

# 수중폭발 이론을 사용한 노심폭주사고 시 노심 팽창 및 에너지 거동 수치해석

강 석 훈\*

한국원자력연구원 SFR원자로설계부

## NUMERICAL ANALYSIS ON THE REACTOR CORE EXPANSION AND ENERGY BEHAVIORS DURING CDA USING UNDERWATER EXPLOSION THEORY

S.H. Kang\*

Dept. of SFR reactor design, KAERI

*A numerical analysis is conducted to estimate the core expansion and the energy behaviors induced by a core disruptive accident in a sodium-cooled fast reactor. The numerical formulation based on underwater explosion theory is carried out to simulate the core explosion inside the reactor vessel. The transient pressure, temperature and expansion of the core are examined by solving the equation of state and nonlinear governing equation of momentum conservation in one-dimensional spherical coordinates. The energy balance inside the computation domain is examined during the core expansion process. Heat transfer between the core and the sodium coolant, and the bubble rise during the expansion process are briefly investigated.*

**Key Words :** 수중폭발(Underwater Explosion), 노심(Reactor Core), 소듐냉각고속로(Sodium-cooled Fast Reactor), 노심폭주사고(Core Disruptive Accident), 중대사고 (Severe Accident)

### 1. 서 론

현재 국내 가동 중인 상용 원자력발전소인 경수로로는 노심 냉각과 핵분열을 위해 각각 물과 열중성자를 사용한다. 반면 소듐냉각고속로는 액체금속인 소듐 그리고 고속중성자를 사용한다. 소듐냉각고속로는 액체금속 냉각재의 우수한 열전달 특성으로 인해 기존 원전에 비해 안전성이 높고, 사용 후 핵연료를 재활용할 수 있는 장점을 지닌다. 또한 현재 일부 선진국을 중심으로 개발 중인 신개념 4세대 원자력발전 시스템 중 상용화 가능성이 가장 높은 것으로 평가 받는다[1].

그러나 소듐냉각고속로는 경수도에 비해 고농축 우라늄 노심을 사용하기 때문에, 비록 발생 가능성이 확률적으로 매우 낮으나 중대사고 발생 시 노심이 재임계 되어 출력이 급격히 증가하는 노심폭주사고(CDA, core disruptive accident)가 발생

할 가능성을 지닌다[2]. 이 경우 노심이 폭발하여 원자로 용기 벽면에 충격을 가해 발전소 건전성에 위협을 가할 수 있다. 특히 2011년 3월 일본 후쿠시마 원전사고 이후 이러한 중대사고 방지 기술 개발이 큰 주목을 받게 되었고, 현재 진행 중인 소듐냉각고속로 연구 역시 이러한 사고의 발생 방지를 위한 안전성 향상 기술 개발을 중점적으로 진행 중이다.

본 연구에서는 소듐냉각고속로에서 노심폭주사고가 발생할 경우 그 거동을 관찰하기 위한 수치해석을 수행하였다. 그리고 TNT 수중폭발 이론을 적용하여 원자로 노심폭주 사고 해석을 수행한 기존 연구와 동일한 방법을 사용하였다[3,4]. 따라서 사고 노심의 시간에 따른 팽창과 에너지 변화 그리고 노심 주변의 소듐 냉각재 거동을 수중폭발 이론을 기반으로 관련 열역학 관계식과 유체방정식 등을 풀어서 관찰하였다.

소듐냉각고속로는 다양한 심층 안전장치를 적용하여 중대사고 발생 가능성을 크게 낮추었다. 따라서 본 논문은 발생 가능성이 매우 희박한 사고를 다루었고, 또한 해석의 용이성을 위해 시스템과 현상을 단순화시켜 계산을 수행하였다. 따라서 본 논문은 인허가 등의 실질적인 측면 보다는 노심 응용에 따른 원자로용기 내부 거동 이해를 위한 예비해석 측면

Received: May 13, 2016, Revised: August 29, 2016,

Accepted: August 29, 2016.

\* E-mail: kang@kaeri.re.kr

DOI <http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2016.21.3.008>

© KSCFE 2016

에서 의미가 있을 것으로 판단된다.

## 2. 폭발 현상 기술 및 수식

### 2.1 폭발 현상 기술

본 해석에서는 노심폭주사고로 발생 시 원자로 출력의 급격한 증가로 인해 정상상태 시 고체 상태였던 노심은 순식간에 기체상태로 변하고, 충격과 방출과 동시에 급격히 팽창하는 폭발이 발생한다고 가정하였다[1,5,6,7,8]. 팽창 과정 중 노심의 온도, 압력, 내부에너지는 감소하고, 감소한 에너지는 냉각재의 운동에너지로 변환되어 원자로 용기에 응력을 가한다.

이러한 현상은 수중에서의 TNT 폭발 현상과 유사하기 때문에, 본 연구에서는 수중폭발 이론을 사용한 수치해석을 통해 본 현상을 관찰하였다. 계산의 단순화를 위해 노심의 가역적 팽창을 가정하였고, 폭발 시의 충격과 발생은 고려하지 않았으며, 소듐 냉각재를 비압축성 유체로 가정하였다[3,4,9].

해석 대상으로 한국원자력연구원에서 개념설계를 수행한 발전 출력 150 MWE급의 소듐냉각고속로인 KALIMER-150 노심을 참조하였다. KALIMER-150 노심은 질량 기준 우라늄 90%, Zr 10%로 구성되었고 총 무게는 9976 kg 이며, 노심 부피를 구로 환산하였을 때의 반지름은 0.69 m 이다[1].

계산을 단순화시키기 위해 노심은 폭발과 동시에 반지름 0.69 m의 구형태의 기포로 변한다고 가정하였다[2,5,6]. 기포는 이상기체로 가정하였고, 폭발에 의한 기포 팽창을 가역적 등엔트로피 과정으로 취급하였다. 따라서 비가역적 현상의 주요 원인이 되는 충격파의 발생과 이의 주변 매질로의 전파 그리고 노심과 냉각재와의 열 및 물질전달 현상은 고려하지 않았다. 실제 수중 폭발 현상에서는 폭발물의 온도와 압력이 폭발과 동시에 급격히 증가하기 때문에 충격파가 발생하며, 충격파는 총 폭발에너지의 약 25%의 에너지를 주변 물질에 전달하는 것으로 알려졌다[9].

### 2.2 기포 거동 해석 수식

본 장에서는 기존 수중폭발 이론식에 계산하고자 하는 사고와 관련된 경계조건과 물성치 등을 적용하여 식을 정리하였다. Fig. 1은 계산 영역인 원자로 용기 내부를 보여준다. 원자로 용기 형태는 KALIMER-150 설계 자료를 기반으로 하며, 가로 세로 높이는 각각 7.4 m, 18 m 이다. 원자로용기 내부는 노심 폭발에 의해 발생한 기포, 냉각재인 소듐 그리고 충전가스인 He으로 구성된다. 원자로 정상 가동 시 충전가스 압력은 대기압 수준으로 유지 된다[1]. 계산 단순화를 위해 노심 외 원자로 용기 내부의 다른 구조물은 고려하지 않았다.

1차원 구좌표계에서 운동량 보존식과 이상기체 상태방정식을 풀어서 노심 폭발에 의해 형성된 기포의 시간에 따른 온

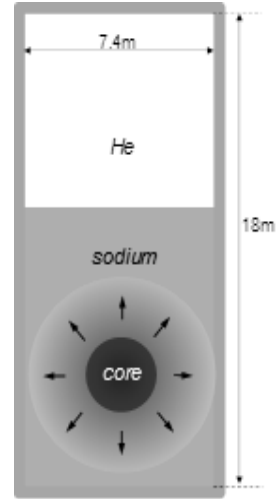


Fig. 1 Core bubble in reactor vessel

도, 압력, 부피 거동과 주변 유체의 유동을 계산하였다[3,4].

열역학 제1법칙에 의해 노심 폭발에 의해 생성된 기포의 내부에너지는 다음 식으로 계산된다.

$$e(T) - e(T_0) = Q \tag{1}$$

여기서  $e$ 는 내부에너지,  $Q$ 는 열, 아래첨자 0은 표준온도압력 (STP)이다.

본 연구에서는 기포를 비열 값이 일정한 완전기체로 가정하였고, 질량 기반 기체상수  $R_0$  값은 30.0 J/kg-K, 비열비  $\gamma (= c_p / c_v)$ 는 3.0으로 가정하였고[5,10], 정압비열  $c_p$ 와 정적비열  $c_v$ 는 각각 다음 식으로 정의된다.

$$c_p = c_v + R_0 \tag{2a}$$

$$c_v = \frac{R_0}{\gamma - 1} \tag{2b}$$

가역적 기포 팽창을 가정하면 아래 식을 얻는다.

$$de = Tds - Pdv = -Pdv \tag{3}$$

위 식에서  $s, P, v$ 는 각각 엔트로피, 압력, 비체적이다. 비열비  $\gamma$ 가 일정할 경우 압력과 비체적은 아래 식을 만족한다.

$$Pv^\gamma = const \tag{4}$$

기포 온도는 이상기체 법칙에 의해 아래 식으로 계산된다.

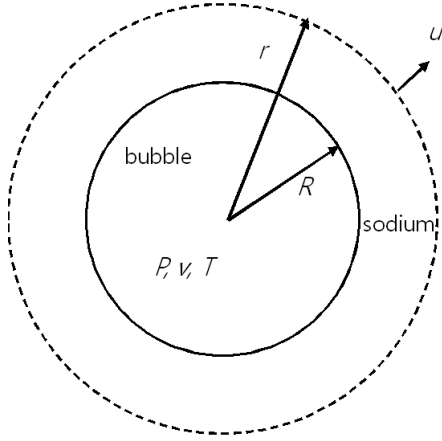


Fig. 2 Bubble expansion and surrounding fluid motion

$$P\nu = R_0 T \quad (5)$$

본 연구에서 폭발 과정 중 기포의 형상은 구형태를 유지하고, 기포 주변 냉각제인 액체 소듐은 반경방향 속도만 지니는 것으로 가정하였다. 냉각제 거동 해석을 위한 지배방정식으로 아래와 같은 구좌표계에서의 비점성 비압축성 오일러 운동량 보존식을 사용하였다[11].

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 u^2) = -\frac{1}{\rho_w} \frac{\partial p}{\partial r} \quad (6)$$

위 식에서  $u$ ,  $r$ ,  $\rho_w$ 는 각각 냉각제의 반경방향 속도, 중심으로부터의 거리 그리고 밀도이며, 기포와 냉각제의 거동을 보여주는 Fig. 2에 표기되었다. Fig. 2에서  $R$ 은 기포의 반지름이다.

소듐 냉각제 연속방정식은 다음과 같다.

$$\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} (r^2 u) = 0 \quad (7)$$

기포의 팽창 속도를  $\dot{R}$ 이라 할 경우, 냉각제의 비압축성을 고려하여 다음의 식을 얻을 수 있다[9].

$$4\pi r^2 u = 4\pi R^2 \dot{R} \quad (8)$$

위 식을 사용하여 아래와 같이 냉각제의 속도 계산식을 유도할 수 있다[4].

$$u = \dot{R} (R/r)^2 \quad \text{for } r \geq R \quad (9)$$

위 식을 운동량보존식에 대입하면 아래의 기포 운동 지배방정식을 얻는다.

$$\ddot{R} \left( \frac{R}{r} \right)^2 + 2 \frac{\dot{R} R}{r^2} - 2 \frac{\dot{R}^2 R^4}{r^5} + \frac{1}{\rho_w} \frac{\partial p}{\partial r} = 0 \quad (10)$$

위 식에서  $\ddot{R}$ 은 다음과 같이 정의된다.

$$\ddot{R} = \frac{d^2 R}{dt^2} \quad (11)$$

식 (10)의 압력 항은 다음과 같이 기술할 수 있다[4].

$$\frac{P}{\rho_w} = a_0 + \frac{a_1}{r} + \frac{a_2}{r^2} + \frac{a_3}{r^3} + \frac{a_4}{r^4} \quad (12a)$$

$$\frac{1}{\rho_w} \frac{\partial P}{\partial r} = -\frac{a_1}{r^2} - \frac{2a_2}{r^3} - \frac{3a_3}{r^4} - \frac{4a_4}{r^5} \quad (12b)$$

식 (12b)를 식 (10)에 대입하면 다음 식을 얻는다.

$$a_1 = \ddot{R} R^2 + 2\dot{R}^2 R \quad (13a)$$

$$a_2 = a_3 = 0 \quad (13b)$$

$$a_4 = -\frac{1}{2} \dot{R}^2 R^4 \quad (13c)$$

식 (12), (13)을 통해 아래 식을 구할 수 있다.

$$\frac{P}{\rho_w} = a_0 + \frac{\ddot{R} R^2}{r} + 2\dot{R}^2 \frac{R}{r} - \frac{\dot{R}^2 R^4}{2r^4} \quad (14)$$

기포로부터 충분히 먼 위치의 냉각제 압력  $P_\infty$ 는 다음 식으로 정의할 수 있다.

$$P = P_\infty \quad \text{at } r = \infty \quad (15)$$

위 식을 식 (14)에 적용하면 아래와 같이  $a_0$ 를 구할 수 있다.

$$a_0 = \frac{P_\infty}{\rho_w} \quad (16)$$

위 식을 식 (14)에 대입하면 아래의 냉각제 압력 계산식을 얻는다.

$$P = P_\infty + \rho_w \left( \frac{\ddot{R}R^2}{r} + 2\dot{R}^2 \frac{R}{r} - \frac{\dot{R}^2 R^4}{2r^4} \right) \quad (17)$$

위 식을 정리하면 아래와 같은 비선형 기포 운동방정식 얻는다.

$$\ddot{R} = \frac{P - P_\infty}{\rho_w R} - \frac{3}{2} \frac{\dot{R}^2}{R} \quad (18)$$

위 식은 또한 다음 과정과 같은 에너지 보존 원리를 사용하여 유도할 수 있다[9]. 운동에너지  $E_k$ 는 다음 식으로 정의된다.

$$E_k = \frac{1}{2} \int \rho_w u^2 dV = 2\pi \rho_w \int_R^\infty r^2 u^2 dr \quad (19)$$

위 식에 식 (9)를 대입하면 다음 식을 얻는다.

$$E_k = 2\pi \rho_w R^3 \dot{R}^2 \quad (20)$$

기포 팽창일  $E_w$ 은 다음 식으로 정의된다.

$$\begin{aligned} E_w &= \int_0^R (P - P_\infty) A dr = 4\pi (P - P_\infty) \int_R^\infty R^2 dr \\ &= \frac{4}{3} \pi (P - P_\infty) R^3 \end{aligned} \quad (21)$$

위 식을 시간에 대해 미분하면 아래 식을 얻는다.

$$\frac{dE_w}{dt} = 4\pi (P - P_\infty) R^2 \dot{R} \quad (22)$$

운동에너지의 시간에 대한 변화율  $dE_k / dt$ 은 팽창일의 시간에 대한 변화율  $dE_w / dt$ 과 같으므로 아래 식을 얻을 수 있다.

$$6\pi \rho_w R^2 \dot{R}^3 + 4\pi \rho_w R^3 \dot{R} \ddot{R} = 4\pi (P - P_\infty) R^2 \dot{R} \quad (23)$$

위 식을 정리하면 식 (18)을 구할 수 있다. 기포의 내부에너지 계산식은 다음과 같다.

$$E_I = c_v m T = \frac{mRT}{\gamma - 1} = \frac{PV}{\gamma - 1} \quad (24)$$

여기서  $m$ 과  $V$ 는 각각 질량과 부피이다.

초기 기포는 정지 상태로 외부 힘에 대해 아무런 일을 수행하지 않기 때문에 총 에너지는 다음 식과 같은 초기 내부 에너지  $E_0$ 와 같다.

$$E_0 = \frac{P_0 V_0}{\gamma - 1} \quad (25)$$

여기서  $P_0$ 와  $V_0$ 는 각각 기포의 초기 압력과 부피이다.

총 에너지  $E_0$ 는 아래 수식과 같이 냉각제 운동에너지, 기포 내부에너지, 기포 팽창일의 합이며, 시간에 관계없이 일정하고, 초기 내부에너지 값과 같다.

$$E_0 = E_k + E_w + E_k \quad (26)$$

$\dot{R}$ 과  $R$ 은 아래와 같이 수정 오일러 방법을 사용하여 계산하였다[12].

$$\dot{R}(t + \Delta t) = \dot{R}(t) + \frac{\ddot{R}(t) + \ddot{R}(t + \Delta t)}{2} \Delta t \quad (27a)$$

$$R(t + \Delta t) = R(t) + \frac{\dot{R}(t) + \dot{R}(t + \Delta t)}{2} \Delta t \quad (27b)$$

위 식의 시간 간격  $\Delta t$  값은  $10^{-7}$  s로 설정하여 계산을 수행하였다. 그리고 식 (4), (5), (27)을 반복법을 사용하여 풀어서 기포의 온도, 압력 그리고 지름을 구하였다.

### 3. 해석 결과

Fig. 1과 같이 소듐 냉각제와 노심으로 구성된 KALIMER-150과 유사한 가상의 원자로 용기 내에 대해 수치해석을 수행하였다. 폭발물은 무게 9976 kg의 우라늄 노심으로 가정하였고, TNT 폭발이론을 적용한 기존 연구와 같이 가상의 사고로 인해 폭발과 동시에 밀도와 반지름이 각각  $7250 \text{ kg/m}^3$ , 0.69 m인 구형태의 기체로 변환한다고 가정하였다[3,4]. 폭발 시점 기포의 중심의 가로 위치는 원자로 용기 가운데, 높이는 원자로 용기 내부 밀면 위 4 m로 설정하였다. 소듐 냉각제의 밀도와 압력은 각각  $828 \text{ kg/m}^3$ , 180 kPa로 설정하였다. 그리고 기포의 초기 에너지와 압력은 각각 Bethe-Tait 계산식을 기반으로 수행한 기존 연구 결과를 활용하여 2.52 GJ, 3.66 GPa로 설정하였다[2,5,6,13].

Fig. 3-6는 시간에 따른 기포의 반경, 팽창속도, 온도 그리고 압력 계산결과이다. 가역적 기포 팽창을 가정하였기 때문에 기포는 1.9 s 주기로 팽창과 수축을 반복하였다(Fig. 3). 그

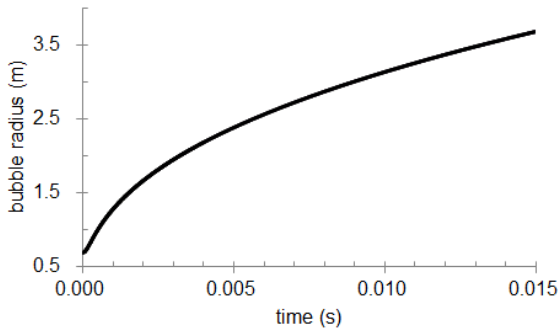


Fig. 3 Bubble radius with time(different scale from above)

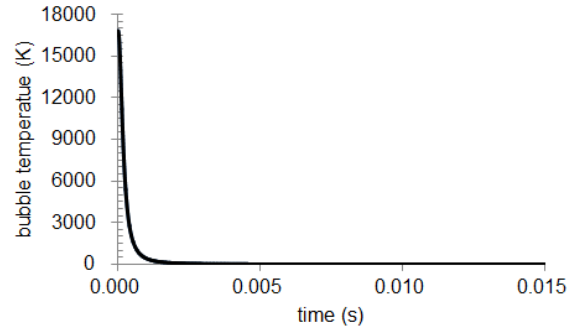


Fig. 5 Bubble temperature with time

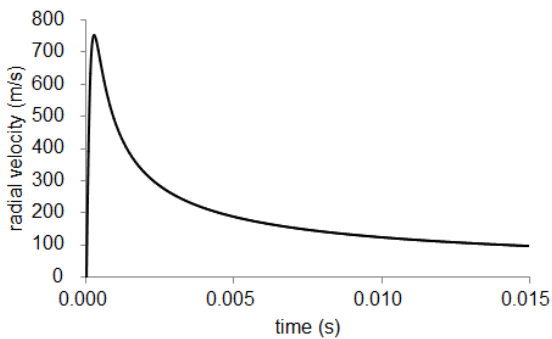


Fig. 4 Bubble expansion velocity with time

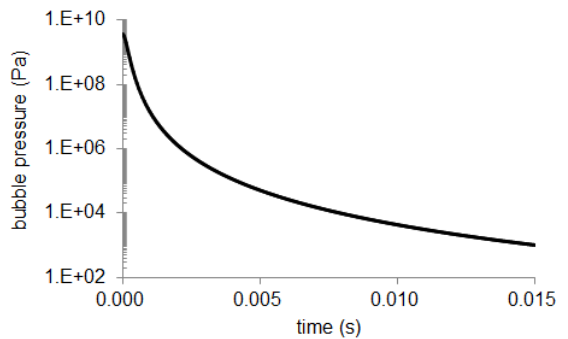


Fig. 6 Bubble pressure with time

러나 실제 현상에서 기포는 반경이 3.7 m에 도달하는 14.6 ms 시점에 원자로 내벽에 부딪히고 이로 인하여 파괴될 것이다.

기포 팽창 속도는 Fig. 4와 같이 초기에 급격히 증가하여 폭발 후 0.258 ms 시점에 최고 속도인 753 m/s에 도달한 뒤 급격히 감소한다. 기포의 팽창속도는 소듐의 음속(300 K에서 2540 m/s)에 비해 매우 낮았다[14].

Fig. 5, 6와 같이 기포의 온도와 압력 모두 폭발 후 급격히 감소하여, 2.0 ms 시점 온도와 압력은 각각 79.6 K, 1.19 MPa로 하락하였다. 그리고 이 시점 기포의 반지름은 1.68 m이었다.

Fig. 7은 폭발 후 에너지 거동을 보여준다. 소듐 냉각재 운동에너지와 팽창일 그리고 기포 내부에너지의 합인 총 에너지는 2.52 GJ로 시간에 대해 일정하였고 내부에너지 초기 값과 같았다. 10 ms 시점 소듐 운동에너지, 팽창일, 기포 내부 에너지 각각은 2.50 GJ, 0.023 GJ, 0.284 MJ이었다. Fig. 8, 9은 시간에 따른 소듐 운동에너지와 팽창일 계산 결과 이다. 운동 에너지는 폭발 후 0.5 ms 시점에 2.25 GJ에 도달하였고 이는 운동에너지 최대 값의 90%에 해당한다. 그리고 3.51 ms 시점에 운동에너지 최대 값인 2.51 GJ에 도달하였고 이 값은 총 에너지(2.52 GJ)의 99.6%에 해당한다. 팽창일은 Fig. 9과 같이

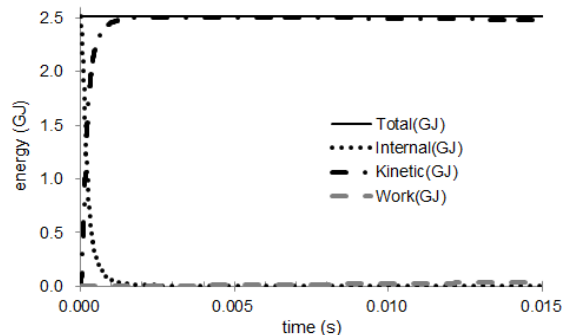


Fig. 7 Distributions of total energy and its components with time

서서히 증가하였으나 그 크기는 다른 두 에너지 값과 비교하여 상대적으로 매우 작았다.

앞의 과정에서는 고려하지 않았지만 실제 폭발 현상에서 고온의 폭발 기체는 주변 액체와의 열전달을 통해 액체를 기화시키고 이로 인해 내부 에너지는 감소한다. 기포와 주변 액체 사이의 열전달량을 기포와 소듐 냉각재 경계에서의 열전달계수와 둘의 온도차를 곱하여 계산하였다. 본 계산에서 기포와 소듐 냉각재 경계에서의 열전달계수와 소듐 온도 각각

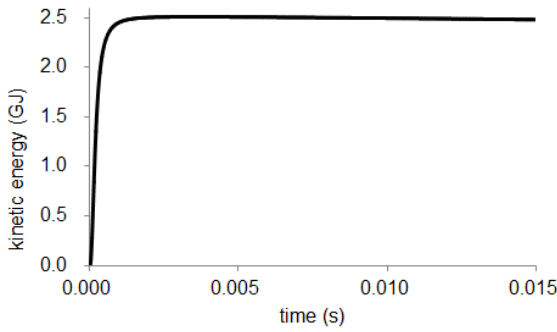


Fig. 8 Sodium kinetic energy with time

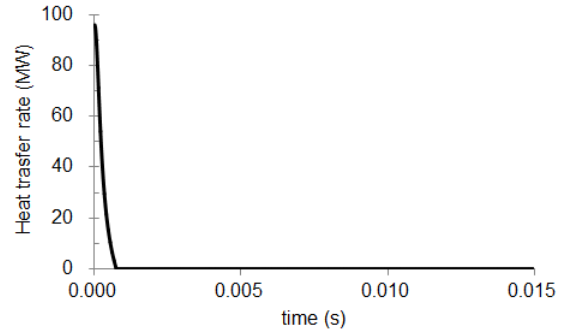


Fig. 10 Heat transfer rate with time

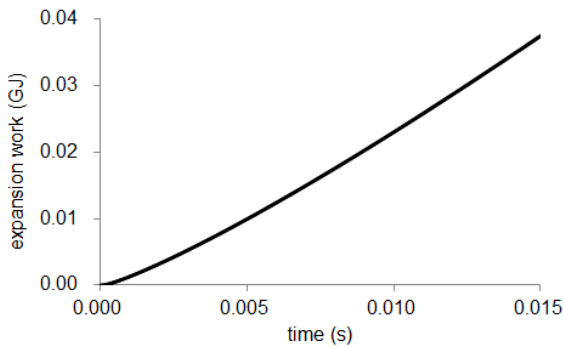


Fig. 9 Expansion work with time

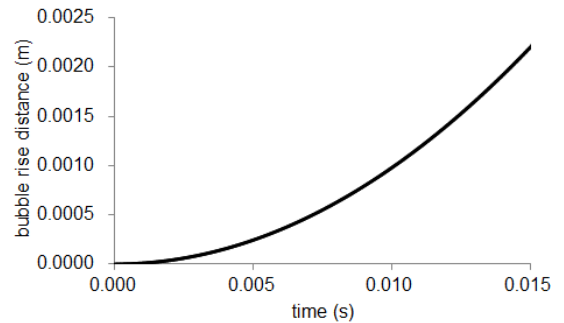


Fig. 11 Bubble rise with time

은  $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ 와  $800 \text{ K}$ 로 가정하였다[15]. Fig. 10은 열전달율 계산 결과로 최대 값은  $95.9 \text{ MW}$ 로 거의 폭발과 동시에 계산되었다. 그리고 폭발 후 열전달율은 급격히 하락하여  $1.0 \text{ ms}$  내에 거의 0까지 하락하였다. 그 이유는 폭발에너지의 주변 냉각제 운동에너지로의 전환으로(Fig. 8에서와 같이 폭발 후  $1.0 \text{ ms}$  내에 소듐 운동에너지는  $2.5 \text{ GJ}$ 까지 증가) 기포 운동도가 급격히 하락하였기 때문이다. 따라서 열전달 효과는 무시 가능한 수준으로 보인다.

본 연구의 완성도를 높이기 위해 기포가 소듐 내부에서 떠오르는 거리를 계산하였다. 기포 부피의 절반을 소듐이 침투하였다고 가정하였고, 마찰계수  $C_D$ 는  $0.8$ 로 가정하였다[9,11]. 지배방정식은 식 (28)과 같으며  $y, \dot{y}, \ddot{y}$ 는 각각 기포의 수직 방향 위치, 속도, 가속도 이다.

$$\frac{4}{3} \pi R^3 \rho_w g - \frac{1}{2} C_D \rho_w \dot{y}^2 \pi R^2 = \frac{2}{3} \pi R^3 \rho_w \ddot{y} \quad (28)$$

위 식의 좌변 첫 번째 항과 두 번째 항은 각각 부력과 기포 내에 침투한 소듐의 무게 관성을 나타낸다. Fig. 11은 식

(28)의 계산 결과로 폭발 후  $15 \text{ ms}$  동안 기포가 떠오른 거리는  $2.20 \text{ mm}$ 로 나타났다. 따라서 폭발 과정에서 기포가 떠오르는 높이는 무시할 수준으로 판단된다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 수중폭발이론을 사용하여 소듐냉각고속로 노심 폭주사고를 관찰하였다. 계산 결과 기포 팽창 속도는 폭발 후  $0.258 \text{ ms}$  시점에 최고 속도인  $753 \text{ m/s}$ 까지 증가하였고,  $14.6 \text{ ms}$  시점에 기포는 원자 용기 벽면에 도달하였다. 기포의 압력과 온도 모두 폭발 후 급격히 감소하여 폭발 후  $2.0 \text{ ms}$  시점 각각  $1.19 \text{ MPa}$ ,  $79.6 \text{ K}$ 까지 하락하였다. 에너지 거동 해석 결과 폭발 후  $15 \text{ ms}$  시점 냉각제 운동에너지, 기포 팽창 일, 기포 내부에너지 각각은  $2.50 \text{ GJ}$ ,  $0.023 \text{ GJ}$ ,  $0.284 \text{ MJ}$ 로 계산되었다. 이 외 기포와 냉각제 사이의 열전달 및 폭발 과정 중 기포가 떠오르는 거리는 무시할 만큼 작은 것으로 관찰되었다.

본 연구에서는 간단한 수치해석을 통한 노심폭주사고 관찰을 위해 해석 영역과 사고 현상을 크게 단순화 시켰고, 계산

에 필요한 일부 중요 물성치를 가정하여 설정하였기 때문에 계산 신뢰성은 매우 낮다. 추후 원자로 개발에 필요한 정밀한 해석을 위해서는 기계적 모델을 기반으로 개발된 SAS4A와 SIMMER 등과 같은 전산해석코드 개발 혹은 도입과 실험 연구가 필요할 것으로 보인다.

## 후 기

이 논문은 2016년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단-원자력연구개발사업의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2011-0031933).

## Note

This paper is a revised version of a paper presented at the KSCFE 2013 Autumn Annual meeting, Seoul, October 31-November 1, 2013.

## References

- [1] 2002, Han, D.H. et al., *KALIMER conceptual design report*, KAERI/TR-2204/2002.
- [2] 1956, Bethe, H.A. and Tait, J.H., "An estimate of the order of magnitude of the explosion when the core of a fast reactor collapses," UKAEA-RHM (56)/113.
- [3] 1965, Cole, R.H., *Underwater explosions*, Dover publications, Inc.
- [4] 1971, Pritchett, J.W., *Evaluation of various theoretical models for underwater explosion*, IRA-TR-2-71, 125 University Avenue Berkeley Marina, Berkeley, California, 94710.
- [5] 1962, Nicholson, R.B., "Method for determining the energy release in hypothetical fast-reactor meltdown accidents," *Ph. D. thesis*, University of Michigan.
- [6] 1964, Nicholson, R.B., "Method for determining the energy release in hypothetical fast-reactor meltdown accidents," *Nuclear science and engineering*, Vol.18, pp.207-218.
- [7] 1977, Fauske, H.K., "Assessment of accident energetics in LMFBR core-disruptive accidents, Nuclear engineering and design," Vol.42, pp.19-29.
- [8] 1977, Marchaterre, J.F., "Overview of core disruptive accidents, Nuclear engineering and design," Vol.42, pp.11-17.
- [9] 2011, Song, T.H., "Thermal analysis on the letter mark spot of the corvette Cheonan-hit torpedo," *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol.25 (4), pp.937-943.
- [10] 1957, Brout, R.H., *Equation of state and heat content of uranium*, USAEC Report APDA-118, Atomic Power Development Associates, Inc.
- [11] 1986, White, F.M., *Fluid Mechanics*, Second Ed., McGraw-Hill, New York, USA.
- [12] 1980, Gerald, C.F., *Applied Numerical Analysis*, Second Ed., Addison-Wesley, Reading, Massachusetts, USA.
- [13] 2013, Kang, S.H. and Jeong, H.Y., *Scoping analysis of energy behavior during CDA of fast reactor with assumption of core explosion*, KAERI/TR-4964/2013.
- [14] 1995, Fink, J.K., Leibowitz, L., *Thermodynamic and transport properties of sodium liquid and vapor*, ANL/RE-95/2.
- [15] 2007, Incropera, F.P., DeWitt, D.P., Bergman, T.L. and Lavine, A.S., *Fundamentals of heat and mass transfer*, Sixth Ed., John Wiley & Sons, New York, USA.