2004 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

IRWST내의 온도 분포 실험

An Experimental Study on the Temperature Distribution in IRWST

윤기훈, 고병만, 김상녕
경희대학교
경기도 용인시 기흥읍 서천리 1번지

요 약

내격납 재장전수조(In-Containment Water Storage Tank; IRWST)는 APR-1400에 적용되는 보다 진보한 설계개념으로, 원자로 과도시 1차 냉각 계통(Reactor Coolant System)으로부터 방출되는 고온 고압의 유체를 응축하는 추가적 기능을 가진다. 방출된 유체의 응축은 IRWST 수조수 내의 온도를 상승시키며 응축 진동을 일으키고 수조내 온도가 제한온도인 93.3℃를 넘어서게 되면 기포가 응축되지 않고 수조의 대기중으로 직접 방출되어 수조를 가압하게 되는 Bubble Escape 현상을 야기시킨다. 또한 방출된 유체에 의해 생성된 고온수는 방출배관을 따라 수직 상승하며, 열성층을 형성하게 된다. 이러한 현상들은 수조에 구조적으로 하중을 주게되며, 이는 본래의 기능을 상실시킬 수 있는 가능성으로 이어지게 된다. 따라서 IRWST내의 수조수 온도가 제한온도인 93.3℃에 도달하는 시간과, 열성층 현상으로 인한 수조내 온도 분포가 중요한 바, 본 연구에서는 관련된 간단한 모델링을 제시하였고, 실제적인 실험을 통해 수조 내의 온도분포측정 및 IRWST에서 일어날 수 있는 여러 현상들을 연구해보고자 한다.

Abstract.

The IRWST(In-Containment Water Storage Tank), one of the advanced safety feature of APR-1400, has additional function which is condense the high enthalpy fluid discharged from the Reactor Coolant System in a transient(or an accident). The condensation of the discharged fluid by the tank water can cause the tank temperature increase and oscillatory condensation. Also if the cooling water temperature approaches limit temperature(93.3℃), the steam bubble may escape from the water of tank uncondensed cause the tank pressurize unduly which is called by Bubble Escape. Furthermore the hot liquid produced by the condensation around the sparger holes goes up straight like a thermal plume, and causes the thermal stratification. These phenomena would produce the undue load to the tank structure and degrade its intended function. For these reason, simple analytical models to predict time to reach the limit temperature and the temperature distribution of the tank have been estimated. Also to verify these analytical models and research the various phenomena which can be occurred on IRWST, an experimental work is performing.

1. 서 론

APR-1400에 처음으로 적용되는 설계 개선 사항 중 하나는 격납건물 외부에 설치된 재장전수조(Refueling Water Storage Tank; RWST)를 격납용기 내부에 설치된 내격납 재장전수조(In-Containment Refueling Water Storage Tank; IRWST)의 채택이다.

IRWST는 기존의 RWST에 비해 다음과 같은 추가 기능을 가진다.

원자로 과도상태(혹은 사고) 시 안전주입모드에서 재순환 모드로 전환시 운전원의 개입 필요성이 없으므로 안전주입계통(Safety Injection System)과 격납건물 살수계통(Containment Spary System)의 신뢰성을 증진시킨다. 또한, 가압기 안전 밸브(Pressurizer Safety Valve; PSV) 혹은 안전감압 밸브(Safety Depressurization Valve; SDV) 작동시, 방출 유체를 IRWST 내에서 저온수로 냉각, 응축시키며, 포함되어 있는 방사성 물질들을 응축수로 포집, 처리하므로 격납 건물의 오염을 방지하고, 이로 인하여 제염으로 인한 경제적 손실 부담이 적기 때문에 안전감압계통(Safety Depressurization System; SDS)의 작동 필요성이 발생시 운전원이 작동여부를 신속히 결정할 수 있다. 마지막으로, 중대사고시 원자로 공동에 냉각수를 공급하여 용융물이 원자로 용기로부터 분출시 용융 분출물을 포획, 냉각시키므로 용융된 노심으로 인한 압력용기 관통과 격납용기 직접가열등을 예방할 수 있으므로 격납건물 건전성을 향상시킨다.

IRWST 작동시 Sparger에서 방출되어 수조 내 냉각수에 의해 응축된 고온수는 부력에 의해 수조 상부로 올라가 수조 표면에 모이게 되며 열성층을 이룬다. 계통을 장시간 운전할 경우 국부온도가 포화온도(93.3℃) 부근에 접근하게 되면 Sparger에서 방출된 공기가 응축되지 않고 수조 대기 중으로 방출되므로 본래의 기능을 상실하게 된다. 또한 응축 형태도 불안정해지며 진동 등이 발생할 수 있다. 때문에 IRWST내의 수조수가 설계온도인 93.3℃에 도달하지 않도록, 효과적으로 혼합 및 냉각시키는 것이 중요하며, 그 기능수행여부를 판단하기 위해서는 수조내의 공간과 시간에 따른 온도분포를 정확히 파악하는 것이 필요하다.

따라서 본 연구에서는 IRWST의 설계기준사고인 TLOFW시에 수조수가 제한온도인 93.3℃에 도달하기까지 필요한 시간 및 시간에 따라 열성층으로 인해 수조내에서의 최고 온도 분포를 보이게 되는 수조수 표면의 온도를 간단한 모델링을 통해 나타내었으며, 또한 Sparger를 통하여 고온 고압의 증기 방출 시 수조내의 온도분포측정 및 IRWST내에서 일어나는 열수력 현상들을 관측하기 위한 실험장비 구축을 진행중이다.

2. IRWST 제한온도 도달 시간의 해석적 모델

모든 종류의 원자로 과도상태에 있어 건전성을 보장하기 위해서는 IRWST의 설계기준사고인 급수 완전 상실 사고(Total Loss of Feedwater; TLOFW)시 발생하게 되는 열수력 현상과 IRWST내의 온도분포가 고려되어야 한다. FLOFW 발생시 IRWST의 냉각수 온도가 93.3℃를 초과할 경우, Sparger를 통해 방출되는 증기의 기포 일부는 비응축된 상태로 수면위로 상승하여 수조 상부에 위치한 대기중으로 방출된다. 이때 대기중으로 방출된 증기는 대기를 가열하여 수조를 가압하게 되고, 이로 인한 수조내 압력이 일정 이상이 되면 수조를 감압시키기 위해 vent valve가 작동되어 격납 용기 내부로 공기와 증기를 방출시키므로, 격납용기 내부가 오염될 수 있다. 또한 vent valve failure시 과압으로 인해 IRWST가 구조적으로 붕괴될 가능성도 있다.

따라서 본 장에서는 TLOFW시 IRWST의 온도가 제한온도인 93.3℃에 도달하는 시간을 이론적으로 계산하는 모델을 개발하고자 한다. 이는 설계시 개략적인 IRWST의 용량을 쉽게

결정할 수 있게 하며, 필요시 냉각계통 추가 설치여부 결정 등을 쉽게하기 때문이다. 또한 사건 각본이 결정되면 IRWST에 공급되고 제거되는 질량과 열량이 비교적 단순하기 때문에 모델이 그렇게 복잡하지도 또한 정밀계산과 큰 차이를 보이지 않을 것으로 생각된다. 일차 계통 전체 냉각수를 하나의 제어체적으로 잡아 질량과 에너지 방정식을 세우면 1차계통으로부터 IRWST에 공급될 수 있는 질량과 에너지 량을 쉽게 계산할 수 있다.

우선 1차계통의 냉각수에 공급되는 에너지원을 사건의 진행시간에 따라 고려해보자. 제일 먼저 고려해야 할 사항은 TLOFW순간부터 원자로가 완전 정지할 때까지 핵분열로 인한 원자로 출력 Q_F 이며 이는 아래와 같이 표현된다.

$$Q_F = O(P_0 t_s) \tag{1}$$

where $O(x)$ = order of x.

P_0 = 정지전 출력상태

t_s = 통상사건 발생시부터 출력이 0이 되는 시간

두번째로 핵연료봉 내에 저장된 에너지 Q_R 은, 단위체적당 열생산량 $\dot{q}'''$ 와 연료의 열전도도 κ_f 가 일정하다는 가정 하에서

$$Q_R = (\bar{T}_{fe} - \bar{T}_c) M_{fe} C_{fe} \tag{2}$$

where, $C_{fe} \equiv \dfrac{M_f' C_f + M_{cl}' + C_{cl}}{M_f' + M_{cl}'}$, $\quad M_{fe} = NH(M_f' + M_{cl}')$

H = 핵연료봉의 길이, $\quad N$ = 핵연료봉의 수

M_f' = 단위길이당 핵연료 질량, $\quad M_{cl}'$ = 단위길이당 피복재 질량

C_f = 핵연료 비열, $\quad C_{cl}$ = 피복재 비열

한편,

$$(\bar{T}_{fe} - \bar{T}_c) M_{fe} C_{fe} = P_0 \tau \tag{3}$$

where $\tau = R_{fe}'(M_f' C_f + M_{cl}' C_{cl})$, $\quad R_{fe}' = \dfrac{M_f' C_f (R_g' + R_c') + M_{cl}' C_{cl} R_c'}{M_f' C_f + M_{cl}' C_{cl}}$

$$R_g' = \frac{1}{4\pi\kappa_f} + \frac{1}{2\pi a h_g} + \frac{1}{2\pi\kappa_{cl}}\left[\frac{b^2}{b^2 - a^2}\ln(b/a) - \frac{1}{2}\right], \quad R_c' = \frac{1}{2\pi\kappa_{cl}}\left[\frac{1}{2} - \frac{b^2}{b^2 - a^2}\ln(b/a)\right] + \frac{1}{2\pi b h_c}$$

R_{fe}' = 정상운전시 핵연료봉 단위 길이당 열저항

R_g' = 연료 평균온도와 피복재 평균 온도간의 열저항

R_c' = 피복제 평균온도와 냉각재 온도간의 열저항

κ_f = 핵연료의 평균 열전도도, $\quad a$ = 핵연료 반지름

h_g = Gap의 열전달 계수, b = 핵연료봉 반지름
κ_{cl} = 피복재의 열전도도,
h_c = 핵연료봉과 냉각재 사이의 열전달계수

세번째로 붕괴열이 고려되어야 한다. 붕괴열은 다음 식(ANSI Standard Decay Power)으로 표시될 수 있다. IRWST의 용량이나 최고 온도 도달시간 계산에는 초기 붕괴열이 중요하며 이는 운전시간이 수일 이상이면 운전시간에 무관하다.

$$P/P_0 = 0.1[(t-t_s+10)^{-0.2} - (t+10)^{-0.2} + 0.87(t+2\times10^{-1})\times10^{-2} - 0.87(t-t_s+2\times10^{7})\times10^{-2}] \quad (4)$$

where P = 정지 후 붕괴열출력
t_s = 정지시까지의 시간
t = 총 운전시간

TLOFW후 1차 계통에 공급되는 에너지원을 계산하였으므로 1차 계통으로부터 제거되는 열원(heat sink)를 고려해보자.

앞에서와 마찬가지로 사건 진행 순서에 따라 고려해 보면 먼저 증기발생기를 통한 열전달이 있다. 급수가 완전 차단된다 하더라도 증기발생기 2차측에 있는 물은 증발하여 증기발생기 방출 밸브를 통해 대기로 방출되므로 그만큼 열 제거원의 역할을 수행할 것이다. 따라서 제거되는 에너지는

$$Q_C = m_{SG}\Delta h = m_{SG}(h_g - h_i)_{SG} \quad (5)$$

where m_{SG} = 증기발생기 내의 냉각수 재고량
$(h_g - h_i)_{SG}$ = 증기발생기 내의 포화증기와 사건 초기의 엔탈피 차이

따라서 1차 계통에 공급된 에너지 만큼에서 2차 계통에 의해 제거된 에너지 만큼을 뺀 에너지가 결국 1차계통 내의 냉각재 상태 변화에 기여하거나 가압기 방출 밸브를 통해 IRWST로 방출 될 것이다.

한편 1차 계통 내의 상태변화에 기여하는 에너지는 $(M_R h_R - M_0 h_0)$ 로 표시 가능하다. 또한 $M_R = M_0 + M_{SI} - M_d$ 이다. 따라서 IRWST의 온도 상승에 기여한 방출밸브를 통해 IRWST로 방출되는 에너지는 $Q_F + Q_R + Q_d - Q_c - (M_R h_R - M_0 h_0)$ 이 된다.

$$Q_F + Q_R + Q_d - Q_c - (M_R h_R - M_0 h_0) = M_d h_d \quad (6)$$

한편 IRWST에서 질량 보존 방정식과 에너지 방정식을 세우면

$$M_F = M_I + M_d \quad (7)$$

$$M_I C_p T_0 + M_d h_d - \dot{m}_c C_p (\int_0^{t_c} T_t(t)dt - T_{in} t_c) = M_F C_p T_L \qquad (8)$$

where $M_I C_p T_0$ = 초기에너지

$M_d h_d$ = 1차 계통 유입 에너지

$\dot{m}_c C_p (\int_0^{t_c} T_t(t)dt - T_{in} t_c)$ = 냉각 제거 에너지

가 된다. 단지 IRWST에 순환 유량은 동일한 유량이 유입되고 유출된다고 가정한다. 따라서 앞의 두 식을 동시에 만족하는 t를 구하면 이 시간이 제한온도인 93.3℃에 도달하는 시간이 된다. 따라서

$$M_I C_p T_0 + M_d h_d - \dot{m}_c C_p (\overline{T}_t - T_{in}) t_c = M_F C_p T_L$$

$$M_I T_0 + M_d \frac{h_d}{C_d} - (\overline{T}_t - T_{in}) t_c = M_F T_L \qquad (9)$$

where $\overline{T}_t = \frac{1}{t_c}\int_0^{t_c} T_t(t)dt$ = IRWST의 냉각동안 평균 온도.

$M_{SI} = \int \dot{m}_{SI} dt = \overline{\dot{m}}_{SI}(t - t_{SI})$

T_L = IRWST의 제한온도

T_0 = IRWST의 초기온도

M_{SI} = SIS를 통해 1차 계통에 공급된 냉각수 총량

T_{SI} = 주입되는 SIS의 평균온도

M_R = 시간 t에서 1차 계통 내의 냉각재 재고량

$\dot{m}_c$ = IRWST에 순환하는 냉각수 평균 유량

t_c = IRWST 냉각 순환 펌프 작동시간.

M_0 = 사건 초기의 1차 계통 내의 냉각재 재고량

h_R = 시간 t에서 1차 계통의 평균 엔탈피

h_0 = 사건 초기의 1차 계통 평균 엔탈피

M_{IR} = IRWST의 용량

t_{SI} = TLOFW이후 SI 작동까지 지연시간

따라서 (6)과 (9)식을 동시에 만족하는 시간 t를 구할 수 있다.

또한 정지 냉각계통(Shutdown Cooling System; SCS)이 작동한다면 이로 인한 열 제거량은

$$Q_{SD} = \int \dot{m}_{SD}(t)[T_0(t) - T_i(t)]C_p dT \qquad (10)$$

이 된다.

3. 열성층 현상 및 IRWST에서의 온도분포 예측 모델

Sparger Hole 에서로부터 수평방향으로 방출된 증기는 Sparger Hole 주위의 물에 의해 응축되며 이 때의 수온은 주변 온도에 비해 고온이므로 수직방향의 부력(Buoyancy)을 받게 된다. 응축된 물은 증기의 수평방향 운동량이 보존되도록 수평방향의 속도를 가지지만 수평방향 운동량은 부력에 의한 Driving Force 에 비해 작기 때문에 냉각수는 Sparger 근처로 유입된다. 즉, 수평방향의 증기 운동량은 부력으로 인한 압력항을 이기지 못하므로 오히려 유체는 제어체적으로 유입되며 증기로 인한 수평방향의 운동량은 Sparger 근처에서 급격히 소멸되어 뻗어나가지 못하게 된다. 결국 고온수(Thermal Plume)는 수직으로 상승한 뒤 수조수 표면에 이르게 되며, 수면을 따라 퍼지게 된다..

그림 3.1 에서 볼 수 있듯이 증기방출구 주위에 제어체적(Control Volume)을 잡아서 운동량 방정식을 세워보면 이러한 현상을 유체역학적으로 설명할 수 있다.

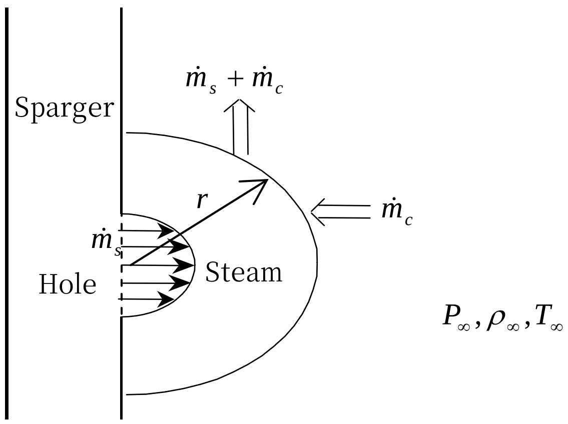

그림 3.1 열성층 모델을 위한 제어체적

Sparger Hole을 통해 유체가 반구의 형태로 방출된다고 가정했을 때, 기본방정식은 아래와 같이 나타내어진다.

1) 질량 보존 방정식

$$\dot{m}_h = \dot{m}_s + \dot{m}_c \quad (11)$$

$$\dot{m}_c = 2\pi \rho_\infty v_c r^2 \quad (12)$$

2) 운동량 보존 방정식 (수평방향)

0 steady

$$\sum \vec{F} = \frac{\partial}{\partial t}\int_{C.V} \rho \vec{V} dV + \int_{C.V} \rho \vec{V}\vec{V} \cdot d\vec{A} \quad (13)$$

$$\sum \vec{F} = \sum F_{shear} + \sum F_{pressure} = 0 \quad \text{(No shear, No variation)} \tag{14}$$

$$\frac{1}{2}\pi r^2 \rho_\infty v_c^2 \cdot = \rho_s v_s^2 \cdot A_s \tag{15}$$

$$2\pi r^2 \rho_\infty v_c^2 \cdot = \dot{m}_c v_c = 4\dot{m}_s v_s \tag{16}$$

$$v_c = \frac{4\dot{m}_s v_s}{\dot{m}_c} \tag{17}$$

3) 에너지 보존 방정식

$$\dot{m}_c (h_f - h_\infty) = \dot{m}_s (h_s - h_f) \tag{18}$$

$$\therefore \dot{m}_c = \dot{m}_s \frac{(h_s - h_f)}{(h_f - h_\infty)} \tag{19}$$

$$v_c = \frac{4\rho_s v_s^2 A_s}{\dot{m}_s (\frac{h_s - h_f}{h_f - h_\infty})} = 4\frac{\dot{m}_s}{d\dot{m}_c} v_s = 4v_s \left(\frac{h_f - h_\infty}{h_s - h_f} \right) \tag{20}$$

$$r = \sqrt{\frac{\dot{m}_c}{2\pi \rho_\infty v_c}} = \left(\frac{h_s - h_f}{h_f - h_\infty} \right) \sqrt{\frac{\dot{m}_s}{8\pi \rho_\infty v_s}} = \left(\frac{h_s - h_f}{h_f - h_\infty} \right) \sqrt{\frac{\rho_s A_s}{8\pi \rho_\infty}} \tag{21}$$

식 (21)에서 유도된 바와 같이 계산된 증기 도달 반경(condensation front radius: r)은 매우 작게 나타내어지며, 이는 방출 증기가 수평방향으로 그다지 뻗어나가지 못한다는 것을 보여준다. 표 3.1은 기존에 행해진 장방형 수조 실험을 수치들을 예로 들어 r 의 값을 얻은 결과이다.

	$v_s(m/\sec)$	$\dot{m}_c(kg/\sec)$	$v_c(m/\sec)$	$r(m)$	Remarks
Calculated value	196.7	0.0453	109.5	2.6×10^{-4}	$\dot{m}_s$ (per hole) =0.0253kg/sec A_s = $3.904\times10^{-5} m^2$ ρ_s = $2.549 kg/m^3$

표 3.1 기존 실험에서의 환경 변수

위 결과와 같이, 고온수는 열성층을 이루며 수직으로 상승한 뒤 수면에서 퍼지게 되며 이 현상은 실험으로도 입증 되었다. 따라서 IRWST내에서 가장 높은 온도 분포를 보이는 곳은 수면이며, 이에 따라 시간에 따른 수면의 온도를 예측하는 것이 중요하다.

아래와 같이 몇 가지의 가정을 통해 수조내의 온도 분포를 간단히 모델링할 수 있다.

1) 고온수는 수직으로 상승한 뒤 수면으로 퍼져나간다.
2) 고온수의 수면 도달시간은 과도시간 전체에 비해서 상당히 짧다.
3) 방출되는 증기의 무게는 IRWST내의 유체의 총 무게에 비해 무시할 수 있다.

4) 방출되는 증기의 유속은 일정하다.

5) 증기 방출 후 일정시간이 지났을 때, 수면과 탱크 바닥의 온도차이는 거의 일정하게 유지된다.

시간 dt 에 있어, IRWST 내에서의 에너지 방정식은 다음과 같이 나타내어진다.

$$\dot{m}_s h_s dt + M_T C_P T_a = (\dot{m}_s dt + M_T) C_P (T_a + dT_a) \quad (22)$$

$$C_P T_a = h_C$$

$$\dot{m}_s (h_s - h_C) \approx M_T C_P \frac{dT_a}{dt} \quad (23)$$

수면과 바닥의 온도차를 $\Delta T = (T_t - T_b)$ 라 하고, $T_a = \frac{1}{2}(T_b + T_t) = T_b + \frac{1}{2}\Delta T$ 라 하면

$$\frac{dT_a}{dt} = \frac{dT_b}{dt} = \frac{\dot{m}_s (h_s - h_C)}{M_T C_P} = \frac{\dot{m}_s (h_s - h_b - \frac{1}{2} C_P \Delta T)}{M_T C_P} \quad (24)$$

$h_s \rangle\rangle \frac{1}{2}\Delta T C_P$ 이므로 식 (24)는 다음과 같이 나타내어진다.

$$\frac{dT_b}{dt} + \frac{\dot{m}_s}{M_T} T_b \approx \frac{\dot{m}_s}{M_T C_P} h_s \quad (25)$$

초기조건에서 $t = 0$ 일 때 $T_b = h_\infty C_p = T_b(0)$ 이므로,

$$T_b(t) = \frac{h_s}{C_P}\left(1 - e^{-\frac{\dot{m}_s}{M_T}t}\right) + T_b(0) e^{-\frac{\dot{m}_s}{M_T}t} \quad (26)$$

따라서 수면의 온도는 아래와 같이 표현된다.

$$T_t(t) = \Delta T(t) + T_b(t) = T_t(0) - T_b(0) + \frac{h_s}{C_P}\left(1 - e^{-\frac{\dot{m}_s}{M_T}t}\right) + T_b(0) e^{-\frac{\dot{m}_s}{M_T}t} \quad (27)$$

where, $\frac{\dot{m}_s}{M_T} \approx 0$, $\Delta T(t) = \Delta T(0) = T_t(0) - T_b(0)$

$$\begin{aligned} T_t(t) &\approx T_t(0) - T_b(0) + \frac{h_s}{C_P}\left(1 - 1 + \frac{\dot{m}_s}{M_T} t\right) + T_b(0)\left(1 - \frac{\dot{m}_s}{M_T} t\right) \\ &= T_t(0) + \frac{h_s}{C_P}\frac{\dot{m}_s}{M_T} t - T_b(0)\frac{\dot{m}_s}{M_T} t \quad = T_t(0) + \left[\frac{h_s}{C_P} - T_b(0)\right]\frac{\dot{m}_s}{M_T} t \\ &= \Delta T + T_b(0) + \left[\frac{h_s}{C_P} - T_b(0)\right]\frac{\dot{m}_s}{M_T} t \end{aligned} \quad (28)$$

4. 실험

4.1 실험 장치의 설계

APR-1400의 IRWST 구조는 환형 수조에 6개의 Sparger로 이루어진 두개의 Sparger set이 90°를 이루고 배치되어 있다. 또한 수조의 깊이는 4.7m이고 3.66m까지 물이 채워지며, Sparger의 끝단은 수조 바닥으로부터 0.9m 떨어져 있다. 또한 바깥쪽 반지름은 21.89m, 안쪽 반지름은 16.15m로 수조폭은 5.74m이며, 수조의 총 물용량은 약 2510 TON이다.

4.1.1 IRWST의 설계

수조내 열성층 현상에서 보았듯이 방출되는 증기의 수평방향 운동량은 응축수의 운동량에 의해 상쇄되므로 수조내의 온도분포에 영향을 미치지 못한다. 따라서 수조 온도 분포를 지배하는 무차원수는 Gr No.로 결정하였으며, $Gr = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^3}$ 으로 정의되므로 발전소와 실험장치간의 상사성이 성립하도록 식. (28)과 같이 정하면 된다.

$$(Gr)_p = (Gr)_m \tag{28}$$

실제 발전소 IRWST와 실험장치간의 운전조건이 매우 유사하므로 상사성이 성립하기 위해서는 수위를 같게 해 주어야 하므로, 실험장치의 수위는 실제 IRWST수위와 같은 3.66m로 결정하였다.. 또한 실험의 현실적 제약으로 인하여 수조 반경의 크기는 1/20 scale로 제작되었으므로 안쪽 반지름은 80.8cm, 바깥쪽 반지름은 109.5cm, 폭은 28.7cm가 된다.

4.1.2 Sparger의 설계 및 배열

총 6개의 Sparger가 한 개의 set으로 구성되어있는 발전소의 IRWST와는 다르게 실험장치에서는 1개로 단순화했으며, 단 Sparger의 배치는 그림 4.1과 같이 발전소의 IRWST과 마찬가지로 90°의 각도를 두고 두 개를 설치하였다.

또한 Sparger는 증기 방출시 대칭성과 상사성을 갖도록 대칭의 네 방향에 대한 방출을 갖도록 하며, 응축시 수직 방향에 대한 자연 대류를 고려하여 증기 방출길이(실제 IRWST에서 45cm)는 동일하게 한다. 따라서 수평 방향(상부) hole의 배열은 3x4로 12개가 되며, 하부 hole은 한 개로 두개의 Sparger, 총 26개의 Sparger hole을 가지게 된다. 따라서 Sparger 설계를 종합하면 실험에 사용될 대표적 Sparger 형태는 그림 4.2와 같다.

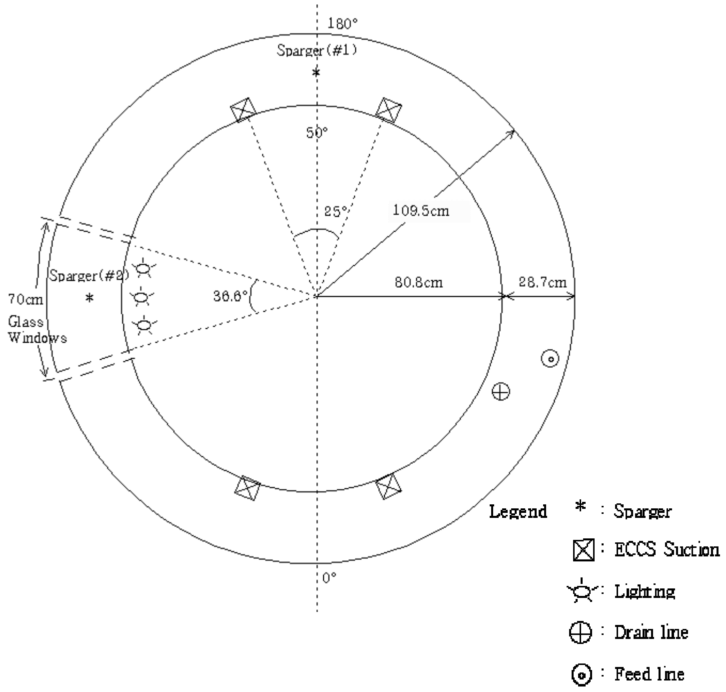

그림 4.1 Overviwe of IRWST(experimental)

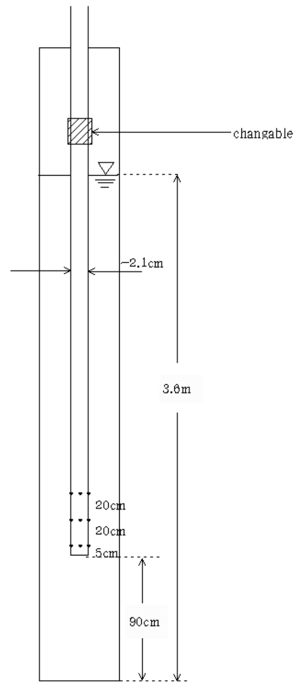

그림 4.2 Planview of Sparger(Experimetal)

이때 실제 IRWST에서 상부 hole 전체면적을 A_1, 하부hole 전체 면적을 A_2 라고 하면,

$$\frac{A_1}{A_2} = \frac{144A}{6.25A} = \frac{23}{1} \tag{29}$$

where A = 실제 IRWST에서의 hole 한 개의 면적($D = 1cm$)

따라서 상부 hole로 방출되는 전체 증기량을 $\dot{m}_1$, 하부hole로 방출되는 증기량을 $\dot{m}_2$ 라고 할 때, hole의 크기에 따른 저항 계수의 차이로 인한 배출 유량의 비는 아래와 같이 나타내어진다.

$$\frac{\dot{m}_1}{\dot{m}_2} = \frac{A_1}{A_2}\sqrt{\frac{K_2}{K_1}} = 23\sqrt{\frac{K_2}{K_1}} \tag{30}$$

where K = 유동저항계수

한편 상부 hole과 하부 hole에서 외부와의 압력강하(Kirchoff's Law)를 적용하면 $\Delta P_1 = K_1 \frac{1}{2} r v_1^2 = \Delta P_2 = K_2 \frac{1}{2} r v_2^2$ 이며, $v_1 = \sqrt{\frac{K_2}{K_1}} v_2$ 이 된다.

따라서 실제 IRWST의 전체 유량은 $\dot{m}_T = A_1 v_1 r + A_2 v_2 r$ 이며

$$\dot{m}_T = A_1 \sqrt{\frac{K_2}{K_1}} v_2 r + A_2 v_2 r = v_1 r \left(144A + \sqrt{\frac{K_1}{K_2}} \cdot 6.25A \right) \times 12 \tag{31}$$

이 된다. 한편 실험장치의 유량은 실제 IRWST 유체 유량의 1/400 이고, 실험장치에서 상부 hole의 개수는 12×2개, 하부 hole 2×2개 이므로 실험장치에서의 전체 유량 $\dot{m}_e$ 는,

$$\dot{m}_e = (12\times 2\cdot A_1\rho_1 v_1 + 2\times 2\cdot A_2\rho_2 v_2)_e = \frac{1}{400}\dot{m}_T \tag{32}$$

실제 IRWST Sparger hole에서와 마찬가지로 실험장치에서 상부와 하부 Sparger hole에서 외부와의 압력강하(Kirchoff's Law)를 적용하면 $(v_1)_e = \left(\sqrt{\frac{K_2}{K_1}}v_2\right)_e$ 이며, $\left(\sqrt{\frac{K_2}{K_1}}\right)_e = \sqrt{\frac{K_2}{K_1}}$ 이면 $(v_1)_e = \sqrt{\frac{K_2}{K_1}}(v_2)_e$ 이므로,

$$\dot{m}_e = \left(24A_1\rho_1\sqrt{\frac{K_2}{K_1}}v_2 + 2A_2\rho_2 v_2\right)_e = (v_1\rho)_e\left[24A_1 + \sqrt{\frac{K_1}{K_2}}\cdot 2A_2\right]_e \tag{33}$$

또한 식 (32)와 상사성에 의해 $(v_1\rho)_e = v_1\rho$ 라면,

$$\left(24A_1 + \sqrt{\frac{K_1}{K_2}}\cdot 2A_2\right)_e = \frac{1}{400}\left(144\cdot A + \sqrt{\frac{K_1}{K_2}}\cdot 6.25A\right)\times 12 \tag{34}$$

이므로, 우선 $\left(\sqrt{\frac{K_1}{K_2}}\right)_e = \sqrt{\frac{K_1}{K_2}} = 1$ 이라고 가정하면

$$(12A_1 + A_2)_e = 4.5A \tag{35}$$

또한 실험장치에서 상부 hole과 하부 hole간의 면적비는 실제 IRWST의 두 면적간의 비와 같아야 하므로 23:1이 된다. 따라서 전체 면적에 대해서는 하부면적이 1/24가 된다.

$$\frac{(A_2)_e}{(12A_1 + A_2)_e} = \frac{1}{24} \text{ 이므로 } A_{2e} = \frac{12}{23}A_{1e} \tag{36}$$

(36)식을 (1)식에 대입하면,

$$A_{1e} = 0.3594A = 0.3594\pi\left(\frac{1}{2}\right)^2 cm^2 = \pi\left(\frac{D_1}{2}\right)^2$$

$$\therefore D_{1e} = 0.6cm \tag{38}$$

$$A_{2e} = \pi\left(\frac{D_{2e}}{2}\right)^2 = \pi\left(\frac{D_{1e}}{2}\right)^2\cdot\frac{12}{23}$$

$$\therefore D_{2e} = 0.433cm \tag{39}$$

식 (38), (39)에 의해 실험장치에서 Sparger 상부 hole 반경은 0.6cm이며 하부 hole 반경은 0.433cm가 된다.

또한 그림 4.2과 같이 Sparger Header는 2개의 Sparger로 증기를 공급하는 배관 역할을 하게 되며 각 Sparger 배관에는 온도, 유량, 압력을 측정할 수 있도록 T/C와 유량계, 압력계를 설치한다. 또한 Sparger를 실험 목적에 따라 교체 가능하도록 프렌지 타입으로 연결할 수 있도록 설계하였다.

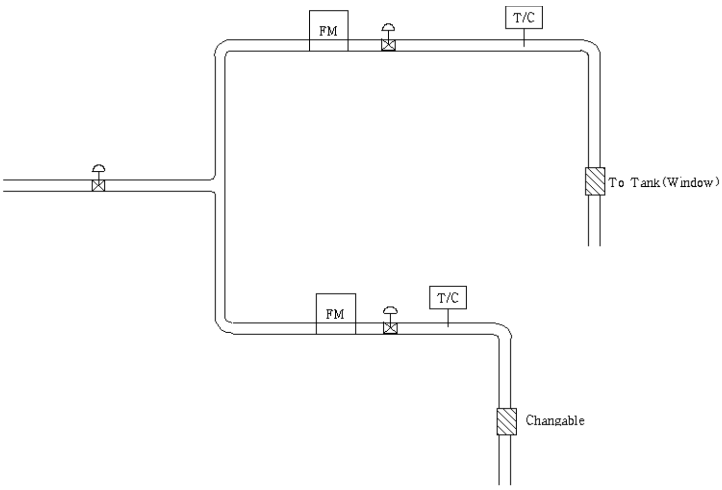

그림 4.3 Steam line & Sparger piping

4.1.3 증기유량 결정

본 연구의 목적 상 IRWST수조의 제한온도 도달 여부와 이때 수조 내에서의 온도분포가 실제 관심의 대상이므로 전산코드나, 해석적 모델로 계산한 결과에 따르면 사고 후 10^5 sec가 된다.. 따라서 이 때의 붕괴열은 정상출력의 0.5%로 거의 일정하며 약 15MW의 붕괴열이 방출된다. $\dot{m}\cdot\Delta h$ =15MW로부터 $\dot{m}$ =15.5kg/sec가 나오며, 이를 1/400으로 축소하면 실험장치의 $\dot{m}_m$ 은 0.0387kg/sec로 140kg/hr가 된다. 따라서 증기발생량 설계값은 실험에 있어 충분한 1000kg/hr로 하였다.

4.2. 실험 방향

본 실험에서는 표 4.1에서와 같이 수직방향의 온도분포 뿐만 아니라, 비대칭으로 배열되어있는 Sparger와 Sparger사이의 상호 작용 효과로 인한 온도분포를 측정할 수 있으며, Sparger 하부 Hole에서 방출되는 증기의 응축으로 인하여 변화되는 수조 바닥과 Sparger의 끝단 사이에서의 온도 분포를 측정할 수 있다. 따라서 실험 결과에 따라, 냉각 측면에서 보다 최적의 Sparger hole의 디자인이 가능할 수 있다.

		Measurement variable	Remarks
Global Tank Temp. Dis.	Vertical Temp. Distribution	$\dot{m}_s, T(z,\theta,t)$	2 Spargers
	Bottom Temp. Distribution		
	Azimuthal Temp.		
	$\dot{m}_s$ Effect		
Cooling Effect (SDS)	$\dot{m}_{SDS}$ Effect	$\dot{m}_c, T(z,\theta,t)$	SDS Operation
	Location of SDS		
Local Phenomena	Condensing Phenomena	$\dot{m}_S, \square P, \square T$	#3 Sparger (one-hole)
	Condensing Shape		
	Steam Jet Length		

표 4.1 차후 실험 방향

5. 결 론

APR-1400에 처음으로 적용되는 격납건물 내 재장전수조(IRWST)는 기존 재정전수조의 기능 외에 안전주입 모드에서 재순환 모드로 전환 생략, 가압기 안전 밸브나 안전 감압 계통의 작동 시 방출되는 고온 고압 유체의 냉각, 중대사고시 원자로 공동에 냉각수 공급 등 여러 가지 중요한 추가 안전 기능을 가지고 있다. 이러한 기능은 수조내 냉각수의 온도와 밀접한 관계를 갖고 있으며 실제로 93.3℃를 넘지 않도록 하고 있다.

따라서 본 연구에서는 IRWST에서의 Sparger를 통한 증기 방출시 제한온도 도달 시간의 해석적 모델 및 IRWST의 온도 분포를 예측하는 모델을 개발하였으며, 이들 해석적 모델링들을 증명하고 또한 실제 발전소의 IRWST에서 일어날 수 있는 열수력 현상들을 관측 및 분석하기 위한 실험장치를 설계, 제작 중이다.

5.1 결 론

본 연구를 통해 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 설계시 개략적인 IRWST의 용량을 쉽게 결정하고, 냉각계통 추가 설치 여부 결정을 쉽게하기 위하여 TLOWF시 IRWST의 온도가 제한온도인 93.3℃에 도달하는 해석적 모델을 개발하였다.

(2) IRWST의 열성층 현상을 수식으로 정형화하여 분석하였고, 또한 IRWST내의 온도 분포 해석적 모델을 개발하였다.

(3) IRWST 내의 열수력 현상 및 온도분포 측정을 위해 실험장치를 설계 및 제작 진행중이다.

5.2 차후 연구 과제

근시일 내에 설치될 실험장치를 통하여 아래 연구를 수행할 예정에 있다.

(1) 수조 냉각 계통 설계시 수조의 온두 분포를 고려한 입구와 출구 위치 및 냉각 용량

결정에 주요 입력자료 도출

(2) 모의 수조 외벽에 수직 Glass Window를 설치하여 Sparger에서 분사된 steam jet의 형상, 길이 및 관련현상 관측

(3) 대칭으로 배열되어 있는 Sparger set에 따른 수조내 열수력 현상의 분석 및, 온도 분포 측정.

(4) Sparger 끝단과 수조 바닥 사이의 온도분포를 측정함으로서, 냉각 측면에서의 최적인 Sparger 설계 완성.

6. 참고문헌

1) Kyungho Nam, Hejeon Ko, Jaeyoung Lim, 1996, "IRWST System Design in KNGR," *Power Engineering*, Vol 7. No. 2, KOPEC.

2) Heoyjung Kim, 1996 "Safety Requirement in KNGR," KINS.

3) Korean Next Generation Reactor, Center for Advanced Reactor Research, 1994, "Design Concept - The Total Plant Design (Ⅳ),".

4) KEPCO, 1994,"Elementary Requirement in KNGR."

5) KOPEC, 1996, "IRWST T/H Load Analysis," KOPEC, Korea.

6) Koo-Woun Park, Se-Won Lee, Hee-Jin Ko, Young-Sik Jang, 1997, "IRWST Hydrodynamic Loads in KNGR," KOPEC, Korea.

7) B.T. Lubin, 1991, "Evaluation of the System80+ Steam Relief System and IRWST Design."

8) Sangdeuk Park, 1996, "Design Requirements and Features of Korean Next Generation Reactor, Center for Advanced Reactor Research of KEPRI," Korea.

9) Robert P. Benedict, 1977, *Fundamentals of Temperature, Pressure and Flow Measurements*, Wiley, pp.443-469.

10) J. P. Holman, 1989, *Experimental Method for Engineers*, Fifth Edition, McGraw-Hill, pp.231-241.

11) Choong-Won Lee, Su-Yeon Moon, Chang-Hyun Sohn, Hyun-Jin Youn, 2003, "Spray and Combustion Characteristics of a Dump-type Ramjet Combustor," Int. Jr., Vol.17, No.12, pp. 2019-2026.

12) S.Cho, C.H. Song, 2001, "Multiple-Hole Effect on the Performance of a Sparger During Direct Contact Condensation of Steam, KSME International Journal, Vol.15, No.4.