

안전주입탱크의 재충수 단계 유동에 대한 이론해석[§]

박 준 상^{*†}

* 한라대학교 기계자동차공학부

Theoretical Study on the Flow of Refilling Stage in a Safety Injection Tank

Jun Sang Park^{**}

* School of Mechanical and Automotive Engineering, Halla Univ.

(Received June 22, 2017 ; Revised July 26, 2017 ; Accepted July 28, 2017)

Key Words: Nuclear Power Plant(원자력발전소), Refilling Stage(재충수 단계), Safety Injection Tank(안전주입탱크)

초록: 본 연구에서 원자력 발전용 비상노심냉각 장치인 안전주입탱크의 재충수 단계에 대한 유량에 대한 이론해석을 수행했다. 이론해석을 통해 재충수 단계 유동에 대한 이론 모형을 정립하고 재충수 단계에 대한 비선형 유량방정식을 구하고, 테일러 급수 전개법을 통해 근사유량방정식과 냉각수의 자유표면 높이변화와 유량변화를 예측할 수 있는 이론해들을 구했다. 기존연구에 나와 있는 실험과 비교하여 이론해의 유용성을 검증했다.

Abstract: In this study, a theoretical analysis was performed to the flow of refilling stage in a safety injection tank, which is the core cooling system of nuclear power plant in an emergency. A theoretical model was proposed with a nonlinear governing equation defining on the flow of the refilling process of the coolant. Utilizing the Taylor-series expansion, the 1st - order approximation flow equation was obtained, along with its analytic solution of closed type, which could predict accurately the variations of free surface height and flow rate of the coolant. The availability of theoretical result was confirmed by comparing with previous experimental results.

- 기호설명 -

- h : 냉각수 자유표면의 높이(m)
- p_e : 안전주입탱크 출구압력(Pa)
- p_g : 압축기체의 압력(Pa)
- p_i : 압축기체의 초기 충전압력(Pa)
- p_l : 냉각수의 초기 압력(Pa)
- κ : 압축기체의 비열비
- ρ : 냉각수 밀도(kg/m³)
- A : 안전주입탱크 용기 내부단면적(m²)
- A_e : 안전주입탱크 출구단면적(m²)
- H : stand pipe 높이(m)

- H_g : 초기 압축기체의 충전높이(m)
- H_l : 초기 냉각수의 충전높이(m)
- Q_{out} : 노심으로 공급되는 총유량(m³/s)
- Q_1 : 공급노즐로 공급되는 유량(m³/s)
- Q_2 : 제어노즐로 공급되는 유량(m³/s)
- U_e : 냉각수의 출구유속(m/s)
- U_f : 냉각수 자유표면의 유속(m/s)여기에 기

1. 서론

원자력발전소에서 발생할 수 있는 치명적인 사고 중 하나가 냉각재 상실사고, 즉, LOCA(loss of coolant accident)라 불리어지는 사고이다. 냉각수 이송 배관 파손 등의 여러가지 이유로 인해 냉각재 상실사고가 일정시간 이상 일어나면 원자로 노심내부에서는 연료봉 온도가 급상승하여 원자

[§] 이 논문은 대한기계학회 2017년도 강원지회 춘계 학술대회(2017. 5.26, 강릉원주대학교) 발표논문임.

[†] Corresponding Author, jspark@halla.ac.kr

© 2017 The Korean Society of Mechanical Engineers

력 발전소에 치명적인 노심용융(melt-down) 사고로 이어진다.⁽¹⁾

따라서 최근에 설계된 APR1400과 같은 원자로 모델에서는 LOCA사고 발생 직후 즉시 안전주입탱크(Safety Injection Tank)가 2단계로 작동하도록 설계되어 있다.^(1,2) 1단계인 재충수 단계(Fig. 1에서 $0 < t < T_1$) 동안에는 안전주입탱크 가운데 세워진 stand pipe를 통해 대량의 냉각수를 원자로 노심에 공급하고, 이후에 이어지는 2단계 재관수 단계(Fig. 1에서 $T_1 < t < T_2$) 동안에는 안전주입탱크 하부에 설치된 피동형 와류발생기가 장착된 유량조절장치(Fluidic Device)가 작동하여 소량의 노심냉각수가 필요시간 이상 연속적으로 공급되도록 설계되어 예상치 못한 노심냉각수 유출에 대비하도록 안전시스템이 설계되어 있다.

유량조절장치를 한국에서는 “fluidic device(FD)”라 부르고,^(2,3) 일본에서는 “accumulator”라고 다르게 부른다.⁽⁴⁾

안전주입탱크의 구조는 다음과 같다. 수직으로 세워진 원통형의 밀폐된 용기 내부에 바닥 쪽에 FD라 부르는 유량조절장치가 장착되어 있고 유량조절장치(FD) 위에 수직으로 스탠드파이프(stand pipe)라고 불리어지는 파이프가 수직으로 설치되어 있다. 안전주입탱크와 유량조절장치에 대한 보다 상세한 구조는 Lim 등⁽³⁾의 연구 Fig. 1-2에 잘 나와 있다.

안전주입탱크 내부에는 노심냉각을 위한 비상 냉각수가 아래에 담겨있고, 상부에는 압축기체가 냉각수와 직접 접촉한 상태로 고압으로 충전되어 있다. 압축기체는 출구밸브가 열리면 냉각수가 효과적으로 출구를 통해 노심으로 흘러들어갈 수 있게 밀어주는 역할을 한다.

안전주입탱크 출구 밸브가 열리면, 냉각수 자유표면의 높이가 스탠드파이프 높이보다 높은 동안은 스탠드파이프를 통해 FD를 지나 노심으로 흘러들어가는 공급노즐 유동과 탱크에서 직접 FD를 지나 노심으로 냉각수가 흘러들어가는 제어노즐유동이 함께 일어나는 대유량의 재충수 단계 유동이 발생한다. 한편 냉각수 자유표면의 높이가 스탠드파이프 높이보다 낮아지게 되면 스탠드파이프를 통하는 공급노즐 유동이 사라지고, 유동이 직접 FD를 지나는 제어노즐 유동만 일어나는 저유량의 재관수 단계 유동이 발생한다.

이전의 연구를 살펴보면 2005년 Song 등⁽¹⁾이

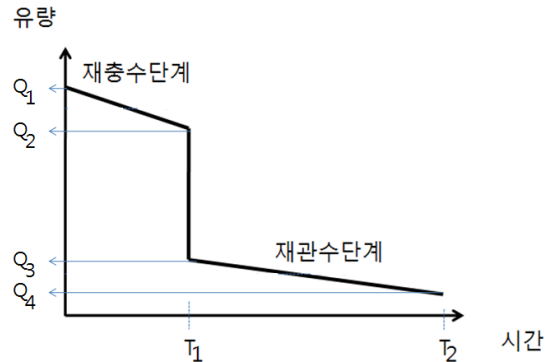


Fig. 1 Variation of flow rate during re-filling and re-flooding stages

FD에 대한 실험을 통해 Fig. 1과 같이 재충수, 재관수 2단계 유량공급이 성공적으로 가능함을 실용적 크기의 규모에 대해 실증했다. 이어진 후속 연구를 통해 Lim 등^(2,3)이 수치적인 방법으로 FD 내부유동에 대한 수치데이터를 제공하고 물리적인 해석을 위한 기반지식을 제공했다. 한편 일본에서 2011년에 Shiraishi⁽⁴⁾에 의해 FD와 유사한 구조를 갖는 “accumulator”라 부르는 피동형 유량조절장치를 장착한 안전주입탱크에 대한 연구가 수행되었다.

이전에 수행된 연구는 주로 실험적 혹은 수치적 방법을 통해 이루어져서, 이 문제에 대한 이론적인 연구는 거의 이루어지지 않았다. 본 연구에서는 안전주입탱크의 재충수 단계에서 발생하는 유량변화에 대한 이론해석을 통해 이론유동모형을 개발하고 유량지배방정식과 이론해를 도출하고자 한다. 그리고 궁극적으로 본 연구를 통해 이론해가 안전주입탱크 개념설계 단계에서 유용하게 설계이론으로 활용할 수 있음을 이전의 실험결과와 비교해 보이고자 한다.

2. 재충수 단계의 유량해석

Fig. 2는 앞장에서 언급한 안전주입탱크의 재충수 단계 유동에 대한 이상화된 모형을 보여주고 있다. 단면적이 $A = \pi D^2/4$ 로 일정한 원형 탱크 내부에 높이 H 인 스탠드파이프가 서있고, 초기 시간 $t=0$ 일 때 탱크 내부를 아래쪽 영역(높이 H_l 구간)은 냉각수가 채우고, 위쪽 영역(높이 H_g 구간)은 압축기체가 채우고 있다. 재충수 단계 유동을 비점성으로 가정하면, FD에서의 유동 마찰 손실이 없다. 그리고 FD의 두께가 탱크의 크기에

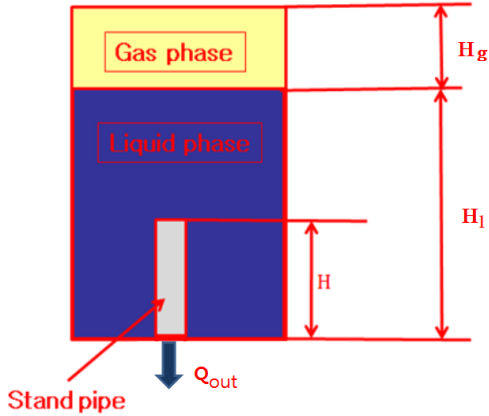


Fig. 2 Idealized flow model of the safety injection tank

비해 매우 작고, 재충수 단계에서는 FD 내부유동이 회전방향속도 성분을 갖지 않기 때문에 유동이 FD를 거치는 동안 위치에너지 변화와 원심력 효과에 의한 압력강하는 무시할 수 있을 정도로 미미하다.

결과적으로 본 연구를 위해 Fig. 2에서 보여주는 안전주입탱크의 이상화 모델에서는 하부에 장착되는 FD를 생략했다.

이제 Fig. 2 모형에 대한 이론해석을 통해 재충수 단계에서 시간에 따른 유량변화-수위방정식을 구하자.

안전주입탱크의 밸브가 닫힌 상태에서 갑자기 열린 초기시간($t=0$)을 고려하자. $t=0$ 일 때 안전주입탱크 상부의 압축공기와 하부의 냉각수에 대한 초기조건은 다음과 같다.

압축기체는 초기시간 $t=0$ 에서

$$\vec{U}_g = \vec{0}, p_g = p_i, \tag{1}$$

의 상태이다. 여기서 \vec{U} 는 속도벡터를, p 는 압력을 하첨자 g 는 기체, i 는 초기조건을 의미한다. APR1400의 경우 초기 충전압력은 대략 $p_i = 50 \times 10^5 p_a$, 즉, 50bar 정도이다.

안전주입탱크 하부를 차지하고 있는 냉각수에 대한 초기조건은 정수력이 평형을 이루는 상태, 즉,

$$\vec{U}_l = \vec{0}, p_l = p_i + \rho g(H_1 - z) \tag{2}$$

이다. 여기서 ρ 는 냉각수의 밀도, H_1 은 초기상태에서의 냉각수 자유표면의 높이, 하첨자 l 은 액체

(냉각수)를 의미한다.

재충수 단계는 냉각수의 수위 $[h(t)]$ 가 초기상태 H_1 에서 스탠드파이프의 높이 H 까지 내려가면서 스탠드파이프를 통해서 노심으로 대량의 유량을 주입하는 단계, 즉, $H < h(t) < H_1$ 인 경우를 말한다.

이때 안전주입탱크로부터 노심으로 공급되는 총유량(Q_{out})은

$$Q_{out} = Q_1 + Q_2 \tag{3}$$

이다. 여기서 Q_1 은 탱크로부터 스탠드파이프를 거쳐 공급노즐을 통과하여 노심으로 공급되는 대유량이고, Q_2 는 탱크로부터 제어노즐을 통해 노심으로 공급되는 저유량을 의미한다. $Q_1 \gg Q_2$ 이기 때문에 재충수 단계 동안에 노심으로 공급되는 총유량은

$$Q_{out} \approx Q_1 \tag{4}$$

로 근사하는 것이 가능하다. 이것을 다시 말하면 재충수 단계에서는 유량방정식을 고려할 때 제어노즐을 통한 유량을 무시해도 좋다. 즉, Fig. 2에서처럼 스탠드파이프를 통한 유동만을 고려한 모형을 사용해도 된다는 뜻이다.

본 연구에서 다루는 문제의 특성을 고려하면 유동을 비점성이라고 가정할 수 있다. 그러면 재충수 단계에서 발생하는 마찰에 의한 유동손실은 무시할 수 있다. 다시 말하면 비점성 유동을 고려하면 재충수 단계에서 안전주입탱크로부터 FD를 거쳐 노심으로 이동하는 유동은 에너지가 보존되는 흐름으로 가정할 수 있다.

이제 임의시간 t 에서 $t+dt$ 간격에서 냉각수 높이가 h 에서 $h+dh$ 로 바뀌는 과정 동안에 일어나는 안전주입탱크 내부의 흐름을 고찰하자. $dt \ll 1$ 인 경우, 짧은 시간간격 dt 동안 안전주입탱크 내부의 기체 및 액체유동은 준정상 비점성 1차원흐름(quasi-steady inviscid one dimensional flow)으로 가정할 수 있다(Fig. 3 참고). Fig. 3에서 시스템 I은 시간 t 에 대한 액체(냉각수)유동에 대한 시스템을 의미하고, 시스템 II는 시간 $t+dt$ 에 대한 액체(냉각수)유동에 대한 시스템을 의미한다.

$dt \ll 1$ 인 경우, 시간간격 ($t, t+dt$)동안의 자유표면과 안전주입탱크 출구에서의 유동속도를 Fig. 3에서처럼 각각 U_f, U_e 의 균일속도로 근사할 수

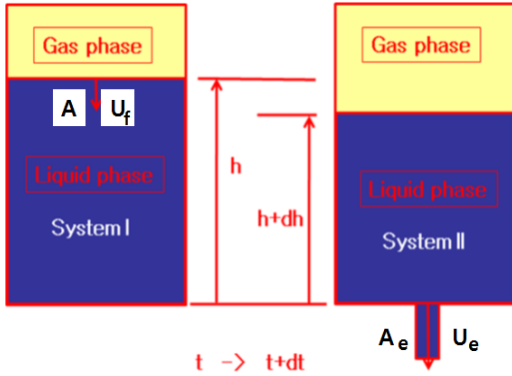


Fig. 3 Schematics of flow system at t and $t+dt$

있다. 그리고 Fig. 3에서 h 는 과도상태에서의 압축기체와 냉각수가 만나는 자유표면의 높이, A 는 자유표면의 단면적(사실 이것은 안전주입탱크 내부단면적과 같다), A_e 은 안전주입탱크의 출구 단면적을 의미한다.

앞서 정의한 시간 t 일 때 시스템 I로 부터 시간 $t+dt$ 에서 시스템 II로 변화되는 과정에 대한 에너지방정식을 고려하자. 이 과정에서의 시스템에 에너지보존의 법칙을 적용할 수 있다. 시스템 내부에서 일어나는 단위시간 당 시스템이 가지고 있는 내부에너지의 변화율이 외부에서 시스템에 가한 일률과 같다는 사실을 수식화하면 다음과 같다.

$$\frac{E_{system II} - E_{system I}}{dt} = p_g A U_f - p_e A_e U_e \quad (5)$$

위 식에서 E_{system} 은 시스템이 가지고 있는 에너지총량을 의미한다. 식 (5)의 우변 첫째 항은 안전주입탱크 내부 고압기체에 의해 기체가 팽창하면서 시스템에 행해진 양의 압력일 (positive pressure work)이고, 둘째 항은 시스템의 냉각수가 출구압력을 이기며 노심으로 나아가기 위해 소모해야 하는 일을 의미한다.

식 (5)의 우변항의 계산은 시스템에서의 변화율 계산을 제어체적에서의 변화율로 계산하는 레이놀즈 이송정리를 이용하면 다음식과 같이 제어체적에 대한 계산으로 행할 수 있다.

$$\frac{E_{system II} - E_{system I}}{dt} = \frac{d}{dt} \iiint_{c.v.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) dv + \iint_{c.s.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) ds \quad (6)$$

위 식에서 $c.v.$ 와 $c.s.$ 는 시간 t 에서 시스템체적과 동일한 체적에 대한 제어체적과 제어표면을 의미한다.

먼저 식 (6)의 우변의 첫째항을 계산하자. 안전주입탱크 내부의 유동속도는 자유표면의 속도와 같은 균일속도 U_f 이므로

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \iiint_{c.v.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) dv &= \frac{d}{dt} \int_0^{h(t)} \rho \left(\frac{U_f^2}{2} + gz \right) A dz \\ &= \frac{\rho U_f^2 A}{2} \frac{dh(t)}{dt} + \frac{\rho g A}{2} \frac{dh^2(t)}{dt} \end{aligned} \quad (7)$$

와 같이 계산된다. 한 가지 지적할 사실은 식 (7)에 나타나는 두 번째 항이 첫 번째 항보다 상대적으로 매우 크다는 사실이다. 이 사실은 다음의 상황을 고려하면 자명해진다. 단면적 A 를 갖는 원통용기에 자유표면의 높이 $h(t)$ 를 갖는 액체가 채워진 상태에서 용기바닥에 단면적 A_e 의 구멍이 나 있을 때 발생하는 문제를 고려하면, 용기의 홀을 통해 유출되는 유체의 유속(U_e)은 에너지가 보존되는 경우를 가정하면 베르누이방정식으로부터

$$U_e = \sqrt{2gh(t)} \quad (8)$$

이다. 이 경우 자유표면의 하강속도(U_f)는 연속방정식으로부터

$$U_f = U_e \frac{A_e}{A} \quad (9)$$

$A_e/A \ll 1$ 이므로 $U_f \ll U_e$, 즉,

$$U_f^2 \ll 2gh(t) \quad (10)$$

이다. 식 (10)을 이용하여 식 (7)의 두 항을 비교하면

$$\frac{\rho U_f^2 A}{2} \frac{dh(t)}{dt} \ll \frac{\rho g A}{2} \frac{dh^2(t)}{dt} \quad (11)$$

임을 알 수 있다. 따라서 식 (6)의 첫째항은

$$\frac{d}{dt} \iiint_{c.v.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) dv \cong \frac{\rho g A}{2} \frac{dh^2(t)}{dt} \quad (12)$$

와 같이 근사할 수 있다.

식 (6)의 두 번째 항의 계산은 제어체적의 입, 출구에서 일어나는 유동에 의한 운동에너지와 위치에너지의 유출입을 고려하여

$$\oint_{c.s.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) ds = \Delta \left(\dot{m} \frac{U^2}{2} \right) + \Delta(\dot{m}gh) \quad (13)$$

와 같이 계산할 수 있다. 여기서 \dot{m} 은 단위시간당 제어체적을 통과하는 질량유량을 의미하고, Δ 는 괄호 안 물리량에 단위시간당 변화율을 의미한다. 식 (13)의 우변의 두 번째 항은 첫 번째 항에 비해 매우 작아 무시할 수 있다. 왜냐하면 제어체적에서 $\Delta(\dot{m}gh)$ 을 계산하면

$$\Delta(\dot{m}gh) = \dot{m}g \frac{dh}{dt} = -\dot{m}gU_f \quad (14)$$

이고, 첫 번째 항은

$$\Delta \left(\frac{1}{2} \dot{m}u^2 \right) = \frac{1}{2} \dot{m}(U_e^2 - U_f^2) \quad (15)$$

이므로, $U_e \gg U_f$ 를 상기하면 자명하다. 결과적으로 식 (6)의 두 번째 항은

$$\oint_{c.s.} \rho \left(\frac{U^2}{2} + gz \right) ds \cong \frac{1}{2} \dot{m}U_e^2 \quad (16)$$

로 근사할 수 있다.

식 (12)와 식 (16)을 식 (6)에 대입하고 이 결과와 아래의 관계식 (17)

$$U_f = -\frac{dh}{dt} = U_e \frac{A_e}{A} = \frac{\dot{m}}{\rho A} \quad (17)$$

을 이용하여, 앞서 구한 에너지보존법칙에 대한 식 (5)를 정리하면, 다음과 같은 재충수 단계 유량방정식 (자유표면의 높이 $h(t)$ -방정식)을 구할 수 있다.

$$\frac{\rho g A}{2} \frac{dh^2(t)}{dt} + \frac{1}{2} \dot{m}U_e^2 = \dot{m} \frac{p_g - p_e}{\rho} \quad (18)$$

여기서 p_g 는 용기 내 압축기체의 압력이고, p_e 은 출구압력이다.

압축공기의 시간에 따른 압력(p_g)의 변화는 기체의 상태변화를 준정상 등엔트로피 변화로 가정하여 구할 수 있다. 등엔트로피 조건 $p_g V_g^\kappa =$

$constant$ (여기서 V_g 는 기체의 부피, κ 는 기체의 비열비)로부터 p_g 를 구하면

$$p_g(t) = p_i \left(\frac{H_g}{H_g + H_l - h(t)} \right)^\kappa \quad (19)$$

이다. 여기서 p_i , H_g 및 H_l 은 각각 초기상태의 기체압력, 기체높이 및 초기상태의 냉각수 높이를 의미한다.

식 (17)과 식 (18)을 식 (19)에 대입하면 최종적으로 $h(t)$ 에 대한 재충수 단계 유량방정식이 다음과 같이 구해진다.

$$gh(t) - \frac{1}{2} \left(\frac{A}{A_e} \right)^2 \left(\frac{dh(t)}{dt} \right)^2 = \frac{1}{\rho} \left(p_e - p_i \left(\frac{H_g}{H_g + H_l - h(t)} \right)^\kappa \right) \quad (20a)$$

그리고 지배방정식 (20)에 연관된 초기조건은

$$h(t=0) = H_l \quad (20b)$$

이다.

식 (20a) & (20b)는 재충수 단계 동안 시간에 따른 냉각수의 깊이변화 $h(t)$ 에 대한 지배방정식이다. 따라서 이 식의 해는 자유표면의 높이가 스탠드파이프보다 높은 경우에 대한 구속조건

$$H \leq h(t) \leq H_l \quad (20c)$$

의 범위에서 유용하다.

지배방정식 (20a)는 비선형방정식이기 때문에 직접적으로 이론해를 구하기는 어렵고, 상미분방정식에 대한 수치해를 필요로 한다. 그러나 $h(t)/(H_g + H_l) < 1$ 의 성질을 이용한 테일러 전개를 통해 근사해를 구할 수 있다.

테일러 급수전개를 이용하여 식 (20a)의 우변 지수항을

$$\left(\frac{H_g}{H_g + H_l - h(t)} \right)^\kappa \approx \left(\frac{H_g}{H_g + H_l} \right)^\kappa \times \left(1 + \kappa \left(\frac{h(t)}{H_g + H_l} \right) + \kappa^2 \left(\frac{h(t)}{H_g + H_l} \right)^2 + \dots \right)$$

와 같이 근사하고, 위 식에 대한 1차 근사식을 식 (20a)에 대입하면 아래와 같은 재충수 단계 유

동에 대한 근사유량방정식을 구할 수 있다.

$$gh(t) - \frac{1}{2} \left(\frac{A}{A_e} \right)^2 \left(\frac{dh(t)}{dt} \right)^2 = \frac{1}{\rho} \left[p_e - p_i \left(\frac{H_g}{H_g + H_l} \right)^\kappa \left(1 + \kappa \left(\frac{h(t)}{H_g + H_l} \right) \right) \right] \quad (21)$$

식 (21)을 $dh(t)/dt$ 에 대해 정리하고, 물리적인 타당성을 고려하여 제곱근을 구할 때 + 기호식을 제거하면,

$$\frac{dh(t)}{dt} = -\sqrt{\alpha h(t) + \beta} \quad (22a)$$

의 지배방정식을 얻을 수 있다. 여기서 α 와 β 는

$$\alpha = 2 \left(\frac{A_e}{A} \right)^2 \left(g + \frac{\kappa p_i}{\rho} \frac{H_g^\kappa}{(H_g + H_l)\kappa + 1} \right), \quad (22b)$$

$$\beta = 2 \left(\frac{A_e}{A} \right)^2 \frac{1}{\rho} \left(p_i \left(\frac{H_g}{H_g + H_l} \right)^\kappa - p_e \right), \quad (22c)$$

이다. 식 (22a)에 대한 초기 및 구속조건은 식 (20b)와 (20c)이다.

초기조건 (20b)를 지배방정식 (22a)의 해를 구하면

$$h(t) = \frac{\alpha}{4} \left(\frac{2\sqrt{\alpha H_l + \beta}}{\alpha} - t \right)^2 - \frac{\beta}{\alpha} \quad (23a)$$

이고, 구속조건 (20c)로부터 해 (23a)가 유용한 시간구간을 구하면 다음과 같다.

$$0 \leq t \leq t_c, \quad (23b)$$

여기서 t_c 는 냉각수 자유표면의 높이($h(t)$)가 스탠드 파이프 높이 (H)와 같아지는 노심으로 대유량이 공급되는 재충수 단계가 끝나는 시간

$$t_c = \frac{2}{\alpha} (\sqrt{\alpha H_l + \beta} - \sqrt{\alpha H + \beta}) \quad (23c)$$

을 의미한다.

식 (23a)를 이용하여 재충수 단계에서 노심으로 공급되는 유량(Q_{out})을 구하면

$$Q_{out} = A \left(-\frac{dh(t)}{dt} \right) = A \sqrt{\alpha H_l + \beta} - \frac{\alpha A}{2} t, \quad (24)$$

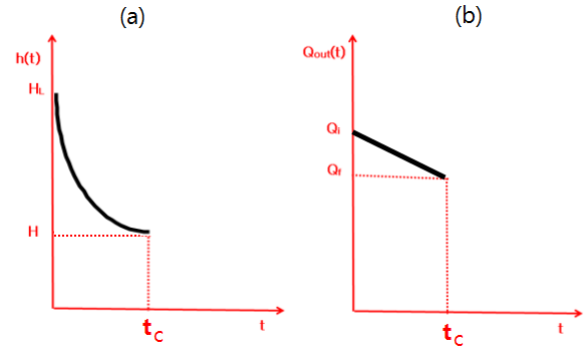


Fig. 4 Variations of (a) free surface height and (b) flow rate during refilling stage

이 된다.

Fig. 4에 시간간격 ($0 < t < t_c$) 동안 일어나는 재충수 단계에서 발생하는 자유표면 높이($h(t)$) 변화와 이에 연계한 노심으로의 공급유량(Q_{out}) 변화 모습이 그려져 있다. 식 (23a)에서 볼 수 있듯이 자유표면의 높이변화는 시간에 대해 (꼭지점이 t_c 의 오른쪽에 있는) 포물선, 즉, t 에 대한 2차식 형태를 나타낸다. 결과적으로 초기에 자유표면의 높이 변화가 심하고 시간에 따라 점진적으로 높이 변화가 줄어든다. 이것은 초기시간에 보다 높은 압력으로 냉각수 위에서 압축기체가 팽창하면서 냉각수를 출구로 밀어내고 냉각수 자체의 위치에너지도 높기 때문에 더 많은 유량이 노심으로 공급되는 당연한 현상이다.

시간에 따른 공급유량(Q_{out})을 살펴보면, 자유표면의 높이 변화에 맞추어 노심으로 공급되는 유량이 Fig. 4(b)에서처럼 점차 감소한다. 여기서 지적해야 할 사실은 유량감소가 시간에 따라 선형적이라는 사실이다[식 (24) 참조]. 냉각수가 재충수 단계가 시작되면 초기($t=0$)에 시작유량이 Q_i 이고, 노심으로 들어가는 유량이 시간에 따라 선형적으로 감소하여 재충수 단계가 끝나는 최종 시간($t=t_c$)에는 유량이 Q_f 가 된다(아래 식 참조).

$$Q_i = A \sqrt{\alpha H_L + \beta} \quad (25a)$$

$$Q_f = A \sqrt{\alpha H + \beta} \quad (25b)$$

3. 결과 및 토의

본 토의에서는 2005년 발간된 한국원자력연구소 보고서 “APR1400 Fluidic Device 실증실험”의

값을 기초로 하여 설계변수를 결정하는 <예제풀이>를 보임으로써 앞장에서 구한 이론해석 경과인 재충수 단계의 유량방정식의 유용성을 보일 것이다.

실험에서 냉각수는 물을 사용하고 압축기체는 공기를 사용했다. 노심냉각을 위한 안전주입탱크에 주입되는 초기 냉각수량(AH_L)은 원자력발전소 안전시스템의 개념설계과정에서 노심설계와 연계해서 주어지는 조건이다. 따라서

$$AH_L = C, \quad (26)$$

여기서 상수 C 는 설계과정에서 요구조건으로 이미 주어지는 기지(既知)상수이다. 2005년 발간된 한국원자력연구소 보고서⁽¹⁾ “APR1400 Fluidic Device 실증실험”로부터 안전주입탱크의 내경 2.74m 및 높이 11.99m을 고려하여 APR1400 모델의 경우 A, H_L, C 의 값을 구하면

$$A \cong 5.89m^2, H_L \cong 8.9m, C \cong 52m^3 \quad (27)$$

인 것을 알 수 있다.

그리고 보고서 <Fig. 4-7>⁽¹⁾의 실험결과로부터 재충수 단계에서 요구되는 설계유량조건을 Fig. 5에서와 같이 역설계를 통해 얻을 수 있다.

그림에서 붉은색 굵은 실선은 본 연구에서 필요한 설계유량조건을 구하기 위해 이상화한 그림이다. 그림에서 볼 수 있듯이 실제 실험결과에서는 초기에 밸브를 여는데 필요한 일정 시간과 유동이 정상상태에 도달하는 과도시간이 있기 때문에 유량이 0에서 최고값에 도달하는 초기의 짧은

과도시간이 있다. 그러나 본 연구에서는 이론해석을 위해 초기시간 $t=0$ 일 때 순간적으로 밸브가 열리고 유동이 준정상상태에 도달하는 것으로 가정했기 때문에 그림에서처럼 $t=0$ 에서 최고유량 Q_i 에 도달하는 것으로 이상화했다. 이제 이상화된 시간에 따른 유량변화도로부터 재충수 단계에서 요구되는 설계유량 조건을 정리하면 다음과 같다.

(1) 재충수 단계 시작조건

$$Q(t=0) = Q_i = 1m^3/s, \quad (28a)$$

(2) 재충수 단계 완료조건

$$Q(t=t_c = 30s) = Q_f = 0.7m^3/s. \quad (28b)$$

앞서 구한 설계변수 값 식 (28a)-(28b)를 유량방정식 (24)에 넣고 그리면 Fig. 5에서 붉은 실선으로 나타낸 $0 < t < t_c$ 구간의 이상화한 설계유량 조건에 대한 그림이다. 이 그림의 시간에 따른 유량변화 곡선식은 아래와 같다.

$$Q_{out}(t) = 1 - 0.01t, (0s \leq t \leq 30s) \quad (29)$$

식 (24) & (28a,b)에서

$$\alpha = \frac{2(Q_i - Q_f)}{At_c} \cong 3.39 \times 10^{-3}, \quad (30a)$$

$$\beta = \left(\frac{Q_i}{A}\right)^2 - \alpha H_L \cong -1.35 \times 10^{-3}, \quad (30b)$$

이고, 식 (23c)와 식 (25a)로부터 stand pipe를 구하면

$$H = \frac{1}{\alpha} \left[\left(\frac{Q_i}{A} - \frac{\alpha t_c}{2} \right)^2 - \beta \right] \cong 4.57m \quad (31)$$

이다.

설계유량 요구조건을 만족하도록 이론해로부터 구한 스탠드파이프 높이 H 값을 실제 실험에 사용한 스탠드파이프의 높이와 비교하면, 실험에서 사용한 스탠드파이프의 높이 4m 보다 약 0.57m 더 높게 나왔다. 그러나 이론전개에서 FD의 영향이 미미한 것으로 가정하여 FD를 제거했다는 것을 생각하자. 실험에서 사용한 FD의 높이가 0.584m이기 때문에 FD 높이를 포함한 실험에서 사용한 스탠드파이프의 실제 높이는 4.584m이다.

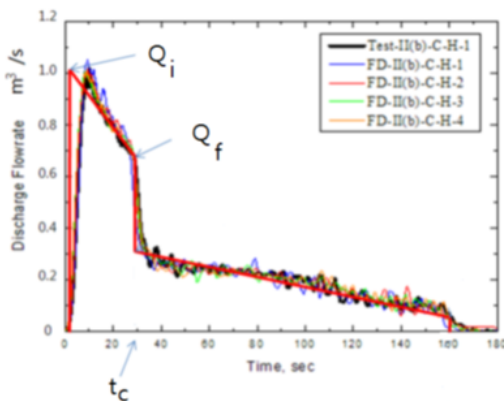


Fig. 5 Time histories of discharge flow rate. The red line is a idealized model of system design requirement for SIT and the other lines are experimental results from the reference(1)

따라서 이론값과 실험값은 거의 일치하는 것으로 볼 수 있다. 결과적으로 식 (31)이 스탠드파이프 높이 설계를 위한 정확한 이론식을 제공한다고 할 수 있다.

이제 냉각수 위에 존재하는 압축기체에 대한 설계변수 (p_i , H_g)를 결정하는 방법을 설명하자.

앞서 구한 α , β 값과 식 (22b)와 (22c)를 이용하여 α 와 β 의 비에 대한 식을 구하면

$$\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\left(g + \frac{\kappa p_i}{\rho} \frac{H_g^\kappa}{(H_g + H_l)^{\kappa+1}} \right)}{\left(\frac{p_i}{\rho} \left(\frac{H_g}{H_g + H_l} \right)^\kappa - \frac{p_e}{\rho} \right)}, \quad (32)$$

이다. 이 식을 이용하여 설계요구 유량조건을 만족시키기 위한 초기 정지상태에서 필요한 압축기체의 충전압력에 대한 이론식을 구하면

$$p_i = \frac{\left(\rho g + \frac{\alpha}{\beta} p_e \right)}{\left(\frac{\alpha}{\beta} \left(\frac{H_g}{H_g + H_l} \right)^\kappa - \frac{\kappa H_g^\kappa}{(H_g + H_l)^{\kappa+1}} \right)}, \quad (33)$$

이 된다. 이 식은 냉각수 위 공간에 존재하는 압축기체의 초기압력 p_i , 초기 압축기체 공간의 높이 H_g 및 초기 냉각수 공간 높이 H_l 사이의 관계식을 제공한다. 뿐만 아니라 이 식은 α , β 값을 통해 초기 압축기체의 압력 (p_i)가 설계유량조건 (Q_i , Q_f)와 직접 연결되어 있음을 보여준다.

앞서 구한 α 와 β 값 $\alpha = 3.39 \times 10^{-3}$, $\beta = -1.35 \times 10^{-3}$ 와 (실험에서 사용한 기체가 공기이고 액체는 물인 것을 고려하여) 실험조건인 $\kappa = 1.4$, $g = 9.8m/s^2$, $\rho = 1000kg/m^3$, $p_e = 10^5 Pa$, $H_L = 8.9m$ 값을 식 (33)에 대입하면

$$p_i = \frac{2.26 \times 10^5}{\left(2.36 \left(\frac{H_A}{H_g + 8.9} \right)^{1.4} + \frac{1.4 H_g^{1.4}}{(H_g + 8.9)^{2.4}} \right)}, \quad (34)$$

의 관계식을 얻을 수 있다.

Fig. 6은 식 (34)로부터 구한 ($p_i - H_g$)관계를 보여준다.

Fig. 6으로부터 $H_g = 2m$ 이면 $p_i = 10^6 Pa$, $H_g = 1m$ 이면 $p_i = 22 \times 10^5 Pa$ 의 값을 결정할 수 있다

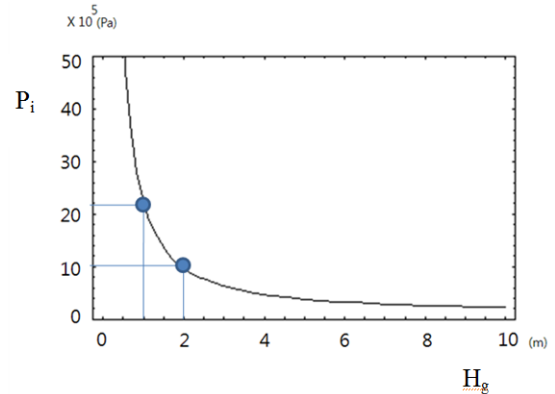


Fig. 6 Plot of the relation between initial gas pressure (P_i) and initial height of gas volume (H_g). the reference(1)

는 것을 알 수 있다. 이 결과로부터 H_g 값을 크게 할수록 p_i 값이 작아진다는 것을 알 수 있다. 이것은 압축기체 공간의 부피가 커질수록 초기압을 낮출 수 있다는 의미이다. H_g 가 큰 경우 냉각수가 주입되는 과정에 기체의 단열팽창에 의한 압력강하가 상대적으로 작기 때문에 초기압 p_i 를 낮출 수 있다는 것이고 이것은 물리적으로 타당한 결과이다. 여기서 한 가지 언급할 흥미로운 사실은 $H_g \rightarrow \infty$ 인 경우,

$$p_i \rightarrow p_e + \frac{\beta}{\alpha} \rho g \quad (35)$$

의 특정 값에 수렴한다는 것이다.

이제 이론 결과를 실험과 비교해보자.

실험⁽¹⁾에서 사용한 압축기체의 초기압력은 $p_i = 5 \times 10^6 Pa$ 이고, 안전주입탱크 용기의 높이가 11.99m라고 나와 있으나 초기 압축기체의 공간 부피에 대한 자세한 정보는 나와 있지 않다. 안전주입탱크의 상단과 하단 모두 반구형 형태로 되어 있고 용기 내부에 장착된 FD의 위치를 고려하면, 초기 압축기체 공간의 부피의 최대 높이는 1m 이하로 추정되어 이론식의 예측치가 어느 정도 잘 맞는 것으로 판단된다. 다만, 이론전개 과정에서 마찰손실을 무시했기 때문에 초기 압축기체의 필요 충전압력 p_i 에 대한 이론 예측치[식 (33)]가 실제 필요한 값보다 조금 낮은 값을 줄 것으로 판단된다. 그럼에도 불구하고 이론식들은 안전주입탱크의 초기 개념설계를 위한 중요한 도구를 제공할 수 있다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서 원자력 발전용 비상노심냉각 장치인 안전주입탱크의 재충수 단계에 대한 유량에 대한 이론해석을 수행했다.

이론해석을 통해 재충수 단계 유동에 대한 이론 모형을 정립하고 재충수 단계에 대한 비선형 유량방정식을 구했다. 그리고 테일러 급수 전개법을 통해 근사유량방정식을 구하고 이를 통해 시간에 따른 냉각수의 자유표면 높이변화와 유량변화를 예측할 수 있는 이론해 등을 구했다.

이론해의 유용성을 검증하기 위해 원자력연구소에서 시행한 실험을 역설계방법으로 설계요구조건을 구하고, 이를 통해 설계변수 - 스탠드파이프 높이, 초기 압축기체의 충전압력 및 충전공간-들을 다시 이론식을 이용하여 구해 그 결과가 실험치와 잘 맞는다는 것을 보였다.

참고문헌
(References)

- (1) Song, C. H., Park, J. K., Jung, J. H., Cho, B. H., Kwon, T. S., Joo, I. C., 2005, "Performance Verification Test for the APR1400 Fluidic Device," *the report of KAERI*, pp. 37~40.
- (2) Lim, S. G., Lee, S. H. and Kim, H. G., 2010, "Benchmark and Parametric Study of a Passive Flow Controller (Fluidic Device) for the Development of Optimal Designs using a CFD Code," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 240, No. 5, pp. 1130~ 1150.
- (3) Lim, S. G., You, S. C. and Kim, H. G., 2012, "Numerical Study of a Passive Flow Controller in APR1400 using a Free-surface Model," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. B*, Vol. 36, No. 7, pp. 767~774.
- (4) Shiraishi, T., 2011, "Design of the Advanced Accumulator for the Pressurized Water Reactor," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 241, No. 9, pp. 3910~3924.