적인 SGU의 model은 5 구역으로 구성 되어 있다.

〇 Tube bundle damage 계산

PROPANA에 사용된 데이터 저장은 최소한의 자료만을 저장할 수 있 도록 되어 있기 때문에 현재상태의 wastage damage와 leak propagation sequence 단계를 정의할 수 있도록 되어 있다. 계산은

1) leak propagation sequence와 tube bundle damage의 계산

2) 위의 1)항에 의한 leak propagation sequence에 의해 최소한의 시간에 누출이 감지되도록

3) 만약 SGU에서 depressunization이 감지되면 depressunization동안에 추가로 발생하는 tube damage의 계산과 initial leak site에서의 steam과 sodium의 조건율 계산하는 것으로 구분되어 있다.

한편, 프랑스에서는 초기 PHENIX에 대하여 1 DEG의 DBL를 선택하여 SG를 design하였으며, 이를 실첨적으로 모사하기 위해 maximum flow arte 와 1 DEG 누출시 peak 압력을 계산하고, 2차적으로 micro leak로부터 유례 되는 누출확대에 대한 그림 3.35와 같은 시나리오를 실험적으로 규명하기 위한 것이었다.

(3) 영국

EFR을 support하기 위해 UK에서 분담하고 있는 R&D 분야는 Super-Noah에서의 소둄-물 반응에 관한 것으로 EFR SGU의 조건, 튜브 배열하에 서 소듐-물 실험을 수행하는 것이며, 주로 overheating에 대한 분야가 연구 의 대상이 되었다. 기촌에 PFR을 위한 SWLR과 SSTF에서 microleak evolution, wastages, low temperature에서의 behavior, bottom tubeplate condition, corrosion등에 대한 다양한 실험이 수행되었었다. EFR 프로그램 온 code의 타당성과 데이터를 제공하기 위해 straight tube와 helical tube unit로 구분되어 진행되었다.

Leak progression code의 개발은 microleak로부터 detection까지 그리고

- 394 -



Fig. 3.35. LMFBR steam generators accident scenario (CEA).

최종 shutdown까지를 예측할 수 있는 것으로, self-wastage, target tube wastage, overheating, detection system과 shut down system등을 포함하고 있다. Leak progression code는 joint European activity지만 각국에서는 목 자적으로 자국의 code를 개발하고 있으며, 영국에서는 BLUSH라고 명명되 는 독자 code를 개발하게 되었는데 이는 Europe Code에 적용될 것으로 예 상하고 있다.

 $\bigcirc$  Leak progression code BLUSH<sup>511</sup>

Code의 목적은 parameter의 변화에 효과적으로 대처하기 위해 개발된 것으로 initial defect를 random하게 선택하고 이러한 defect들이 어떻게 진 전되는가를 예측할 수 있도록 되어 있다. 또한 이 code는 100개의 다른 initial defect와 그것에 따른 효과들을 통계적인 정보로 output하여 제공할 수 있도록 되어 있으며, 이 output는 fault tree로 나타난다. BLUSH code 의 간단한 기능을 그림 3.36에 간단히 나타내었다.

여기서 initial defect는 tube가 구성되어 있는 center에서 항상 일어난다 고 가정하며, tube material, wall thickness, pitch와 fluid temperature, pressure와 같은 physical information을 포함하고 있다.

Leak event에서 code는 먼저 initial defect의 형태를 선택하도록 되어 있으며, initial defect가 small leak인지 micro-leak인지 결정은 random하게 선택되도록 되어 있다. 또한, leak의 방향도 random하게 선택되며, initial leak가 선택되면 code가 작업을 수행하여 초기 선택된 것을 포함하여 5개의 defect까지 누출의 escalation을 수행하여, 최종적으로 microleaks, small leaks, intermediate leak중 하나로 떨어지게 되어 있다. 각 defect는 mass flow rate에 따라서 구분되며, 각 경우에 wastage rate와 2'nd defect size를 계산한다. 만약 mass flow rate가 0.03 g/sec 이하인 경우 microleak로 계

-396-



Fig. 3.36. Flow chart for Behavior of Leak Until Shutdown (BLUSH) programme.

계산한다. 만약 mass flow rate가 0.03 g/sec 이하인 경우 microleak로 계 산되며 이 경우 defect는 반용생성물에 의해 block up되고 갑자기 reopen되 어 (arge leak로 진행되던지 혹은 서서히 self-wastage를 거쳐 점점더 크게 진행한다.

만약 mass flow rate가 0.03 g/sec 보다 크고 40 g/sec보다 작은 경우 small leak가 되며, 코드는 reaction jet 방향으로부터 target tube에 입사되 는 각도에 따른 wastage rate 감소율을 계산하고 반응 jet에 의한 2'nd defect size를 계산한다. 만약 mass flow rate가 40 g/sec 보다 크고 500 g/sec 보다 작은 경우 intermediate leak가 된다. 이러한 누출은 너무 커서 반응 jet가 여러 target tube를 손상시키며 code는 새로운 defect size를 계 산한다. 한편, leak rate가 50 g/sec이상이면 tube bundle에 overheating이 생성된다. 이때 overheating time을 계산하고 reaction jet에 의해 영향을 받는 tube 하나가 완전 double end guillotin rupture 된다고 가정한다. 어 면 tube 가 fail되는지는 random하게 결정된다.

사. 결언

소듐-물 반용 특성 해석에 대한 연구중 미량 누출현상의 해석 분야에서 는, 먼저 다른 원자로와 달리 액체금속로에서는 냉각재로 액체금속인 액체 소듐이 사용되기 때문에, 액채 소듐에 대한 물리·화학적인 특성을 비롯해 서 열적, 핵적인 특성이 파악되었으며, 소듐의 반용 특성 특히, 물과의 반용 특성에 대한 문헌조사와 해석이 수행되었다. 물 누출 현상의 해석에서는 극미량 물 누출의 경우 누출 path의 plugging과 reopen에 대한 메카니즘이 파악되었으며, 특히 plugging 되었던 leak path가 reopen되는 데 걸리는 시 간을 세계 각국에서 수행된 실험 결과들을 조사하여 파악하였고, 극미량 누 출시 발생되는 wastage 방정식도 일부 파악되었다. 미량 누출의 경우

- 398 -

target material에서 발생하는 wastage 현상이 해석되었으며, wastage에 영 향을 미치는 주요 인자들인 누출랑, 소듐의 온도, leak point와 target간의 거리 등에 대한 해석을 통해 wastage 방정식과 어떤 관계르르 나타내는 가 가 파악되었다. 또한 누출이 발생하면 누출부위에서 jet가 발생하게 되는 데, 이때 jet zone의 온도, target 표면의 온도분포, wastage 방정식동에 대 한 세계 각국에서 발표된 자료들을 수집 목록화 하였다. 소규모 누출이 발 생하면 소돔-를 반응에 의한 발열반응열과 고온의 부식생성물에 의해 누출 부위가 확대되는 secondary failure가 발생하는 데, 이에 대한 누출 확대과 정을 각국에서 발표된 자료들을 수집, 분석함으로써 누출확대 시나리오를 정성적으로 파악할 수 있었으나, 정량적인 자료는 거의 노출되어 있지 않 기 때문에, 차후 국제공동 연구와 같은 업무 수행을 통해 KALIMER의 2차 계통의 건전성 평가에 사용될 DBL결정을 위한 자료를 확보하는 것이 바람 정할 것으로 사료된다.
## 4. 대규모 누출 해석

소듐을 열매채로 사용하는 액체금속로의 증기발생기에서 제작의 결함 등 으로 인한 물의 누출이 발생하면, 급격한 소듐-물 반용에 의하여 고압고은 의 수소가 발생하고 이 압력이 2차 계통의 모든 부분으로 전파되어 영향을 미치기 때문에 액체금속로의 안전성 확보를 위하여 물 누출시 압력 영향에 의한 안전성 해석은 매우 중요하다.

소량의 물이 누출되는 경우에는 2차 계통의 압력에는 큰 영향을 주지 못하기 때문에 누출사고시의 안전성 해석은 대규모의 누출시를 고려하고 있 으며 보통 이 해석은 하나의 전열관이 완전히 파단된 경우(1 DEG; double ended guillotine)를 계산의 기준으로 하고 있다<sup>52)</sup>. 그러나 경우에 따라서는 1 DEG로부터 사고의 전파 속도가 매우 크거나 다른 경로로 인한 다른 확 대 효과 대문에 몇개의 전열관의 과단을 고려하는 경우도 있으며<sup>53)</sup> 이는 설 계된 증기발생기의 특성에 따라 해석하여야 한다.

가. 반응현상의 해석

(1) 압력의 영향 평가

증기 발생기에서 물이 누출되는 경우에 그 내부의 압력 변화 특성은 증 기 발생기의 크기나 형태에 따라서 결정되지만 일반적인 압력 변화의 경향 온 그림 3.37과 같다. 여기서 보는 바와 같이 누출이 시작된 후 몇 milisecond후에 비교적 높은 압력의 상승이 있으며 이를 초기 압력 스파크 라고 부르고 이후에 이것에 비하여 비교적 낮은 압력의 2차 압력 상승이 있 으며 이 압력은 서서히 감소하는 경향이 있다. 이때는 압력 변화가 시간에 따라 민감하지 않기 때문에 이를 유사정상상태(quasi steady state)라고 부



time

Fig. 3.37. General shape of pressure transients for large scale sodium-water reaction

른다<sup>54,551</sup>. 초가 압력 스파이크의 크기는 증기 발생가의 내부 구조와 음향파 의 전달 특성에 따라 결정되며 2차 압력 상승은 2차 냉각 계통의 inertia constraints에, 유사 정상 상태의 압력은 rupture disk 파열 후 소듐과 수소 가스의 흐름 방해 요소에 따라서 결정된다. 초기 스파이크는 매우 짧은 시 간 동안 유지됨으로 에너지가 적어 2차 계통의 구조적 안전성에 영향을 주 지 못하는 것이 일반적인 해석인데 비하여, 2차 압력 상승과 유사 정상 상 태의 압력은 반드시 평가되어 허용 범위 내에 있음을 확인하여야 한다.

(2) 기포 거동 해석

초기에 물이 누출되면 대규모라고 하여도 아주 짧은 시간 동안에는 파 열된 파이프 부근에서만 반응이 일어날 것이며 반응 생성물인 수소는 이 부 분에만 존재하여 구형의 수소 기포를 형성할 것으로 예상된다. 그러나 누출 이 진행됨에 따라 누출된 물의 양은 점차 많아지고 수소의 부피도 중가하여 구형의 기포는 안전성읍 잃어 초기에는 원통형으로 되었다가, 미반응 소듐 파 혼합됨으로서 소듐과 수소의 균일하게 혼합된 2상(homogeneous two phase)의 효름이 될 것이다. 누출이 더 진행되어 수소와 스팀의 양이 매우 많아 지면 기체, 액체, 수소 소듐의 2상이 불연속적으로 혼합되어 있는 형태 로 변화할 것이며 이를 도사하면 그림 3.38과 같다<sup>56)</sup>.

기포내의 에너지 변화의 고려 여부에 따라서 기포내의 온도를 어떻게 설정할 것인가가 결정된다. 실제 다른 많은 화학반용의 경우 기포내의 에너 지 변화는 매우 민감하여 주변의 여건과 반용 속도에 따라서 기포내의 온도 가 주워지므로 기포내의 온도는 당연히 시간의 함수일 것이다. 그러나 초가 구형의 기포에서는 압력 전파속도가 매우 크기 때문에 기포는 등은 팽창을 하는 것으로 가정되기도 하며 또 많은 소듐-물 반응실혐에서 얻어진 자료 에 의하면 반응 중의 기포내 온도는 열전대의 전열저항 때문에 측정되는 오



Fig. 3.38. Change of flow and mixing pattern of sodium and hydrogen according to the leak amount

차법위 내에서 일정하다고 보고되고 있기도 하다<sup>57</sup>.

소듐-물 반용의 생성물로서 수소가스와 NazO, NaOH 동의 고체 물결이 있다. 수소는 가스상(gas phase)이므로 또 소듐상에 잘 용해되지 않음으로 기포의 다른 상이 형성되는 것은 매우 타당하다. 그러나 고체 물질의 경우 는 물리적으로 두 가지 가능성이 있다. 즉 액체 소듐에 흔합되는 경우이며 다른 하나는 기포내에 고르게 분산되는 경우이다. 이 역시 실험 중에는 매 우 관찰하기 어렵고 역시 모델화하여야 하는데, 두 경우 모두 만족스럽게 사용되고 있다. 기포내에 반응물이 존재하는 경우 또 하나의 문제는 이들의 상태로서 반용의 최고 온도록 측정한 실험에의하면 이들의 상태는 액체로 보아야 할 것이라는 결론에 이르게 하고 있다<sup>58</sup>.

나, 코드의 현황 분석

물 누출시에 압력 및 압력 변화 추이를 평가하기 위하여서는 누출율 및 누출 전파의 과정(history), 화학 반용, 압력 전파 특성, 압력 개방 계통 및 격리 계통 등 다양한 현상을 복합적으로 해석하여야 하는바 이는 computer code에 의하여 이루어진다. 지금까지 문헌에 보고된 computer code의 대표적인 예는 표 3.8과 같다<sup>59,60)</sup>.

이렇게 소듐-물 반응의 종합적 해석을 위하여 많은 computer code가 개발되었으나 각 코드는 여러 가지 가정을 많이 사용하고 있다. 예를 들면 화학반응에서도 실험적인 반응식이나 생성물의 양을 고려하기보다는 total release model 등이 그대로 적용되고 있어 실제보다 높은 압력이 예상되기 도 한다. 이렇게 가상적인 가정에서는 반드시 보수적인 면이 강조되게 되고, 따라서 소듐-물 반응시 영향은 점점 더 약영향 쪽으로 해석될 수 밖에 없 어 컨설비를 증가시키는 요인의 하나가 되기도 한다. 따라서 이런 계산 code에는 반드시 실험적으로 확인하여 보수적인 가정을 완화시켜야 하는 부

Table 3.8 Various code systems for analysis of pressure effects on large scale sodium water reaction

nation	Institute	Code name	
France	EDF	RETONA	
_		PISCES-2D, 3D	
Germany	INTERATOM	POOL + HEIKO	
UK	UKAEA	FLOOD, BLUSH	
		QUARK	
USA	DOE/AI	TRANSWRAP	
	ANL	SWAAM-I	
		SWAAM-LT	
Japan	PNC	SWACS-3, 5, 7	
		SP-AX	
		INI-BUB	
	CRIEPI	SOARA	
India	IGCA	SWEPT	

٠

분이 있다. 또 이의 해석 방법은 어디까지나 가정에서 출발하는 것으로서, 실제 현상의 단순화 또는 좀디 보수적인 가정 동의 이유때문에 실재 소듐-물 반응의 경우를 반드사 잘 설명하고 있다고 단정할 수는 없으며 실험적 또는 다른 방법에 의하여 계산을 위한 여러 가정들이, 또 지배식(governing equation)들이 실제의 예를 잘 설명하여 주고 있는지를 확인하는 것 (validation)이 필요하다. 따라서 많은 연구 기관에서는 소듐-물 반응 시험 시설(test facilities)을 건설하여<sup>61,62,63</sup> 이를 해결하고자 하였다.

소등-물 반응은 상당해 고온에서 급격히 일어나며 그 반응기구 또한 간 단하지 않아서 반응의 정확한 현상에 기초를 두어 계산식으로 코드에 적용 된 경우는 매우 드물며 각각의 반응 현상에 대하여 모델을 선정하고, 이를 최소한의 parameter로서 정의하려는 이른바 model approach가 대부분이며, 이들 parameter들은 실험적 결과를 이용하여 역으로 해석하는 방법들을 대 부분 채택하고 있다.

#### (1) 소듐-물 반응의 모델

(가) 반응식

소듭 분위기로 물이 누출되는 경우 일어나는 반용들로서는 대개 8가지 가<sup>64)</sup> 있는 것으로 알려져 있다. 따라서 소듐-물 반용시의 계산의 중요한 변 수가 되는 수소의 발생을이나 발열량을 결정하기 위하여서는 위의 각 반응 들의 반응 분을을 정확히 알아야 하지만 반응이 복잡하고 매우 빠르게 일어 나며 또 고온에서 일어나기 때문에 정확한 해석은 거의 불가능하다. 그러나 지금까지 보고된 바에 의하면 대규모 누출의 경우와 315 ℃ 이상의 높은 온 도에서는 위의 다음의 두 반응이 주로 일어나며 이 두 반응은 어떤 일정한 비율을 갖는다는 것이다.  $Na(\ell) + H_2O(g) \rightarrow NaOH(s) + \frac{1}{2}H_2.$  (1)

 $2Na(\ell) + H_2O \rightarrow Na_2O + H_2.$ 

이러한 화학 반용 중 어느 것이 일어날 것인가는 온도, 압력 등의 조건, 또 는 십지어 누출의 위치, 중기 발생기의 구조에 따라서 달라지는 것으로 이 들을 정확히 규명하기란 용이하지 않다. 따라서 누출 사고의 해석을 위하여 몇 가지 모델들이 제시되고 사용되는 바 이들은 다음과 같다<sup>55)</sup>.

Total release 모델

이 경우는 첫 화학 반응식과 같이 누출된 모든 물 중의 수소가 전부 수소 가스로서 생성되고 이는 기포를 형성하여 소듐의 pool을 통하여 cover gas에 모이게 된다. 이와 같이 total release 모델이 수소 가스의 발생이나 발열양의 측면에서 너무 과대 평가하여 너무 높은 압력의 상승을 예견하고 있다는 것은 많은 연구 결과 보고되고 있으나 단순성과 보수성을 위하여 이 를 사용하고 있는 경우도 많다.

<u>Hydroxide 모델</u>

이 경우에는 반용하는 물 중의 철반에 해당하는 수소만이 수소가스로서 발생하는 경우이다. 이 두 가지 중 어떤 것이 더 유효한가는 각 연구 기관 에 따라서 다르지만 total release 모델에 비하여 전체를 너무 과소 평가하 는 경향을 보이고 있다.

Combined 모델<sup>®</sup>

위에서 설명한 (1)과 (2)의 두 반응을 함께 표현하면 다음과 같이 표현될 수 있다.

### $ANa + H_2O \rightarrow BNaOH + CNa_2O + DH_2$

위 식에서 반응계수 (stoichiometric constant, A, B, C, D)를 알기 위하여서

는 4개의 변수가 필요하지만 질량 보존의 법칙에 의하여 하나의 변수만을 알면 모두 계산 가능함으로 자유도는 1이다. 따라서 하나의 parameter가 계 산을 위하여 주워져야 하는 바 이는 이론적 해석에 의하여 구할 수 없기 때 문에 이를 실험적인 방법 등으로 해결하지 않으면 안된다.

<u>(T 모델</u>

누출되는 물의 수소로의 전환을 f와 반응온도의 곱을 parameter로 하 며, 반응 각각외 미시적인 반응기구 (mechanism)의 분석보다는 큰 규모의 실험장치에서 거시적인 관찰 결과를 이용한 반응압력, 온도, 실험기구의 크 기, 주입된 물의 양 등의 변수로부터 실험 결과적인 값들로부터 구하는 것 으로서 large scale test 모델이라고 불리기도 한다. 이와 같은 실령은 일본, 독일, 프랑스 동에서 수행되었으며 f의 값은 0.6~0.7, T는 1000~1300K의 범위를 가지고 있다.

Equilibrium 모델

반응이 일어나는 조건에서 각 물관들의 자유 에너지의 총합이 최소가 되는 이른마 평형 상태에서 각 생성물의 양 등을 계산하며, 이는 컴퓨터에 의한 계산이 가능하다. 이에 의하면 수소와 용용 소듐이 동시에 존재하면 이들 두 원소 사이에는 용해와 방출의 평형이 존재하게 된다. 이 평형은 cover gas의 압력이나 온도의 함수로서 누출된 물이 반응하여 생성된 수소 는 용용 소듐 중에 NaH로서 cover gas에는 수소 가스로서 존재한다. 이때 소량의 수소는 소톱 중에 용해도가 크기 때문에 대부분의 수소는 소듐에 존 재하게 되고 평형 상태가 될 때까지 수소는 cover gas에 잘 전달되지 않는 다. 예를 돌면 10<sup>-5</sup>lb/sec의 누출을에서는 평형 상태에 도달하기까지의 소요 시간은 약 1000시간으로서 cover gas내에 수소 가스의 농도 또는, 분압이 나타나기까지는 1000시간이 소요된다는 것을 의미하며, 이 누출을에서의 self wastage에 소요되는 시간은 17시간임을 고려한다면 소량 누출의 경우 cover gas로부터 수소가스 검출에의한 물누출의 감지는 불가능하다.

(나) 반응 속도

반응 속도는 물 누출율과 함께 발생되는 수소의 양과 발생 속도를 결정 하는 것으로 압력의 변화에 아주 민감한 함수이기 때문에 정확히 예측되어 야 한다. 그러나 이 역시 반응이 매우 복잡한 형태를 나타내고, 고온과 고압 에서 매우 빠르게 일어나기 때문에 실험적으로 측정하는 것은 불가능하다. 소듐-물 사이의 반응속도를 결정하기 위하여 몇 가지 모델이 사용되는바 대표적인 예는 다음과 같다.

순간반움 모텔

소듐과 물은 동일계에 존재하기만 하면 순간적으로 반응이 완료된다고 가정한 모델이다<sup>66)</sup>, 따라서 기포내에는 수분이 존재하지 않는다.

### <u>물질 전달 모델<sup>67,68)</sup></u>

물의 누출 초기에 기포의 크기가 매우 적은 경우 앞의 순간 반응 모델이 잘 적용될 수 있다. 그러나 반응이 진행됨에 따라서 물의 누출량이 많아지 고 기포의 크기가 커지면 파열된 지점으로부터 소듐은 분리되며 따라서 반 응 경계면은 기포와 소듐의 경계면으로 이동하게 된다. 이와 같은 현상은 미소누출의 경우 wastage의 속도를 측정한 실험으로부터 잘 설명된다<sup>69,70</sup>. 즉 누출율이 커지면 wastage의 속도가 감소하게 되며 이는 이와같은 분리 효과 때문이라고 해석되기 때문이다. 이와 같은 현상을 기초로 하여 제안된 것이 이 모델로서 반응 속도식은 물질 전달의 속도식과 유사한 다음의 식으 로 표현된다. 이때 물질 전달을 속도의 결정 단계로 생각하였음으로 속도는 기포의 표면적에 비례하고, 부피에 반비례하게 된다.

$$\frac{dm'}{dt} = \wedge (m - m') \frac{A}{V}$$

where, m': water weight reacted with sodium

m : accumulated leak weight

 $\wedge$  : reaction constant

어떤 모델도 (기포의 모양이 구형 또는 원주형) 반응속도를 구하기 위해서 는 또는 온도의 해석을 위하여서는 기포의 크기가 변수가 되며 따라서 기포 의 크기가 0일때는 해석되지 않기 때문에 다른 두가지 형태로서 이의 해석 에 적용되어 왔다. 하나는 물의 누출이 매우 짧은 시간이긴 하지만 접촉후 일정시간 미반용기간이 존재한다는 가정과 초기 기포의 크기와 기포내의 압 력을 parameter로 설정하는 방법이다. 그러나 초기의 미 반용 또는 완전 반 용의 가정만 주워진다면 미반용 시간으로 부터 기포의 크기와 기포내의 압 력을 계산할 수 있기 때문에 이는 결국 같은 모델로서 초기 조건을 구하는 방법에 차이가 있을 뿐이다.

(다) 기포내의 온도

기포내의 에너지 변화의 고려여부에 따라서 기포내의 온도를 어떻게 설 정할 것인가가 결정된다. 여기에서는 당연히 일정온도 모델과 온도변수 모 델의 두 가지가 있다.

(라) 기포내의 상태

소듐-물 반용의 생성물로서 수소가스와 NagO등 고체 물질이 있다. 수 소는 가스 상이므로 또 소듐상에 잘 용해되지 않음으로 기포의 다른 상을 형성하는 것은 매우 타당하다. 그러나 고체 물질의 경우는 물리적으로 두 가지 가능성이 있다. 즉 액체 소듐에 흔함되어 가는 경우이며 다른 하나는 기포내에 고르게 분산되는 경우이다. 이 역시 실험도중에는 매우 관찰하기 어렵고 역시 모델화하여야 하는데, 두 경우 모두 사용되고 있다.

(2) 물의 누출율 평가

(가) 보수적인 모델

전열관의 파열이 일어나자마자 바로 물의 누출율은 거의 평형 상태의 것과 동일한 값을 유지하다가 일정 시간 후에 대책 설비 동의 영향으로 감 소한다. 이러한 현상에 기초를 두어 물누출의 초기부터 일정한 누출율을 갖 는다는 모델이다. 이것은 실제의 경우보다 더 많은 양의 누출된 물의 양이 예견됨으로 보수적인 모델이라고 할 수 있다.

(나) 초기 중가 모델

전열관이 파열 되면 초기에 어떤 값을 유지하여 시간에 따라서 점차 정상상태로 유지되는 모델로서 이것이 제안되는 이유는 물이 누출되는 순간 에 높은 압력의 스파이크가 생성되어 이것이 초기 누출율에 따라 결정되기 때문에 이물 좀 더 정확히 규명하기 위한 것이다. 따라서 물의 누출을 해석 도 초기 누출율과 평형 상태의 누출을을 구분하여 평가하여야 한다.

(다) 정상 평형 상태

평형 상태라고 하여도 누출되는 물의 상태에 따라서 다르며 각각 계산 하여야 한다. 계산에 필요한 가정은 대개 다음과 같다.

- friction에 대한 손실 무시

two phase라고 하여도 homogeneous flow이기 때문에 스럽과 액체,
 물 사이의 slip velocity는 없다.

액체 상태의 물의 누출율은 Torricelli의 theorem으로 주어지는 다음과 같은 식액 대하여 구한다<sup>71)</sup>、

$$W = C \rho g A_{I} U = C \rho g A_{I} \sqrt{\frac{2AP}{\rho}}$$

여기서 AP는 종기 발생기 내 수두압(water header의 압력)과 파열된 부분의 압력 차를 나타내며, C는 discharge factor로서 보통은 0.6을 택한다. 기체 상태의 수충기가 높은 압력에서 낮은 압력으로 누춥되는 경우에는 보 통 압축성 유체의 isentropic expansion으로 가정하고, 스팀 헤더와 누출 부 분의 압력 차가 어느 값이 되면 유체의 최고 속도인 그 조건에서의 음향의 속도와 같아잔다. 이 두 압력 사이의 비는 다음 식으로 표시될 수 있으며 72)

$$\frac{P_L}{P_H} = \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\gamma/(\gamma+1)}$$

수중기의 경우에 두 열 용량의 비는 1.3으로 볼 수 있기 때문에 위 값 은 0.55가 된다. 사고가 발생되면 펌프의 중단, 물 공급의 중단이 되므로 P<sub>H</sub> 는 조업 조건이랴기 보다는 그 온도에서 중기압으로 볼 수 있으며 이 경우 에 P<sub>L</sub>은 800psi, 즉 파열된 부분의 압력이 800psi보다 낮으면 스팀의 누출 속도는 chocking 현상에 의하여 음향의 속도가 같다. 이때 초기의 속도는 다음파 같이 표현된다.

$$u = c = \sqrt{\frac{2P_L}{\rho_h} \frac{\gamma}{\gamma + 1}}$$

# 다. 초기 압력 스파이크 해석 코드 SPIKE 개발

(1) 지배방정식

(가) 물질 및 에너지 수지식

액체금속로의 2차계통은 많은 수의 파이프, 이들을 연결하는 fittings 그 리고 압력을 흡수하는 expansion tank 나 펌프 같은 장치들로 구성되어 복 잡한 network를 이루고 있다. 이러한 전체 계통을 한번에 수학적인 수식에 적용할 수는 없으며 반드시 모델화하여 단순화 시킴으로서, 수학적인 표현 이 가능하게 하여야 한다. 지금까지 보고된 많은 문헌의 예와 동일하게, 본 코드의 개발에서도 하나의 단순한 파이프를 유체가 호르는 계로 생각하고 (이를 branch라고 정의), 이들이 fitting이나 장치들에 의하여 연결된 계통의 로 단순화 시킨다. 이 연결된 부분을 junction으로 정의 하면, 전체 2차 계 통은 이들 branch와 junction의 연결된 network으로 모델화 할 수 있다.

branch에서는 소듐의 호름은 compressible, one dimensional, unsteady and viscous flow라고 가정하면 다음과 같은 식이 성립한다<sup>739</sup>.

Continuity

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u) = 0$$

O Momentum

$$\rho\left(\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial P}{\partial x} + \rho\left(\frac{fu \mid u}{2D_{b}} + \rho g_{x}\right) = 0$$

Energy equation

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ \rho \left( e + \frac{u^2}{2} \right) \right] = - \frac{\partial}{\partial x} \left[ \rho \left( e + \frac{u^2}{2} \right) \right] - \frac{\partial}{\partial x} (Pu) = 0$$

이 때 g<sub>x</sub> 및 s<sub>x</sub>은 무사하였으며, e+<u>u<sup>2</sup></u> 는 dynamic enthalpy로서 h로 서 표현 가능하다. enthalpy는 두개의 변수의 함수로 나타 낼 수 있으므로, 즉 k = h(ρ,P)로 밀도와 압력의 함수로 생각하면,

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial h}{\partial \rho} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial h}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial t}$$

또 continuity equation으로부터 다음과 같이 표현 가능하다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + \rho \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad \text{(4.1)} \quad \frac{\partial \rho}{\partial t} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} = -\rho \frac{\partial u}{\partial x}$$

이 두 개의 수식으로부터 energy equation은 다음과 같이 변형될 수 있다.

$$-\frac{\rho\frac{\partial h}{\partial \rho}}{\rho\frac{\partial h}{\partial P}-1} \quad \rho\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial t} + u\frac{\partial P}{\partial x} = 0$$

sound velocity a는 다음과 같이 주워진다"??.

$$a^{2} = -V^{2} \left(\frac{\partial P}{\partial V}\right)_{S} = \left(\frac{\partial P}{\partial \rho}\right)_{S}$$

또 entropy S는 다음과 같이 전개할 수 있다.

$$dS = \left(\frac{\partial P}{\partial \rho}\right)_{\rho} d\rho + \left(\frac{\partial S}{\partial S}\right)_{\rho} dF$$

이상의 관계식을 sound velocity equation에 대입하면

$$\left(\frac{\partial P}{\partial \rho}\right)_{s} = -\frac{T\left(\frac{\partial S}{\partial \rho}\right)_{s}}{T\left(\frac{\partial S}{\partial P}\right)_{s}} = \frac{\left(\frac{\partial h}{\partial \rho}\right)_{P}}{\left(\frac{\partial h}{\partial P}\right)_{s} - V} = -\frac{\rho\left(\frac{\partial h}{\partial \rho}\right)_{P}}{\rho\left(\frac{\partial h}{\partial P}\right)_{s} - 1}$$

따라서 얘너지 equation은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\rho a^2 \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial t} + u \frac{\partial P}{\partial x} = 0$$

따라서 세 개의 지배 방정식은 다음의 두식으로 표현된다.

$$\rho\left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial P}{\partial x} + \rho F = 0$$

$$\rho a^2 \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial t} + u \frac{\partial P}{\partial x} = 0$$

위의 두 지배 방정식은 u, P의 함수를 (x, t)에 대한 1차 편미분 방정 식이므로 method of characterization으로 상미분 방정식으로 변형시킬 수 있다<sup>74)</sup>. 두식을 linear combination 하면

$$a_1 \frac{\partial u}{\partial t} + a_1 u \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{a_1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + a_1 F + a_2 \rho a^2 \frac{\partial u}{\partial x} + a_2 \frac{\partial P}{\partial t} + a_2 u \frac{\partial P}{\partial x} = 0$$

$$= a_1 \frac{\partial u}{\partial t} + (a_1 u + a_2 o a^2) \frac{\partial u}{\partial x} + a_2 \frac{\partial P}{\partial t} + \left(\frac{a_1}{\rho} + a_2 u\right) \frac{\partial P}{\partial x} + a_1 F = 0$$

이 식물은 eigen vector방향으로는 gradient가 없으므로  $\lambda_1 a 1 + \lambda_2 (a_1 u + a_2 \rho a^2) = 0$  $\lambda_2 a_2 + \lambda_2 \left( a_2 u + \frac{a_1}{\rho} \right) = 0$  위식에서 0이아닌 해가 존재하는 조건은  $(\lambda_1 + \lambda_2 u)^2 - \lambda_2^2 a^2 = 0$ , 따라서

$$\frac{\lambda_1}{\lambda_2} + u = \pm a \quad \exists \exists \exists \quad \frac{dx}{dt} = u \mp a$$

 $\lambda_2 \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} + u\right) a_1 + \rho a^2 a_2 = 0$  이되고 이를 풀면  $\lambda_2 a a_1 + \lambda_2 \rho a^2 a_2 = 0$ , 즉

$$\frac{du}{dt} - \frac{1}{\rho a} \frac{dP}{dt} + F = 0$$
 이 성립하며, 이는  $-\frac{dx}{dt} + u = -a$ 외 characteristic

line에서 성립하므로 negative characteristic을 따라서 성립한다. 같은 방법 으로 positive characteristic를 따라서는  $\frac{du}{dt} - \frac{1}{\rho a} \frac{dP}{dt} + F = 0$ 이 성립한다.

정리하면

$$\frac{du}{dt} - \frac{1}{\rho a} \frac{dP}{dt} + F = 0, \qquad \frac{dx}{dt} = u + a$$

$$\frac{du}{dt} - \frac{1}{pa} \frac{dP}{dt} + F = 0, \qquad \frac{dx}{dt} = u - a$$

(나) 수치해석

위 상마분 방정식은 characteristic  $\lambda$  를 따라서 존재하기 때문에 야를 따라서 적분하여야 한다 다음 그림과 같은 time(t) - length(x) mesh 에서 R, Q 및 S 점의 값으로는 P점의 값을 계산하지 못하고 positive 및 negative characteristics (C<sup>\*</sup> 및 C<sup>\*</sup>)를 따라 존재하며 이들이 시간 t와 만나는 점 A, B 및 Q겹의 값으로 계산 되어야 한다.



A와 B점에서의 압력 및 속도  $u_{A,}$   $u_{B,}$   $P_{A,}$   $P_{B}$ 의 값들은  $u_{R,}$   $u_{Q,}$   $u_{S,}$   $P_{R,}$  $P_{Q,}$   $P_{S}$ 들로부터 linear interpolation에 의하여 구한다. 즉

$$(u_Q-u_R): (u_Q-u_A) = \delta x: (x_Q-x_A)$$
 for  $c^+$ 

위식을 정리하면 다음과 같이 uA를 구할 수 있으며

$$u_A = \frac{u_Q - a\theta(u_Q - u_R)}{1 + \theta(u_Q - u_R)}$$

같은 방법으로 C'에 대하여 다음과 같은 식을 구할 수 있다.

$$u_{B} = \frac{u_{Q} + a\theta(u_{S} - u_{Q})}{1 + \theta(u_{S} - u_{Q})}$$

또 압력에 대하여서도 다음파 같이 P<sub>A</sub>, 및 P<sub>B</sub>의 값이 주위진다. P<sub>A</sub>=P<sub>Q</sub>~θ(a+u<sub>A</sub>)(P<sub>Q</sub>-P<sub>R</sub>) P<sub>B</sub>=P<sub>Q</sub>+θ(a-u<sub>A</sub>)(P<sub>S</sub>-P<sub>Q</sub>)

적분을 수행하는 difference equation도 characteristics에 따라서 성립되어야 함으로, up와 Pp의 값은 다음과 같이 계산 되어야 한다.

-417-

$$u_P - u_A + \frac{1}{\rho a} (P_P - P_A) + F_A \delta t = 0$$

$$u_P - u_B - \frac{1}{\rho a} \langle P_P - P_B \rangle + F_B \delta t = 0$$

연립하여 방정식을 풀면

$$u_{P} = \frac{1}{2} \left[ (u_{A} + u_{B}) + \frac{1}{\rho a} (P_{A} - P_{B}) + (F_{A} + F_{B}) \delta t \right]$$

$$P_{P} = \frac{1}{2} \left[ \left( P_{A} + P_{B} \right) + \rho a \left( u_{A} - u_{B} \right) - \rho a \left( F_{A} - F_{B} \right) \delta t \right]$$

(2) 경계조건

경계조건으로 설정된 것은 위 branch들이 연결된 junction에서의 조건 돌로서 크게 두가지로 나누어 고려하였다. 즉 tee와 같은 pipe fittings파 expansion tank같은 장치들로서 이틀의 고려 상 큰 차이점은 전자는 부피가 없거나 무시되는 경우이고, 후자에는 junction의 부피가 고려된 경우이다. 경계조건도 물질 및 에너지 수지로부터 시작되는 바 일반적인 조건은 다음 과 같다

- 부피가 없는 경우 : input = out put

- 부피가 있는 경우 : accumulation rate = input-output

(7) pipe fittings

여기에 해당되는 junction 돌로서는 tee, elbow, sudden contraction 등 이 있으며 각각의 조건은 표 3.9와 같다.

fittings	conditions			
sudden contraction expansion	material balance $u_n^{i+bi}A_n = u_1^{i+bi}A_1$ force balance $\frac{1}{p}u^2 + P + z + f = constant$			
tee	material balance $u_{h,n}^{i+\delta i}A_{ij} + u_{k,n}^{i+\delta i}A_{ij} + \dots = u_{ml,1}^{i+\delta i}A_{ml} + u_{m2,1}^{i+\delta i}A_{m2} + \dots$ force balance $P_{h,n}^{i+\delta i} = P_{2,n}^{i+\delta i} \dots = P_{ml,1}^{i+\delta i} = \dots$			
closed end	$u_n = 0  \text{or}  u_1 = 0$			
dummy	material balance $u_n^{t+\delta t} = u_1^{t+\delta t}$ force balance $P_n^{t+\delta t} = P_1^{t+\delta t}$			
elbow	material balance $u_n^{t+2t} = u_1^{t+2t}$ force balance $\frac{\rho}{2}(u_n^{t+2t})^2 + P_n^{t+2t} = \frac{\rho}{2}(u_1^{t+2t})^2 + P_1^{t+2t} + \frac{\rho K}{2}(u_n^{t+2t})^2$			

Table 3.9. Boundary conditions for fittings in the secondary loop

(나) 장치

여기에 해당되는 것으로서는 펌프, expansion tank, surge tank 동으로 서 각각의 조건은 표 3.10과 같다.

equipment	conditions			
surge tank	constant pressure tank $P_o = constant$			
expansion tank	volume conditions $dV_i = -dV_g$ , $dV_i = \sum A_j u_{u,j} - \sum A_k u_{l,k}$ pressure conditions: cover gas의 변화가 adiabatic하다면 $PV_g^r = P_v V_v^r = constant$			
far end	conditions $u_n^{t+M} = u_1^{t+M} \mathfrak{R} P_n^{t+M} = P_1^{t+M}$ no pressure reflection after far end			
dummy	before burst ; closed end after burst ; surge tank			

Table 3.10 Boundary conditions for equipment in secondary loop

(3) 컴퓨터 프로그램

소듐의 분위기로 물이 누출되는 초기 단계 (약 300msec 정도까지)의 압력 전파 현상을 해석하기 위한 프로그램으로서 16 Mbite 이상의 PC에서 계산될 수 있도록 FORTRAN-90 언어로서 구성된다. 이 프로그람의 구성은 그림 3.39와 같다.

프로그램은 각각의 기능에 따라서 가능한 한 짧은 subroutine으로서 구 성되어 있으며 이 subroutine들의 이름과 그들의 연결은 위 그림과 같다. 또 너무 긴 프로그램을 형성하고 있으므로 이들을 몇 개씩 그룹으로 하여 module을 형성시켰다. 위 그림에서 굵은 선의 box내는 이들 module의 연 결 subroutine의 이름을 나타내며 각 module의 이름과 목적은 다음과 같 다.



Fig. 3.39. Structure of computer program

module name	connection subroutine	purpose	remarks
SPIPRE	premain	data의 입/출력, 계산의 제어	
PREPA	prepar	계산을 위한 초기조건 설정	
BRANCH	brac	각 branch내의 node에서 다음 시간 step의 특성 계산	
BOUND	bounda	BC 계산	
REACT	source	반응부위 주변 변수의 다음 시간 step의 특성 계산	
SHEAT	sheat	물/스팀의 열역학적 특성계산	

전체 프로그램의 계산 방법은 계산을 시작하면 자료를 읽은 후 이들을 변경 또는 modification하여 계산을 위한 모든 초기조건을 설정한다(module prepa이용). 이들 입력 자료와 설정된 초기 조건을 확인하기 위하여 이를 주워진 format으로 출력하고 계산을 시작한다. 계산은 module BRANCH에 서 제1번 branch부터 내부의 node에 대하여 t+dt시간의 압력 속도를 구하며 이것이 완료된 후에 경계조건으로 각 junction의 앞 뒤 값들을 계산한다. 이 program에서는 소듐과 물이 반응하는 이룬바 reaction zone은 하나의 junction으로서 취급하여 boundary condition과 함계 module BOUND에서 계산되지만 반응 부분만을 특별히 module REACT로서 취급하였다.

(4) 계산 결과 및 고찰

(가) 소듐-물 반용특성

소듐-물 반응에외하여 2차계통의 전체의 network에서 소듐-물 반응에

의한 압력 변화의 대축에 앞서 반응부근에서의 특성을 우선 고찰하여야 한 다. 그러나 복잡한 계에서는 순수한 반응만의 영향을 관찰하기는 불가능 하 기 때문에 계를 단순화 시켜야 한다. 따라서 순수 반응만의 효과를 알기 위 하여 사용한 계의 개념은 다음과 같다.



여기서 양 단면인 1.6 junction은 연결된 pipe에서의 영향을 최소화 하기 위 하여 reflection이 존재하지 않는 far end를 선택하였으며 branch 2+3+4를 중기발생기로 고려하였고 이의 중앙에서 물이 누출되는 것으로 하였으나, 중기발생기 자체를 비롯한 마찰에의한 손실은 고려하지 않았다.

이와 같은 시스템에서 물이 누출하는 경우 소듐 및 수소 기포내에서의 압력, 기포내의 온도의 일반적인 변화는 그럼 3.40과 같으며 이는 이와 유사 한 계산을 수행한 프랑스나 인도의 결과와 동일하다<sup>36,76,</sup> 여기에서 특이한 것은 기포내의 압력이 초기에 매우 높은 것으로 이는 기포내의 압력이 기포 의 크기에 반비례하기 때문으로 이것 때문에 pressure spike가 생성된다. 또 아주 초기(3 milisecond이내)를 제외하고는 온도의 변화는 거의 없어서 일정 온도 기포 모델의 가능성도 시사한다.

소듐내의 최고 압력에 영향을 주는 변수로는 반용속도상수, 반응식의 수소 전환율(conversion) 및 물누출을로서 이들의 영향을 나타내면 각각 그

-423 -



Fig. 3.40. Typical shape of pressure and temperature changes at initial stage of sodium water reaction in a pipe

림 3.41, 3.42 및 3.43과 같다. 이곳에서 보는 것과 같이 반응 속도상수 및 전환율의 영향은 매우 크지는 않으며 이는 전환율이 크면 수소의 양은 많아 지나, 발영량이 감소하여 이 두가지의 영향이 서로 상쇄하기 때문이라고 생 각한다. 이에 비하여 물의 누출율의 영향은 예상한 바와 같이 매우 큰 영향 을 받으며 최대 압력이 누출율와 0.462 숭에 비례한다. 이는 0.5제급에 비례 한다는 일본의 결과와 매우 유사하다<sup>77)</sup>.

(나) 경계조건의 평가

앞에서 사용한 경계조건의 타당성을 고찰하기 위하여 다른 해범(super position method)에 의하여 간단한 경계조건에 대하여 압력의 전과특성을 계산하였으며 이를 본 연구에서 계산한 코드의 결과와 비교 분석 하고자하 였다.

간단한 과이프 내에서의 continuity equation은 다음과 같다<sup>78)</sup>.

$$-\frac{\partial}{\partial x}(\rho Av) = \frac{\partial(\rho A)}{\partial t}$$

 $\frac{d\rho}{dt} = v \frac{\partial \rho}{\partial x} + \frac{\partial \rho}{\partial t}, \quad \frac{dA}{dt} = v \frac{\partial A}{\partial x} + \frac{\partial A}{\partial t} \quad \mathbb{R} \quad \frac{dP}{dt} = v \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial t} \, \mathbb{R}^2$  대입하고 유채의 체적 탄성 계수 K 및 pipe의 단면탄성계수 Ka를 이용하면 운동방정 식은 다음과 같아 표현된다.

$$-\frac{a^2}{g}\frac{\partial v}{\partial x} = v\left(\frac{\partial H}{\partial x} + \sin a\right) + \frac{\partial H}{\partial t}$$

위에서 얻은 운동 방정식에서 비교적 적은 양의 term들을 무시하면 다 움의 식들이 얻어진다.



Fig. 3.41. Effect of reaction rate constant on maximum pressure in sodium phase



Fig. 3.42. Effect of stoichiometric constant on maximum pressure and temperature in sodium phase



Fig. 3.43. Effect of water leak rate on maximum pressure in hydrogen bubble

$$\frac{\partial^2 H}{\partial t^2} = \alpha^2 \frac{\partial^2 H}{\partial x^2}$$
$$\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = \alpha^2 \frac{\partial^2 v}{\partial x^2}$$

위 식은 파동 방정식의 일반적인 형태의 식으로 다음과 같은 형태의 해를 가진다.

$$H = F\left(t - \frac{x}{\alpha}\right) + f\left(t + \frac{x}{\alpha}\right) + c_1$$
$$v = G\left(t - \frac{x}{\alpha}\right) + g\left(t + \frac{x}{\alpha}\right) + c_2$$

여기에서 F,f 및 G,g는 임의의 하수이며 cı cz는 적분상수이다. 이 해를 -<u>1 <sup>д</sup>v</u>, <u>- <del>3</del> <del>4</del> <del>0</del> 에 대입하면 <sup></sup> G=F 및 - <sup>G</sup> g=/</u>가 되어서 결과적으로 다음과 같이 표현 가능하다.

$$H - H_o = F\left(t - \frac{x}{\alpha}\right) + f\left(t + \frac{x}{\alpha}\right)$$
$$\frac{a}{g}(v - v_o) = F\left(t - \frac{x}{\alpha}\right) - f\left(t + \frac{x}{\alpha}\right)$$

이와 같이 얻을 수 있는 결과를 본 연구의 코드와 비교하기 위하여 선 택한 junction은 surge tank(일정한 압력으로 유지되는 공간)이다. x=L 점에 서는 H = H\_입으로

$$H - H_{a} = F\left(t - \frac{L}{\alpha}\right) + f\left(t + \frac{L}{\alpha}\right) = 0$$
$$f\left(t + \frac{L}{\alpha}\right) = -F\left(t - \frac{L}{\alpha}\right)$$

그런데 위 식에서는 시각이  $\frac{x}{a} - \frac{L}{a}$ 의 범위 밖에서만 존재함으로 원식의 t 대신에  $t + \frac{x}{a} - \frac{L}{a}$  를 대입하면 된다. 따라서 H 및 v의 변화는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$H - H_o = F\left(t - \frac{x}{a}\right) - F\left\{\left(t - \frac{x}{a}\right) - \frac{2}{a}(L - x)\right\}$$
$$\frac{\alpha}{g}(v - v_o) = F\left(t - \frac{x}{a}\right) + F\left\{\left(t - \frac{x}{a}\right) - \frac{2}{a}(L - x)\right\}$$

위 식의 물리적인 의미는 F(t)로 표시되는 압력파가 x=0의 위치를 떠나서 개방된 단면에 도착하면 그 면에서 반사파가 반대의 방향으로 전달되는데 그의 모양은 부호가 반대이고 시간적으로 <u>L</u> 만큼 뒤에서 진행되는 것을 의미한다.

위의 방법으로 길이 1000cm의 파이프에 한 면이 surge tank로 연결되 어 3 bar의 압력으로 유지되는 다른 면에서의 66.67 bar의 압력 변화가 있 는 경우를 계산하고 본 연구에서 개발한 코드의 계산 결과를 비교하면 그림 3.44와 같다. 이 그림에서 보는 것과 같이 두 곳의 압력 예측의 결과는 잘 일치하고 있다. 다만 시간이 길어지는 곳에서는 코드에 의하여 계산되는 결 과가 약간 완만해지는 경향을 보이는 바, 이 현상은 코드의 경우에는 마찰 손실을 고려하였기 때문이다.

(다) 타 연구결과와 비교 평가

하나의 제안된 모델에 의하여 개발된 코드로부터 계산된 결과의 신뢰성 과 정확성은 실험에 의하여 입증될 수 있으며 이를 통하지 않고서는 모델화 및 계산의 신뢰성이 있다고 할 수는 없다. 따라서 설계에 이용하기 위하여 서는 이 신뢰성의 정도 및 범위를 반드시 입중하여야 한다. 특히 반응 또는 메커니즘이 복잡하여 여러 가지 모델이 복합되어 하나의 시스템을 이루워 해석하고자 할 때는 실험적 입중은 필수적이다. 따라서 선진 외국에서 부분 적으로 또는 하나하나의 과정에 대하여 입중된 코드를 조합한 경우라고 하 여도 종합적인 검증이 반드시 필요하다.

소돔-몰 반응의 경우 하나의 모델화된 코드의 신뢰성을 입중하기 위하

-430-



Fig. 3.44. Comparison of calculated pressure chaneges at two points of pipe.

여 오직 하나의 실험만으로는 부족하여 보통은 다음과 같은 세 단계로서 간 단한 모델화의 과정으로부터 전 시스템(2차 계통)의 model test 까지 다양 한 실험이 이루워 져야 한다.

물모의 시험 동과 같은 모델화 과정의 시험 및 실제의 현상과 모델화
 의 비교 설명 과정

- 간단한 소듐-물 반응 장치를 이용한 소듐-물 반응 및 압력 온도 전달 의 parameter study

KALIMER 2차계통을 모델화하고 이에 해당하는 장치를 제작하여 코
 드의 신뢰성과 이의 해석 결과를 충합적으로 해석하는 과정,

이와 같은 과정은 아주 일반화된 과정에서 시작하여 해석하고자 하는 목표 시스템에 이르는 입중 방법으로서 이를 통하지 않고는 일반적인 안전성이 특수한 경우에 적용되었다고 할 수 없다. 즉 하나의 특수한 경우에는 적용 될 수 있으나 일반적으로는 사용할 수 없는 코드가 아니라는 것도 함께 중 명해야 할 것이다.

이렇게 다양화된 실험에 의하여 입중되는 것이 바람직하여 동일한 과정 이라 하여도 다양한 실험이 요구되나 막대한 연구비와 시간이 요구됨으로 다른 연구자의 결과 와 비교 검토하는 것도 좋은 방법의 하나라고 하겠다. 그러나 문헌에 많은 실험결과가 발표되었음에도 불구하고 나트륨의 정확한 물성자료, 운전자료 및 2차 계통의 구조적 자료를 코드의 입력자료로 까지 사용할 수 있도록 자세히 발표된 경우는 매우 드물고, 실험자료도 대개는 개념적으로만 발표하고 있어 이를 정확한 비교 자료로서 이용하기는 어렵 다. 문헌에 이들 자료로서 PNC의 미 반응 실험결과<sup>799</sup>와 ANL의 반응계산 결과<sup>891</sup>를 얻을 수 있어 이를 비교하여 본 연구에서 개발한 코드의 정확성을 검토하고자 한다.

PNC에서는 소급-물 반응 안전성 입증을 위하여 SWACS 코드를 개발

-432-

하고 이를 검증하기 위하여 1/12.5 실험 모델을 건설하고 이 실험의 초기 단계에서 중간열교환기의 모델의 정확성을 시험하기 위한 실험을 수행하였 다. 이 실험 장치의 구조는 그림 3.45와 같으며 중간열교환기의 입구와 low plenum에서의 압력 변화를 실측하고 결과를 발표하였다. 이 실험 결과와 번 연구에서 개발된 코드 SPIKE와의 비교는 그림 3.46 및 3.47과 같다. 여기에 서 보는 것과 같이 중간 열교환기의 입구에서는 실험치와 아주 잘 일치하고 있다. 그러나 중간 열교환기의 low plenum에서는 계산치가 실험치보다 낮 게 나타나고 있는 바, 이는 압력의 전달이 1차원적이라는 가정 때문인 것으 로 설명할 수 있으며, 이는 일본의 코드와 같은 결과를 보이고 있다.

ANL의 Shin 등은 EBR-II의 2차 계통에서의 소듐-물 반응에 의하여 발생하는 압력의 상승과 이의 전파를 예측하기 위하여 코드를 개발하고 이 률 그림 3.48과 같은 복잡한 2차계통의 pipe network 시스템에 대하여 압력 변화를 예측한 결과를 발표하였으며 이와 비교하면 그림 3.49와 같다. 이 그 립에서 보는 것과 같이 결과는 잘 일치하고 있으며, 9번 junction에서의 압 력요동의 모양 차이와 전체 압력의 절대 값의 미소한 차이는 중기발생기의 구조를 본 계산에서 가정하였기 때문으로 예상된다.

이상에서 보는 것과 같이 본 연구에서 개발된 압력해석 코드 SPTKE는 다른 연구자들의 결과와 비교적 잘 일치하고 있으나, 약간의 차이가 잘 알 려지지 않은 구조적 가정 때문인지, 계산 알고리즘의 잘못인지, 또는 정확하 지 않은 모델화인지의 여부가 판단되지 않는다. 따라서 정확한 입력자료가 가능한 실험 장치를 사용하여 실험, 검증의 필요성이 절실히 요구된다.

라. 결언

대규모 물의 누출 시에는 압력의 변화는 초기에 높은 압력의 상승이 있으며 이후에 비교적 낮은 압력의 상승과 시간에 따라 거의 일정한 압력의

-433-



Fig. 3.45. Concept of pipe network and IHX in experimental apparatus (PNC)



Fig. 3.46. Comparison of experimental pressure changes (PNC data) with calculated values (calculated by SPIKE code) at entrance of IHX


Fig. 3.47. Comparison of experimental pressure changes (PNC data) with calculated values (calculated by SPIKE code) at low plenum of IHX



Fig. 3.48. Branch-boundary model of pipe network of EBR-II



Fig. 3.49. Comparison of the results calculated by this model(above) with the ANL's (bottom) for the model of EBR-II

유지의 세 단계로 이루어진다. 초기 압력 스파이크의 크기는 중기 발생기의 내부 구조와 음향파의 전달 특성에 따라 결정되며 2차 압력 상승은 2차 냉 각 계통의 inertia constraints에, 유사 정상 상태의 압력은 rupture disk 파 열 후 소듐과 수소가스의 흐름 방해 요소에 따라서 결정된다.

- 반응 생성물인 가스상의 수소는 초기에 구형의 단일 기포를 형성하여 커지다가 안전성을 잃으면 수소와의 균질 2상호름을 형성하고 물의 누출이 더 중가하면 가스상의 수소, 액상의 소듐 및 이 두 물질의 균일 2상의 비균 일 2상 호름을 형성한다.

- 이렇게 여러 가지 과정을 종합하여 해석하는 코드에서는 몇 가지의 단 계를 거친 코드의 검증이 필요하며 반드시 종합 현상의 해석이 이루워져야 한다.

- 이상에서 설명한 현상에 기초하여 초기 압력 spike의 전파현상 및 2차 계통에 미치는 영향을 평가하기 위한 SPIKE코드의 개발하여

ㅇ 반응 부분의 현상해석을 위한 parameter study

ㅇ 경계조건의 평가

ㅇ 문헌 자료와의 비교

등읍 수행하였다. 결과는 문헌의 자료나 예상 값과 잘 일치함을 보여주었으 나 장확한 구조적 자료의 미비, 실험조건의 부정확성 등 때문에 완전한 겁 중은 될 수 없었으며 이는 실험적으로 수행되어야 한다.

# 5. 소듐-물 반응 특성 해석 시험시설

가, 목적

원자로 개념설계를 위한 steam generation system의 기반기술을 확립 하고 설계자료를 획득하기 위해서는 소듐-물 반용의 특성을 이해하고, 물누 출 단계별 감시대책 및 누출 특성을 평가하여야 하며, 반용생성물(열 포함) 의 거동, 누출의 과정 및 반용기내에서의 압력변화 등을 해석하여야 한다. 또한 설계시 누출에 대한 검출방법 및 대책설비를 고려하여야 하고, 물누출 시 2차사고로 발전되지 않도록 예방하여야 하며, 열교환기 및 vessel 등의 건전성을 해석하여야 할 것이다.

이와같이 원자로를 안전하게 설계하기 위해서는 여러 사항들을 고려하 여야 하지만 그 중에서도 특히 원자로 용기내에 설치하는 증기발생기에서 발생되는 소듐-물 반응 사고에 대해 평가를 하고 해석을 하여야 한다. 따라 서 우선 물 모의 시험을 통하여 drop hammer에 의한 초기 spike 압력 시험 을 수행하여 압력이 IHX에 미치는 영향과 IHX로 유입 가능한 물/수소의 호름상태 및 실험조건을 확인하며, 초기 spike 압력의 propagation에 대한 해석 및 코드 검중을 하고, 준정상 상태의 압력에 대해서도 해석 및 코드를 검증하고자 한다.

계속하여 소듐~물 반응 시험을 통하여 반응영역에서의 압력과 conversion을 해석하고, demonstration conduct에 대한 초기 spike 압력과 준정상 상태의 압력을 해석하고 코드를 검중하며, 물 누출시 인접한 뮤브에 미치는 영향에 대해서도 확인하고자 한다.

나. 서언

소톱-물 반응 사고는 고속중식로(FBR)의 중기발생기(SG)에서 전열관의

파손으로 관내의 물 또는 수중기가 누출되어 주위의 액체소듐과 급격한 화 학반응율 일으켜 사고가 발생된다. 이 사고에서는 반응시 발생되는 수소가 스로 인해 급격한 압력상승이 동반되므로, 소등-물 반응 대책은 FBR에서는 특유한 기술과제로 넘는다. 본 연구에서 대상으로 하고 있는 KALIMER는 그럼 3.1에서 보는바와 같이 SG를 반응기의 외부에 격리된 silo에 설치하므 로 본 실험에서는 용기내에 침지시켜 사용할 예정이었다.

반응기에서 소듐-물 반응시의 압력거통에 관하여 그림 3.50에서 보는바 와 같이 발생 메카니즘에 대해 압력상승을 2가지로 분류하여 그림에 나타나 있는 흐름도를 따라 검토를 진행할 예정이다. 이 중에서 준정상 압력에 관 해서는 2차 소듐 plenum 상부에 cover gas 공간이 존재하기 때문에 종래의 SG보다 압력상승이 작은쪽으로 억제되기 때문에 1차원 모델을 사용하여 현 상을 정량적으로 평가할 수 있으리라 예상하였다.



Fig. 3.50 Terminology of pressure rise caused by

sodium-water reaction

- 441 -

다. MDP system

(1) 추진 방법

초기에 검토되었던 LMR은 이중탱크형로(MDPR, Modular Double Pooi Reactor)로서 현재의 pool형 액금로와는 다르다. 따라서 소듐-물 반응에 대 한 실험은 MDP system을 기준하여 수행하기 시작하였다.

실험율 위한 이중탱크형로의 증기발생기의 특징 및 접근방법은 그림 3.51과 3.52와 같다

<u>이중탱크형로의 SG의 특성</u>





- 442 -



Fig. 3.52. Study on Sodium-water reaction in the

Double Pool LMFBR.

한편으로는 원형 단면의 SG내에서 발생하는 초기 spike압에 관해서는 해석적인 검토를 수행하고, SG 하단으로 부터 2차계 cold plenum의 초기 spike압의 전파에 대해서는 수중 압력파를 사용하여 실험적 검토를 수행하 며, 개방공간에서의 압력파와 거리와의 관계를 확인한다.

초기 spike압의 전파에 대한 또 다른 파제는 2차계 cold plenum내의 구 조물이 압력파의 감쇄에 미치는 영향을 검토하는 것이고, 실제의 체계에서 압력파의 전파를 평가하기 위해서는 2차계 cold plenum내의 복잡한 구조를 고려한 상세한 실험이 필요하다고 생각된다. 이 상세실험을 수중압력파를 이용하여 수행하기에는 실험장치가 매우 커서 압력파원의 설치방법 및 계측 방법에 있어서 곤란한 점이 많을 것이라 예상된다.

(2) 실험 개요

소듐-물 반용시에 SG내에서 발생하는 초기 spike압이 SG 하단으로 부 터 2차계 cold plenum으로 전파하는 것에 대한 모외수중실험은 그림 3.53와 같은 실험장치로 수행한다. 초기 spike압에 상당하는 압력과는 drop hammer에 외해 수중에서 발생한다. 발생한 압력과는 도압관을 통하여 시험 수조내에 설치되어 있는 모의 SG shell에 이르며, 모의 SG shell 개구단으 로 부터 시험수조내로 전파된다. 시험수조는 벽면 및 수면으로부터 압력과 의 반사가 계측에 영향이 없는 10분 정도는 유지해야 할 것이다. 시험용기 내를 전파하는 압력과의 파고는 계측지점을 2차원적으로 여러개 설치하여 계측하고, 모의 SG shell내에서 측정한 압력파고를 기준하여 감쇄비와 형태 를 정리하며, 실험은 압력파가 알어나는 시간과 모의 SG shell 내경을 parameters로 하여 실시할 예정이다.

(3) 시험장치 설계

Notes : ① + ② : Sodium ③ : N<sub>2</sub> or Ar gas



Fig. 3.53. Experimental apparatus

본 실험장치는 KALIMER(333 MWe)에 대한 소듐-물 반용 모의 시험 장치로서 1차 계통에는 소듐을 공급하지 않고 아르곤가스 분위기로 하며, 2 차 계통에는 소듐을 공급하되 one loop에만 소듐을 공급하고 나머지 loop의 장치는 외부구조만을 갖춘 skeleton으로 설치하고 연결 배관망은 생략한다.

증기발생기로 공급되는 물은 1차로 가압, 가열하여 tube side로 공급하며, 증기발생기 중앙의 center tube에 설치되어 있는 rupture disc가 파열하면 이 때의 압력과 물이 소듭과 반응하여 파생되는 반응현상 및 반응기 내부의 압력번화 등을 해석하고자 한다.

설계기준 누출은 max leak rate를 기준하며, wastage data 관련 code인 LEAP code에서 t를 wastage로부터 계산할 수 없으며, 시간(t)에 따른 누출 속도는 일반적으로 그림 3.54와 같은 형태로 나타난다.



Fig. 3.54. Leak rate vs. time

반응기가 압력에 매우 취약하면 최악의 조건을 고려하여 평가하여야 하 고, spike 압력전과에 대해 3차원으로 계산 가능 여부를 파악하여야 한다.

-446-

Spike 압력은 pressure generation과 pressure propagation(3차원 방법)으로 구분하여 취급한다. 압력상승은 generation과 reflection pressure의 결합형태 로 나타나며, reflection pressure는 free surface에서 부압이므로 초기 spike 압력을 실험할 때에는 generation과 reflection pressure를 동시에 취급해야 한다. 압력상승이 generation pressure에 미치는 영향은 그림 3.55와 같다.

Monju와 MDP의 leak 축정방법을 비교하면 표 3.11과 같다.

### Table 3.11 Comparison of the leak detection

#### method between Monju and MDP

	Monju	MDP
<ul> <li>Leak propagation</li> </ul>	0	
- Pressure program L.S.	0	0
<b>Q.S</b> .	0	0
- Leak detection	0	🔿 (acoustic)
- Management	0	•
	4	ŧ
	Na koop	Not loop



Fig. 3.55. The effect of the generation pressure to the pressure rise

압력거동을 측정하기 위해서는 소급 없이 물에 의한 시험 만으로도 유 용하며 압력거동도 비슷하므로 물 시험에 의한 해석방법을 우선 수행하고 필요하다면 차후 소듐-물 반용 시험도 겸하여 수행 가능하다. 실험장치중에 IHX는 압력전파해석에 큰 영향을 미치지 못하므로 생략해도 되며 필요하다 면 skeleton 모양으로 구조를 간단하게 하는 것이 좋으며 실험의 주 복적이 demonstration이 아니고 code verification 일 때에는 실험장치를 더 간단하 게 해도 된다. Overlap spike pressure도 중요하지만 더 중요한 것은 pressure spike의 shape 즉 pressure curve의 모양이다. 또한 similarity phenomena를 체크해야 하며 실험장치가 너무 클(예, MDP의 1/6 scale) 때 에는 leak point로부터 거리가 멀기 때문에 측정이 매우 어렵다.

SG와 vessel의 shell과의 간격이 너무 작아 압력에 대한 과도 평가가 염려되는 문제에 대해서는 압력전파 시험과 물 모의 시험을 별도로 고려해 야 한다. Code에는 많은 parts(modules)가 있으며 각 module마다 물, 소듐 또는 물/소듐 겸용 둥 그 특성이 다르므로 한 code에 대해 사용 적합여부를 판단할 필요는 없으며 가능하면 실험에 의한 data를 축적하여야 한다.

소통-물 반응시 반응속도가 매우 빨라 온도상승으로 인한 1차 vessel에 미치는 영향에 대해서는 2차 vessel에서 소통이 빠르게 움직이므로 1차 및 2차 vessel에서의 heat capacity는 다소 작은 영향을 미치게 될 것이다. FBR의 일반적 유형에 대한 개념도는 그림 3.56과 같으며, 정상운전 및 소통 -물 반응(준정상 상태)시의 시스템 개념도는 그림 3.57 및 3.58과 같다. 시 스템의 각 요소장치의 위치에서 시간에 따른 압력상승현상은 그림 3.59에서 보는바와 같다. 압력전파 측정방법으로는 drop hammer[few(≒2.8) MPa], explosion power 및 sound method[very low pressure(few Pa)]가 있으며, 이 중에서 sound method가 가장 쉬운 방법이다. 이 때 나타나는 현상들은 같다.

- 449 --



Fig. 3.56. Conceptional drawing of the types of FBR



Fig. 3.57. Schematic drawing of the double pool reactor during normal operation

-45]-



Fig. 3.58. Schematic drawing of the double pool reactor during sodium-water reaction



Fig. 3.59. Pressure rising curve vs. time

## 실험내용에 따라 적용 가능한 code module은 표 3.12와 같다.

Table 3.12	Applicable	code	modules	according	to	the	experimenta	aľ
	contents							

실험 내용	Module	비고
- Effect of pressure to IHX	w	
- Whether water/H <sub>2</sub> flow to IHX	w	
- Whether Na-water reaction	s	고려 불필요
occurs in secondary plenum	l	
- Pressure of reaction zone	s	
- Conversion	s	
(It is not possible to measure directly)		
- Initial pressure effects on primary vessel		고려 불필요
- for demonstration conduct	S	
· for propagation	w	
- Quasi-steady state pressure	W/S	
- Effect of leaks to adjacent tubes		

Note : W = water

S = sodium

아와 같이 대규모 누출사고 실험을 수행하기 위한 작업과정은 표 3.13 과 같으며, 전체적인 시험 스케쥴은 표 3.14과 같다.

# Table 3.13 Work procedure for the evaluation

of the large leak event

```
대규모, 누출사고의 평가기술 개발
시스템에서의 소듐-물 반응에
대한 안전해식
개념설계
Design criteria 설정
기본 및 상세설계
장치 제작 및 설치
시운전
모의시험
기술평가
SG 설계 기본 자료 획득
```

Itome	Year		Bemarks		
nents	95	96	97	98	rteniai ks
🔿 Conceptual Design					
🔿 Detail Design	—				
O Purchase		-			
O Installation					
🔿 Water Test					<ul> <li>Spike pressure by drop haramer</li> <li>Effect of pressure to IHX</li> <li>Whether H<sub>2</sub>O/H<sub>2</sub> flow to IHX</li> <li>Initial pressure effects on primary vessel</li> <li>for propagation</li> <li>Quasi-steady state press.</li> </ul>
<ul> <li>Remodeling the Water Test Facility into the Na-H2O Test Facility</li> </ul>					<ul> <li>Installation of the related equipment, ALD, CT, etc.</li> </ul>
O Analysis and Develo- prnent of the Code					
- Development of the Code for ISP Analysis					
- Development of the Code for QSP Analysis					
- Preliminary Feasibility Assessment of MDP for Na-H <sub>2</sub> O Test					<ul> <li>Verification of the code</li> <li>by water test</li> <li>Calculation for MDP</li> </ul>
○ Na-H2O Test					<ul> <li>Whether Na-H<sub>2</sub>O reaction occurs in secondary plenum</li> <li>Pressure of reaction zone</li> <li>Conversion</li> <li>Initial pressure effects on primary vessel</li> <li>for demonstration conduct</li> <li>Quasi-steady state press.</li> <li>Effect of leaks to adjacent tubes</li> </ul>
) Final Assessment					<ul> <li>Verification of the code with Na-H<sub>2</sub>O test</li> </ul>

Table 3.14 The schedule of sodium-water mock-up test

① 소듐 운전 온도 및 압력

- 온도 : 400 ℃ (동온상태)
- 압력 : 3 bar (동압)
- 설계압력 : 5 bar
- ② 장치 규모(반응기 및 SG)
  - 크기 : 330 MW MDPR의 약 1/6 scale
- ③ Loop 구성
  - 1차 계통은 소듐을 공급하지 않고 아르콘가스 분위기로
     한다.
  - 1차 계통의 압력 및 온도 조절은 아르곤가스로 한다.
  - 2차 계통중에 소듐 공급은 one loop에만 적용한다.
  - 2차 계통은 EMP 및 SG로 구성한다.
- ④ 물 공급장치의 운전조건
  - 누출수의 온도 및 압력 : 300°C, 50 bar
  - 물 누출속도 : max. 1.5 kg/sec
  - 누출지속기간 : 10 sec @ max. leak rate
  - 누출지점 및 방법 : 중기발생기 하단 중앙에 위치한 rupture disc에서 누출

(다) 기본 설계

소듐-물 반응 모의시험을 위한 시험시설의 구성은 반응기 및 2차계 소

동용액 순환장치, 저장 및 drain 장치, 정화장치, 아르곤가스 공급 및 배출장 치, hot water 발생장치, 반용생성물 회수장치 및 물 공급장치 등으로 구성 되어 있다. 주요 장치의 목록은 표 3.15와 같으며, 이 장치들에 대한 시방온 일부 변경 가능하다. 그리고 실험장치 규모와 300 MWe DPLMR의 주요 장 치에 대한 geometry를 비교하여 보면 표 3.16과 같다.

.

NO.	ITEM NO.	SERVICE	Q'TY	MATERIAL	SPEC.
1	R-101	Primary Vessel	1	SUS 316	Delete
2	R-102	Secondary Vessel	1	SUS 316	OD2420 x 2495mmL
3	V-101-1/3	Cyclone Separator	3	SUS 316	OD1700 x 2200mmL
4	T-101	Drain/Storage Tank	1	SUS 316	OD2000 x 4000mmL
5	T-102	Waste Gas Surge Tank	1	SUS 316	♦ 24" x 1000mmL
6	T-103	H. P. Water Tank	1	SUS 304	\$ 8" x 1000mmL
7	S-101-1/2	Cold Trap	2	SUS 316	• 6" x 1800mmL
8	E-101-1/3	Steam Generator	1	SUS 316	• 8" x 2300mmL
9	E-102	ІНХ	1	SUS 316	• 8" x 2100mmL
10	E-103	Sodium Cooler	1	SUS 316	Double Pipe
11	H-101	Sodium Heater	1	SUS 316	Pipe/Kanthal
12	H-102	Ar Gas Heater	1	SUS 304	Cylindrical Type
13	H-103	Water Heater	1	SUS 304	Cylin. Mantle Type
14	H-104	Dr/Storage Tank Heater	1		Kanthal
15	H-105	1st Vessel Heater	1	SUS 304	Delete
16	н-106	2nd Vessel Heater	1	SUS 304	Suction Heater
17	P-101	Sodium Feed Pump	1	SUS 316	EMP
18	P-102	Secondary Pump	1	SUS 316	EMP
19	P-103	EMP for Secondary C/T	1	SUS 316	EMP
20	P-104	Water Make-up Pump	1	C.S.	
21	F-101-1/6	Vapor Trap	6	SUS 304	
22	F-102-1/2	Gas Filter	2	SUS 304	

Table 3.15 Main eq	lipments list
--------------------	---------------

# Table 3.16 Comparison of the geometry of the main equipments

### with 300 MW DPLMR

(Unit : mm)

I. Primary Vessel	
- Inside Dia.   1180   9000	
- Length 2970 15500 to roof	slab
2. Secondary Vessel	
- Inside Dia. 2400 14400	
- Length 3000 16100 to roof	slab
3. IHX	
- Outside Dia. 219.1(8") 1700	
- Length 2100 12400 to roof :	slab
- Tube Dia. 19.05(3/4") 21.7	
- Tube Thickness 1.245(BWG18) 1.0	
4. Steam Generator	
- Outside Dia. 219.1(8") 2180	
- Length 2175 11650 to roof :	slab
- Tube Dia. 19.05(3/4") 25.4	
- Tube Thickness   1.245(BWG18)   2.4	

소듐-물 반응 시험루프에 대한 P & ID는 그림 3.60과 같다.

반응기를 설계할 때에는 노 상부가 매우 복잡해서 운전 및 보수의 어려 움이 예상되므로 부속시스템을 compact화 하는데 주안점을 두고 실험에 사 용할 반응기를 설계하고 있으며, 실험장치가 너무 크게되면 압력곡선의 overlap 현상이 심하게 나타나게 되므로 좋지 않다.

SG의 shell thickness를 계산할 때에는 SG의 속도에 의한 elasticity를 고려하여야 하며, 주요 factor로서는 leak 되는 동안의 pressure rise가 있다. 따라서 SG의 shell thickness를 계산하는 식은 다음과 같다.



Fig. 3.60. P & ID for sodium-water mock-up test facility (MDP)

-451-

· Cross sectional elasticity of a pipe

v	_	d
r.,	-	E·e

- K<sub>a</sub> : cross sectional elastic modulus
- d 🔅 pipe diameter
- E = elastic modulus(Young's modulus)
- e : pipe thickness

· Velocity of pressure wave in a pipe

$$\alpha = \frac{\sqrt{(K/p)}}{\sqrt{(1+K/K_a)}}$$

- a : velocity of pressure wave
- K : bulk modulus
- p : density

본 시스템에서 사용되고 있는 주요 장치중의 하나인 cyclone separator 는 배출되는 기체중의 액체를 분리하는 장치로서 그림 3.61과 같다. Cyclone separator의 vent system은 vent trap을 사용하는 것보다 electric ignitor를 사용하는 것이 좋으며, upstream 쪽에는 check valve를 설치해야 한다. 이 때 nupture disc의 setting differential pressure가 낮기(appx. 0.5



Fig. 3.61. Schematic drawing of the cyclone separator

kg/cm²) 때문에 check valve의 △P를 고려해야 한다.

Pipe size률 결정하기 위한 normal velocity는 5~6 m/s로 하고 있으며, demonstration plant의 경우 배관 자재의 비용절감을 위해서 8 m/s로 고려 하고 있다.

시설에 대한 plot plan과 layout는 그림 3.62 및 3.63에 나타나 있다.

본 실험장치 설계를 위해 적용하고 있는 코드 및 standards는 다음과 같다.

Pressure vessel

Nuclear vessels : ASME Sec. III

· General pressure vessels : ASME Sec. VIII, Div. 1 & 2

Welding qualifications : ASME Sec. IX

- Tanks

· Case by case : API Standards

Piping

- Power piping with Addenda, Ob & Oc : ANSI B 31.1
- Nuclear power piping with Addenda 7b & 7c : ANSI B 31.8
   with Supplement 8b

- Pipes & tubes

- Stainless steel pipe : ANSI B 36.19
- Tube dimensions for heat exchanger : API Std. 640

(라) 각 components에 대한 설계상의 문제점

본 실험장치에 대한 개념 및 기본설계를 수행하면서 검토대상이 되었던 각 components에 대한 설계상의 문제점들은 다음과 같다.



Fig. 3.62. Plot plan of sodium-water reaction test facility

-465-



Fig. 3.63. Layout of sodium-water reaction test facility

① 반응기

노 상부가 매우 복잡해서 운전 및 보수의 어려움이 있으나 이것은 원자 로의 부속시스템을 얼마나 compact하게 할 것인가에 대한 개념차이 이다. MDPR에서는 이 시스템을 compact화 하는데 주안점을 두고 있으며, 또 원 자로 상부에 active component가 CRD 뿐이기 때문에 이를 유지보수하기 위하여 이곳에 접근해야 하는 빈도는 매우 적으므로 적은 가능성 때문에 원 자로 상부를 넓게할 필요는 없다고 생각된다.

반응용기의 부식 정도는 CSCC(Caustic Stress Corrosion Cracking)보 다는 chemical corrosion이 더 문제가 되며 이는 소급-물 반응 후에만 고려 하여야 할 사항이다. 이는 용기의 재질문제 일 수도 있으며 실험결과에 의 하면 원자로의 수명인 40년 동안 문제가 없다고 보고되고 있다.

BDBE (Beyond Design Basis Event)에 의하면 물이 125 kg/sec 속도 로 60초 동안에 누출될 경우에는 원자로 cavity내로 방출되기 때문에 cavity 를 lining 하여야 하며 분위기 가스를 항상 제어하여야 한다. 따라서 MDPR 의 경우에는 steel lining을 35 mm 두께로 하고 있으며 inert gas 분위기를 유지하도록 하고 있다. 또한 steel lining으로 support structure 역할을 동시 에 하고 있기 때문에 비용면에서도 문제가 없다. Inert gas분위기로 조정할 때에는 처음 inert gas를 충진시키는 작업은 용이하지 않지만 한번 충진되 면 유지하기가 어렵지 않다. 이는 ALMR (Advanced Liquid Metal Reactor) 경우 소듐 파이프가 통과하는 compartment의 유지보다 용이하다. 그러나 한번 BDBL이 일어나면 다시 처리할 수 있는 방안이 없기 때문에 이에 판 한 방안의 연구는 앞으로 수행되어야 할 것이다.

② 중기발생기

2차 소통의 입구(480℃)와 몰의 입구(200℃)가 동시에 상부에 존재하기

-467-

때문에 온도차(280℃)가 커서 설계상에 문제가 있으므로 SG의 재질을 9Cr-1Mo으로 하면 큰 온도차에 의한 재질의 stress 등에는 문제가 없다. 또 큰 온도차로 인하여 SG의 compact화가 가능하다.

중기발생기에서는 소듐을 drain 하기가 불가능하여 많은 양의 소듐 때 문에 냉각시간이 길어지므로 검사 및 수리시간이 길어지게 되며 따라서 유 용성이 적어지는데 이는 오히려 운전중에 thermal inertia가 커서 유리하다. 이러한 장점으로 인하여 운전의 확률이 유지보수의 확률보다 훨씬 크기 때 문에 전체적으로 유리하다. 또 중기발생기 자체가 잘못되어 유지보수가 필 요할 경우에는 MDPR의 경우 나머지 세개의 증기발생기로써 냉각이 가능하 기 때문에 냉각시간을 임의로 조정 가능하다. IHX와 SG간의 열전달 중심이 동일하여 자연순환 능력이 나쁘다. ALMR의 경우에는 운전 정지시에 1차 냉각재계통에서 2차 냉각재로 열전달이 일어날 경우에는 이것이 필수적이나 MDPR에서는 conduction에 의한 열전달이 더 지배적이기 때문에 자연순환 의 능력을 고려할 필요가 없다.

③ EMP

흐름의 경로가 center return type 이기 때문에 전선의 설치 등이 용이 하므로 압력의 손실이 적다. 또한 전선을 소듐 분위기에 설치해야 하므로 어려움이 예상되나 이는 설계로 해결할 수 있기 때문에 그다지 큰 문제가 되지 않는다. ALMR의 경우 유지보수시에 access가 가능하다면 큰 장점이 되겠지만 이는 불가능하다.

④ Rupture disc

용기내의 cover-gas 용적이 크게되면 압력응답이 느려지므로 많은 양 의 기체 반응생성물이 배출되어야 할 것으로 예상되나 MDPR의 경우는 압

-468-

력용답이 늦어지면 압력상승이 빠르지 않고, 높지 않음을 의미하므로 오히 려 장점으로 간주되고 있다.

⑤ Leak detector

ALD 및 CLD는 소듐에 잠겨있어 설계, 설치 및 유지보수에 어려움이 있으며, 침지식이기 때문에 ALD의 사용에도 문제가 많다. 또한 구조도 복 잡하고 고온의 소듐과 접촉해야 하므로 계속 연구개발되어야 할 것이다.

CLD는 steam generator 출구에서 sampling으로 하는 것이가 때문에 이는 다른 LMR보다 늦지 않으며 가스(Na와 접촉하지 않음)의 압력을 측정 하는 것이므로 정교한 sensor를 부착시킬 수 있다

라. Pool형 KALIMER System

(1) 개요

KALIMER 개념이 그 동안 연구해오던 이중탱크형 (MDP, Modular Double Pool Type) 원자로로부터 pool형으로 변경됨에 따라 본 연구는 이 를 기준하여 새로이 연구하게 되었으며, 소듐-물 반용 특성을 해석하기 위 한 물 모의 시험장치를 설계하기 위하여 KALIMER의 2차 계통을 모델링 하였고 이를 근거로 scale-down factor를 결정하였으며, 증기발생기 및 중 간열교환기를 포함한 2차 계통의 물질 및 에너지수지를 계산하여 물 모의 시험장치의 규모 및 geometry 등을 결정하였다.

(2) KALIMER 2차 계룡의 모사 계산

(가) 단순화 및 모델링

KALIMER의 2차 계통에 관하여 아직 확정된 배관 구조 및 이의 크기 가 정하여 지지는 않았으나 실험장치의 건설을 위한 scale-down factor 결

- 469 -

정 및 2차 계통의 압력 전파 특성을 예견하기 위해서는 위 프로그램에 의 하여 물 누출시의 압력 전달 현상을 계산하여야 하며 이를 위하여서는 정확 한 구조적 수치가 요구된다. 따라서 1차적으로 다음과 같이 가정하여 이를 수행하였다. 우선 2차 계통의 개략적 구조는 그림 3.64와 같다고 가정하였 다.

- cold leg보다 높은 위치의 소듐 및 배관이 없다.
- 순환 펌프는 EMP로서 증기발생기와 알체형을 사용한다.
- heat transfer tube의 모양은 중간열교환기는 straight, 증기발생기는 helical coil을 사용한다.
- 중기발생기는 과열중기 발생기로서 물은 tube side로 흐르며 밑에서 공급되어 수중기가 되어 위로 배출된다.
- 증기발생기 위쪽에는 cover gas인 알곤이 존재하며, 이 부분이 소듐의 온도변화에 따른 수축을 완화하므로 별도의 expasion tank는 설치하지 않는다.
- 중기발생기의 용량은 424 MWt로 한다. 이는 330MWe로부터 2개의 중기발생기를 사용하고 효율 40% 및 가압점프의 일 효율을 고려한 것 이다.
- 열전달계수 등 기본적인 자료가 부족하므로 이에 대해서는 PRISM의 데이타를 기본자료로 이용하였다.

본 프로그램의 기본구성은 junction에 의한 branch들의 연결이며, junction에서는 경계조건이 성립한다는 것이다. 따라서 2차 계봉에서의 소듐 -뮵 반응에 의한 압력의 전달 현상을 해석하기 위해서는 대상이 되는 배관 계통을 branch-boundary 형태의 모델로 단순화 시켜야 한다. 지금까지 알 려진 KALIMER 개념의 2차 계통으로 이 모델을 구성하였으며, 결과는 그 렴 3.65와 같다. 이 그림에서 원은 boundary junction을 나타내며 직선은



Fig. 3.64. The simplified and assumed structure of the secondary loop of KALIMER


Fig. 3.65. Branch and junction model of the secondary loop of KALIMER

branch를 의미한다. 번호는 각각 branch number 및 junction number著 나 타낸다.

(나)계산 결과 및 고찰

위의 모델에 기초하여 중기발생기의 상부에서 물이 누출될 경우, 2차 계통의 각 부분에서의 일반적인 압력의 변화는 그림 3.66과 같다. 이 그림에 서 보는 바와 같이 반응부위 및 증기발생기의 하부에서는 압력이 심하게 요 동(fluctuation)되고 있음을 알수 있는바 이는 증기발생기의 상부 cover gas 와 하부의 바닥 상호간에 압력 전파와 반사의 현상이 계속되기 때문이다. nupture disc는 약 20 msec 만에 파열되어 일정한 기압으로 유지되고 있으 며 중간 열교환기에서의 압력은 반응이 시작되어 상승되었던 압력이 이미 낮아쳤음에도 반응부의에서는 여전히 상승하고 있으므로 이 때가 최고의 압 력을 나타내게 되며 평가시에는 반드시 긴 시간을 고려하여야 한다. 또 여 러 가지 변수의 영향을 확인하기 위하여 누출 위치, 누출을, 중기발생기와 중간열교환기간의 거리 및 2차 계통의 크기(scale) 동의 영향음 고참하였으. 며, 그 결과는 각각 그림 3.67, 3.68 및 3.69와 같다. 그림 3.66은 묽 누춤을 과 누출의 위치의 영향을 나타내는 것으로서 누출이 하부에서 일어나는 경 우에는 반응부위의 압력이 많이 높아지는 것을 제외하고는 위치의 영향은 많지 않다. 또 화학반용의 영향은 앞에서 설명한 바와 같이 최대의 압력은 누출율의 0.45 숭에 비례하고 있다.

그림 3.68에서는 중간열교환기와 중기발생기간의 거리의 영향을 나타내 고 있으며, 이 그림에서 보는 바와 같이 약 20m 이상의 거리에서는 거리의 영향이 많지 않다. 그러나 20m에서 변화율의 차이가 있는 것에 대해서는 아직 충분한 이유를 이해하지 못하고 있다. 그림 3.69에서는 2차 계통의 크 기에 따라서 반응부위의 최대 압력의 변화를 나타내는 것으로서 물 누출율

-473-



Fig. 3.66. General trend of pressure transients at various point of secondary loop for large scale of water leak, calculated with this model



Fig. 3.67. Effect of leak location on the maximum pressure of IHX and reaction zone



Fig. 3.68. Effect of distance between IHX and SG on maximum pressure of IHX



Fig. 3.69. Effect of leak rate and scale on the maximum pressure at reaction zone

에 따라서 비슷한 기울기를 가지고 있으며 최대암력은 감소하는 경향을 나 타내고 있다. 따라서 적어도 계산에 외해서는 2차 계통의 크기와 될 누출을 외 비를 적당히 조절하면 동일한 영향이 관찰되는 것을 알수 있으며, 이 범 위내에서는 실험장치의 크기는 압력변화를 예측하는 데에 큰 영향을 주지 못한다고 할 수 있다.

(3) Scale-down factor 결정

앞에서 언급한 바와 같이 반응부위에서의 최대압력은 scale-down ratio 에 관계 없이 leak rate에 따라 거의 월정한 값(12~13 bar, 그림 6 참조)을 가지므로 scale-down factor를 철정할 수가 있었으며, 최적의 실험 규모를 결정하기 위해 KALIMER의 중기발생기 및 중간열교환기를 포함한 2차 계 통의 물질 및 에너지수지를 기초로 하여 scale-down ratio에 따른 수지계산 을 하였다. 그 결과 실험 규모의 scale-down factor는 heat load scale로 1/256 (linear scale은 약 1/6에 해당)을 선정하였다. 이를 근거로 소동-물 반응 물 모의 시험에 사용할 SG model 및 IHX model 동의 장치 설계를 수행하였다.

이 때 사용된 KALIMER의 주요 데이터로는 열출력; 365x10<sup>5</sup> kcal/hr, 소듐의 질량속도; 8x10<sup>6</sup> kg/hr, 배관 직경; 30 inch를 기준하였고, 증기발생 기는 helical coil type으로서 튜브 직경; 1¼ inch, 튜브 길이; 89.7 m를 기 준하였으며, 중간열교환기는 straight tube type으로서 퓨브 직경 및 bundle 길이를 각각 1 inch, 8 m를 기준하였다. 이로부터 실험 규모(scale-down factor 1/256)의 데이타는 열출력; 1.4x10<sup>6</sup> kcal/hr, 소듐의 질량속도; 3.1x10<sup>6</sup> kg/hr, 배관 직경; 2 inch로 계산되었고, 증기발생기는 helical coil type으로 튜브 직경; ¾ inch, 튜브 길이; 9.6 m로 계산되었으며, 중간열교환기는 straight tube type으로 튜브 직경 및 bundle 길이가 각각 ½ inch, 3.6 m로 계산되었다. 이 외의 주요 데이터들은 표 3.17과 같다.

(4) 설계 기준

물 모의 시험시설은 소듐-물 반응 시험을 수행하기 전에 물을 이용하여 류브가 파열되었을 때 2차 계통에 미치는 압력 전파 특성, 중간열교환기에 서의 압력 transient 및 가스 흐름 특성 등을 파악하여 SPIKE 및 DIPRE (Discrete two-phase PRessure Effect) 코드를 실증하기 위한 시험시설이 다.

중기발생기는 두 개의 모델 즉, SG Model-1과 SG Model-2로 설계하 였으며, 이들의 차잇점은 shell의 재질로서 model-1의 경우는 stainless steel 이고, model-2는 아크릴이다. Model-2의 재질을 아크릴로 한 이유는 실험 을 통하여 압력 전파 특성 및 가스 호름 특성 등을 눈으로 관찰하기 위함이 다. 따라서 model-2를 이용할 경우에는 잘소 가스의 압력으로써 튜브를 파 열시키고, model-1을 이용할 때에는 압력 발생 방법을 model-1파 같이 절 소를 사용하는 방법과 Pressurizer로써 10 bar 정도의 충격압력을 발생시키 는 두 가지 방법을 병행하여 수행할 예정이다.

Heat Load Scale	и	1/4	1/16	1/32	1/64	
		I				<u>19762</u>
A Physical Parameters of Su						
- Solitarin temp (tavodc) C		•				
- Water temp (in/out) C	· ····	-				
· LMTD C	-	•••••	<b>36</b> (2)			
B Host Transfor Area			r <u>~</u> ~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	<u>no.</u> I		7.948.7
- Heat outout kral/br	SAK R-00	91 E-06	23 E-06	11 E+06	57 E+06	
- Mass flow rate of Na kg/hr	BE-S	2 E+6	5 E-5	25 E+5	125 E+5	
Heat transfer area roa m <sup>2</sup> .	3051 1	7778	184.4	47.7	461	
C Piping						12.12
- Normmal pipe size, in	- 360	16	8	6	4	1.5.27
- Inside dia., m	0.737	0 397	0 203	0 154	0 102	
- Volumetric flow rate, m <sup>3</sup> /s	2,601	0 650	0 163	0 081	0.041	23.50
A slower of andress m.a.		5.25	< 1/2	A 74	4.05	
D THY Model						
J Tube			o	0	1.001.000	
- Spec outside dua.(t), in (mm)	HALL	1(211)	3/4(183)	3/4(1-83)	1/2(165)	
No of tube	42964	1216	419	210	172	
- Velocity of sodium, m/s	1.52	152	209	2.09	341	
- Length of tube bundle m	20	80	58	58	36	
Heat transfer area, m'	3101	776	146	73	24	
2 Shell						1990 <b>2</b> 99
Ad) (inside dua (t) m(mm)	241(20)	1 29(16)	0.61(8)	0 45(6)	0 28(5)	
Area fraction of tubes	Q.04	0 47	041	037	0 35	
E SG Model						2000
1 Tube						
- Spec outside dia.(t) in (mm)	17 (0.51)	1%(051)	1(0.42)	1(0 42)	3,4(0.34)	
- No of tube	350	150	50	30	20	
- Length of tube. m	89.2	49 3	46 2	385	38.5	
- Total heat transfer area m <sup>2</sup>	2961	738	184	92	45	124
2 Ruser				ŀ		
- Outside dia (t) m(mm)	0.76(1.27)	0 41 (1 07)	0 22(0 80)	0 17(0 71)	011(06)	
3 Shell						
- Inside dia.(t). m(mm)	32060)	1 87(40)	0 99(40)	0 75(40)	0 50(30)	
No of tube per one laver	22.9	136	81	56	46	
- Horizontal pitch, mm	<b>47.A</b>	47.4	37 9	37 9	284	
- Vertical pitch, mm	54.5	51 5	41 2	41 2	30 9	
-No of ture.	£3.4	143	261	293	44.7	
No of laver	11.S	110	62	53	43	
- Adv length of tube bundle m	60	90	70	68	50	

Table 3.17 Major parameters of the SG, IHX and 2nd. system on the scale-down factor

(5) 루프 구성

물 모의 시험장치의 구성은 2차 계통의 주요 장치인 증기발생기 (SG-Model-1/2) 및 중간열교환기(IHX-Model)를 비롯하여 물(탈염수)의 온도를 약 80 ℃로 유지하기 위한 온수 탱크-1/2 (Hot Water Tank-1/2), 압력 발 생장치인 철소가스 시스템 및 Pressurizer, 압축가스 저장탱크 (Compressed Gas Surge Tank), 물 순환펌프 (Water Circulation Pumps), Rupture Discs 및 압력 검출 시스템 동으로 구성되어 있다.

물 모의 시험시설의 P & ID (Piping and Instruments Diagram) 및 layout drawing은 그림 3.70-3.73과 같다.

Plan drawing(그림 3.73 참조) 상에서 보는 바와 같이 증기발생기와 중 간열교환기 사이의 이격거리는 3 m로서 이는 거리에 따른 압력파의 변형을 방지할 수 있는 최소거리이기 때문이다. 그림 3.68에서 보는 바와 같이 중기 발생기와 중간열교환기 사이의 이격거리에 따른 중간열교환기의 최대압력의 변화는 이격거리가 약 20 m일 때 변함을 알 수가 있으며, 실험 규모 장치 의 scale-down factor는 1/6.35이므로 최소한 3 m의 간격을 유지해야하기 때문이다.

Shell의 재질이 아크릴인 SG Model-2를 사용할 경우에는 중간열교환기 의 튜브 출구를 통하여 증기발생기 통촉(shell side)으로 되돌아오는 배판상 에 길이가 700 mm인 아크릴 단관(spool piece)을 중기발생기로부터 200 mm 떨어진 위치에 설치하여 배관에서의 압력 전과 및 호름 상태를 관찰할 수 있도록 하였다.

(6) 장치 설계, 제작 및 설치

KALIMER를 모델링한 결과와 물질 및 에너지수지 계산 결과를 가지고 물 모의 시험장치를 설계하였고, 필요 유속에 따라 배관의 크기를 결정하였

-481-



Fig. 3.70. P & ID for water mock-up test facility



Fig. 3.71. Iso-drawing of the water mock-up test facility

-483-



Fig. 3.72. Section drawing of the water mock-up test facility





Fig. 3.73. Plan drawing of the water mock-up test facility

으며, 온도/압력 제어 및 지시계기, 조작 스위치, 차단기, 전력조정기 및 relay 등은 control panel에 설치토록 하였다. 압력 전파는 압력파 검출 센서 를 이용하여 측정한 데이터를 Data Acquisition System을 통하여 분석할 예정이다.

주요 기기 사양은 표 3.18과 같다.

(가) 중기발생기 (SG, Steam Generator)

증기발생기는 두 종류로서 SG Model-1과 SG Model-2가 있다. Model-1은 shell 재질이 stainless steel이고, Model-2는 shell 재질을 아크 릴로 하여 실험을 통하여 압력 전파 특성 및 가스 효륭 특성 등을 눈으로 관찰할 수 있도록 하였다. 증기발생기의 류브는 helical coil이며 다섯 겹 (5 layers)으로 되어 있다. 증기발생기의 중심부에 있는 Riser 외축에 있는 류 브루터 1번 layer가 시작되어 통축 (shell side) 내벽 가까이에 있는 튜브가 5번 layer가 된다. 튜브의 직경은 1/2"이며, 1번 layer에서 5번 layer 까지의 길이는 각각 약 41, 49, 56, 63, 71 m로서 증기발생기 1 set당 전체 길이는 약 280 m가 된다. 각 layer 간의 간격인 수평 핏치 (horizontal pitch)는 19 mm 이고 수직 핏치 (vertical pitch)는 21 mm 이며 튜브 bundke의 길이는 1300 mm 이다. 또한 튜브는 friction에 의한 마찰손실을 줄이기 위하여 축 면에 이용매가 없는 튜브 (seamless tube)인 동시에 길이상으로도 용접 포 인트가 없는 roll tube를 사용하였다.

No.	Item No.	Equip. Name	Material	Spec.
1	H-01	SG Model-1	SUS 304	<ul> <li>Type : Helical coil</li> <li>Shell : 420mmOD x 2750mmL</li> <li>Tube :</li> <li>Size : 1/2" x 13 BWG</li> <li>Pitch : Horiz. = 19 mm Vert. = 21 mm</li> </ul>
2	H-02	SG Model-2	Sheli : Acryl Others : SUS 304	<ul> <li>Type : Helical coil</li> <li>Shell : 420mmOD x 2750mmL</li> <li>Tube :</li> <li>Size : 1/2" x 13 BWG</li> <li>Pitch : Horiz. = 19 mm Vert. = 21 mm</li> </ul>
3	H-03	IHX Model	SUS 304	- Type : Straight tube - Shell : 8" OD x 1750 mmL - Tube : • Size : 1/2" x 16 BWG • Size : 5/9" □
4	V-01	Hot Water Tank-1	SUS 304	- 30" OD x 1000 mmL
5	V-02	Hot Water Tank-2	SUS 304	- 30" OD x 1000 mmL
6	V-03	Compressed Gas Surge Tank	SUS 304	- 12" OD x 1000 mmL
7	P-01	1st Hot Water Circ. Pume		
8	P-02	2nd Hot Water Circ. Pumo		
9	S-01	Pressurizer	Body : SUS 316 Piston : SUS 316	<ul> <li>Type : Air drive liquid pump</li> <li>Model : Haskel MS-7</li> <li>Air supply press. : 1.8-9 bar</li> <li>Air drive flow : 15 scfm</li> <li>Max. out press. : 63 bar</li> <li>Power : 0.25 kW</li> </ul>
10	S-02	Rupture Disc	SUS 304	- 3" flange type Setting press. : 7_bar

Table 3.18 The specification of the main equipments

증기발생기 통축 (shell side)에는 물이 채워지며, 튜브측 (tube side)에는 빈 공간 상태로 둔다.

중기발생기 내부에 충격 압력을 가하는 장치로는 두 가지 유형이 있으 며, 하나는 칠소 가스를 이용하여 증기발생기 내부에 있는 튜브 파열판을 파열시키는 장치이고, 다른 하나는 Pressurizer 또는 Water Hammer/Piston 을 이용하여 외부에서 압력을 가하는 장치이다. SG Model-2에서는 전자의 방법을 이용하고, SG Model-1에서는 두 가지 방법을 다 적용할 예정이다. 튜브 파열관의 위치는 3번째 coil과 4번째 coil 사이에 있으며, 축방향으로는 질소 입구노즐로부터 850 mm 아래에 있다. 그리고 증기발생기 통촉 (shell side) 상부와 하부에 압력과 검출 센서를 설치하여 증기발생기내에서의 압 력 거동을 측정하게 되며, 연속 측정에 의하여 얻어진 데이터는 Data Acquisition System을 통하여 변화 상태를 확인하게 된다. 또한 중기발생기 bottom head에는 파열판(Rupture Disc)이 있어 증기발생기에 축적된 압력 에 의하여 파열하게 되며 이 때의 setting pressure는 7~8 kg/cm<sup>2</sup> 이다.

SG Model 1 및 SG Model-2의 설계 데이터는 그림 3.74a,b,c 및 그림 3.75a,b,c와 같다.

(나) 중간열교환기 (IHX, Intermediate Heat Exchanger)

증간열교환기는 straight tube type으로서 직경이 1/2"인 튜브가 66개 설치되며, 물은 중기발생기로부터 IHX의 Riser로 공급되어 튜브측 출구노출 을 통하여 증기발생기 통측으로 되돌아 간다. 튜브측 출구노즐 직경은 5"로 서 3" 배관과 연결하게 되어 있으며 이 때 연결 부분(fitting)은 윗면이 평평 한 5"x3" eccentric reducer를 설치하여 배관상에 air pocket이 발생하지 않 도록 한다.

중간열교환기의 설계 데이터는 그림 3.76과 같다.

$\prod$	ļ		-	ŀ		6	•	ļ	z	2	;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;;	2 2				_							L												,	4										.1								1
	ž				-	121 1			 •	-	-21														5	L						N					_			_[	( ~	P	:	ç 2	ר פינו									
		Autra						i	ANS: 12/1	110 200	ANA IRE	141 541				(	Ĵ	ጉ		- <b>F</b> -	1	-						ļ	Ĩ	Ĩ	Ĩ	Ĩ	â		ב ה וו		Ì					-T		-			1ª	• (	(3) (3)					
NOZZLE	L.		┥						50	(1×1) 250	2 - 27	1 0 2 1 2 1				`	-			-	٢			1													ļ										-1-	l	E	5				
A CREMINO SCH	THE REAL	11mL							10142	ę		Sched											Ի		<u>.</u>	با		5 5 1	)			100			0	5	**	0	5	2	₽ • •	<u>++</u> (5)(•)(•)	<u>*</u>   ) )	•		4								
:oute	ì	i			ã	SADE VIEW		121	COLOR ALLER	Ą		524			VOZZU						(	Ξ	Ş	$\frac{1}{2}$	5	-		5				>									`	i) a Detail of th	a Chith Fibrid		ddire non 7		- Tan · Al		- Support		- 6 SCH		REMARKS	
	10747				ļ				3		R,		ş								-	[	(			-(	Ć	)		-	) 	<u>}</u>	4 8	~	9	C	9					₹	1020					Hiered						
	SEMAKE				NO MAR ON	No. bo do any	And the second second	AD CANNER!		8	PC 4 Press Apparents/14	And Party			NCHIVI							(	E C				⊙, • X • X • H • €		***	/											53154-SAV-H-01-2/3	Zie (**) see DWG Na	115		DE OECHOEN THEI ARMON		) ) )		icidad after vendor					
	DWG DVIE	Ĭ	11106		T JBKOM		ON RPI		MISICIA ASIN		DISCOUT	CONTROLING MAL	JAKE .	BALL INC.		DALLE JALK	1410 30 1411	SEISING COOPE	PARTING.	101110					RADIOGRAPHIC		) TESI MUSS		<b>Bunce alka</b>		TEMPERATURE		SPECIFIC CALVE	fund Calculat			E CYANNA COC						NOTION NOT	MOZZLE FLG	14.4D		10-4111205	TON 1 LOS	C-15021	å	A	Δ	D	Ċ
	SUME			د		101		UEAT 6	A 1609			COMPACE.		ų į												ļ	2	нурно	CONTRACT OF	MOR DO	CPERAT	OF ST.N		6) 				3	IL BALLA			Γ					2	H 17 (1 - 1 -	NOZALE FL	A EVISIONS	(Jacobian Contraction of the second sec			
ſ	0445 #0			с - 1 1 1		20.04		SICUNADE				BIJELT		17 (MM10)											Finds - 59		-	4	5	2	ŝ	5	_	ŧ	21.715	ACCES					MAT		•				9 <b>.1</b> 4	G 34/5,194	6 4	  -	1			-
	SUISE SILV			174 C/C/14		Total Date	EAAA	A DESIGN	i i				ANNUACE.	NG) LENGTH			154 J FLAC T -	MIND VEL		~				ă	9 - -		NO.CH	NORN	10004	NGCNI	8	4	₽	•		SORIES	B 541 BOX	BONDAR D	D SIMMO		ERIAL	ľ	160	ŝ	3,00,6	INSULA FLORE	CIATH 710	1 305 JOH 1 CH	2	2	1			-
	101-10					the second second		DATA				HEAD	ANEA	-		11200	COM: HEY		X					0 153	- IN			k:f	11	ţ	ł	¥		ş	Ş			NOV.	PLAIE		•		.	-				THE SU	timfi ()	ž CH	1	•		-
1	>			1 361	RECOMO				5		đ		Ľ	UV.	03() (July 10) 10		NBHOL 1 PASS	10		ľ,				5	N1 - N1		PC-1 M	KDAW	REALM	H0-CH	ŕ	6		AFTER A	÷.	i								E N			SUS NY	NYSS I MIG	Aslesi-I	0 100				-

Fig. 3.74. Data sheet of the SG Model-1 (a)

- 687 --



Fig. 3.74. Data sheet of the SG Model-1 (b)

- 490-



Fig. 3.74. Data sheet of the SG Model-1 (c)

- 491 -

NC 107 / 107 JNL Contraction and the second sec ROCH? ŝ ţ TELLY / DUEN / FLAT / CONC / NEWBER / TORRE 3 별 100 MO ₫ PVLL / \$POT / NO Korse Alomio Energy Research Institute 3 ...... -104 HOL NN, AREA 3 2 쎀킼친 1 34/04/24 AREA 1 2 Mal Fred Rea 4 40% SC 4 (0% ) 4/00 Mal 16/07% 2 4/0 20 Mal 16/07% 2 4/0 20 Mal 24/07% 2 10000 AND AN AN AN AN AN HEAT EXCHANGER DESIGN DATA CITCH WHEN TO TO 1 0 44 0440 0.416 Sama Generator Mittel? ž 3 KOCH<sup>1</sup> KOCH<sup>2</sup> 1 4POL 1 40 IT ON CONTINUES IN CONTINUES ACCESSORIES MIGAL SIDE XH. 1001 32 NATERIAL ž Þ -5 = 8 1 ł ą Cwc HQ COMPOSITION ALL COMPACE | PIEL AND AND CANTRAL T - **1**11 H LAT L 8 1027579 TEBON OPERAT All the second s O MANAGAMINT BAPALE LAND EFFCENCE LANDACE PARE (ELT ANT) PHDHO PHERE RADIORANIS CAN ξž Į t, ARIGHT REPARATION Ĩ N SULFACE NO. FUND CHICK ATEO 100 02.21.5 - 1005 F GATTHLUD IPECINE CHANNEL TEMPERATURE TYPE OF HEAD #611 1-10 NOLA C NO ILST PREM N N N N HOLD TO BE MINA C008710 OVICI DATE 22 PROJECT LEN HO 휦 ļ 2 1 ų, Ф. ş - Active . Top. Bund tange ( ()) + () -----well be stocked star vendor Ð Į XXX ANN 81 21 117 3 NOZLE ORENTATION 151 × 1024 MOL SNS -Ģ Mone Ì ş į - ar SCH 40 Figu 8 (æ) Þ 3 Gen Fleres 9 Bottom C e THE A THEY ADD **REMARKS** 1 1 0 0 20 ļ 2 E ANDER & OPENNIG SCHEDULE -Í į 4 -ti 1 -9 Ē F Ì Ξ Į 8 Œ ٠l • • • 100 100 100 100 100 100 100 100 ļ 3 e) ÷ 2 ŝ  $\odot$ ł 5 벽 Ŀ. 6 ł ь 2 μoγ ME STS m \$75



Fig. 3.75. Data sheet of the SG Model-2 (b)

ģ



Fig. 3.75. Data sheet of the SG Model-2 (c)

~494-



Fig. 3.76. Data sheet of the IIIX Model

495

(다) 온수 탱크-1 (Hot Water Tank-1)

실제 KALIMER와 같은 조건에서 압력 전파 및 가스 호름 특성을 측정 하기 위해서는 증기발생기내에 공기가 존재해서는 안된다. 따라서 증기발생 기의 물의 온도는 대기온도로 충분하나 증기발생기내의 공기를 제거하기 위 하여 물의 온도를 1차로 가열하는 장치이다. 이 탱크에는 잔공을 유지하기 위해 Vacuum Pump가 연결되어 있으며, 온도조절기를 이용하여 온도를 제 어하게 된다.

온수 탱크-1의 설계 데이터는 그림 3.77과 같다.

(라) 온수 탱크-2 (Hot Water Tank-2)

이 탱크는 온수 탱크-1애서 1차 가열된 물울 보온 저장해서 증기발생 기로 공급하는 장치이다. 이 두 탱크에는 각각 Water Circulation Pump가 연결되어 있어 물을 공급하게 된다.

온수 탱크-2의 설계 데이터는 그림 3.78과 같다.

(마) 압축 가스 저장 탱크 (Compressed Gas Surge Tank)

이 탱크는 질소 bombs로부터 공급된 질소 가스를 일단 저장하는 탱크 로서 일정 압력(약 7 kg/cm<sup>2</sup>G)을 유지하며 증기발생기의 튜브 파열시 이용 된다. 증기발생기에 순간 압력을 가하기 위하여 질소를 주입할 때 이 탱크 와 증기발생기 사이의 배판상에 설치된 솔레노이드 밸브를 이용한다.

압축 가스 저장 탱크의 설계 데이터는 그림 3.79와 같다.

이와 같이 물 모의 시험에 사용할 기기들을 설계, 제작하여 1차적으로 기기 설치를 완료하였으며, 배관, 계장 및 전가 등 부속사설도 설치하여 물 모의 시험을 수행할 예정이다.



Fig. 3.77. Data sheet of the Hot Water Tank-1

-497 -



Fig. 3.78. Data sheet of the Hot Water Tank-2

-498 -



Fig. 3.79. Data sheet of the Compressed Surge Tank

ŝ

마. 결언

SG에 있어서 소듐-물 반응시 발생하는 초기 spike 압력은 SG 하부 개 방단으로 부터 2차계 cold plenum으로 전파하는 경우 압력파 전파가 1차용 기 및 내부구조들의 안전성에 미치는 영향을 평가하는 것이 중요하다. 이를 위하여 우선 SG shell을 모사한 관로의 개방단으로 부터 개방공간으로의 압 역파 전파에 관한 모의실험을 수행할 예정이며, 이 때 spike압에 해당하는 압력 발생은 drop hammer에 의하여 수중에서 압력파를 발생시킨다.

## 6, 결 론

소듭-물 반응 특성 해석에 대한 연구중 미량 누출현상의 해석 분야에서 는, 먼저 다른 원자로와 달리 액체금속로에서는 냉각재로 액체금속인 액체 소듭이 사용되기 때문에, 액체 소듭에 대한 몰리·화학적인 특성을 비롯해 서 열적, 핵적인 특성이 파악되었으며, 소듭의 반응 특성 특히, 물과의 반응 특성에 대한 문헌조사와 해석이 수행되었다. 물 누출 현상의 해석에서는 국미량 물 누출의 경우 누출 path의 plugging과 reopen에 대한 메카니춤이 파악되었으며, 특히 plugging 되었던 leak path가 reopen되는 데 걸리는 시 간을 세계 각국에서 수행된 실험 결과들을 조사하여 파악하였고, 국미량 누 출사 발생되는 wastage 방정식도 일부 파악되었다. 미량 누출의 경우 target material에서 발생하는 wastage 현상이 해석되었으며, wastage에 영 향을 미치는 주요 인자들인 누출량, 소듐의 온도, leak point와 target간의 거리 동애 대한 해석을 통해 wastage 방정식과 어떤 관객르르 나타내는 가 가 파악되었다. 또한 누출이 발생하면 누출부위에서 jet가 발생하게 되는 데, 이때 jet zone의 온도, target 표면의 온도분포, wastage 방정식등에 대 한 세계 각국에서 발표된 자료들을 수집 목록화 하였다. 소규모 누출이 발 생하면 소듐-물 반응애 의한 발열반응열과 고온의 부식생성불에 의해 누출 부위가 확대되는 secondary failure가 발생하는 데, 이에 대한 누출 확대과 정을 각국에서 발표된 자료들을 수집, 분석함으로써 누출확대 시나리오를 정성적으로 파악할 수 있었으나, 정량적인 자료는 거의 노출되어 있지 않 기 때문에, 차후 국제공동 연구와 같은 업무 수행을 통해 KALIMER의 2차 제통의 건전성 평가에 사용될 DBL결정을 위한 자료를 확보하는 것이 바람 직할 것으로 사료된다.

대규모 물의 누출 시에는 압력의 변화는 초기에 높은 압력의 상승이 있으며 이후에 비교적 낮은 압력의 상승과 시간에 따라 거의 일정한 압력의 유지의 세 단계로 이루어진다. 초기 압력 스파이크의 크기는 증기 발생기의 내부 구조와 음향과의 전달 특성에 따라 결정되며 2차 압력 상승은 2차 냉 각 계룡의 inertia constraints에, 유사 정상 상태의 압력은 rupture disk 파 열 후 소듐과 수소가스의 호류 방해 요소에 따라서 결정된다.

반응 생성물인 가스상의 수소는 초기에 구형의 단일 기포를 형성하여 커지다가 안전성을 잃으면 수소와의 균질 2상흐름을 형성하고 물의 누출이 더 중가하면 가스상의 수소, 액상의 소듐 및 이 두 물질의 균일 2상의 비균 일 2상 흐름을 형성한다.

이렇게 여러 가지 과정을 종합하여 해석하는 코드에서는 몇 가지의 단 계를 거친 코드의 검증이 필요하며 반드시 종합 현상의 해석이 이루워져야 한다.

이상에서 설명한 현상에 기초하여 초기 압력 spike의 전파현상 및 2차 계통에 미치는 영향을 평가하기 위한 SPIKE코드의 개발하여

○ 반응 부분의 현상해석을 위한 parameter study

ㅇ 경계조건의 평가

o 문헌 자료와외 비교

등을 수행하였다. 결과는 문헌의 자료나 예상 값과 잘 일치함을 보여주었으 나 정확한 구조적 자료의 미비, 실험조건의 부정확성 등 때문에 완전한 검 중은 될 수 없었으며 이는 실험적으로 수행되어야 한다.

KALIMER 개념이 그 동안 연구해오던 이중탱크형 (MDP, Modular Double Pool Type) 원자로로부터 pool형으로 변경됨에 따라 본 연구는 이 를 기준하여 새로이 연구하게 되었으며, 소듐-물 반응 특성을 해석하기 위 한 물 모의 시험장치를 설계하기 위하여 KALIMER의 2차 계통을 모델링 하였고 이를 근거로 scale-down factor를 결정하였고, 중기발생기 및 중간 열교환기를 포함한 2차 계통의 물질 및 얘너지수지를 계산하여 물 모의 시 험장치의 규모 및 geometry 등을 결정하였으며, 이를 기준하여 장치들을 설 계/제작하여 설치하였다.

## References

- R.C.Berglund, P.M.Magee, et al., Performance and safety design of the advanced liquid metal reactor, Proceedings of Am. Power Conf., Chicago, 1991.
- P.Magee, A.Hunsbedt, et al., Passive decay heat removal in the advanced liquid metal reactor, Int.Fast Reactor Safety Meeting, 1990.
- C.R.Kakarała, C.E.Boardman, Advanced Liquid Metal Reactor Helical Coil Steam Generator, Am.Soc.Mech.Eng., NE-vol.5.
- C.E.Boardman, J.P.Maurer, Passive approach to protecting the primary containment barrier formed by the intermediate heat exchanger from the effects of an uncontrolled sodium-water reaction, US pat. 4983353, 1993.
- C.E.Boardman, M.Hui, F.Fletcher, Test results of sodium-water reaction testing in near prototypical LMR steam generator, IAEA specialists meeting, 1990.
- Overall plant design specification, CDS 100-2, LMFBR conceptual design study branch, DOE/RRT, 1980.
- System design description, CDS 200-53, LMFBR CDS breeder reactor plant, 1981.
- 8. J.C.Whipple, et al., Conf-810615
- 9. P.M.Magee, GEFR-00559
- 10. A.H.Wiedermann and Y.W.Shin, ANL-CT-80-24
- RELAP4/MOD6: A computer program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems, CDAP TR 003, 1978.

- CRAFT2-Fortran program for digital simulation of a multinode reactor plant during loss of coolant, NPGD-TM-287, 1981.
- 13. S.G.Margolis and J.A.Redfield, WAPD-TM-534
- 14. J.A.Redfield, J.H.Murphy, WAPD-TM-666
- 15. J.A.Redfield, J.H.Murphy, V.C.Davis, WAPD-TM-800
- 16. T.A.Porsching, et al., WAPD-TM-840
- P.L.Daniel and J.M.Tanzosh, Int. Letter report LR:79:4570-01:01,1979.
- 18. D.E.Knittle, TRANSWRAP II User's Manual, GE, 1979.
- 19. Y.W.Shin, et al., ANL-80-4
- T.Maruyama, et al., Proc. 4th Int. Conf. Liquid Metal Eng. Tech., 1988.
- 21. M.Usami, et al., J. Atomic Energy Soc. of Japan, vol.33 (4), 1991.
- 22. H.Tanabe, H.Hamada, Int. Fast reactor Safety Meeting, 1991.
- J. P. Stone et al., High-Temperature Properties of Sodium, Report. NRL 6241, Naval Research Laboratory, Dec. 24, (1964).
- G. W. Thomson and E. Garelis, Physical and Thermodynamic Properties of Sodium, in Sodium, Its Manufacture and Uses, Reinhold Publishing Corporation, New York, (1956).
- F. Tepper, J. Zelenak, F. Roehlich and V. May, Thermophysical and Transport Properties of Liquid Metals, Report AFML-tr-65-99, MSA Research Corp., May 15, (1965).
- 26. C. B. Jackson, Liquid Metals Handbook, 3rd Ed., 26, (1955).
- C. T. Ewing, H. B. Atkinson and T. K. Rice, NRL Report C-3287, (1948).
- 28. E. B. Hagen, Ann. Phys. Chem., 19, 436, (1883).

- 29. E. Rinck, Compt. Rend., 189, 39, (1929).
- E. I. Goltsova, Density of Lithium, Sodium and Potassium to 1500 - 1600°C, High Temp., 4, 348, (1966).
- 31. Y. S. Ching, Proc. Roy. Soc. (London), A 157, 264, (1936).
- T. A. Zaker, M. A. Salmon, "Effect of Tube Rupture in Sodium-Heated Steam Generator Units", Proc. ASME Winter Ann. Meeting Los Angeles, Nov., Paper No., 69-WA/NE-18, (1969).
- M. M. Markowitz, Alkali Metal-Water Reaction, J. Chem. Eq., 40 (12), 633, (1963).
- J. A. Ford, Literature Review of Sodium-Water Reactions, APDA-167, (1965).
- 35. C. T. Ewing, J. A. Grand and R. R. Miller, J. Phys. Chem., 58, 1086, (1954).
- 36. E. N. Andrade, Phil. Mag., 17, 698, (1934).
- J. W. Taylor, AERE Report M/Tm 24 Dept. of Atom. Energy Harwell, Angland, (1954).
- G.Abowitz and R.B.Gordon, Compressibility of Liquid Sodium Potassium Alloy, J. Chem. Phys., 37, 125, (1962).
- A. W. Adamson, Physical Chemistry of Surfaces, 2nd Ed., Interscience Publishers, New York, (1967).
- 40. V. S. Trelin et al., Experimental Data on Velocity of Sound in Alkali Metals at Temperatures up to 800°C, High Temp., 4, 352, (1966).
- R. Evangelisti and F. Isacchini, The Thermal Conductivity of Sodium in the Temperature Range 90-850°C, Int. J. Heat Mass Transfer, 8, 1303, (1965).

- 42. G. W. Thomson and E. Garelis, Physical and Thermodynamic Properties of Sodium, in Sodium, Its Manufacture and Uses, M. Sitting (Ed.) Chap.9, Reinhold Publishing Corposition, New York, (1956).
- W. H. Evans et al., Thermodynamic Properties of the Alkali Metals, J. Res. Nat. Bur. Stand., 55, 83, (1955).
- 44. D. C. Ginnings et al., Heat Capacity of Sodium Between 0°C and 900°C, The Triple Point and Heat of Fusion, J. Res. Nat. Bur. Stand., 45, 23, (1950).
- P. W. Bridgman, The Physics of High Pressure, G. Bell & Sons Ltd., London, (1931).
- 46. N. Kanegae, K.Hashiguchi and I.Ikemoto et al., "The Effect of Nozzle
  to -Target Distance on Wastage in Small leak Sodium Water Reactions", Nucl. Tech., vol. 40, 261 (1978).
- G. N. Abramovichi, "The Theory of Tublent Jets", MIT Press, Cambridge, Massachusetts (1963).
- H. Hamada, H. Tanabe, "Analysis of Design Basis Leak Event in an LMFBR Steam Generator", ANP '92, International Conference on Design and Safety of Advanced Nuclear Power Plant, Oct. 25, Tokyo, Japan(1992).
- T. Takahashi, Y. Ohmori, "Influence of Sodium Water Reaction on Monju Steam Generator", IWGFR-50, Proceedings of a Specialists' Meeting, Hague, Nov. 9 (1983).
- 50. E. Cambillard, A. Lapicore, " The Consequence of Leak Propagation and Detection Studies on the Definition of the Design Basis Accident

for Sodium-Water Steam Generator", IWGFR-50, Proceedings of a Specialists' Meeting, Hague, Nov. 9 (1983).

- R. Currie, K. B. McCrindle and P. J. Wright, "The UK Contribution to the Sodium-Water Reaction R&D Programme in Support of EFR", IWGFT-78, Proceedings of the Specialists' Meeting on Steam Generator Failure and Failure Propagation Experience, Provance, France (1990).
- Summary report, IAEA Study Group Meeting, Bensberg, IAEA IWG FR/1 1974
- A. Ohto, I. Kinoshita, K. Yoshida and N. Ueda, CRIEPI report T-91016, 1974
- 54. M. Hori, Atomic Energy Review, 183, 707, 1980
- 55. D. A. greene, Nuccl Technol. 14 218, 1972
- R. Currie, private communication, from Summary Manual of QUARK. code
- K. Sato, Y. Shindo, K. Yoshikawa and I. Maekawa. Trans. Int. Conf. Struct. Mech. React. Technolo., 4th paper E5/5
- 58. A. Lacroix, J. Lions, M. Robin, "Safety investigations on sodiumwater steam generators, -Calculation method and experimental results-", Proc. Int. Conf. on Saf. Fast. React., Axi-en-Provance, Vb-5, 1-23, 1967
- 59. 一色 尙次, 堀 雅夫, 日本原子力 學會誌, 14(1) 15 1972
- B. Schwab, Ph Finck, Y. Blanchet and A. Lapicore, Proc. Boil. Dyn. Control Nuvl. Power Station, 3 225-230 1986
- 61. W. S. DeBear and N. H. Neely, J. Eng. Power 100 347 1978.
- 62. J. A. Bray, J. Brit. Nucl. Eng. Soc., 10 107 1970.
- J. O. Sane, J. J. Regimbal, J. A. Fairbairn and R. A. Meyer, Report, GERP-SP 165 (CONF-790814).
- 64. Y. W. Shin, G. F. Berry, J. G. Daley, B. J. Hsieh, C. A. Kot, et. al., Trans. Int. Conf. Liq. Met. Technol., vol. B, paper B/2 1981
- 65. D. Greene, Nucl. Technol., 18 267 1973.
- O. Miyake, Y. Shindo, H. Hiroi, H. Tanabe and M. Sato, Proc. of LMFBR Topical Meet., III-3
- 67. K. Tregoning, Proc. BNES Liq. Met. Alkali Met. Conf., p115 1973
- Vi-Duong Dang and Eli Ruckenstein, Int. J. Heat Transfer,16(1984)
   137
- N. Kanege, K. Hishiguchi, I. Ikemoto and M. Hori, Nucl. Technol., 40(1975) 261
- 70. R. Anderson, Nucl. Energy, 18(1979) 333
- 71 M. A. Salmon, Report NAA-SR-8140, 1963.
- 72. J. M. Smith and H. C. Van Hess, 'Introduction of Chemical Engineering Thermodynamics', 2nd ed., McGrow Hill Co.
- J. A. Roberson and C. T. Crowe, Engineering Fluid Mechanics, 5th ed., Houghton Mifflin Company, 1993
- J. D. Logan, Nonlinear Partial Differential Equations, John Wiley & Sons Inc., 1994
- J. Biscael, et. al., Proc. LMFBR Saf. Topical meet., Lyon, 1982, III-33-44
- P. Salvaraj, K. E. Seetharamu and G. Vaidyanathan, Nucl. Eng. Des., 123(1990) 87
- 77. M. Uotani, private communication, CRIEPI 1995
- 78. 秋元德三 水聲作用斗 壓力脈動, 日本工業新聞社 1981

- 79. H. Hishida, K. Sato and M. Hori, Proc. Fast. React. Saf. Meet., CONF-740401-P2
- 80. Y. W. Shin, ANL-8049, 1973

# 제 4 절 물 누출 검출 기술의 개발

## 1. 수소 검출 시스템 기술

가. 서설

용용 소듐을 사용하는 액체금속로의 SGU에서 물 혹은 스팀이 누출되 면 소듐과 반용하여 H<sub>2</sub>, NaOH, NaH 등이 온도와 반움물의 환경에 따라 화 학 평형상태가 변하며 소듐 순환계의 상황에 따라 사고의 형태가 변하며 사 고의 추이가 크게 발전할 수도 있다.

물 혹은 스팀의 누출 속도에 따라 소듐 화합물과 수소 가스의 량이 변 하며 이는 시간이 진행됨에 따라 평형을 유지한다. 이와 같은 수소 평형 혹 은 불평형 상태에서 소듐속에서의 수소 성분을 검출하여 조기에 누출 상황 을 검출하는 것이 본 연구의 목적이다.

수소 성분은 물이 소점속으로 누출되었을 때 소듐과 반용하여 소듐 수 소화 반용물이 생기며 일부 즉 과잉의 수소 성분은 가스 상으로 존재한다. 가스 상으로 존재하는 수소는 소듐내에 남아 있을 수 있고 그 일부는 소듐 과 평형에 있는 가스상(cover gas)에 남아 있게된다. 그러므로 수소의 검출 은 커버 가스에서의 수소를 검출하는 방법과 소듐속에 있는 수소를 검출하 는 방법이 있을 수 있다. 국미량의 물이 누출된다면 수소는 소듐과 반응하 여 수소화 나트롬의 반용물로 존재하기 때문에 커버 가스의 수소 검출로는 물가능하리라 본다. 따라서 국미량의 수소를 검출하기 위해서는 소듐에서 수소를 검출하는 것이 타당하다고 본다. 소듐에 있는 수소는 NaH로 혹은 free H<sub>2</sub>상으로 존재하며 free H<sub>2</sub>는 쉽게 소듐과 반응하여 NaH로 된다. 수소 검출기에서 검출되는 수소는 이와 같은 free He를 검출하는 것으로 NaH의 수소 성분은 가열하여 free He를 생산하도록 하는 것이 적절하다. 극미량의 수소을 검출하기 위해서는 반드시 이와 같은 소듐 가열에 의한 검출이 이루 어지는 것이 바람직하다.

본 연구에서 제작된 수소 검출기는 용용 소듐속의 수소를 검출하기 위 해서 설계되었을 뿐만 아니라 커버 가스의 수소를 검출하기 위한 목적으로 만들어졌다. 이 수소 검출기는 니켈 박작을 사용하며 스테인레스 스틸에 직 접 용접하여 사용한다. 본 연구에서는 가스상의 수소 성분을 검출하여보고 소듐에 적용하여 수소 성분의 검출이 가능한지를 확인하며 아울러 고농도 수소 성분이 있는 Ar가스와 저농도 수소 성분이 있는 Ar 가스로부터 국 미 량의 수소를 검출이 가능한지를 실험해 보았다.

#### 나, 소듐과 물의 반응에 의한 수소량 예측

예상되는 실험 범위의 수소 농도를 알아보기 위하여 반응 메카니즘을 알아보고 이로부터 얻어지는 커버 가스의 평형 수소 농도와 소듐 속의 hydrogen solubility 및 물 반응으로부터 얻어진 H2/H2O의 변환 비율을 알 아 보았다.

(1) Na/H<sub>2</sub>O의 반응

아래의 반응 메커니즘을 통하여 소듐과 물이 반응하면 NaOH와 H2가 생성되고, 발생한 H2는 과잉의 Na 속에 부분적으로는 NaH로, 나머지는 자 유 H2로 되고, 자유 H2는 Na속에 용해되어 있거나 NaH와 평형을 이루어 커버 가스 내에 존재한다. 반용 초기액 생긴 NaOH는 다시 과잉 Na와 반응 하여 NagO와 NaH로 반응하여 화학 평형을 이룬다. 이와 같은 반응이 모두 가역 반응으로 진행하므로 온도와 압력에 따라 H2의 분압은 항상 변한다. 이상의 반응을 종합적으로 도시하면 다음과 같다.

2차 반용 2Na + NaOH → Na2O + NaH ↓ 1차 반용 H<sub>2</sub>O + Na → NaH + ½H<sub>2</sub> ↓ ↓ 2차 반용 Na + ½H<sub>2</sub> ↔ NaH

(2) 커버 가스의 평형 수소 농도

커버 가스의 수소 농도는 소듐속의 수소와 평형 하여 이루어지며 이는 커버 가스의 수소 분압으로 나타난다. 다음은 소듐속에 존재하는 수소 농도 가 정해지면 커버 가스의 압력으로 예측할 수 있는 식이다. 이 식으로부터 수소 분압을 알면 소듐속에 존재하는 수소 농도를 예측할 수 있다.

$$P^{1/2}(torr) = 0.204C_s(ppm - H_2) \tag{4.1}^{2}$$

(3) 소듐의 수소 용해도와 NaH의 화학평형

용용 소듐의 H<sub>2</sub> 용해도<sup>1)</sup>는 다음과 같다.

$$Log_{10}C_{f}(ppm-H_{2}) = -3180 \frac{1}{T(K)} + 6.52$$
(4.2)4

용용 소듐과 평형에 있는 NaH가 해리된 Hz 분압은 Fig.4.1과 같다. 이 그림



Fig.4.1. Dissociation pressure of NaH in equilibrium with Na(1) vs temperature.

에서 수소 분압과 온도와의 관계는 다음과 같다.

$$Log_{10}P_{H_2} = 11.5 \pm 0.2 - \frac{6100 \pm 100}{T}$$
(4.3) 4

(4) H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O 변환 비율

실험적으로는 335℃에서 발생되는 수소는 약 11%로 보고되었고, PNC 의 SWAT-1과 SWAT-3의 실험 결과에서 얻어진 결과에 외하면 다음의 보정식<sup>29</sup>으로 나타내었다.

$$\frac{f}{T} = \frac{V_{CCO} \left[ 1 - \left( \frac{P_{CCO}}{P_{RD}} \right)^{1/2} \right] \rho_H P_{RO}(273)}{\int_0^{t_s} \left( \frac{G}{9} \right) dt}$$
(4.4)4)

여기서, *f* 는 H<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>O의 변환 비율, *T* 는 수소 가스의 절대 온도(K), *V*<sub>CC0</sub> 는 커버 가스의 초기 부피(m<sup>3</sup>), *P*<sub>CC0</sub> 는 커버 가스의 초기 압력(atm), *P*<sub>RD</sub> 는 rupture disc의 파손 압력(atm), *k* 는 비열의 비율(-), *P*<sub>H</sub> 는 수소 가스의 밀도(kg/m<sup>3</sup>), *G* 는 물 누출 속도(kg/sec), *I*<sub>R</sub> 은 rupture disc를 파 손하는데 절리는 시간(sec)이다.

다. 니켈 박막을 통한 확산 이동현상

누출 검출 장치의 감지부의 센싱 금속 박막은 소듐계로부터 수소 성분 이 다음의 경로로 지나간다. 첫째, 용용 소듐에서 니켈 박막을 통하여 수소 외 이동, 둘째, 니켈 박막을 통한 기체 확산, 셋째, 니켈 박막에서 기상으로 이동, 넷째, 감지부로 진공계를 통해 이동한다. 이와 같은 전달 현상 중에서 고체상의 확산이 느린 진공이기 때문에 나펠 박막을 통하여 확산이 율속 단 계이며 소듐속에 < i ppm 외 수소 농도를 가정한다. 반대로 감지부에 도달 하는 수소 flux와 소듐의 수소 활동도 변화 때문에 수소 flux 변화 속도가 나켈 박막의 수소 기체 확산 특섬에 의해 결정된다. 정상 상태에서 소듐속 의 수소 활동도가 박막을 지나는 수소 flux, q 는 다음과 같다.

$$q = \frac{D(C_2 - C_1)}{L}$$
(4.5)-4)

여기서, q 는 hydrogen flux (g/cm<sup>2</sup>·sec), D 는 박막내의 수소 확산계수 (cm<sup>2</sup>/sec), C<sub>2</sub>, C<sub>1</sub>은 소듐과 기체 계면에서 박막의 수소 농도 (g/cm<sup>3</sup>), L 은 박막 두께(cm)이다.

실재의 계에서 박막을 통하는 flux, q 를 결정하기 위하여 주어진 온도 와 압력에서 Ni 박막과 소듐계의 수소 압력과 수소 용해도의 변화를 판단하 는 것이 필요하다.

소등속에 수소 농도와 평형 수소 압력 사이의 관계는 < 0.3 ppm의 낮 은 농도 범위를 제외하고는 Sivert의 법칙을 따르지만<sup>15</sup>, 이 실험 결과에서는 0.1-0.3 ppm 범위에 걸쳐 Sivert의 법칙에 잘 맞는다. Sivert의 법칙 상수는 거의 300-400℃ 범위에서 온도와 무관하나 500℃ 까지 사용이 가능한 것으 로 조사<sup>33</sup>되었다. 이런 근거 하에서 나젤의 수소 기체의 용해도와 확산계수 자료로부터 박막 두께와 수소 농도 함수 관계를 일정 온도 하에서 단위 면 걱 당 수소 flux, q 를 계산할 수 있다.

소듐속의 수소 활동도 변화에 대하여 계기의 용답 속도는 박막의 진공 측의 수소 flux 변화 속도로 결정된다. 이 flux<sup>30</sup>는 다음으로 표현된다.

$$\frac{q_t - q_o}{q_o - q_o} = 1 + 2\sum_{p=1}^{\infty} -1^{*} \exp\left(-\frac{D\eta^2 \pi t}{L}\right)$$
(4.6)-4

-515-

여기서, q,는 임의 시간에 박막의 진공측의 수소 flux, q,는 zero에서 경상 상태의 수소 flux, q, 는 무한대 시간에서 수소 flux, D 는 정해진 온도에 서 니젤 박막을 봉한 수소의 확산계수 (cm<sup>2</sup>/sec) 이다. Flux는 시간 1 에서 의 정상 상태의 분을 변화로 표현한다. Fig.4.2는 여러 가지 박막 두께에서 니첼 박막의 전이 확산 결과이다. 이 계산 결과를 보면 500℃에서 flux의 70%에 도달하는 시간은 10 sec 이다.

#### 라. 수소 검출 방법의 검토

(1) 평형 모드(equilibrium mode)

진공축에 소등축의 hydrogen partial pressure와 평형을 이루는 방법으 로써 이 방법은 소등속의 hydrogen 농도를 상대적인 값으로 측정하기 위한 수단이며 batchwise로 조작된다. 평형 모드에서는 수소 분압을 정의하는 것 즉 절대압이라고 판단되는 방법의 설정, 진공 상태의 수소 분압을 정의하고 판단하는 것 동을 명확히 판단하는 것이 중요하다. 따라서 실험적인 요소로 는 진공 절대압 측장 계기의 성능확인, 일정한 진공 유지법 등이 가장 우선 적으로 해결하여야 할 것으로 본다.

(2) 동적 모드(dynamic mode)

진공 상태를 계속 유지하는 방법으로써 소듐속에 hydrogen 농도에 따 라 니첼 박막을 통하여 확산되는 hydrogen flux에 따라 진공 이운 펌프의 전류 변화로 보정하여 사용하기도 하고, 또 hydrogen flux된 기채와 sweep gas인 Ar 가스등으로 함께 gas chromatography로 측정하는 방법이다.

-516-



Fig.4.2. Transient hydrogen-transport fluxes for nickel membranes.

이 방법들 중에서 ion pump current 변화로 얻는 것이 더 민감한 것으. 로 보고되었다.

동적 모드의 측정 방법은 진공측으로 flux되는 hydrogen을 Ar 개체로 함께 포집하여 gas chromatography에 주입하고 농도를 측정하는 방법이 될 수 있고 이때 진공 속으로 sweep gas를 넣는 방법이므로 gas flow rate 측 정여 문제가 된다. 따라서 이의 실험은 매우 까다롭다고 판단된다. 이때에는 sweep gas를 함께 집어넣지 말고 센서를 직접 배판에 삽입하는 방법이 매 우 방람직하다고 본다.

다른 방법으로는 hydrogen이 있는 가수를 확산시키되 일정 진공 상태 를 유지하면 hydrogen의 flux 변화에 따라 진공도의 변화로 검출하는 방법 이다. 이때 일정 진공 유지 제어 방법과 flux에 따라 진공 펌프의 미세 current 변화 측정의 성능을 얻는 것이 실험에서 중요한 작업으로 판단된다. 여러 연구자들이 수행하였던 수소 검출 장치와 실험 조건에 대하여 조사된 내용을 보면 다음의 Table 1과 같다.

동적 모드는 on-line으로 측정할 수 있는데 반하여 평형 모드는 측정 간격이 존재한다<sup>4)</sup>. 따라서 연속적인 수소 변화량, 변화 속도 동으로 자료를 확특하기 위해서는 동적 모드가 적절하다. 그러나 동적 모드는 정밀도가 멀 어진다.

마, 수소 검출 장치와 실험

(1) 고농도 수소 검출의 실험

가) 실험준비

문헌	Sensor Type å melhod	lightrogen detection	Ana Jyšiš	Sensitivity	검토 내용
D.R.VISSETS, et al Nuci, Technol., 12 218 (1971)	Diffusion (On-line # )	<ul> <li>Dynamic wode</li> <li>1.0x10<sup>-4</sup> jb-liz0/sec</li> <li>&lt;0.1 ppm-llydrogen</li> <li>Equilibrium mode</li> <li>0.01 - 2.00 ppm</li> <li>(#4.64x10<sup>-4</sup> - 1.68x10<sup>-1</sup>Totr)</li> </ul>	• Ultek I) Elter/sec D-1 ion pump current * Gas chiomatography 도 보겠을 땁.	* 500°C, 10-m(1-1k/H) (0,25*1Dx0,27*00 두세) 간작소원 변화와 70x에 도및 사찬: 10 sec (Responce time:(20 sec) * 0,1-1 ppm-Hydrogen동도 의 출락신호에서 10n pump 신호 no1se는 (0,2 x * 10*1 1b-1120/sec 1esk 점출 ((1 min에 10 <sup>3</sup> 1b-Na/h의 호름에서) * > 0.3 ppm-kydrogen에서 수소 분압 측정이 정확 (단, 검출이 s10*) * 18.03 grA* (0,1 ppm-182 오차 0,12x	<ul> <li>0.01 1b-H20/sec (0.5-5 min 午童 onzet ) shutdown)</li> <li>1.0x30'4 1b-Hz0/sec ) mafe leak 현계</li> <li>0.1 cpm-hydrogen 수준은 Na속에 수소 공도 4 X 중기</li> <li>0.1 cpm-hydrogen 수준은 Na속에 수소 공도 4 X 중기</li> <li>1.0x30'4 1b-Hz0/sec ) mafe leak 현계 (=15 ±3 µA)</li> <li>1.3±0.2x10'7Liter forr/sec µA (=66±5 µA)</li> <li>10'41b-H20/sec leak 감손을 하려면 0.004 ppm-bydrogen의 풍가를 측계 가능하여야 함.</li> <li>(H207) 반응하여 모두 hydrogen의 용해 된다고 가정)</li> <li>10'5-10'7 Torr 진문 유지</li> <li>Na/membrane/Vacum의 kydrogen activity 구매는 수소 확산에 의존</li> <li>Nass spectrometer와 Ion pump current 사용의 장면침 비교</li> <li>N1 박의 크기 0.25''10 x 0.27''00 x 9'' Long</li> </ul>
P.Roy, et al Trans.Am.Hucl. Soc., 14 (85 (1971)	Diffusion	* 0,3-4,1 pps H2의 범위로 확정 (경찰 한계 미제시)	● SUS tube 이용 ● Gag analysis, Standard pressure gauge, Sputter ion pump current 축정	* 검출 감도에 대한 설명 얇음	● AFNA-228 (1968)의 SUS tube에 대한 diffusion 가료 해석/박교 경로 ● Cold trapped Na foop 대상 - Ar에 2% hydrogen의 혼합기계를 loop에 주입 - 여러 단계와 온도제어

Table 1. Survey of analysis methods and sensitivity of hydrogen leak detection system in foreign countries.

ર લો	Sensor type & Gelhod	liydrogen detection ) =!!	An#1yz]s	Sensitivily	김토 내용
0.¥.¥(ssers, et =  Mucl, Technol., 12 218 (1971)	D((fusion (On-)ine <del>8</del> )	<ul> <li>Bynamic wode</li> <li>Bynamic wode</li> <li>1,0x10<sup>-4</sup> lb-HgO/sec (*0.1 ppm-Hydrogen)</li> <li>Equilibrium mode</li> <li>0,01 - 2,00 ppm (*4,64z10<sup>-6</sup> - 1,86x10<sup>-1</sup>Torr)</li> </ul>	• Ion pump current • Mass-Spectrometer type device王 明2}	<ul> <li>&gt; 500 ℃, 10-m11-tk/N( 갑작스런 병화의 70%에 도달 시간 : 10 sec (Response time:-20 sec)</li> <li>&gt; 0,1-1 ppm-Hydrogen동도 범위에서 신호 noise : (0.2 %</li> <li>&gt; 10<sup>-4</sup> 1b-H2O/min (= (1 min)</li> <li>&gt; 0,004 ppm-Hydrogen 중기 속정</li> <li>&gt; 0.3 ppm-Hydrogen에서 정확</li> <li>&gt; 18.03 μeAr -0,1 ppm-H 오차 0,12%</li> </ul>	* 0.01 1b-H20/Sec (0.5-5 mln 学者 onset ) shutdown) * 1.0x10 <sup>-4</sup> 1b-H20/Sec ) safe teak원기 * 今소 苦도 4X 寻가는 Ha속에 0.1 ppm-Hydrogen * 1.6±0.4x10 <sup>-7</sup> Liter Torr/Sec μA (=15±3 μA) 1.3±0.2x10 <sup>-7</sup> Liter Torr/Sec μA (*58±5 μcA)
D.R. Vissers et al Trans.Am.Huc), Soc., 14(2) 610 (1971)	D[[fusion	* Dynagic Bode 30*6 - 10*4 Torr Vacuum 유지 말요 * Equilibrium wode (경축 한계 미제시)	<ul> <li>Ion pump current 특징</li> <li>\$chulz-Phelps [onization gauge로 수소정형양의 측정 과 Sivert's 법칙 상수도 Na속의 수소 동도 관계 희목</li> </ul>	■〈비 ppb 변하 측계 * 100 ppb 까지 정확함 (*/- 10x 오카)	<ul> <li>▶ 비 박을 통한 hydrogen의 확산속도를 결경(Dynamic mode에서)</li> <li>&gt; llydrogen의 분압 (수소 flux와 수소 wctivity)을 ion pump의 current를 결경</li> <li>&gt; 윤전방법 : 5.유. Vissers, et al. 12 218 (1971) 장조</li> <li>42 kg-Na 사용</li> <li>24 Log P(Torr)=-(5523/T)+10.30 Log S(Torr)=-(2542.3/T)+5.962</li> </ul>

문원	Sensor type 4 method	Hydrogen detection Limit	Analysis	Sensitivity	검토 내용
E.A. Davies, et a) Froc.BMES Conf, on Liq.Alkali Wetals, p93-99 (1973)	Diffusion -Secep gas 이용:At -Continue 특징		<ul> <li>Kathurometer 토 sample gas과 pure Ar reference gas북 비교 유정</li> <li>Ilydrogen 평명암학 유정(330-670℃) K=(Null)// Put K= &amp;C/(vPg- vPt)</li> </ul>	<ul> <li># Katbarometer 및 연강도</li> <li>- 1mV/100 vpm(H2/Ar)</li> <li>- 센시: &lt;0.05℃ 계여</li> <li>~ Fluctuation ±2 vpm (상운변화에서)</li> <li>- Long-term drift:</li> <li>&lt; 5 vpm/veek</li> <li>- 약 5 paig-Ar에서 100 vpm(=0.1 Torr 수소분함)</li> <li>- Gas flow 영향 없음</li> </ul>	* Oxygen 있는 상대와 없는 상태에서 Hydrogen 높도 측정 비교 * APDA-241 (1970) : Closed Cell technique 미용 (Equilibrium 알렉 측정 북적) * Hydrogen의 slow loss : 신호 decay의 과태 15% (Gas상의 hydride deposition)
		F I			

운연	Sensor Lype 4 wethod	liver detection	Analysis	Sensillvity	경토 내용
J.T. Noines, et al Mucl. Technol., 21 228 (1974)	Diffusion.	(0.06-0.08 pp <del>m-</del> llydrogen	* Inonization-type racuum gauge Dynamic mode -lon pump current 과정 * Equilibrium mode -91 20-30 min에서 당한 Hydrogen 안 때 수정. ionization gauge 이용.	* +/- 20% uncertainly bund * < 0.05 g-flgO/sec 국정 (Shutdown 치인)	* ENR-11 적용, on-1(ne 즉정 (ANL) * ( 32,500 Liter-Na 의 pot (Primary system) * Mickel membrane 0.25 wm tk x 13 mm dia Heilow type, 대부에 rib 전치 30 cm <sup>2</sup> surface area * Frimary의 secondary Ha에 사용 가능
					• 谷卫: Trans,Am,Nucl,Soc.,14 610 (1971) Pucl,Technol.,21 235 (1974)
D.R Vissers, -t al Nucl. fechnol., 21 835 (1974)	Diffusion		= Vartan Millitorr lon gauge = 1/4" Nickel tabe 10-ail-tk 3-470/inch-ring 계년:1/2" Nickei tube	• Equilibrium time : - 10-30 min (Sensor부기 : 최소 100-150 ml)	= E38-[1 에 적용 • 10 <sup>-4</sup> - 10 <sup>-4</sup> forr(Dynamic mode)진공 Titanism-Cathode pump(-11 L/sec) • 긴 루가 동안 equilibrium mode로 운전하면 0.1 ppu-Nydrogen in Na의 상도를 가진 곳에서 타당성 없음 (진공학으로 degassing)

운연	Sensor Lype & method	Hydrogen delection Limit	Analysis	Sensillvily	김토 내용
H. Katsuta, et al Mucl. technol 31 218 (1974)	Diffusion		* Type 316L SUS bellow tube ^}₽		<ul> <li>Below shape : 36 see OD x 27,5 see 1D x 0,75 see 1k 200 mm long, 200 cm<sup>3</sup> Volume, ~850 cm<sup>2</sup> surface area</li> <li>Pirani gauge 12.78 : 1x10'<sup>2</sup> - 1 mmlig 3) Hydrogen gas</li> </ul>
W.W. Osterhowi, et al Nucl, Technol., 40 159 (1978)	Di ffusion	* 10 <sup>-4</sup> - 10 <sup>-8</sup> Torr (Dynamic mode)	* Hydrogen flux에 비해하여 pump cwrrent 특정 * Nickel belloe tube	* 12.4 ±7.7 ng/g ルA * Sinal change / K = 0.954X / K * 약 753 H에서 신호,9 70X 도달하는데 10 sec * 1.2x10 <sup>-3</sup> - 1.6x10 <sup>-4</sup> g-H <sub>2</sub> 0/sec (0.9-81.4 min)	<ul> <li>정정:Rapid reponse tipe, high sensitivity, stability, reliability</li> <li>보정:fon pump current와 Ha 속외 hydrogen 동도와 여러 관계 (SO-300 ng/g의 hydrogen level 사용)</li> <li>fon pumping speed : 15 L/sec</li> <li>Data aquisition system 사용</li> <li>신의 상과 인경성이 공명, Nu fesh당 관측(10.6 g-HgO/sec 상도)</li> </ul>

સ્ત	Sensor type å method	llydrogen detection fielt	Analys is	Sensicivity	정도 내용
T. Funada, et al Muc], Technol,, 45 158 (1979)	Ciffusion	In10-3 Torr Slydrogen	<ul> <li>Gas Chromatography (TCD + F1D)</li> </ul>	Response time = Equilibrium time + -2 min (150-700 TC)	<ul> <li>Ixi0<sup>4</sup> Torr 가능</li> <li>Ilydrogen 센서는 Mickel tube로 coll 제작 : 2.0 m dia x 0.1 m tk 4500 m loog Coll 크기 :</li> <li>Equilibrium time에 별 영향 없고 생서 온도에 와픈</li> <li>Standard gas ()ow도 보정</li> </ul>
					-

본 연구에서는 실험할 대상의 가스의 수소 농도가 수십 혹은 수백 ppm 이상일 때를 고농도 수소 검출 실험이라 하고 그 이하를 저농도 수소 검출 실험이라 하였다.

니켈 박막은 길이 200mm, 지름 10mm, 두께 0.3mm이며, 진공계는 rotary vacuum pump, turbomolecular pump, ion pump로 이루어지며 이외 에 pirani gauge, ion gauge로 진공압을 계측한다. 진공압이 10<sup>-4</sup> mbar이하 이면 pirani gauge로 측정하며, 그 이상에서는 이은 게이지로 측정한다. 장 치는 Fig.4.3, Fig.4.4와 같다<sup>56)</sup>,

운전방법은 rotary vacuum pump를 먼저 켜고 진공압력이 떨어진 다음 ion pump를 켠 뒤, rotary vacuum pump의 입구측 별보를 장근다. 이와 같 은 방법으로 진공 시스템을 유지한다, 수소 박막 센서에 장착된 온도 가열 기는 센서의 온도를 쉽게 조절할 수 있도록 PID 모드 및 CA형 온도 조절 기이며 가열 매체는 900℃ 까지 가열이 가능하다.

센서에 주입되는 모의 가스는 Ar과 Hz를 흔합하여 사용하며 이 가스의 주입이 최대한 가깝게 하였다. 수소 검출 센서는 수직으로 설치하여 나중의 소듐 주입후 드레인할 때 소듐이 잘 배출될 수 있도록 하였다.

진공배관은 SUS304로 하였으며, 연결은 용접 혹은 CF형과 KF형의 진 공 프렌지를 사용하였다. CF형 프렌지는 Cu 가스켓을 사용하고, KF형 프렌 지는 고무 O-ring을 사용하였다. 실험에 의하면 고무 O-ring보다 Cu 가스 켓이 더 실령이 잘되며 진공도 유지가 유리하였다. 진공 배관에 사용하는 밸브는 butterfly밸브와 gate밸브를 사용하였다. turbomolecular vacuum pump 축에는 butterfly 밸브를 설치하였고, ion pump축에는 gate 밸브를 사 용하였다. 가능하면 gate 밸브를 사용하는 것이 유리하다.

진공 계측기로 부터의 신호는 data acquisition board로 자료를 얻었으 며 응용 프로그램인 GlobalLab(Data translation 사 제품)을 사용하였다.

-525-



Fig.4.3. Photography for equipments and instruments of hydrogen leak detection system.



Fig.4.4. Schematic diagram of high vacuum system and signal flow for data acquisition of hydrogen leak detection system.

Data acquisition board의 개략적인 입력 특성을 보면 throughput는 250kHz, gain은 20배까지, conversion time은 최대 2.5µs, gain=1에서 S/비는 70 dB, 입력 전압은 +/- 10volts이다.

#### 나) Ar과 고농도 Hz 가스 유량제어에 의한 실험 결과

진공 작업은 6시간 이상 진행하여 약 1x10<sup>-5</sup>mbar가 유지되면 시험을 실시할 수가 있다. 그러나 안정한 진공도를 유지하려면 24시간 이상 요구된 다. 실험을 위해서 Ar 가스를 먼저 주입하여 수소 성분이 없게 분위가를 만 든다. 이상과 같은 분위기가 조성되면 Ar가스와 H<sub>2</sub>가스를 유량 제어하여 수소 검출을 실시하였다.

신호는 진공도 측정에 의해서 이루어진다. 다음은 970ppm의 수소 성분으로 추정되는 아르곤 가스를 주입하여 얻어진 결과<sup>6)</sup>는 Fig.4.5와 같다.

Fig.4.5를 보면, 주입하는 순간부터 센서 시스템의 압력이 변하기 시작 하는 시정까지 걸리는 시간은 센서의 니젤 박막까지 수소 가스가 돌어가는 거리에 비례하는 특성을 갖고 있다. 이때 유입 H<sub>2</sub>가스의 농도가 970 ppm액 서 Ar 가스의 유량을 2배로 증가하여 농도를 485 ppm으로 낮추면 유량이 증가하여도 용답속도는 약 0.6x10<sup>-5</sup> mbar/min에서 0.5x10<sup>-5</sup> mbar/min으로 감소하였다. 이것은 유량에 관계없이 농도가 낮아지면 용답 속도가 감소하 는 결과로써 이 정도의 유량 범위에서는 H<sub>2</sub>의 농도에 의존함을 의미한다. 록, 수소 농도가 낮아지면 농도가 높은 쪽의 농도가 낮아지면 결국 농도 driving force가 작아지는 결과이므로 니켈 박막을 확산되는 속도가 작아지 는 결과가 나타난다.

앞서 설명되었던 것처럼 가스 주입 사정에서부터 압력이 변하기 시작하 는 검까지의 걸리는 시간은 carrier gas인 Ar 가스의 주입 유량이 적으면

-528-



Fig.4.5. Vacuum pressure changes for feeding the traced hydrogen gas within 970 ppm.

이 delay time이 존재하였다. 이것은 수소 성분이 있는 매체의 유입 경로에 따라 용답성이 다르다는 것을 의미하는 결과이다. 따라서 농도가 낮아지면 용답이 늦어지며 진공도의 변화가 거의 없게 나타날 수 있다는 좋은 결과이 다.

Fig.4.6에서 보는바와 같이<sup>51</sup> 가스 유량을 970 ppm에서의 유량의 4배를 증가시키면 H<sub>2</sub>농도는 1/4배 감소하며 이런 감소에도 불구하고 응답속도가 0.65x10<sup>-5</sup> mbar/min에서 0.9x10<sup>-5</sup> mbar/min으로 중가하였다. 즉 유량이 중 가하면 가스의 공급속도가 커지는 결과이다.

이상의 결과에서 가스의 농도와 유속에 따라 응답 속도가 변하는 것을 알 수 있고 박막을 통과하는 H<sub>2</sub>의 량은 소듐이나 커버 가스 내에 존재하는 H<sub>2</sub>의 농도와 센서 박막율 통과하는 유속과의 관계가 있음을 알 수 있다.

(2) 저농도 수소 검출의 실험

가) 실험준비

본 실험은 경제 루프에 수소 박막 센서를 설치하였다. 센서는 앞서 사용되는 것과 같으며 경제 루프에 설치하였다.. 센서의 한 개는 소듐용으로 설치되었고, 다른 하나는 커버 가스를 위해서 설치되었다.

실형 온도 범위는 350℃, 450℃, 500℃로 실시하였고, 주입되는 가스는 4.9 ppm-H<sub>2</sub>가 들어있는 Ar 가스를 사용하며, 순수 Ar 가스는 6N (99.9999%)의 가스를 사용하였다. 분석에 의하면 순수 Ar 가스의 수소 성분 은 약 0.2ppm-H<sub>2</sub>의 량이 포함되어 있었고, 수소 성분이 생성될 수 있는 성 분으로 hydrocarbon을 생각해 볼 수 있다. 이 성분 분석은 total hydrocarbon (THC) 분석 형태로 이루어지며 THC의 값은 약 0.13 ppm으



Fig.4.6. Relationships with Ar gas flow rate vs pressure change

로 나타났다.

나) 소듐속의 저농도 수소 검출 특성 실험 결과

온도에 외한 영향을 알아보기 위하여 센서의 온도를 올려가면서 실험을 하였다. 센서에 소듐을 훌려 흐름이 없이 센서에 소듐의 일부가 남아 있는 상태에서 실시되었다.

Fig.4.7은 350°C에서 6N Ar 가스를 넣고 실험한 결과로써 가스의 주입 은 데이터 획득이 시작되는 시점으로부터 30 sec후에 주입하였고, Fig.4.8은 350°C에서 4.9ppm-H<sub>2</sub> 혼합가스를 상기와 같은 방법으로 주입하여 실험한 결과이다. 가스의 수소 농도가 높아져도 아무런 변화를 얻을 수 없음을 보 여 주었다.

Fig.4.9, Fig.4.10, Fig.4.11, Fig.4.12은 450℃에서 4.9 ppm~H₂ 혼합 가스 를 유량을 변경하면서 실험한 결과로써 데이터 획득이 시작되는 시점으로부 터 30 sec후에 주입하도록 하였다. 350℃에서 보다 450℃에서 보다 약간의 진공압 변동이 일어남을 알 수 있으며 유량에 크게 변화하는 현상을 알 수 없었다.

Fig.4.13, Fig.4.14, Fig.4.15, Fig.4.16는 500℃에서 6N Ar 가스의 유량 중가 시키면서 실험한 결과로써 데이터 획득이 시작되는 시점으로부터 30 sec후에 주입하도록 하였다. 500℃에서는 앞서 낮은 온도에 비하여 수소 겸 출 특성이 크게 나타나며 겸출이 쉽게 이루지는 것을 알 수 있다. 여기서 유량이 중가함에 따라 검출 특성이 낮아지는 것은 아직 분명하지 않지만. 센서 속에 남아 있는 소품이 가열되면서 수소 성분을 분해하여 점차적으로 소듐속에 녹아 있는 수소의 농도가 점점 낮아지는 현상 때문으로 판단된다.

Fig.4.17, Fig.4.18, Fig.4.19, Fig.4.20은 500℃에서 4.9ppm-H2 흔합가스



Fig.4.7. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 350°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 0.7x10-5 mbar, gas flow rate ; 20 scale).



Fig.4.8. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 350°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 1.54x10-5 mbar, gas flow rate ; 20 scale).



Fig.4.9. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 450°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.42x10-7 mbar, gas flow rate ; 10 scale).



Fig.4.10. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 450°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.59x10-7 mbar, gas flow rate ; 20 scale).



Fig.4.11. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 450°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.00x10-7 mbar, gas flow rate ; 30 scale).



Fig.4.12. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 450°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.07x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 40 scale).



Fig.4.13. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.40x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 10 scale).



Fig.4.14. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.37x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 20 scale).



Fig.4.15. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.30x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 30 scale).



Fig.4.16. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.38x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 40 scale).



Fig.4.17. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.40x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 10 scale).


Fig.4.18. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ;  $7.40 \times 10^{-7}$  mbar, gas flow rate ; 20 scale).



Fig.4.19. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ;  $500^{\circ}$ C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ;  $7.23 \times 10^{-7}$  mbar, gas flow rate ; 30 scale).



Fig.4.20. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding after 30 sec from zero second, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.28x10<sup>-7</sup> mbar, gas flow rate ; 40 scale).

의 유량을 증가하면서 실험한 결과로써 데이터 획득이 시작되는 시점으로부 터 30 sec후에 주입되었다. 이 실험은 6N Ar에 대하여 보다 수소 농도가 높은 가스의 주입 시에 수소 검출 특성이 어떻게 변하는지를 확인하기 위한 실험이다. 역시 500℃에서의 수소 검출 특성이 낮은 온도에 비하여 크게 나 타나지만 수소 농도의 증가에 비해서 변화의 조점이 전혀 없어 보였다. 오 히려 낮아지는 현상이 나타나는데 이것은 소듐속의 수소 성분이 점차로 들 어들면서 확산되어 나오는 수소 성분의 농도로 보인다.

다) 커버 가스속의 저농도 수소 검출 특성 실험 결과

검출 신호는 몇 가지 형태로 얻어낼 수 있다. 한가지는 앞서의 진공계 의 진공압을 측정하여 신호로 받아들이는 방법이 있고, 다음 한가지는 ion pump를 가동하면 이온 펌프의 전류를 측정하여 이를 진공압으로 환산하여 계측기로 나타내는 방법이 있으며, 나머지 한가지는 이온 펌프의 가동 전류 를 직접 신호로 받아 검출 신호로 사용하는 방법이 있다. 그 이외에 진공계 에 직접 삼입하거나 진공계의 가스를 셈플링하여 방법이 있으며 계측기로는 ionization 센서를 이용한 gas chromatography혹은 mass spectrometer가 있 다.

본 실험에서는 고가의 장비를 직접 이용하지 않고 진공계의 압력을 축 정하는 방법을 이용하였고, 또 진공 시스템의 이온 펌프에서 사용되는 전류 툴 측정하여 검출 신호로 사용하는 방법을 이용하였다.

Fig.4.21, Fig.4.22, Fig.4.23은 500℃에서 6N Ar 가스를 넣고 실험한 결 파로써 가스의 주입은 데이터 획득이 시작되는 시정으로부터 30 sec후에 주 입하였고 유량을 점차로 중가시키면서 실험을 실시하였다. 30 sec후에 진공 압력이 약간 변통하는 현상을 관찰할 수 있으나 신호의 stability가 부족하

-547-



Fig.4.21. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 10 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.23x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.22. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 20 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.19x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.23. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, after 30 sec 6N Ar gas feeding in 30 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 8.21x10<sup>-7</sup> mbar).

게 보인다.

Fig.4.24, Fig.4.25, Fig.4.26은 500℃에서 1.9 ppm-H<sub>2</sub>의 Ar 가스를 넣고 실험한 결과로써 가스의 루입은 데이터 획득이 시작되는 시점으로부터 30 sec후에 루입하였고 유량을 정차로 중가시키면서 실험을 실시하였다. 30 sec후에 진공 압력은 오히려 6N Ar 가스 사용할 때보다 변동하는 현상을 관찰할 수 없었고 신호의 stability도 없다.

Fig.4.27, Fig.4.28, Fig.4.29은 500℃에서 4.9 ppm-H<sub>2</sub>의 Ar 가스클 넣고 실험한 결과로써 가스의 주입은 데이터 확득이 시작되는 시점으로부터 30 sec후에 주입하였고 유량을 접차로 증가시키면서 실험을 실시하였다. 30 sec후에 진공 압력이 약간 변동하는 현상을 관찰할 수 있고 신호의 stability가 부족하게 보인다.

이와 같은 그림의 현상을 판찰하여 보면 뚜렷한 차이를 찾아 볼 수 없 다. 그러나 이은 펌프의 전류 신호를 누척하여 얻어진 값을 각 유체에 따라 평균하여 비교하여 보면 흐르는 유체의 수소 농도가 높아질수록 이은 펌프 의 가동 전류값이 중가하는 현상을 볼 수 있다. Fig.4.30은 이런 현상을 보 여주는 좋은 결과이다. 6N Ar 가스 주입시보다 1.9 ppm-H<sub>2</sub>의 Ar 가스 주 입시가 더 진공압의 압력이 중가하는 현상을 나타내는데, 이것은 수소 성분 이 보다 6N Ar 가스에서보다 더 많아 니켈 박막으로의 확산이 많았음을 보 여주는 결과이다. 또 4.9 ppm-H<sub>2</sub>의 Ar 가스 주입시가 1.9 ppm-H<sub>2</sub>의 Ar 가 스 주입시보다 더 진공압의 압력이 중가하는 현상을 나타내는데, 이것 또한 보다더 유체속에 수소 분압이 더 높으며 수소 농도가 더 높아 니켈 박막으 로의 기체 확산이 더 크게 작용하였음을 보여주는 결과라 하겠다. 다시 말 해서 수소 농도가 높아지면 니켈 박막으로의 기체 확산량이 많아 진공계의 수소 분압이 중가하였음을 알 수 있다. 이 누적 곡선을 보면 30 sec 이후에 서부터 곡선의 변동이 일어나고 있음을 볼 수 있어 역시 수소 성분의 기체



Fig.4.24. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 1.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 10 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.21x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.25. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 1.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 20 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.21x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.26. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 1.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 30 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ;  $7.43 \times 10^{-7}$  mbar).



Fig.4.27. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 10 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.25x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.28. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 20 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.14x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.29. Vacuum pressure of ion pump (sensor temperature ; 500°C, 6N Ar gas feeding in 10 scale and after 30 sec 4.9 ppm-H<sub>2</sub> mixed Ar gas feeding in 30 scale, vacuum pressure of ion gauge at starting ; 7.09x10<sup>-7</sup> mbar).



Fig.4.30. Mean values of accumulation of ion pump current according to each hydrogen concentration in Ar gas.

확산이 일어나고 있음 알 수 있다.

한가지 주의할 점은 6N Ar 가스 상에서도 수소 성분이 검출되었는데 수소는 0.3 ppm, THC는 0.2 ppm으로 나타났다. 그러므로 수소 검출 실험 에 기준 가스로서 사용할 때 주의를 요하였다.

(3) 노이즈의 관찰

Fig.4.31은 이온 게이지로부터 얻어진 신호로써 이 신호중에 노이즈가 신호와 함께 나타나는 것으로 말 수 있었다. 이 노이즈의 특성은 신호 위에 주기적 특성을 갖고 있는데 이 전기 노이즈가 외란에 의한 노이즈가 아니라 계측기에서 발생되는 노이즈가 신호와 함께 전송되는 현상으로 판단된다.

(4) 진공 압력의 온도 영향

수소 검출을 위한 진공 시스템을 이용하여 수소 검출 실험시에 나젤 박 막으로의 유채를 일정하게 하면 진공 압력도 일정하게 유지되어야 한다. 그 러나 이온 펌프의 주변 온도가 변하면 진공도도 변하였다. Fig.4.32은 실내 온도와 진공도의 배경 압력과 관계를 나타낸다. 실내 온도가 감소함에 따라 진공도가 높아지는 것을 알 수 있다. 이런 현상은 이온 펌프의 특성으로 판 된다. 이온 펌프는 전극 양쪽에 페라이트 영구 자석이 있으며, 이 영구 자석 온 온도에 따라 자성의 세기가 변하므로 이온 펌프에서 자극 사이를 이동하 는 중기의 량이 변하게되므로 진공 유지가 일정하게 되지 않는다.

(5) 니켈 박막의 용접과 수명



Fig.4.31. White noise and periodic electrical noise signal from signal of vacuum gauge.



Fig.4.32. Effect of vacuum pressure of ion pump gauge vs room temperature.

수소 검출기는 니켈 박막을 사용하며 몸채에 용접 등을 하여 사용하기 때문에 사용에 주의를 요하며 용접에 매우 신경을 써야 한다. 기존의 박막 에 대하여 먼저 알아본다.

(가) 외국의 수소 경출기<sup>7)</sup> membrane

1) Varion 수소 농도 감시개의 membrane

Shape는 hernispherical(안쪽으로 반구형으로 함)이며, 재질은 nickel Ni270, 표면적은 10 cm<sup>2</sup>, 박막의 두깨는 0.25 mm, 사용 은도는 540°C, 용접 은 nickel-steel(100% X-ray)로 하였다. 시험 루프에 적용하였다.

2) Westinghouse 수소계의 membrane

Shape는 bellows 형(어떤 한계 내에서 압력 fluctuation을 흡수할 수 있 음), 재질은 nickel, 용접은 nickel-steel(100% X-ray)로 하였고, PAL에 6개 월간 적용하였으며 이때 nickel-steel 응접 부위에서 누출이 있었다. equilibrium 방법과 scandium foil을 사용하여 보정하였다.

3) ANL 수소계의 membrane

Shape는 bellows 형(어떤 한계 내에서 압력 fluctuation을 흡수할 수 있 용), 재질은 nickel, 표면적은 10 cm<sup>2</sup>, 박막의 두께는 0.25 mm, 사용 온도는 480°C, 용접 순서는 nickel-inconel-steel(100% X-ray)로 하였고, 동적 모드 에서 평형 모드로 바꾸어 보정할 수 있으며, 어떠한 보수 없이 PAL에 3년 간 적용할 수 있었다. 잘못된 가열은 니켈 박막의 파손을 가져 올 수 있다. EBR-II에 12개 설치하여 그 중에서 2개는 평형 모드를 사용하여 보정하는 데 사용하였다. 이 센서를 중에서 3개월에서 6개월 이내에 8개의 센서의 박 막이 손상을 입었다. 그 다음 이와 같은 손상이 정차로 나머지 센서에서 일 어났다. 이 손상은 steel속에 titanium과 manganese가 함유되어 있었기 때 문이었다.

## 4) GE 확산 튜브형 수소 검출기의 membrane

Shape는 finger형이며, 길이는 485mm, 박막 튜브의 외경은 9.5mm, 튜 브를 구부리는 것은 위험하다. 재질은 304(1.4301; X5CrNi89), 표면적은 144 cm<sup>2</sup>, 튜브의 두깨는 0.5mm, 사용 온도는 400-700℃이며, 용접하여 100% X-ray 시험을 하였고, finger쪽에서의 유체 호름이 좋지 않게 되는 것이 문 제이다. 처음 시험 루프에 적용하였고, 시험 결과 수소 검출은 소듐 온도가 높아질수록 적은 농도에서 감소되었다.

< 2 ppm에서는 수소 검출은 소듐 온도에 무관하였다.

## 5) Interatorn 수소계의 membrane

Shape는 4개의 finger형이며, 길이는 485mm, 박막 류브의 외경은 9.5mm, 튜브를 구부리는 것은 위험하다. 재질은 nickel NI201, 표면적은 65.5 cm<sup>2</sup>, 튜브의 두께는 1 mm, 사용 온도는 500℃이며, nickel-steel사이를 용접하여 100% X-ray 시험을 하였다. 센서플 화학 루프에 적용하여 800 시 간후 운전 조작 미숙으로 박막이 손상되었다. 그 후로 자동화를 하였다. 박 막의 두께가 0.5mm로 하였을때는 13000 시간 사용하였고, SNR에서는 1 mm 두께로 바꾸어 11000 시간 이상을 사용하여 문제가 없었다.

6) TNO 수소계의 membrane

Shape는 crucible 형이며, 재질은 nickel Ni270, 표면적은 25 cm<sup>2</sup>, 두께 는 0.5 mm, 사용 온도는 480℃, 용접은 nickel-steel으로 하였다. baffle을 설 치하여 흐름이 좋게 하였다. 시험 루프에 4개를 설치하여 20000 시간을 사 용하였다.

7) EdF 수소계의 membrane

Shape는 4개의 작은 튜브로 약간 구부려 설치, 재결은 nickel, 표면적은 400 cm<sup>2</sup>, 두께는 0.2mm, 사용 온도는 400℃, 압력 시험은 500℃에서 10 bar 를 가하여 시험을 하였다. 11500 시간 여살 사용하였다. 운전 동안에 주기성 의 peak가 나타났었다. 분해놓은 약 5x10<sup>-3</sup>ppm H<sub>2</sub>/Na, lower detection limit는 5x10<sup>-2</sup>ppm H<sub>2</sub>/Na이었다.

8) Phenix, CEA, EdF 수소 검출기의 membrane

Shape는 4 finger형이며, 표면적은 226 cm<sup>2</sup>, 두께는 0.3 mm, 사용 온도 는 300℃ 이상에서 사용하며, 용접은 nickel-steel로 하였다. 1973년에 설치 하였다.

9) DERE 수소 농도 측정기의 membrane

Shape는 helical 튜브로 4.5m 길이로 하여 팽창성에 우수하였다. 튜브

외경 2.5mm, 재질은 nickel 222, 표면적은 330 cm<sup>2</sup>, 두께는 0.15mm, 사용 온도는 450℃, 1974년에 설치하였다.

10) APDA 수소계의 membrane

Shape는 짧은 튜브 4개를 사용하였으며, 그러므로 열적 stress에 민감 하다. 재찰은 20µm 두께의 palladium을 nickel 튜브 안쪽에 두껍게 layer로 깔고, 표면적은 425cm2, 두께는 0.2mm, 사용 온도는 400℃에서 시험 루프에 사용하였다.

(나) 본 실험에서 사용한 membrane

본 연구에서 처음 사용한 센서의 구조는 Fig.4.33과 같다. 니켈 membrane 바깥으로 진공을 걸고 튜브 안쪽으로 가스를 흘려 수소 검출 시 혐을 하였다. 약 2개월간 사용하다 진공도가 형성되지 않았다. 이 센서의 니 켈 박막과 SUS304 몸체와는 아르곤 TIG 용접을 하였다.

Fig.4.34는 용접 부위의 단면을 보여준다. 용접 부위에서 crack이 발생 되어 있음을 보여주는데 이것은 여러 번 온도를 올리거나 내려서 생기는 열 적 stress에 외해서 발생된 것으로 추정된다. 몸제 파이프의 팽창과 니켈 튜브의 수축/팽창과 아울러 진공이 바깥에서 이루어지기 때문에 튜브의 손 상이 발생한 것으로 판단되며, Fig.4.35와 같이 몸체의 파이프의 질량을 줄 이고 진공을 안쪽에서 이부어지도록 하여 압력에 의한 니켈 튜브의 손상을 줄이도록 하였다.



Fig.4.33. Detail drawing for hydrogen detector of concentric tube type.

- 56 -



Fig.4.34. Cross section area of a part of hydrogen sensor welded with nickel tube and sus304 pipe.



Fig.4.35. Schematic drawing of modified hydrogen sensor.

## 2. 음향 누출 검출 기술

가. 서설

액체금속로에서는 소듐 가열에 의한 증기 발생기를 이용하기 때문에 전 열관에서 물 누출을 조기에 확실하게 검춤하는 것이 필요하다. 안정성을 향 상시키고 누출을 빠른 시간 내에 찾아내기 위한 방법이 필요한데 음향법은 이를 충족한다. 수소 검출법으로는 수분 혹은 수십 분이 소요되지만 음향법 은 물 누출시 소듐과 반응하여 생기는 음향 전과 특성을 검출하여 이를 신 호 처리하여 물의 누출을 확인하는 것이다.

음향법은 active법과 passive법이 있으며 active법은 내 소음성이 뛰어 나다는 특징을 갖고 있어 근래에 연구가 진행되고 있고 결과를 기대하고 있 다. 본 연구에서는 아직까지는 active법에 비하여 개발에 앞서 있는 passive 법을 알아보기로 한다. 일반적으로 passive법은 물과 소듐이 반응하여 생 기는 노이즈 즉, 발생용을 직접 측정하여 발생용을 주과수별로 분류하고 누 출음을 사전에 구별하여 누출이 일어났을 때 주과수 분석과 누출음을 비교 함으로써 누출 현상을 확인할 수 있다.

아울러 active법<sup>8,9</sup>은 음파의 source를 반응기에 주고 반응기 속에서의 유체의 호름 특성이 변함에 따라 감석 특성을 조사하여 누출 현상을 확인하 는 방법이다. 이 active법은 반응기내의 소듐속으로 울이 누출되면 수소 가 스가 발생하며 이 발생가스의 기포 지름이나 수밀도에 따라 sonic transmission path의 변경에 의한 음향 특성을 이용한다. Active법에 대한 기술적인 내용은 예전의 기술현황분석에서 자세히 기술<sup>61</sup>되었다.

본 연구에서는 passive 음향법을 기초로한 전반적인 기술에 대하여 파 악해 보고 예비 실험에 필요한 장치설계 및 시스템 설계를 보고하고자 한 나, 피동(passive) 음향법

(1) 피동 음향법 기술

피동 음향법 기술은 어떤 누출 현상이 일어났을 때 음향 신호를 받는 receiving transducer에서 신호 대 노이즈 비울 죽 S/N 비의 정확한 평가가 이를 좌우한다. 그래서 full-scale SGU test facility가 없는 경우에서는 특 성 평가를 각각 나누어 평가를 하고 결합하는 방법을 이용한다. Leak에 외 한 음향 신호, 누출에서 센서까지의 transmission 현상 파악, 예상되는 background noise 레벨에 관하여 분리하여 각각 연구하고 차후에 이를 결 합하는 순서로 작업한다.

생성된 음향 source 신호는 소듐/물 반응 실험에서 얻어질 수 있고, transmission 문제는 SGU 혹은 물모의 모델로 해결한다. Transmission 특 성온 설계의 특성에 아주 차이가 있기 때문에 이론적인 첩근이 가장 중요하 다. 그리고 배경 신호(background signal)는 존재하는 시설에서 직접 측정하 는 것이 바람직하다.

노이즈가 함께 있는 상태에서 미량 누출 이하의 검출은 sound의 특정 한 특성을 인식하는데 있어 노이즈에 대하여 매우 민감하게 의존한다. 예를 들면 EFR SGU에서 3 g/sec의 물 누출에서도 검출하지 못한 경우가 있었 으며 이는 보다 정밀한 신호 처리 기술이 동원되어야만 해결될 수 있다는 것을 보여준다. 이러한 해결책으로 SGU에 여러 개의 transducer를 설치하 는 방법이며 이렇게 함으로써 같은 시간에 많은 자료를 얻으므로 써 민감도 는 중대된다<sup>100</sup>.

다.

그러므로 음향 기술은 SGU에서의 스팀 누출의 검출에 대하여 여러 가 지 선택 사항이 있으며, 또한 SGU 실계에 관한 정확한 자료가 있음으로써 부분적으로나마 음향 기술의 접근에 도움이 된다.

(2) BackGround Noise (BGN)의 원인과 주파수 특성

음향 누출 검출에서 가장 문제가 되는 것은 반용기 주변에서 일어나는 음향 발생 원언을 알아야 되며 이 잠치에서 발생되는 주파수 특성 및 노이 즈 레벨을 아는 것이 필수적이다. 검출 시스템에서의 오작동은 이와 같은 주변 장치에서 발생되는 노이즈에 내소음성이 있는 것이 바람직하지만, 그 렇지 못한 경우가 있어 주변 장치에서의 노이즈 즉 주파수 특성을 찾고 이 를 시스템에서 제거해야만 된다. 경우에 따라서는 제거 못할 수도 있기 때 문에 더욱 이의 주파수 특성을 알아야 된다.

주변의 노이즈 발생 원연으로 잘 알려진 요소를 보면, adjacent blasting activity, pneumatic drilling, hammering, motor operation, 소듐 호 통, 소듐 펌프 동<sup>11)</sup>이 있다.

음향 검출에 사용되는 주파수는 low frequency와 high frequency에 의 한 해석이 필요한데 이 주파수의 범위는 low frequency인 경우 50kHz 이하 이며, high frequency인 경우는 50kHz에서 200-300kHz에 해당한다. 대개의 노이즈는 low frequency의 영역에서 발생되는 한편, high frequency의 영역 에서의 노이즈 주파수 특성을 나타내는 원인은 maintenance work와 system valve operation에서 나타나는 것으로 알려져 있다.

물이 소듐속으로 누출이 되면 소듐속에는 수소 기포가 많이 발생하며, 온도와 유체의 호름에 따라 소듐속의 수소 기포의 공극율이 바뀐다. 이와 함께 수소 기포를 동반하여 소통속에서 음향파가 생기며 올향 속도가 수소 기포의 량에 따라 변한다. 따라서 소통속에서 물 누출 현상을 음향 신호를 측정하여 찾아내며 소통의 운전 조건이나 물성치의 변경에 따라 다르게 나 타내기도 한다. 이런 현상파 함께 중기 발생기 자체에서 열적 불균형 등으 로 음향신호가 시시각각 다르게 변화할 수 있다.

(3) Advanced Processing 기술의 이론적 배경

(가) Leak Noise의 신호처리

1) Leak noise의 통계학적 특성

Autocorrelation function은 다음으로 정의한다.

$$\lim_{T \to \infty} \frac{1}{T} \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) x(t+r) dt = 0$$
 (4.7)

Acoustic signal의 mean 값은 다음으로 정의한다.

$$\overline{x} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} x_i \tag{4.8}$$

Acoustic signal의 dispersion은 다음으로 정의한다.

$$\sigma_x^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^{N} (x_i - x)^2$$
(4.9)4)

2) Leak detection 동안의 음향신호처리

누출 음향 노이즈 원천 혹은 소동속에 물 누출로 인한 가능성 있는 domain은 SGU와 소동속에 있는 수소 기포의 분포에 의해서 불규칙적으로 분포될 수 있고, 또한 불규칙 모드의 분포에 의해 특성화될 수 있다. 그리고 어떤 시간에 누출 음향 신호는 각기 다르다.

고정된 시간 fi에서 순간적인 음향 신호 값 X<sub>1</sub>(f<sub>1</sub>)의 조합 (combination)은 밀도 분포 확률(density distribution probability) P(X<sub>1</sub>), 평 균값(mean value)과 다른 분포 값들과 함께 불규칙 값 X(f)을 결정한다.

어떤 정해진 순간에서 누출 음향 신호 X<sub>u</sub>(1)는 어떤 불규칙 값을 결정 한다. 다른 순간에서는 불규칙 값의 조합(combination)을 결정한다.

일정한 누출 속도의 음향 신호는 일정한 불규칙 공정(steady random process)이다.

3) 신호처리방법

다양한 음향 신호 음을 받아 누출 특성의 패턴을 분류하여 보다 정확히 검출을 판별하기 위해서는 neural network와 결함된 adaptive filtering<sup>(3)</sup> 방 법을 사용하며, 이 방법은 자동적으로 자신의 변수를 조절할 수 있고, 원하 는 신호와 노이즈의 특성에 관한 지식이 없어도 되며, 신호처리 장치는 PSD 계수값을 제공하며, 고저주파수에 대해서 분리된 입력 layer로 neural

- 573-

network와 neural network는 결함이 적으며 빠르게 학습한다.

RMS 값이 lg/sec의 누출보다 적은 누출에서 -22 dB보다 적을 때 연속 적인 누출 신호를 인식할 수 있다.

누출 검출의 응답시간은 항상 1초보다 적다.

누출의 시작 시간과 duration의 결정을 위해서는 다음과 같은 측정 및 값을 정의하여야 한다.

-RMS값과 신호분산을 추정하기 위해서 BGN를 측정

-래벨(x) +/-30의 BGN의 threshold 값의 결정

-BGN threshold에 도달하는 시간의 정의

-음향 신호의 시간 의존 함수(time dependency function)의 정의

water/소듐 반응의 시작 시간은 함수(function)와 background RMS값 coincide의 moment로 정의한다.

누출 신호의 duration은 feature signal이 배경 레벨(background level) 을 넘을 때 시간 간격이다.

4) FFT에 대하여

스펙트럼 어날라이져는 입력된 신호 파형율 분석하고, 각 주파수별 신 호성분으로 분리하여 표시하는 측정기이다. 스펙트럼 어날라이져의 원리는 푸리에 변환에 기인하고 있으며, 이것은 원래 연속적인 변수의 함수로 정의 되고 있다. 디지털 신호처리에서 이것을 실현하는 경우 푸리에 변환의 정 의톨 그대로 사용할 수 없다. 이산적 푸리에 변환(DFT)이 대신 사용한다.

FFT는 아래와 같이 정의되는 DFT를 고속으로 계산하기 위한 알고리

즘의 총칭이다. DFT 의 정의식율 다음에 나타낸다.

$$X[k] = \sum_{n=0}^{N-1} x[n] \cdot \exp\left(-\frac{j \ 2\pi nk}{N}\right) = \sum_{n=0}^{N-1} x[n] \cdot W_N^{-nl} \qquad (4.10)^{-1}$$
$$(k=0, 1, 2, \cdots, N-1)$$

여기서,

$$W_N^{nk} = \exp\left(-\frac{j \, 2\pi nk}{N}\right) \tag{4.11}$$

와 j는 허수를 표시한다. 이 식율 그대로 계산하면 하나의 A에 대해 A 회 의 적화연산이 필요하며, 모든 A에서는 N x N=N<sup>2</sup>회의 적화연산으로 된 다.

이것은 486(33MHz) 퍼스널 컴퓨터로 계산할 경우 N=1024로 하면 적 화 연산만으로 약 3 초 걸리게 된다. 여기서 W<sub>N</sub> '의 성질을 이용하면 극적 으로 연산 회수를 감소시킬 수 있다. W<sub>N</sub> '의 성질이란 다음 2가지 점이다.

대칭성:  $W_N^{*} = - W_N^{*-\left(\frac{V}{2}\right)}$  (4.12)식

주기성: 
$$W_N = -W_N^{N+k}$$
 (4.13)식

가) 시간축 추출(Decimation In Time:DIT) FFT

처음에 (4.10)식에서 m이 학수일 경우와 흩수일 경우의 두 가지로 분할 한다.

$$X[k] = \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n] \cdot W_N^{2nk} + \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n+1] \cdot W_N^{-(2n+1)4}$$
$$= \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n] \cdot W_N^{2nk} + W_N^{-k} \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n+1] \cdot W_N^{-2nk} \quad (4.14) \triangle$$

여기서,

$$W_N^2 = \left[\exp\left(-\frac{j \ 2\pi}{N}\right)\right]^2 = \left[\exp\left(-\frac{j\pi}{N/2}\right)\right]^2 = W_{N/2} \,\mathrm{eff} \,$$
 (4.15) A

$$X[k] = \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n] \cdot W_{N/2} \stackrel{\text{d}}{\to} + W_N \stackrel{\text{d}}{\to} \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n+1] \cdot W_{N/2} \stackrel{\text{d}}{\to} (4.16)^{-3}$$

이 식은 N 포인트의 DFT가 N/2 포인트의 두 DFT로 분할된 것을 표 시한다. 즉 Y(A)와 2(A)를 N/2 포인트 DFT로 하면,

$$X[k] = Y[k] + W_N * Z[k]$$
(4.17)4)
(k=0, 1, 2, · · · , N-1)

라는 식으로 된다.

Y[세는 짝수 포인트의 생플링, 지세는 홀수 포인트의 생플링에 대응한 다. 단, Y[세, Z[세] 모두 #의 범위는 0≤#≤(N/2)-1로 한다. N/2≤k≤N-1의 A에 대해서는 다시,

$$X[k+N/2] = \sum_{n=0}^{N/2-1} x[2n] \cdot W_N^{-n(k+N/2)}$$

+ 
$$W_N \stackrel{k+2/N}{=} \sum_{n=0}^{N_2-1} x[2n+1] \cdot W_{N_2} \stackrel{n(k+N/2)}{=} (4.18) 4$$
  
[ $0 \le k \le (n/2) - 1$ ]

여기서 (4.13)식으로부터

$$W_{N/2} = W_{N/2} = W_{N/2}$$
 (4.19)4

(4.12)식으로부터

$$W_{N/2} = - W_N$$
 (4.20)식

따라서 (4.18)식은,

$$X[k+N/2] = \sum_{n=0}^{N2-1} x[2n] \cdot W_{N/2} \stackrel{*}{=} - W_N \stackrel{*}{=} \sum_{n=0}^{N2-1} x[2n+1] \cdot W_{N/2} \stackrel{*}{=}$$
$$= Y[k] - W_N \stackrel{*}{=} Z[k] \qquad (4.21)^{4}$$
$$(k=0, 1, 2, \cdots, N/2-1)$$

Fig.4.36은 이상의 계산 알고리즘을 설명한 것이다. 이 경우의 승산 및 가산의 희수는

$$N+2(N/2)^2 = N+N^2/2 \qquad (4.22)^4$$

로 되며, N 가 3 이상에서는 확실히 감소하고 있음을 알 수 있다. 어와 같 은 조작을 Y[k], Z[k]로 계속 반복해 가면 마지막은 N 가 2의 DFT로 된 다. 이 경우의 승산과 가산의 회수는



Fig.4.36. Algorithm of FFT calculation.

으로 된다.

나) 시간축 추출(Decimation In Frequency:DIF) FFT

시간축 추출형 FFT에 대해 주파수 추출(Decimation In Frequency:DIF)에 의한 FFT알고리즘이 있다. 이것은 Sande-Tukey의 알고 리즘으로 알려져 있다.

이것은 짝수개의 데이터를 전반과 후반의 두 DFT로 분해하여 재산 량 의 감소를 꾀하는 방법으로, 최종적으로는 크기 2의 DFT로 귀착시킨다. DIT, DIF 어느 쪽의 방법도 최종적으로 크기 2의 DFT로 귀착시키는데, 크 기 4의 DFT로 중지한 경우 기수 4의 DFT로 된다. 이 경우의 재산량은 기 수 2의 경우에 비해 3/4으로 더 작아진다. 기수의 수를 증가하면 이와 같이 제산 량을 감소시킬 수 있지만, 처리가 복잡하게 되는 만큼 효율이 떨어진 다. N=4일 경우에 효율이 최대로 되는 것 같다.

이번에 사용하는 FFT 프로그램은 2를 기수로 하는 시간축 추출형의 Cooley-Tukey 알고리즘을 채용했다. Table 2는 C언어로 작성한 FFT 프로 그램<sup>14)</sup>이다.

FFT의 계산에는 회전자 Wy \*의 값으로

 $k=0, 1, 2, \cdots, N/2-1$ 

이 필요하지만
Table 2. Program list of FFT algorithm programmed by Boland C++.

```
// Program Name: FFT algorithm programmed by Boland C++ Ver 3
// #include files
#include <stdio.h>
#include <stdlib.h>
#include <math.h>
void make_bitrev(int n, int bitrev[])
{
   int i, j. k. n2;
  n2 = n / 2:
  i = i = 0;
  for (;:) {
     bitrev[i] = i;
     if (++i >= n)
        break;
     k = n2;
     while ( k <= i ) {
        j -= k;
        k /= 2;
     }
     i += k;
  }
}
void fft( int n. float x[], float y[] )
  int
        i. j. k. ik. h. d. k2;
  float
        t. s. c, dx, dy;
  sintbl = malloc( (n + n/4)  * sizeof(float) );
  bitrev = malloc( n + sizeof(int) );
  make_sintbl(n. sintbl):
  make_bitrev(n, bitrev);
```

```
for (i = 0; i < n; i++) {
    j = bitrev[j]:
    if (i < j) {
        t = x[i]; x[i] = x[j]; x[j] = t;
        t = y[i]; y[i] = y[j]; y[j] = t;
    }
ł
for (k = 1; k < n; k = k2) {
   h = 0; k2 = 2 + k; d = n / 2k;
    for (j = 1; j < k; j++) (
       c = sintbl[h + n/4];
        s = sintbl[h];
        for (i = i; i < n; i +=k2) (
            ik = i + ki
            dx = s*y[ik] + c*x[ik];
            dy = c*y[ik] - s*x[ik];
            x[ik] = x[i] - dx;
            x[i] += dx;
            y[ik] = y[i] - dy;
            y[i] \neq dy;
        }
        j += d;
    }
£
for (i = 0; i < n; i++) {
   x[i] /= n:
   y[i] /= n;
}
```

}

- 581 -

$$\cos(x + \pi/2) = -\sin(x)$$
 (4.24) 식

외 관계에서 cos(2*xk*/N)에 대해서는

$$k=0, 1, 2, \cdots, N/4-1$$

에 대한 표가 있으면 충분하다.

FFT의 데이터 길이 N은 512이므로 sin에 대해서는 512 데이터, cos 에 대해서는 128 데이터, 합해서 640의 테이블 사이즈가 필요하다.

(나) 적용 필터(adaptive filter)

1) 무작위 신호(random signal)에서의 변수 평가

입력을 전혀 알지 못한다고 하면 신호 s<sub>n</sub>은 파거 샘플값의 선형 weight 합으로 근사적으로 예상될 수 있다. 그 근사치를 s<sub>n</sub>이라 두면

$$s_n = -\sum_{k=1}^n a_k s_{n-k}$$
 (4.25)<sup>A</sup>

의 관계를 가지며, 실제값 sa과 예상값 sa 사이의 에러는

$$e_{n} = s_{n} - s_{n} = s_{n} + \sum_{k=1}^{n} a_{k} s_{n-k}$$
(4.26)<sup>4</sup>

으로써 e,은 residual이라 한다. 최소 자숭(least square)법에서 변수 a<sub>4</sub>는 평균값이나 전체 에러 자숭 값의 최소 값으로 얻어진다.

이의 해석은 두 가지 방법으로 이루어질 수 있다. 그 중 하나는 5,을 deterministic signal로 가정하는 것과 무작위 공정(random process)으로 부 터의 신호 5,으로 가정하는 것이다.

만일 s<sub>n</sub>이 random process라면 에러 *e*<sub>n</sub>도 random process이다. least squares method에서 에러 자승치의 기대값(expectation)이 최소화되어야 한 다. 그래서

$$E = \epsilon(e_n^2) = \epsilon \left(s_n + \sum_{k=1}^n a_k s_{n-k}\right)^2$$
(4.27) 4

E가 최소화되기 위해서는 다음의 조건에 합당하여야 한다.

$$\frac{\partial E}{\partial a_i} = 0, \quad 1 \le i \le p \tag{4.28}$$

위 두 식으로부터 normal equation은 다음과 같다.

$$\sum_{k=0}^{n} a_k \ \epsilon(s_{n-k} s_{n-k}) = - \epsilon(s_n s_{n-k}) \tag{4.29}$$

최소 평균 에러(minimum average error)는

-

$$E_{p} = \varepsilon(e_{n}^{2}) + \sum_{k=1}^{n} a_{k} \varepsilon(a_{n}s_{n-k})$$
(4.30)

이때 기대치는 s, process가 stationary나 nonstationary나에 달렸다.

stationary인경우

$$\varepsilon(s_{n-k}s_{n-i}) = R(i-k) \tag{4.31}$$

이며, 여기서 *R(t)는* process의 autocorrelation이다. (4.29)식과 (4.30)식은 각각 다음으로 바꿀 수 있다.

$$\sum_{k=1}^{k} a_k \ R(i-k) = -R(i), \quad 1 \le i \le p$$
(4.32)

$$E_{p} = R(0) + \sum_{k=1}^{n} a_{k} R(k)$$
(4.33)4

여기서,

$$R(t) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} s_n s_{n+1} \qquad (4.34)^{\frac{1}{2}}$$

온 신호 s,의 autocorrelation function이다. 또 R(i)는 even function이다. 즉,

 $R(-i) = R(i) \tag{4.35} 4$ 

계수 R(i-k)는 가끔 자동상관 행렬 (autocorrelation matrix)로 알려져 있 기 때문에 이 방법을 autocorrelation method라 부른다. autocorrelation matrix는 symmetric Toeplitz matrix (Toeplitz matrix는 diagonal matrix의 요소값이 같음)이다.

실제로 신호 s\_은 유한 범위(finite interval)에서만 알거나 오직 이 유 한 범위에 대해서만 관심이 있다. 한가지 일반적으로 보급된 방법으로는 신 호 s\_에 윈도우 함수 (window function) ±v\_2을 곱하여 다른 신호 s\_#을 얻 는다. 이 s\_e은 window범위 이외는 zero이다.

$$s_n \begin{cases} s_n w_n & 0 \le n \le N-1 \\ 0, & otherwise \end{cases}$$

$$(4.36) \stackrel{\text{d}}{\rightarrow}$$

이때 자동 상관함수 (autocorrelation function)은

$$R(i) = \sum_{n=0}^{N-1-i} s_n s_{n+i}, \quad i \ge 0$$
(4.37)

여기서 윈도우 함수 (window function) w,의 모양은 중요하다.

#### 2) 적용필터의 원리

٠

Fig.4.37은 적용필터의 가장 기본적인 형태를 보여주며 다른 방법이 다 든 실제적인 문제를 해결하는데 선택될 수 있다. 예를 들면 이 필터는 아나



Fig.4.37. The general structure of an adaptive filter.

로그나 디치털에서 도구로 이용될 수 있으며 tapped-delay-line, pole-zero, lattice structure를 가지는 곳에서도 도구로 이용된다. 조절을 위해 사용될 수 있는 변수들은 impulse-response sequence values 이거나 필터의 주파수 응답(frequency response)의 좀더 복잡한 함수일 수 있다.

따라서 필터 출력의 질을 평가하는 희로는 적용 필터의 적용되는 여러 가지 형태에 의존한다. 질(quality)의 평가에 있어서의 한가지 방법은 변수 의 조정에 있다. 즉 변수의 조정이란 적용 알고리즘이며, 또한 변할 수 있는 변수이다. 필터 구조상의 다양성, 질적인 평가 메카니즘, 적용 갱신(adaptive update)이 보통 다양한 적용 필터의 거동 특성 및 적용성을 분류하는데 이 용된다.

여기서 Fig.4.37은 적용 필터의 일반적인 형태의 적용 알고리즘의 역할 에 관해 알아보기 위해서 quality assessment와 필터 구조상의 특별한 결합 을 통하여 알고리즘의 로직의 개발을 이루어낼 수 있는 방향으로 알아본다.

Fig.4.38의 필터는 이산(discrete-time), 유한 임펄스 용답 (finite-impulse-response (FIR)) 구조를 가지고 있으며 tapped delay line과 W(와 W<sub>N-1</sub>의 A개의 조정 이득 계수에 기초하고 있다. 여과기의 출력 <u>y(4)</u>는 간단히 지연과 크기의 입력의 합으로 주어진다. 즉,

$$y(k) = \sum_{i=0}^{N-1} w_i \pi(k-i)$$
(4.38)

이다. 편리하게 y(k)는 또한 2개의 백터의 dot(혹은 inner) 곱으로 쏘여질 수 있다.



Fig.4.38. Specialized form of an adaptive filter employing a tapped-delay-line finite impulse response (FIR) filter and a reference-matching quality assessment.

여기서,

$$\mathbf{X}(k) = [x(k) \ x(k-1) \cdot \cdot \cdot x(k-N+1)]^{t}$$
(4.41)4

이다. 이런 디지털 필터의 구조는 가장 간단한 것중의 하나이지만 FIR 필 터에 응용될 수 있다. 이것은 W로 경계 값을 갖지만 안정하며, 임펄스 응답 은 직접적으로 벡터 W의 요소에 의해 정해진다.

Fig.4.38해 보여주는 적용 여파기는 또한 quality assessment의 가장 간 단한 형태이다. 여과 출력 y(k)는 요구하는 파동 d(k)와 직접 비교되며, 또 2개의 constitute와 에러 및 quality의 degradation을 비교해 볼 수 있다. 파 동 d(k)는 가끔 회망 신호(desired signal)라 부르기도 하며 참조 신호 (reference signal),혹은 형관 파동(template waveform)이라 부른다. 적용 필터 계수(adaptive filter coefficient)를 선정하는데 있어서의 그 목적 은 정확하게 y(k)를 d(k)에 맞추는 작업이다. 여기서 한가져 의문이 생기는 데 y(k)보다 오히려 d(k)가 필터의 희망 출력이가 때문에 다음 단계에서 간단히 통과되지 않는다. 당분간 y(k)보다 오히려 d(k)의 건송이 실행 불가 능한 곳의 2가지 환경을 인용할 것이다.

어떤 적용에 있어서 d(k)는 단지 선행 선택된 x 시퀜스와 함께 있는 훈련 단계(training phase)에 있은 동안만 유용하다. 그런 경우의 적용성은 실제 x 시퀜스의 처리 동안에 사라지며 d(k)는 필요 없어진다. 다른 응용에서 d(k)는 y(k)를 계산하고 나면 측정 가능해지는 한편 여기서의 quality assessment는 완벽하게 얻어진다.

d(k)와 火k) 사이의 차이는 필터 변수 적용 nule에 사용되는 nonzero
 error 신호 ๙k)를 만든다. 이 조정의 목적은 가장 작은 ๙k)함수 혹은 ๙(k)
 를 줄이기 위한 벡터 ₩ °의 계수를 세트를 찾는 것이다. 이런 변수를 찾
 았을 때 필터는 벡터 ₩ °로 표현되는 필터 계수의 세트로 변환된다고 한
 다.

$$d(k) = \mathbf{X}'(k) \mathbf{W}^{\circ} \tag{4.42}$$

라면 그때 ₩=₩°는 모든 k에 대하여 가능한 가장 작은 값인 e(k)=0 톱 암시한다.

여기서의 필터 변수 조정 규칙은 앞에서의 최적 해답 ₩ °이 새로운 값 으로 변한다고 하였을 때 적용(adaptive)이라 부르며, 그런 적용 알고리즘은 필수적으로 순환(recursive) 즉, 새로운 입력이 갱신되도록 하며 그들의 quality가 평가되므로 필터는 결국 새로이 갱신된다.

변수 적용(parameter adaptive)의 일반적인 형태는 single, multi, multiple-real인 경우의 입력은 (4,43)식으로 나타낼 수 있다.

3) 적용 노이즈 캔슬러(adaptive noise canceller)

가) 참조(reference) 입력을 이용한 잡음성분 제거

노이즈 캔슬러<sup>127</sup>란 S/N비가 나쁜 관측 신호에 대해 잡음 성분과 관계 가 깊은 참조 입력을 아용하므로써 잡음 성분을 제거하는 장치이다. 적용 노이즈 캔슬러는 설계시에 신호의 자세한 정보를 필요로 하지 않고 노이즈 제거를 입력상태로 적용하여 실시하는 것으로 다양한 상황에 대응할 수 있 는 특징을 가지고 있다. Fig.4.39는 적용 노이즈 캔슬러의 개념도<sup>197</sup>를 나타 낸다. 센서 1(signal source)은 두 입력(primary input)이라 부르며, 신호 s 와 잡음 no이 중첩한 s+no(=x)을 관측한다. 센서 1(signal source)이 타고 들어오는 잡음성분 no을 제거하고 신호성분 s만 추출하는 것이 노이즈 캔 슬러의 목적이다. 그러기 위해서는 이 잡음 성분과 관계가 깊은 참조 입력 (reference input) no를 입력하는 채2의 센서(noise source)를 준비한다. 이 센서 2(noise source)의 입력 no를 트렌스버셜 필터(FIR 필터)로 처리하고, 주 입력 중에서 잡음 성분 no에 가급적 가깝게 차각함으로써 잡음을 없앤 다. 필터 계수는 no과 no의 평균 자승오차가 최소로 되도록 적용적으로 수 정된다.

이런 작업을 하는 이유는 센서 1과 센서 2로부터 전송된 각 채널의 특 성을 알고 있다면 이론적으로 <sup>N1</sup>이 <sup>n</sup>o로 변경시킬 수 있는 고경 필터를 살 계하기 쉬워지지만, 전송 경로의 특성이 일반적으로 잘 알려져 있지 않거나 거의 근사적으로 알려지고 있으므로 고경의 성질이 거의 없다. 그래서 fixed filter의 사용이 가능하지 못하다.

나) 적용 노이즈 캔슬러의 입출력의 관계

Fig.4.39의 적용 노이즈 캔슬러의 개념도에 있어서 참조 입력 #l의 필 터링에 트랜스버셜 필터를 사용하는 경우를 보면, 필터 입력 계열을 #l[1], 충력 계열을 y[1]라 하면

$$y[i] = \sum_{k=0}^{L-1} w[k] \cdot n_1[i-k]$$
(4.44) 4)

로 쓸 수 있다. Fig.4.39의 구성에 있어서 참조입력 mj[1]를 펼터링한 y[1] 플 주 입력 x[1] 중외 잡음성분 mj[1]에 가급적 근접하면 잡음은 캔슬되고 신호 s[1]를 출력할 수 있다.

이것은 주 입력 x[i]와 y[i]의 오차 계열 a[i]의 평균 자승 오차를 최소로 함으로써 실현되는 것이다.

즉, 오차계열 (j)가 노이즈 캔슬러의 출력으로 된다. 이것은 다음과 같 은 식으로 표시된다.

$$E[e^{2}] = E[(x-y)^{2}] = E[(s+n_{o}-y)^{2}]$$

$$= E[e^{2}] + 2E[s(n_{o} - y)] + E[(n_{o} - y)^{2}] \qquad (4.45) \leq 1$$

신호와 잠음에 대한 어느 하나의 평균값이 0이며, 또한 서로 통계적으 로 독립적인, 즉 신호에 따라 잡음의 갓이 영향을 받거나, 그 반대로 잡음이 신호에 영향을 미치는 일이 없다고 하면 위식의 우변 제2항은 0으로 된다. 따라서,



Fig.4.39. The adaptive noise cancelling concept.

$$E[e^{2}] = E[s^{2}] + E[(n_{o} - y)^{2}]$$
(4.46)4)

로 된다. 여기서 표(4<sup>2</sup>)는 펄터계수에 외존하지 않는다. 따라서 필터 계수를 조절하여 오차 계열 *ღ*[]의 평균 자승 오차를 최소로 하는 것은 위 식의 우 변 제2항 E[(n<sub>o</sub>-y)<sup>2</sup>]를 바로 최소로 하는 것이다. 이것은 참조 입력 n<sub>l</sub>[] 를 필터링한 y[]를 주 입력의 잡음 n<sub>o</sub>[]에 가급적 근접시키는 것을 의미 하고 있으며, Fig. 1의 구성의 노이즈 캔슬러로 기능하고 있음을 의미한다.

또 Fig. 1에서 알 수 있듯이 s--e=y--\*,이기 때문에

$$E[(s-e)^2] = E[(n_o - y)^2] \qquad (4.47)^4$$

로 되며, 오차 계열 e(j)가 노이즈 캔슬된 출력, 죽 주 입력에서 신호 성분 외 최적한 추정 값임을 알 수 있다.

다) 필터 계수의 계산

최적한 필터 계수를 계산하는 방법에는 여러 가지가 있다. 여기서는 데 이터의 성질을 적용적으로 학습해 가는 적용 필터 중에서 표준적으로 안정 한 동작을 기대할 수 있는 LMS 알고리즘을 이용한 예를 소개<sup>149</sup>한다.

적용 필터의 경우, 필터 계수를 학습해 가는 것이므로 계수는 시간이 지남에 따라 다른 값으로 된다. 그래서 시점 : 에 있어서의 필터 계수를 walil: k=0, 1, 2, .....L로 쓰기로 하면, 필터 계수를 아래의 식에 의해 변경해 가면 된다.

$$w_{k}[i+1] = w_{k}[i] + 2\mu \cdot e[i] \cdot n_{1}[i-k]$$
(4.48)-4

여기서 계수 µ는 안정성과 계수의 수속성의 균형에 외해 정해진다. 이 것이 작으면 안정성이 좋아지는 대신에 수속성이 나빠지며, 크면 수속이 빨 라지는 대신에 안정성이 나빠져 출력이 발산하기도 한다. 랩 입력 신호의 토털 파워, 죽 각 탭 입력의 자승을 평균한 것을 합산한 값의 역수를 넘으 면 볼안정하게 된다고 알려져 있는데, 경형적으로는 그 1/10에서 1/100 정도 가 좋은 것 같다. 이 계수가 유일하게 조정해야 할 파라미터이다. 적용에 따 라 경험적으로 정할 필요가 있다.

라) 실험방법

실형데이터의 작성을 위해서, 제 1트랙에 녹음된 신호와 제 2 트랙에 녹음된 잡음을 믹싱하여 주 입력으로 하고, 제 4 트랙에 녹음된 잡음을 참 조 입력으로 한다. 주 입력에 포함되는 잡음은 이퀄라이프로 필터링하였으 며 참조 입력의 잡음과 동일하지는 않다.

Fig.4.40은 상기의 실험 데이터 작성 기법을 보여준다.

마) 실험결과

실험 결과를 Fig.4.41에 나타내었다. Fig.4.41의 위쪽은 그림은 신호로 사인파를 사용한 경우, Fig.4.41의 아래쪽의 그림은 용성을 사용한 경우이다. Fig.4.41의 위쪽의 상부는 주 입력, 중간부는 주 입력 가운데서 신호성분, 하 부는 DSP에 의한 적용 노이즈 캔슬러에 의해 처리된 출력 파형을 나타낸 것이다.



Fig.4.40. Method for making experimental data.

Fig.4.41의 아래쪽의 상부는 용성신호, 중간부는 잠음이 혼입된 주 입력, 하부는 처리에 의해 잠음이 제거된 출력을 나타낸 것이다. 어느 예에서나 처리 출력은 주 입력 가운데서 신호 성분을 잘 복원하고 있어 양호한 결과 가 얻어지고 있다.

(다) 패턴 인식 해석(Pattern Recognition Analysis)

패턴 인식 해석의 기술은 BGN(background noise)와 signal 사이를 구 별하는데 강력한 들이다. 이 기술은 한가지 데이터 생물을 여러 가지 분류 로 나누어진 분류 속으로 분리하는 기술로써, 분류된 다양한 실형조건과 여 러 가지 source의 데이터 생물들은 또한 그것에 적합한 연식 암고리즘을 찾 아 맞추는 기술<sup>15,16,17,18)</sup>이다.

Boiling 검출과 관련된 예를 들어 설명하면, 10msec 동안 신호를 생물 하여 3가지 조건으로 디지털 계수로 바꾼다. 각 데이터 자료는 여러 가지 추파수 밴드에서의 에너지, 노이즈 신호의 과형, 데이터 생물의 standard deviation을 정의하는 12까지 양식으로 만든다.

(4) 음향 검출 시스템의 응답 특성

요구되는 점출 시스템의 응답은 SGU내에서 누출의 형태와 누출 현상 중대성에 의해 결정된다. 누출의 매카니즘은 다음의 두 가지 다른 형태로 지배적으로 나타난다.

한가지는 누출이 10<sup>-2</sup>에서 10<sup>-1</sup> g/sec의 범위에서 상대적으로 긴 시간 동안에 걸쳐 open이 유지되는 것이고, 그 다음 수초 동안에 누출이 급격히

- 597 -





Fig.4.41. Results of filtering for sine curve signal and a voice, "e", with white noise.

중가하는 현상이다. 그리고 미량 누출(small leak)은 10<sup>-2</sup> g/sec 이하에서 발 전되며 그 다음 빠르게 누출 현상이 커지기 전에 중간에 어떤 주기 동안 누 출음 멈추는 현상이 있다.

그러한 누출 거동의 효과는 많은 변수에 의해서 지배되고 다음의 두가 지 뚜렷한 damage 함수를 고려하여야 한다. 그 중의 하나는 secondary failure와 SGU tube bundle이 failure되는 상황이다. secondary failure인 경 우에는 10~2 g/sec에서 적어도 100 g/sec 까지 에서 발생되는 물 누출로 인 한 wastage 현상이 발전된다고 보며, 약 3 g/sec의 문 누출에서 누출 현상 이 전이되는 누출 속도로 알려져 있다. 10 g/sec 이상의 물 누출속도에서는 뚜렷한 파열 현상을 동반한 wastage로 발전되며 2차적 파손이 일어나 MTR (multiple tube rupture) 로 발전될 수 있다.

전형적으로 장치에 손상을 주는 누출 속도는 약 3 g/sec로써 MTR (multiple tube nupture) 을 피하기 위해서는 1 sec 이내에 용답성이 있는 검출이 이루어져야 한다. 이보다 적은 10<sup>-2</sup> g/sec의 물 누출에서는 이상적으 로 물 누출을 검출할 수 있지만 응답 속도는 덜 중요하다. 이런 경우에는 수소 검출기가 오히려 더 민감하게 작동하지만 응답성이 매우 느려 PFR에 서의 경우를 보면 약 70 sec정도이다.

AEA 자료에 의하면, 수소 누출 검출(HLD)이나 음향 누출 검출(ALD) 에 대하여 검출 신뢰성은 10<sup>-1</sup> events/year 인데 비하여 nuclear release(SC) 수준에서는 10<sup>-7</sup> events/year이므로 경제적인 방어에 있어서 부적절하다는 것을 알 수 있다. 그러므로 검출 시스템은 부수적인 안전성을 고려한 한가 지 수단으로 이용되는 것이 바람직하다.

(5) 여비 음향 누출 실험 장치의 설계/제작

음향 센서의 특성, 음향 센서의 부착 방법 및 음향 신호 특성을 사전에 파악하고 시스템 설계를 위한 기초 실험을 위하여 피동 (passive) 음향법을 연구용 물모의 실험 장치 시스템을 Fig.4.42와 같이 설계하였고 장치의 제작 및 설치를 부분격으로 실시하였다. 음향 센서의 특성 및 음향 특성을 알아 보기 위해서는 센서의 부착 위치 혹은 센서의 설치 요령이 주파수 특성을 이해하고 신호를 검출하는데 필요한 지식을 확보할 수 있을 것으로 판단된 다.

본 실험장치는 물모의 실험용으로 설계되었으며 소듐 실험에 필요한 장 치도 고려하여 cold trap도 함께 설치되었다.

물모의 음향 실험에 필요한 장치의 구성 요소는 물 모의 음향 실험 용 기, 모의 음향 발생 장치(수중 스피커, 가스 노출 장치, 전자석을 이용한 기 계적인 음향발생기 등), 음향 센서 및 음향 도파봉(acoustic transmission guide ; acoustic guide ; guide) 동이 필요하고 계측 장비로는 데이터 획득 보드(data acquisition board), 신호 여과 장치(signal filter system), 신호 분 석기(signal analyzer), 컴퓨터 시스템 및 프린터 등이 필요하다.

(나) 장치 규격

음향 실험 용기는 Fig.4.43과 같이 높이 2000mm, 지름 500mm, 용기의 벼두께 10mm의 크기로 하였고, 용기의 재질은 sus304로 하며 용기 내부는 buffing 처리하였다. 용기의 적용 온도는 상은에서 고온 약 500℃까지 사용 이 가능하도록 압력 용기 형태로 제작하였다.

소듐에 의한 수소 검출기 실험 및 극미량 물 주입으로 생기는 나트륨

-600-



Fig.4.42. P & I diagram for development of acoustic and hydrogen leak detection system.



Fig.4.43. Size and nozzle orientation of vessel for acoustic leak detection experiments.

욕사이드의 제거를 위해서 Fig.4.44와 같이 cold trap이 설계되었다.

모의 융향 발생기로는 가스 주입에 의한 방법으로 먼저 실험에 응용하 여 하였으며 Fig.4.45와 같이 가스 주입기의 말단에 5mm 두깨의 sus304 철 판에 약 0.1 mm의 구멍을 내었다. 설치 위치는 용기의 바닥에서 500mm위 치에 설치하였고 다른 하나는 용기의 꼭대기(cover)에서 수직으로 집어넣게 하였으며 노출의 위치를 조절할 수 있도록 하였다.

용향 도파봉의 정확한 설치 위치는 Fig.4.46과 같다. 검출 센심의 위치 는 용기의 수직 방향으로 6곳(Cl, C2, C3, Dl, D2, D3)이며 음파 도파봉의 끝의 삽입 여부에 따라 두가지 방법으로 설치하였다. 즉, 3곳(Cl, C2, C3)은 용기의 벽 바깥에 직접 용접한 경우이고 나머지 3곳(Dl, D2, D3)은 음파 도 파봉의 끝을 용기의 기벽을 뚫어 속으로 잡어넣은 상태로 용접한 경우이다. 그리고 Fig.4.47과 같이 용기의 지름 방향(radial direction)으로 3(El, E2, E3)곳인데 이중 1곳(E3)은 수직 방향에 설치된 센서를 사용하므로 지름 방 향의 센서 설치는 추가로 2개(El, E2) 더 설치된 셈이다. 이외에 Fig.4.48파 같아 용기 뚜껑에 2곳(A, B)에 음향 도파봉을 설치하였으며 1개(A)는 음향 도파봉을 용기의 바깥에 바로 부탁되었고 나머지 1개(B)는 도파봉을 용기 속으로 접어넣어 용접하였다. 음향 도파봉의 길이는 300mm, 굵기는 4 10mm, 재절은 sus304이다. 음향 도파봉을 용기 안쪽으로 삽입된 길이는 100mm 야다. Fig.4.49에 자세히 도시하였다.

음향 센서의 설치 방법을 여러 가지가 있으며 Fig.4.50에 보이는 방법과 같이 센서를 직접 접착계를 이용하여 본당하는 경우와 나샤로 체결하는 방 법이 있다. 센서는 본 실험 준비를 위하여 Fig.4.51과 같은 특성을 갖는 high temperature의 high frequency accelerometer를 선정하는 것이 바람직 한 것으로 판단되었다.

-603-



Fig.4.44. Detail drawing of cold trap.



Fig.4.45. Injection nozzle used in Ar gas injected to acoustic leak experimental vessel.



Fig.4.46. Arrangement of acoustic sensor or accelerometer and guide located at vertical direction.



Fig.4.47. Arrangement of acoustic sensor or accelerometer and guide located at radical direction.



Fig.4.48. Arrangement of acoustic sensor or accelerometer and guide at top location.



Fig.4.49. Methods welding acoustic transfer guide on vessel wall.



Fig.4.50. Methods mounting acoustic sensor on acoustic transfer guide.



359815 (359816)

359818 (359817)\*

		HIGH FREQUEN	INCY / LOW MASS
MOCEL NUMBER	Unit	358B15	359810
Vollage Sensitivity: (1)	mV/g	10	10
Frequency Range (±5%); (2)	— <u>Hz</u>	2 to 10 000	2 to 10 000
(±10%)	Hz	1.5 to 18 000	1.5 to 18 000
Resonant Frequency	kHz	≥ 70	273
Ampfitude Range		400	400
Resolution (broadband)	9 pk	0.01	0.01
Mechanical Shock Limits	±9 p#	10 000	10 000
Temperature Bange	-F	-65 to +325	-85 to +325
Temperature Coefficient (3)	%/*F	den graph	nqesg eek
Ampillude Linearity	** 1	±1	± 1
Transverse Sensitivity	~ *	\$5	≤5
Base Street Sensitivity	9/14	≤ 0.002	\$ 0.002
Excitation Voltage	VOC	18 to 30	15 10 30
Constant Current Excitation (4)	mÁ	2 10 8	2108
Output Impedance	ohm	≤ 300	\$ 300
Output Bias Voltage	VDC	7 10 12	7 10 12
Oischarge Time Constant	second	2 0.25	20.25
Sensing Element	quertz	kn-shear	tri-sheer
Connector	type	5-44 coax	10-32 coax
Sealing	туре	welc/nerm	meinhern
Mounting Thread	34Z0	5-40	5-40
Housing	material	READING	titanium.
Weight	gram (oz)	2 (0.07)	1.8 (0.05)
OPTIONAL MODELS: (5)		-	
Top Connector		359816	Drebnelle
Ground Isolated (>10° ohms)		J359815	_J359818
Adhesive Mount		A359815	A359818
Water Resistant Connection		W359815	W359B18
SUPPLIED ACCESSORIES: (6,7)			1
Mounting Skut (8)		NA	N/A
OPTIONAL ACCESSORIES: (6)			
Adhesive Mounting Base		060A15	080A15
Magnetic Mounting Base		080A30	060A00
Triaxel Mounting Adaptor		080A18	080A16
CABLING: (6)			
Mang Gable Connectors	TYPE	P. G	A, H. K. W
Recommended Stock Cable	Serves -	002	002

Fig.4.51. Specifications of high frequency and high temperature accelerometer.

음향 계측 시스템은 Fig.4.52와 같다. 이 그림은 음향 시험 용기 양쪽 에 센서를 설치하고 음향 발생기를 위해서 가스 주입 장치 등을 설치하며, 경우에 따라서는 센서에 의한 음향 신호를 발생하도록 하는 개념도 이다. 발생된 음향파는 센서에 부착된 신호 중폭기를 거치며 이 신호는 다시 광대 역 신호 중폭장치를 거쳐 데이터 획득 장치에 입력한다. 데이터 획득 장치 는 퍼스널 컴퓨터에 있으며 고주파수 입력 및 해석을 위해 설계되었다. 입 력된 신호는 데이터 기록장치에 제장하고 자료로 프린트 할 수 있도록 한 다. 준비된 계측장비의 특성을 보면 다음과 같다.

#### ACOUSTIC BROADBAND SIGNAL INPUT UNIT

-Model:BR-640(Ultrasonic Receiver)

64dB Gain, 74dB Gain Control, 100kHz to 50 MHz Bandwidth, Output Level:+/-1 V Peak in a 509 Load

-junction box for 4 output connector

### DATA ACQUISITION SYSTEM

-Simultaneous sampling amplifier CS512 board

-Vertical scale (1000V/DIV - 100µV/DIV

-Input 3 2, Bandwidth 3 5MHz, Resolution 3 12bit

-Memory depth : 512KB

-Triggering : CH A, CH B, EXT.

-Mathematical analysis, FFT, averaging



Fig.4.52. Schematic signal flow diagram for experiments of acoustic leak detection (ALD) system.

-Software drivers : C, C++, VISUAL BASIC

## PENTIUM MICRO-PROCESSING UNIT

-Pentium PRO 200 (Cheche 256K)

-Memory : 32MB

-HDD: 2GB

-Monitor : 21"GLSi

# HIGH SPEED DATA STORAGE SYSTEM

1) Features

-The disk arrays : "plug-and-play" RAID-3 storage subsystem.

-The transfer rate : 40MB/sec, expandable up to 100MB/sec.

-The conceptional design type : "High Speed Raid Disk Array System".

- 2) Specifications
  - -Type : RAID-3

-Configuration : 8 data drives + 1 redundant drive (up to 17GB capacity)

-Data Transfers : Parallel on all data drives

-Performance : up to 40 MB/sec

- -Defect Management : optional auto re-allocation
- -Retries : Drive-dependant, configurable through array
- -Hard Sector Errors : Corrected on the fly and optionally auto

### allocated

-Diagnostics : Power up and user selectable

-Host Interface : SCSI-3

-SCSI burst rates : 40MB/sec

-Expandable transfer rate : up to 100MB/sec

-Data resolution : 16 bit

-Power : 200-240 VAC, 50/60Hz

3. 결언

수소 검출기는 니켈 박막의 열적 stress가 센서의 수명을 좌우하므로 이의 개선이 이루어져야 하며, 수소 검출 시험에서 고농도의 수소 성분 주 입으로는 검출 특성이 잘 나타나는 것을 알 수 있었고, 극 미량의 수소 성 분 주입으로는 검출 특성이 매우 낮게 나타나 이외 검출 방식과 검출을 위 한 신호 처리에 관한 연구가 계속되어야 할 것으로 관단된다. 본 실험에서 사용된 가스는 극미량 수소 검출 실험을 위하여 순수 Ar 가스인 6N속의 0.3ppm-H<sub>2</sub> 이하의 가스, 1.9 ppm-H<sub>2</sub>, 4.9 ppm-H<sub>2</sub> 의 Ar 혼합 가스를 사용 하였다. 이런 극 미량의 수소 성분이 있는 가스 분위기에서 수소 검출 센서 는 미약하게 검출 특성이 나타났지만 이의 신호 처리 방법을 개선해야만 할 것이다.

패동(passive) 음향 검출법은 지금까지 많은 연구를 하여 왔지만 노이 즈 처리 문제와 물 누출로 인해 생성되는 음향 신호의 패턴이 다를 뿐만 아 니라 국 미량의 물 누출로부터 발생되는 신호음은 간단한 방법으로는 응답 성이 전혀 나타나지 않을 수 있다. 이런 경우에는 신호 처리 알고리즘의 설 계가 매우 중요하다. 앞으로 이런 관점에서 다양한 음향 신호에 적합한 알 고리즘 선정 및 설계에 노력하여야 할 것으로 보인다.

-615-
## REFERENCES

- 1. S. A. Meacham, E. F. Hill, A. A. Gordus, APDA-241 (1970) p37.
- 2. M. Hori, Atomic energy reviews, 183 (1980) p762.
- Rowley R, Waites C, Macleod I. D., "Signal processing for boiling noise detection: analysis of data from BOR60", Nuclear Energy, 28, No.5, Oct, pp325-335 (1989).
- 4. D. R. Visser, et al., Trans. Am Nucl. Soc., 14 (1971) 610.
- 5. 황성태 등, KAERI/RR-1378/93 (1994).
- 6. 황성태 등, KAERI/RR-1477/94 (1995).
- 7. Atomic energy review, 154 (1977) p611.
- 8. 超音波探賞試驗II, 日本非破壞檢查協會, (1990).
- 9. 能本 et. al., 超音波技術便覽, 日刊工業.
- Rowley R., Mcknight J. A., Airey J., "Analysis of acoustic data from UK sodium/water reaction test facilities", IWGFR SM2: Steam generator: acoustic/ultrasonic detection of in-sodium water leaks, session 3. Aix-en-Provence, Oct (1990).
- Petrenko A. A., Poplavsky V. M., "Experimental studies on acoustic detection of sodium-water steam generator leaks in the USSR", The specialists' meeting to be held by IWGFR IAEA, Aix-en-Provence, France, 1-3 October 1990
- John G. Ackenhusen, "Signal processing technology and applications", IEEE Technical Activities Board, (1995) p30.
- Arkhipov et al., "Signal processing techniques for boiling noise detection", IAEA IWGFR/68 (1989).

- 14. 박선호, "DSP 응용실무", 국제태크노정보연구소, (1994) p438.
- Arkhipov et al, "Signal processing techniques for boiling noise detection", IAEA IWGFR/68, (1989).
- Rowley R., Waites C., Macleod I. D., "Signal processing for boiling noise detection : Analysis of data from BOR60", Nuclear Energy, 28 No.5, (1989) p325.
- 17. Kopp L., Bienvenu G., Alach M., "New approach to source detection in passive listening", Proc. IEEE ICASP, Paris (1982) p779.
- Firth D, Waites C, Macleod I.D., "Adaptive array processing for source location in fast reactors", Liquid metal boiling working group meeting, Ispra, (1986).
- 19. Leon H. Sibul, "Adaptive signal processing", IEEE press, (1987) p25.

제3장 결 론



# 제 3 장 결론

액체금속로 냉각재 안전대책 연구를 통해 얻은 결론을 분야별로 정리하 면 다음과 같다.

1. 소듐 화재 안전대책

가. Flame 연소 모델에서 계산된 소듐 풀 온도, 시험용기내 가스 온도, 산소 농도는 표면 연소 모델에서 계산된 것보다 대체로 높게 나타났다. 이 는 flame과 소듐 풀표면사이에서 형성된 소듐 중기층에 의하여 flame에서의 온도가 소듐 플표면의 온도보다 높아지기 때문이다.

나. 코드의 정확한 제산율 위하여 복사 열전달 계수를 비롯하여 실험적 으로 결정되는 입력변수에 대한 연구가 요구된다.

다. 표면 연소 모델과 비교하여 flame 연소 모델의 우수성이 입중되지 는 못하였지만 합리적이고 진일보된 모델로서 앞으로 이에 대한 연구 개발 이 기대된다.

라. 정확한 코드의 검증율 위하여 중형 화재 시험 시설을 통한 신뢰성 있는 입력자료 및 실험자료가 필요하다

마. P, 근사법과 S4 방법을 이용 복사 열전달 방정식을 풀어서 구한 결과가 surface combustion model과 flame combustion model의 결 과보다 소듐 연소후 30분 정도까지는 실험 결과와 비슷하나 그 이 후에서부터는 실험치와의 오차가 원래의 모델들 보다 더 큰 경향을 보인다

바. 다양한 소듐 액적크기 분포의 재현이 가능한 Gaussian분포함수를 도입한 결과 분산값의 변화에 따른 압력 증가 곡선에 미치는 영향이 매우 크게 나타났다.

사. 소듐 냉각 루프 건물을 구획화함으로서 소듐 화재에 대한 영향을 완화시킬 수 있었다.

아. 중규모 소듐 화재 시험시설의 개념 및 기본 설계를 수행하여 시 험시설을 건조하였다. 화재 시험 시설은 소듐 콘크리트 시험 셀, 소듐 용해 조, 소듐 저장조, 소듐 공급조, 소듐 화재 생성물 처리 시스템과 여과 시스 템 및 배출 장치 등으로 구성되어 있으며, 설계 자료는 다음과 같다.

- 시험 셑 재질 : 고강도 콘크라트

- 시험 셀 크기 ; 48m<sup>3</sup> (3x4x4m)

- 설계 온도 ; 700°C

- 설계 압력 ; 1 bar (max.)

- 반응기 두께 : 45cm

- 조업 온도 ; 530° C

### 2. 소듐/커버개스 순도관리

가, 소형 소듐루프의 건조 및 운용 :

소형 소듐루프를 설계·건조하였다. 루프내로의 소듐 이송 및 충전작 업을 성공적으로 수행하였고, 루프를 운전하는 동안 두차례의 누출부위를 확인하여 이를 수리하였다. 루프를 이용한 소듐의 정제실험, 주요기기의 성능 시험 및 불순물 농도의 측정 시험 등이 이루어졌으며, 이용한 100시간 이상의 장기 조업에서도 안정적이었다. EM pump와 유량계에 대한 검정시 험에서 자체 제작한 두 기기의 성능이 만족할만 하였다. 또 수동 방식의 plugging temperature indicator를 이용한 산소농도 측정실험을 실시하여, 차기 단계에서 수행될 자동모드형 plugging temperature indicator의 개발을 위한 자료를 얻었다. 나. 분석기술 기초실험 :

소듐 분석에 기본이 되는 시료채취장치를 소형 루프내에 설치하여, 이 로부터 시료를 취급하는 절차 및 산소농도를 분석하는 절차서를 완성하였 다. 또한 Cover gas 정제장치를 실험실 규모로 설치하여 실험한 결과 gas (He)중에 포함된 산소가 만족스럽게(산소농도 ; 2-3ppm / GC분석) 정재될 수 있음을 보였다.

다. 콜드트립의 정제해석 및 충전물의 개념설계 :

생각재와 불순물이 석출되는 소등호름부위간에 형성된 온도구배로 부 터 축방향 온도분포와 포화 불순물 농도를 이용한 콜드트랩에서의 소등 정 제해석을 수행하였다. 그리고 콜드트랩 칼럼에 구조적으로 조립할 수 있고 정재효율율 높일 수 있는 충전물의 개념설계를 불순물 핵생성과 결정성장의 이론을 기초로 연구하였다. 불순물 침적이 일어나는 지역의 높은 난류의 형성은 국부적으로 흐름방향의 변화를 줄 수있는 주름진 철망체의 사용으로 가능할 것으로 사료된다.

3. 소듐-물 반응특성 해석

소듐-물 반용 특성 해석에 대한 연구중 미량 누출현상의 해석 분야에서 는, 먼저 다른 원자로와 달리 액체금속로에서는 냉각재로 액체금속인 액체 소듐이 사용되기 때문에, 액체 소듐에 대한 물리·화학적인 특성을 비롯해 서 열적, 핵적인 특성이 파악되었으며, 소듐의 반용 특성 특히, 물과의 반응 특성에 대한 문헌조사와 해석이 수행되었다. 물 누출 현상의 해석에서는 극미량 물 누출의 경우 누출 path의 plugging과 reopen에 대한 데카니즘이 파악되었으며, 특히 plugging 되었던 leak path가 reopen되는 데 걸리는 시 간을 세계 각국에서 수행된 실험 결과들을 조사하여 파악하였고, 극미량 누 출시 발생되는 wastage 방정식도 일부 파악되었다. 미량 누출의 경우 향을 미치는 주요 인자들인 누출량, 소듐의 온도, leak point와 target간의 거리 등에 대한 해석을 통해 wastage 방정식과 어떤 관계르르 나타내는 가 가 파악되었다. 또한 누출이 발생하면 누출부위에서 jet가 발생하게 되는 데, 이때 jet zone의 온도, target 표면의 온도분포, wastage 방정식등에 대 한 세계 각국에서 발표된 자료들을 수집 목록화 하였다. 소규모 누출이 발 생하면 소듐-물 반응에 의한 발열반용열과 고온의 부식생성물에 의해 누출 부위가 확대되는 secondary failure가 발생하는 데, 이에 대한 누출 확대과 정을 각국에서 발표된 자료들을 수집, 분석함으로써 누출확대 시나리오를 정성적으로 파악할 수 있었으나, 정량적인 자료는 거의 노출되어 있지 않 기 때문에, 차후 국제공동 연구와 같은 업무 수행을 통해 KALIMER의 2차 계통의 건전성 평가에 사용될 DBL결정을 위한 자료를 확보하는 것이 바람 직할 것으로 사료된다.

대규모 물의 누출 시에는 압력의 변화는 초기에 높은 압력의 상승야 있 으며 이후에 비교적 낮은 압력의 상승과 시간에 따라 거의 일정한 압력의 유지의 세 단계로 이루어진다. 초기 압력 스파이크의 크기는 증기 발생기의 내부 구조와 음향파의 전달 특성에 따라 결정되며 2차 압력 상승은 2차 냉 각 계통의 inertia constraints에, 유사 정상 상태의 압력은 rupture disk 파 열 후 소듐과 수소가스의 호름 방해 요소에 따라서 결정된다.

반응 생성물인 가스상의 수소는 초기에 구형의 단일 기포를 형성하여 커지다가 안전성을 잃으면 수소와의 균질 2상호름을 형성하고 물의 누출이 더 중가하면 가스상의 수소, 액상의 소듐 및 이 두 물질의 균일 2상의 비균 일 2상 호흡을 형성한다.

이렇게 여러 가지 과정을 종합하여 해석하는 코드에서는 몇 가지의 단 쟤를 거친 코드의 검증이 필요하며 반드시 종합 현상의 해석이 이루워져야 한다.

-624-

이상에서 설명한 현상에 기초하여 초기 압력 spike의 전파현상 및 2차 계통에 미치는 영향을 평가하기 위한 SPIKE코드의 개발하여

ㅇ 반응 부분의 현상해석을 위한 parameter study

ㅇ 경계조건의 평가

ㅇ 문헌 자료와의 비교

등을 수행하였다. 결과는 문헌의 자료나 예상 값과 잘 일치함을 보여주었으 나 정확한 굿조적 자료의 미비, 실험조건의 부정확성 등 때문에 완전한 검 중은 될 수 없었으며 이는 실험적으로 수행되어야 한다.

KALIMER 개념이 그 동안 연구해오던 이중탱크창 (MDP, Modular Double Pool Type) 원자로로부터 pool형으로 변경됨에 따라 본 연구는 이 롭 기준하여 새로이 연구하게 되었으며, 소듐-를 반응 특성을 해석하기 위 한 물 모의 시험장치를 설계하기 위하여 KALIMER의 2차 제통을 모델링 하였고 이를 근거로 scale-down factor를 결정하였고, 중기발생기 및 중간 열교환기를 포함한 2차 계통의 물질 및 에너지수지를 계산하여 물 모의 시 험장치의 규모 및 geometry 등을 결정하였으며, 이를 기준하여 장치들을 설 계/제작하여 설치하였다.

### 3. 물 누출 감지 기술의 개발

수소 검출기는 니펠 박막의 열적 현상에 의해서 수명을 좌우하므로 이 의 개선이 이루어져야 하며, 수소 검출 시험에서 고농도의 수소 성분 주입 으로는 검출 특성이 잘 나타나는 것을 알 수 있었고, 국 미량의 수소 성분 주입으로는 검출 특성이 매우 낮게 나타나 이의 검출 방식과 검출을 위한 신호 처리에 관한 연구가 계속되어야 할 것으로 판단된다.

피동(passive) 음향 검출법은 지금까지 많은 연구를 하여 왔지만 노이 즈 처리 문제와 물 누출로 인해 생성되는 음향 신호의 패턴이 다를뿐만 아 니라 국 미량의 물 누출로부터 발생되는 신호음은 간단한 방법으로는 응답 성이 전혀 나타나지 않을 수 있으므로, 신호 처리 알고리즘의 설계가 매우 중요하였다.

•

		서	지 정	보양	식			
수행기판보고서번호		위탁기관보고서번호 표준!			고서번호	서번호 INIS 루세코드		
KAERI/RR-1694/96						_		
제목/부세		액체금속로 냉각계 안전대책 연구						
연구책임지	연구책임자 및 부서명 황 성 태 (액체금속 냉각재 안전대책 연구분야)							
연 구 자 및 부 서 명 <mark>최윤동, 최종연, 김태준,</mark> 정경채, 권상운, 김병호, 정치영(이상 액체금속 화학연구분야), 박진호, 김광락, 조병렬								
출 판 지	대천	말행기관	한국원자 <b>력</b>	연구소	발행년	1997. 8.		
晞 이 지	626 P	王王	있음(	∨ ), 없음(	) 크기	26 Cm.		
참고사항								
비밀여부 공개( > ),대의비( ), 급비밀 ٰ 보고서종류					류 연구보고	연구보고서		
연구위탁기	관 과학	기술처		계약 번	\$			
초록 (15-20출내외)								

초 특

에채금속로 냉각재 안전대책 연구분야의 1.2 단계 연구결과는 다음과 같다 ;

1. 소등 화재특성 연구

가. 풀 온도, 가스온도, 산소 농도등에 대해 Flame 연소모델과 표면 연소모델을 비교 검토 한 결과 Flame 연소모델에서 계산된 값이 높게 나타났다.

나. 중규모 소등 화재 시험시설의 개봉 및 기본설계를 수행하여 시험시설을 건조하였다.
 2. 소동/카버 개스 순도관리

가, 소듐 정화용 Cold trap에서 소듐 경재 해석을 통해 KALIMER에 적용할 Cold trap의 기본 자료를 확보하였다.

나. 정제 효율을 높일 수 있는 Cold trap 충진물의 개념설계를 불순물 예생성과 겸정성장에 대한 이론으로 연구하였다.

3. 소듐-물 반응특성 해석

소규모 누출현상 해석에서는 누출시험을 통해 재결의 부식특성이 해석되었고, 대규모 누출 시 초기 및 준정상 spike 압력해석을 위한 컴퓨터 코드를 개발하였으며, 대규모 물 누출 사고 현상 해석을 위한 물 mock-up 시험시설이 설계, 제작되었다.

4. 물누출 감지기술 개발

미량 수소경출가의 운건결과 Ar 혼합가스를 사용한 경우 감지 신호가 다른 양상을 나타내 었다. 대규모 물누층 감지를 위한 passive 방법에 대한 기술현황 분석을 수행하였으며, water mock-up 시험장치가 설계, 제작되었다.

주체영키위드 soctium fire, purification, socium-water reaction, leak detector, steam generator, plugging meter

	1	BIBLIOGR	APHIC	INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Repo	rt No. O	INIS Subject Code			
KAERI/RR-1694/96			_						
Title/ Subtitle		A Study on Safety Measure of LMR Coolant							
Project Manager and Department		Hwang Sung Tai ( LMR coolant safety protection Lab.)							
Researcher and Department		Choi, Y.D., Choi, J. H., Kim, T. J., Jeong, K. C., Kwon, S. W., Kim, B. H., Jeong, J. Y., Park, J. H., Kim, K. R., Jo, B.R.							
Pub. Place D	Daejon	Publisher KAERI			Pub. Date	1997. 8.			
Page	626 P	lil. & Tat	). Yes( ∨ ), No ( )		Size	26 Cm.			
Note									
Classified	Open( ∨ ), Restricted( ), Class Document			Report Тур <del>е</del>	Research Report				
Sponsoring	Org. M. C	S. T.		Contract No.					

### Abstract

A study on safety measures of LMR coolant showed the results as follows :

1. Sodium fire characteristics

A. Sodium pool temp., gas temp., oxygen concentration calculated by flame combustion model were generally higher than those calculated by surface combustion model.

B. Basic and detail designs for medium sodium fire test facility were carried out and medium sodium fire test facility was constructed.

2. Sodium/Cover gas purification technology

A. Construction and operation of calibration loop

B. Purification analysis and conceptual design of the packings for a cold trap

3. Analysis of sodium-water reaction characteristics

We have investigated the characteristics analysis for micro and small leaks phenomena, development of the computer code for analysis of initial and quasi steady-state spike pressures to analyze large leak accident. Also, water mock-up test facility for the analysis of large leak accident phenomena was designed and manufactured.

4. Development of water leak detection technology

Detection signals were appeared when the hydrogen detector is operated to  $Ar-H_2$  gas system. The technology for the passive acoustic detection with respect to large leakage of water into sodium media was reviewed. And water mock-up test equipments and instrument system were designed and constructed.

Subject Keywords	sodium	fire,	purification,	sodium-wa	aler :	reaction,	leak	detector,	steam
(About 10 words)	generaro	r, pr	ugging meter	F					

# 주 의 1. 이 보고서는 과학가술처에서 사행한 원자력연구개발 사업의 연구보고서 입니다. 2. 이 보고서 내용을 발표할 때에는 반드사 과학가술처에서 시행한 원자력연구개발사업의 연구결과입을 밝혀야 합니다. 3. 국가과학기술 기밀유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 당는 공개하여서는 아니됩니다.