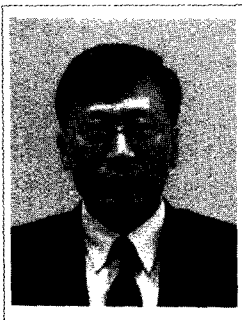


액체 금속로의 기상 사고 해석



석수동
한국원자력연구소
칼리머기술개발팀 책임연구원



한도희
한국원자력연구소
칼리머기술개발팀 책임연구원

본고는 지난 4월 2~6일 미국 메릴랜드주 볼티모어에서 열린 제8차 국제원자력공학회의(ICONE)에서 국내 처음으로 최고 기술 논문상(Best Technical Paper)을 수상한 논문으로 필자가 직접 전문을 번역한 것이다.(편집자)

요약

본 연구에서 액체금속로의 노심 용융(core meltdown)으로 인한 초 즉발 임계(super-prompt critical)의 출력 폭주 사고시, 노심의 반응도 및 열수력 특성 변화와 에너지 방출량 등을 계산하기 위하여, Bethe-Tait 방법론을 수정, 보완한 분석 모델이 개발되었다.

주요 보완 내용으로서는, 금속 연료 노심의 단상 액체 영역에서의 선형의(linear) threshold 형태의 상태 방정식뿐만 아니라 포화 증기(saturated fuel vapor) 영역에서의 상태 방정식이 개발되었고, 이에 따른 노심 붕괴 반응도(disassembly reactivity)의 분석 모델이 개발되었

다. 또한 도플러 반응도 효과를 고려하기 위한 분석모델도 아울러 개발되었다.

상기 보완 모델을 실행할 수 있는 수치 해석 프로그램이 개발되었고, 이를 활용하여 KALIMER에서 HCDA가 발생하였을 경우 노심에서의 에너지 방출량 계산이 수행되었다.

분석 결과 도플러 효과와 포화 증기 영역에서의 압력 증가 및 노심 팽창의 중요성이 확인되었다.

도플러 효과가 고려되지 않을 경우 HCDA는 분석된 모든 반응도 삽입률에 대하여 폭발적인 에너지 방출과 함께 사고가 종결되는 것으로 평가되었다.

그러나 도플러 상수가 최적 평가

* 본 연구는 과학기술부 후원으로 국가 원자력 연구 개발 중장기 계획 사업인 「액체 금속로 설계기술 개발」 과제를 위하여 수행되었다.

치인 -0.002 인 경우 $50\$/s$ 이하의 반응도 삽입률에서는 노심은 비등점 (0.8 KJ/g)에 도달치 않았으며, 설계 기준 사고인 $100\$/s$ 의 경우에도 노심은 포화 증기 영역에 머물고 압력이 급격히 증가하는 단상(single phase) 액체 영역의 threshold 값에 미치지 않기 때문에 사고는 핵연료 증기(vapor)의 점진적인 분산과 함께 종결되는 것으로 분석되며, 총 에너지 발생량은 약 $1,800 \text{ MJ}$ 로서 기계적 손상 에너지로 전환되는 분율을 고려할 때 KALIMER 원자로 용기의 구조 설계 기준치에 비해 상당한 여유도를 갖는 것으로 평가되었다.

개요

액체금속로는 반응도 측면에서 최적화되지 않은 노심 설계 특성 때문에, 가상적인 노심 용융 사고시 초임계 출력 폭주로 인하여 발생되는 폭발적인 에너지가 원자로 계통 및 격납 용기로 방출될 이론적인 가능성이 존재한다.

이러한 가상적인 노심 파열 사고(Hypothetical Core Disruptive Accident, HCDA)의 해석 모델이 Bethe와 Tait(1956)에 의해 개발된 이래, 여러 연구자에 의해 보완, 활용되어 왔다(Jankus:1962, Wolfe et al.; 1963, Nicholson:1964, Hicks & Menzies:1965, Meyer et

al.:1967).

이러한 초즉발 임계 상태의 노심 용융 사고에 이를 수 있는 대표적인 기인 사고 시나리오로서, 유량 상실 사고시 소듐 냉각재가 노심에서 비등, 증발하고 이로 인한 반응도 증가로 노심 중앙부(축 방향)의 핵연료가 용융되기 시작하여 노심 하부로 흘러내려 모인 상태에서, 노심 상반부의 고체 핵연료가 일시에 노심 하부로 붕괴, 강하(slumping)하는 가상 사고를 들 수 있다.

이로 인한 반응도 삽입으로 원자로심은 초즉발 임계 상태(super-prompt critical)에 이르러 노심 출력은 폭주하고(출력 폭주 단계), 이 때의 압력 상승으로 용융 노심은 팽창하며 이로 인한 부반응도 효과에 의해 사고는 종료된다(노심 팽창 단계).

Bethe와 Tait는 상기한 바와 같은 가상 사고를 분석하기 위하여, 용융 노심은 구형의 균질 노심(spherical homogeneous core)을 형성한다고 가정하고 다음과 같은 기본 가정하에 단순한 해석 방법을 개발하였다.

첫째, 사고시 노심 출력(또는 반응도가) 분포는 일정하게 유지되며 중성자 증배상수 및 반응도 변화는 중성자 확산 방정식에 1차 섭동 이론을 적용하고, 둘째, 노심의 팽창현상 해석을 위한 수력(hydrodynamics) 방정식에서 노심 물질의 밀도는 일

정하다고 가정하였으며, 셋째, 노심의 압력은 에너지 생성량이 threshold 값에 도달하였을 때, 에너지의 선형 함수로써 증가한다고 가정하였다.

여기에서 다루어지고 있는 HCDA의 사고가 $10^{-5} \sim 10^{-3}$ 초 정도의 극히 짧은 시간 동안에 종결됨을 고려할 때 첫 두 가정은 방법론의 주어진 한계 내에서 비교적 합리적인 가정으로 볼 수 있으나, 세 번째 가정은 그간의 연구 결과에 비추어 볼 때 개선의 여지가 있는 것으로 밝혀졌다.

즉 노심의 에너지가 threshold 값에 도달하기 이전, 용융 노심의 소듐이 빠져나간 void 공간에 생성되는 핵연료 포화 증기압이 상대적으로 낮기는 하지만 사고 진행 과정 및 결과에 크게 영향을 미친다. 이러한 현상은 도플러 효과가 클 때에 더욱 두드러지게 된다.

본 연구에서는 기존의 Bethe-Tait 방법론 체제 속에서 금속 연료로 이루어진 노심의 압력-에너지 상태 방정식을 개발 활용하여 노심 붕괴(core disassembly) 반응도를 계산하고, 도플러 반응도 궤환 효과도 고려할 수 있는 방법론 및 전산 코드를 개발하였으며, 이를 활용하여 KALIMER 금속 노심의 HCDA 에너지 방출량을 계산하였다.

본 논문에서는 사고 분석의 기본적인 접근 방식과 Bethe-Tait 모

델을 간략히 소개한 후, 본 연구를 통하여 개발된 해석 방법을 기술하고 KALIMER 노심 모델링 및 분석 결과를 기술한다.

Bethe-Tait 해석 모델은 단순하고 모델 개선 및 활용이 용이하기 때문에, 출력 폭주시 에너지 발생량의 보수적 상한치 계산이나 주요 변수의 민감도 분석에 매우 유용하게 활용될 수 있다.

나아가서 본 해석 모델의 개선과 활용을 통하여 KALIMER 설계의 HCDA 해석을 위한 본격적인 전산 코드 체계의 개발, 확보를 위한 사전 경험과 지식 기반이 형성되리라 기대된다.

기본 분석 체계

노심 용융으로 인한 출력 폭주 사고 초기 조건으로서, 원자로가 즉발 임계(prompt critical) 상태에 있다고 가정할 때, 노심의 에너지 생성량 Q(t)는 다음과 같이 간단한 동력학 방정식(지발 중성자 및 중성자 선원 무시)으로부터 구해질 수 있다 (Jankus:1962, Nicholson:1964, Hummel & Okrent:1970).

$$\frac{d^2Q(t)}{dt^2} = \frac{k(t)-1-\beta}{l} \frac{dQ(t)}{dt} \dots (1)$$

상기 식에서 k(t)는 시간의 함수로서의 중성자 증배상수(multiplication constant), β는 지발 중성자 분율, l은 즉발 중성자 수명을 나타낸다.

중성자 증배상수는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$k(t) = k_0 + k_I(t) + k_d(t) + k_D(t) \quad (2)$$

여기서 k₀는 사고 초기의 즉발 임계의 증배상수이며(k₀=1+β), k_I(t)는 핵연료 강하에 의한 반응도 삽입으로 인한 증배상수, k_I(t)는 노심 팽창·붕괴(disassembly)로 인한 부반응도 귀환에 의한 증배상수이며, k_D(t)는 도플러 반응도 귀환에 의한 증배상수 변화량이다.

초즉발 임계 사고를 유발하는 반응도 삽입에 따른 증배상수는 다음과 같이 정의될 수 있다.

$$k_I(t) = \left(\frac{dk}{dt}\right)t = \alpha t \dots (3)$$

여기서 용융 연료 강하로 인한 반응도 삽입을 α는 일정하다고 가정된다.

노심 팽창·붕괴로 인한 반응도 또는 중성자 증배상수의 변화 k_d(t)는 다음 식에 의해 구해질 수 있다.

$$k_d(t) = \int \rho(\vec{r}, t) \vec{u}(\vec{r}, t) \cdot \nabla w(\vec{r}) dV \dots (4)$$

여기서 ρ(⃗r, t)는 노심 물질의 변위인 ⃗u(⃗r, t)로 인한 밀도 변화이며, w(⃗r)은 위치 ⃗r에서의 단위 질량 제거로 인한 반응도 변화를 나타낸다.

한편 운동 방정식에 의해 ⃗u(⃗r, t)는 다음과 같이 압력과의 관계식으로 표현될 수 있다.

$$\frac{d^2\vec{u}}{dt^2} = -\frac{1}{\rho} \nabla p(\vec{r}, t) \dots (5)$$

상기 식(4)에서 노심 밀도는 시간에 따라 일정하다고 가정하고, 식(5)를 식(4)에 대입하면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$\frac{d^2k_d(t)}{dt^2} = - \int \nabla p(\vec{r}, t) \cdot \nabla w(\vec{r}) dV \dots (6)$$

도플러 효과로 인한 반응도 변화는 다음과 같은 수식으로 표현될 수 있다(Wolfe et al.;1963).

$$\frac{dk_D}{dt} = -\left(\frac{dk_D}{dT}\right)_{T_0} \left(\frac{T_0}{T}\right)^n \frac{dT}{dt} \dots (7)$$

여기서 (dk_D/dT)_{T₀}는 절대 온도 T₀에서의 도플러 온도 계수이며, 금속 연료 노심에서 도플러 효과는 온도의 3/2 승에 역비례 한다(n ~ 3/2).

사고시 에너지 방출량은 식(1)과 식(2)로 이루어진 비선형 연립 방정식의 해를 iterative하게 구함으로써 얻어지게 된다.

문제 해법의 관건은 사고 기간 동안 시간의 함수로서의 중성자 증배상수, 즉 반응도 삽입량 k_I(t), 노심 붕괴 반응도 k_d(t), 도플러 반응도 k_D(t)를 어떻게 구하느냐 하는 데에 있으며, 이에 대한 사항이 다음에 기술된다.

Bethe-Tait 모델

1. 사고 진행 단계

초즉발 임계 사고를 유발하는 반

응도 삽입에 따른 증배상수는 식 (3)에서와 같이 $k_I(t) = \left(\frac{dk}{dt}\right)t = at$ 로 정의될 수 있다.

Bethe-Tait는 문제를 단순하게 하기 위하여 주어진 반응도 삽입률에 따라 삽입되는 총반응도량이 사고 초기부터 특정 시점 t_1 까지 일정하게 삽입된다고 가정하였다.

즉 실제로 반응도가 ramp 형태로 삽입되는 상황을 step 형태로 삽입되는 것으로 가정하였으며, 이를 위하여 사고 기간을 급격한 노심 팽창·붕괴가 시작되는 시점(t_1)을 기준으로 2단계로 구분하였다.

따라서 1단계에서는 노심 붕괴 반응도는 고려되지 않고 일정한 step 반응도 삽입만 고려된다.

반면에 급격한 압력 증가에 의한 노심의 팽창·붕괴 및 이로 인한 반응도 궤환 효과에 따른 미임계 도달로 사고가 종결되는 2단계는 사고 기간이 1단계에 비해 극히 짧기 때문에 2단계에서는 반응도 삽입은 더 이상 고려되지 않고 노심 붕괴 반응도만 고려된다.

2. 반응도 삽입량

일정량의 반응도 삽입에 의해 야기되는 1 단계의 출력 폭주는 식(2)와 식(3)의 증배상수 표현식을 식(1)의 에너지 방정식에 대입함으로써 다음과 같이 구해질 수 있다.

$$\frac{\dot{Q}}{Q} = \frac{(dk/dt)}{l} = \frac{at}{l} \dots\dots\dots (8)$$

여기서 노심 붕괴 반응도 $k_d(t)$, 도플러 반응도 $k_d(t)$ 는 고려되지 않았다.

반응도 삽입률이 큰 경우에 대해서 식(8)의 중 적분에 의해 다음과 같이 근접해(asymptotic solution)를 구할 수 있는 식을 얻게 된다.

$$Q(t_1) - Q(0) = \frac{l}{at_1} = \dot{Q}(0) \exp(\alpha t^2/2l) \dots\dots\dots (9)$$

최종적으로 식(9)를 전환(inversion)하여 다음과 같이 t_1 과 $k_I(t_1)$ 의 해가 에너지(밀도)의 함수로서 구해질 수 있게 된다.

$$t_1 = \sqrt{\frac{l}{\alpha}} \sqrt{\ln x + \ln(\ln x)} \dots\dots (10)$$

여기서

$$x = \frac{\alpha Q^2(t_1)}{l} [Q(0)]^{-2} \dots\dots\dots (11)$$

$Q(t_1)$ 은 시점 t_1 에서의 에너지, $Q(0)$ 은 사고 초기의 출력이다.

본 연구에서는 사고의 초기 조건으로서 노심은 초즉발 임계, 용융 상태에 있으며, t_1 은 노심 중앙부가 핵연료 비등점에 도달하는 시점으로 가정하였다.

식(3)과 (10)으로부터 사고 초기의 ramp 반응도 삽입에 해당하는 총반응도량은 다음과 같이 구해진다.

$$k_I(t) = at_1 = \sqrt{al} \sqrt{\ln x + \ln(\ln x)} \dots\dots\dots (12)$$

사고 초기에 step으로 삽입된다 고 가정되는 $k_I(t_1)$ 은 사고 기간 중

일정하게 유지된다고 가정되며, 출력 폭주를 야기하는 기폭제 역할을 하게 된다.

사고 초기의 이 step 반응도가 사고 기간 중의 최대 반응도이므로 이후에는 이를 편의상 k_{max} 라 표기하기로 한다.

3. 노심 붕괴 반응도 (Core Disassembly Reactivity)

대량의 반응도 삽입으로 인한 초즉발 임계, 노심 용융(core meltdown) 사고시 출력 폭주에 의한 급격한 노심 팽창과 압력 상승으로 노심은 붕괴(disassembly)되고 결국 미임계 상태가 되어 사고는 종결된다.

이 때의 노심 팽창·붕괴로 인한 반응도 또는 중성자 증배상수의 변화는 식(4)에 의해 구해질 수 있다.

Bethe-Tait는 이 식에서 노심 밀도는 시간에 따라 일정하다고 가정하여 식(6)과 같은 간단한 방정식을 얻었다.

Bethe-Tait는 또한 반경이 b 인 구형 노심에 대하여 1군 중성자 확산 방정식과 1차 섭동 이론을 적용하고, 사고시 중성자속(또는 출력) 분포가 다음과 같은 포물선 형태로 일정하게 유지된다고 가정하였다.

$$\phi = 1 - q(r^2/b^2) \dots\dots\dots (13)$$

여기서 q 는 power shape 인자이며 r 은 노심 물질의 반경 방향 위치이다. 또한 노심의 미시 단면적이 일정하다고 가정할 때, 다음과

같이 시간에 대한 붕괴 반응도의 2차 미분이 구하여진다.

$$kd = \frac{48q^2 F/\rho}{4\pi \Sigma_{tr} \Sigma_{tr} t^2 [1 - (6q/5) + (3q^2/7)]} \int \rho dV \quad (14)$$

여기서 F는 노심의 출력 분율이며 Σ_{tr} 과 Σ_{tr} 는 각각 거시 수송 단면적과 핵분열 단면적이다.

식(14)는 시간에 대한 붕괴 반응도의 2차 미분이 노심 체적에 대한 압력의 적분에 비례한다는 것을 나타내고 있다.

상기 식의 해석적인 해를 구하기 위하여 Bethe와 Tait는 다음과 같은 간단한 선형의 threshold 압력-에너지 상관식을 가정하였다.

$$p(E, \rho_c) = 0, \text{ for } E(r, t) < Q^* \\ p(E, \rho_c) = (\gamma - 1)\rho_c(E - Q^*), \text{ for } E(r, t) > Q^* \quad (15)$$

여기서 ρ_c 는 노심의 밀도, γ 는 일정 상수, Q^* 는 압력이 에너지에 따라 선형으로 증가하기 시작하는 threshold 에너지이다.

또한 에너지 밀도 $E(r, t)$ 는 다음과 같이 위치 함수 $N(\gamma)$ 과 시간의 함수 $Q(t)$ 로 변수 분리될 수 있다고 가정된다.

$$E(r, t) = N(\gamma)Q(t) \quad (16)$$

여기서 $N(\gamma)$ 은 식(13)에 표현된 증성자속과 같이 반경 방향에 따라 포물선 모양의 분포를 갖는다고 가정된다.

식(15), (16)을 식(14)에 대입하여 적분하면, 노심이 부분적으로 또는

전체가 threshold 에너지 Q^* 를 넘어섰는가의 여부에 따라 다음과 같이 세 가지의 붕괴 반응도 표현식을 얻게 된다.

$$kd = 0, \text{ for } Q < Q^* \quad (17)$$

$$kd = -\left(\frac{1}{X} \frac{k_{max}^3}{\rho}\right) \frac{Q}{Q^*} \left(1 - \frac{Q}{Q^*}\right)^{5/2},$$

$$\text{for } Q^* < Q < \frac{Q^*}{1-q} \quad (18)$$

$$kd = -\left(\frac{1}{X} \frac{k_{max}^3}{\rho}\right) \frac{Q}{Q^*} \left(1 - \frac{Q}{Q^*}\right)^{5/2},$$

$$\text{for } Q > \frac{Q^*}{1-q} \quad (19)$$

여기서 X는 원자로심 특성을 나타내는 상수이다. 식(1)과 식(17), (18), (19)는 노심 에너지 밀도와 붕괴 반응도의 해를 위한 2차 미분 연립 방정식을 이루게 되며 간단한 수치 해석 방법으로 그 해를 구할 수 있다.

해석 방법

1. 반응도 삽입률

앞에서 기술된 바와 같이, 액체 금속로 개발 초기부터 최악의 HCDA 시나리오로서 노심 용융(meltdown)으로 인한 초즉발 임계 사고에 따른 출력 폭주(power excursion) 사고가 선정되어 왔다.

예를 들면 EBR-II(1957), Fermi 원자로(1961) 등의 경우에는 이러한 HCDA가 격납 용기의 설계 기준 사고로 설정되었다.

이러한 사고 해석에 있어서 가장 큰 불확실성 중의 하나가, 노심 하부에 노심 용융물이 서서히 모인 상태에서 노심 상부의 핵연료가 갑자기 무너져 내릴 때 얼마만큼의 ramp 반응도가 삽입되느냐 하는 것이다.

산화 연료 노심에 대한 그간의 연구 결과에 의하면, 노심 하부로 흘러내린 노심 용융물은 노심 하부 구조물을 지나 하부 plenum에 넓게 퍼질 것이므로 임계 상태에 이르게 되지 않을 것이며, 또한 노심 상부의 핵연료가 일시에 무너져 내리기 보다는 출력이 높은 곳에서부터 국부적으로 떨어지게 되는 것으로 알려져 있다.

더구나 금속 연료를 사용하는 KALIMER 노심의 경우, 상기와 같은 HCDA에 이를 수 있는 대표적인 기인 사고인 ULOF(Unprotected Loss of Flow)나 UTOP(Unprotected Transient Overpower)의 발생 확률은 10^{-6} 이하로서 극히 작은 것으로 평가되고 있다(Theofanus; 1984).

그 간의 연구 동향을 살펴보면, ULOF 또는 UTOP 사고 발생시 발생할 수 있는 최대 반응도 삽입률은 대체로 50 \$/s 이하인 것으로 추정되고 있으나 보수성 확보를 위해 최대 100 \$/s 까지의 반응도 삽입율이 가정되고 있다. 이에 따라 본 연구에서도 10 \$/s부터 100 \$/s 의

반응도 삽입률에 대한 분석을 수행하였다.

2. 초기 조건

본 연구에서는 HCDA 사고 분석을 위하여 초기 조건으로서 노심은 용융 상태에 있고 원자로는 초즉발 임계 상태에 있다고 가정된다.

따라서 초기 에너지 $Q(0)$ 는 금속 우라늄 노심의 용융 온도인 1,400 K에 해당하는 0.25 KJ/g 로 설정되었고, 초기 출력 $Q(0)$ 는 다음 관계식에 의해 정상 상태의 출력 Q_{ss} 로부터 구해진다(Wilkins:1959).

$$Q(0) = Q_{ss} \left(\frac{\pi\beta}{2al} \right)^{1/2} \dots\dots\dots (20)$$

여기서 a 는 반응도 삽입률($\$/s$)이며, β 는 지발 중성자 분율, l 은 즉발 중성자 수명이다.

사고 초기 즉발 임계시의 증배상수 k_0 는 $1+\beta$ 로 주어진다. 그러나 본 연구에서는 Bethe-Tait 모델에 따라 일정 시점 t_1 까지 삽입되는 ramp 반응도 총량에 해당하는 반응도가 사고 초기에 step으로 삽입된다고 가정된다. 따라서 초기 증배상수는 다음과 같이 정의된다.

$$k(t) = k_0 + k_1(t) = 1 + \beta + at_1 \dots (21)$$

본 연구에서 t_1 은 노심 중심부에서 비등이 시작되는 시점으로 가정되었다. 우라늄 금속 노심의 비등점은 약 4,100 K이며 이에 해당하는 에너지 밀도는 0.8 KJ/g 로 설정되었다.

〈표 1〉은 상기 식(10),(12) 및 식(20)을 활용하여 계산된 10 $\$/s$ 부터 100 $\$/s$ 까지의 반응도 삽입률에 대한 출력비 $Q(0) = Q_{ss}$, 반응도 삽입 시간 및 총반응도 삽입량 k_{max} 를 보여준다.

3. 상태 방정식

HCDA 사고 분석을 위하여서는 고온에서의 노심의 물성과 상태 방정식에 대한 자료가 필수적이다.

특히 노심 붕괴 반응도 분석을 위하여 핵연료 용융점 이상의 고온에서 압력-에너지 상관식을 알아야 한다. 또한 도플러 반응도 계산을 위하여 온도-에너지 상관식도 필요하게 된다.

출력 폭주 사고시, 노심의 팽창, 붕괴 현상은 다음과 같이 설명될 수 있다.

사고 초기 핵연료 slumping으로 인한 반응도 삽입으로 용융 노심의 출력은 상승하고, 이에 따라 출력 밀도가 높은 노심 중심부로부터 연료 증기(fuel vapor)가 생성된다.

이 증기 bubble이 소듐 냉각재가 빠져나간 void 공간으로 이동함에 따라 노심 압력은 그곳에서 서서히 증가하게 된다.

사고 진행에 따라 노심이 팽창하고 void 공간이 증기로 꽉 채워짐에 따라 노심의 압력은 급격히 증가하게 되고 이로 인해 노심은 급팽창·붕괴되며 이 때의 붕괴 반응도

궤환 효과에 의해 출력 폭주 사고는 에너지 방출과 함께 종결된다.

본 연구에서는 사고시의 우라늄 노심의 압력-에너지 관계식을 설정함에 있어, 사고 초기 노심 비등과 함께 증가하기 시작하는 포화 증기압(saturated vapor pressure) 영역과, 노심 에너지가 일정 threshold 값을 넘어서었을 때의 액상(liquid phase) 영역으로 구분하였다.

먼저 우라늄 노심의 증기압 관계식은 다음의 Rauh와 Thorn(1954)의 압력과 온도의 상관식에 의해 구하여진다.

$$\log p = 5.702 - \frac{23,300}{T} \dots (22)$$

여기서 압력의 단위는 기압(atm)이며 온도는 절대 온도를 나타낸다.

상기의 압력-온도 상관식을 본 연구에서 요구되는 압력-에너지의 관계식으로 전환하기 위하여 우라늄 금속의 비열(specific heat)이 알려져야 한다.

고온에서의 우라늄 비열은 잘 알려져 있지 않지만, 용융 온도(~1,400 K) 위에서 약 0.2 J/g-K의 일정한 값으로 유지되는 것으로 알려져 있으며 비등점위에서는 Brout(1957)와 Nicholson(1964)의 추정치에 따라 0.11 J/g-K로 가정하였다.

이와 같이 식(22)로부터 얻어진 압력-에너지 관계식은 다음과 같이

4차 다항식으로 전개되었다.

$$p = \sum_{i=0}^4 B_i E^i, 0.8 < E < 1.55 \dots (23)$$

여기서,

$$B_0 = 1.297 \times 10^3$$

$$B_1 = -6.108 \times 10^3$$

$$B_2 = 10.50 \times 10^3 \dots (24)$$

$$B_3 = -8.182 \times 10^3$$

$$B_4 = 2.416 \times 10^3$$

상기 관계식에서 압력과 에너지의 단위는 MPa 와 KJ/g 이며, 이 관계식은 우라늄 비등점(~4,100K)에 해당하는 0.8 KJ/g에서부터 단상(single phase) 액체 상관식 threshold 에너지인 1.55 KJ/g까지 유효하다.

단상 액체 노심의 압력-에너지 상관식은 Brout(1957)에 의한 우라늄 상태 방정식 계산 자료를 Bethe-Tait의 선형 threshold 형태로 fitting하여 작성하였다. <표 2>에 보여진 바와 같이 밀도 7.44 g/cc 의 우라늄에 대한 압력-에너지 계산 자료를 선형으로 fitting한 결과는 다음과 같다.

$$p = 5,939(E-1.44), E > 1.55 \dots (25)$$

여기서 압력과 에너지의 단위는 각각 MPa, KJ/g 이다. <그림 1>은 본 연구에서 개발된 상기의 압력-에너지 상태 방정식을 보여 준다.

4. 노심 붕괴 반응도

상기에 기술된 바와 같은 압력과 에너지의 상태 방정식을 식(14)에

<표 1> KALIMER HCDA 초기 조건

| a(\$/s) | Q(0)/Qss | t(sec) | Kmax(\$) |
|---------|----------|----------|----------|
| 10 | 45.54823 | 9.71E-03 | 9.71E-02 |
| 20 | 32.20746 | 7.27E-03 | 1.45E-01 |
| 30 | 26.29728 | 6.12E-03 | 1.84E-01 |
| 50 | 20.36979 | 4.92E-03 | 2.46E-01 |
| 60 | 18.59499 | 4.54E-03 | 2.73E-01 |
| 80 | 16.10373 | 4.01E-03 | 3.21E-01 |
| 100 | 14.40362 | 3.63E-03 | 3.63E-01 |

대입하여 적분을 수행하면 에너지 함수로서의 붕괴 반응도 표현식을 얻게 된다.

단상 액체 영역에서의 반응도 식은 해당 상태 방정식(25)를 식(14)에 대입함으로써 식(18),(19)와 같은 해를 얻게 되며, 여기서 Q*는 1.44 KJ/g 로 설정된다.

마찬가지로 증기압 영역에서의 상태 방정식(22), (23), (24)를 식(14)에 대입하면 다음과 같이 붕괴 반응도의 2차 미분 kd를 얻을 수 있다.

$$kd = 0, \text{ for } Q < Q_b$$

$$kd = -\left(\frac{1}{X} \frac{K_{max}^3}{\rho^2}\right) \sum_{i=0}^4 A_i(z) Q_i,$$

$$\text{for } Q_b < Q < \frac{Q_b}{1-q}$$

$$kd = -\left(\frac{1}{X} \frac{K_{max}^3}{\rho^2}\right) \sum_{i=0}^4 A_i(q) Q_i,$$

$$\frac{Q_b}{1-q} < Q < Q_b \dots (26)$$

여기서 Qb는 우라늄 노심의 비등점에 해당하는 에너지(~0.8 KJ/g)이며 X는 원자로 관련 상수로서 다

<표 2> Broute의 우라늄 상태 방정식

| T* | P* | E/RTc |
|------|------|-------|
| 0.99 | - | 2.7 |
| 1.10 | 1.85 | 2.95 |
| 1.23 | 3.0 | 3.25 |
| 1.50 | 5.0 | 3.95 |
| 1.76 | 7.0 | 4.5 |
| 2.30 | 10.0 | 5.35 |
| 2.90 | 15.0 | 6.3 |
| 3.40 | 20.0 | 7.1 |

주 : T=14,000 T*(degress Kelvin)

p=8,650 p*(atmospheres)

Tc=14,000 K

R= gas constant

음과 같이 주어진다.

$$\frac{1}{X} = \frac{24 \sqrt{q^F}}{\sum_{i=0}^4 \sum_{j=0}^4 [1-(6/5)q+(3/7)q^2] b^j p_c} \frac{I^2}{K_{max}^3} \dots (27)$$

또한 식(26)의 4차 다항식의 계수는 다음과 같은 값을 갖는다.

$$A_0(z) = \frac{2}{3} z^{2/3} B_0$$

$$A_1(z) = \left(\frac{2}{3} z^{2/3} - \frac{2}{5} z^{2/5}\right) B_1$$

$$A_2(z) = \left(\frac{2}{3} z^{2/3} - \frac{4}{5} z^{2/5} + \frac{2}{7} z^{2/7} \right)$$

$$A_3(z) = \left(\frac{2}{3} z^{2/3} - \frac{6}{5} z^{2/5} + \frac{6}{7} z^{2/7} - \frac{2}{9} z^{2/9} \right) B_3$$

$$A_4(z) = \left(\frac{2}{3} z^{2/3} - \frac{8}{5} z^{2/5} + \frac{12}{7} z^{2/7} - \frac{8}{9} z^{2/9} + \frac{8}{9} z^{11/2} \right) B_4 B_2 \dots (28)$$

여기서, $z = 1 - Q_0/Q$ 이며, Q_0 는 사고 초기 에너지, 즉 노심 용융점에 해당하는 에너지를 나타낸다.

상기 수식을 단순화하고 수치 해석의 효율성을 높이기 위하여 에너지, 반응도 및 시간에 관한 무차원 변수를 다음과 같이 정의하면,

$$y = \frac{Q - Q_0}{Q_0} \dots (29)$$

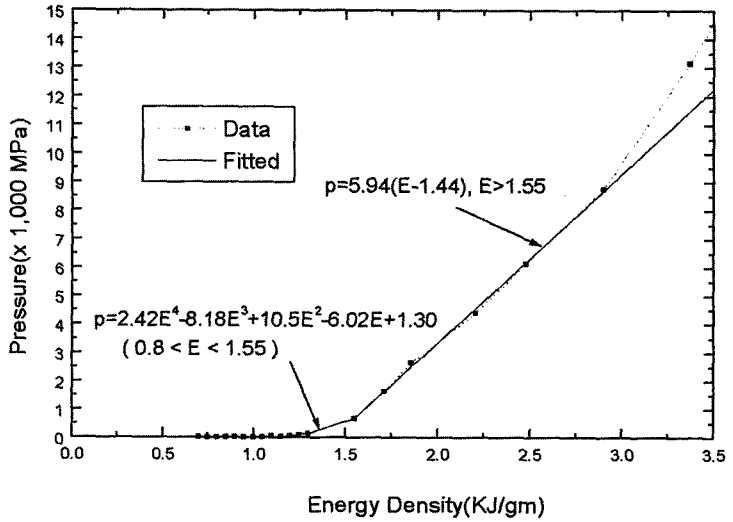
$$x(t) = \frac{k(t) - 1 - \beta}{k_{max} - 1 - \beta} \dots (30)$$

$$\tau = \frac{k_{max} - 1 - \beta}{l} t \dots (31)$$

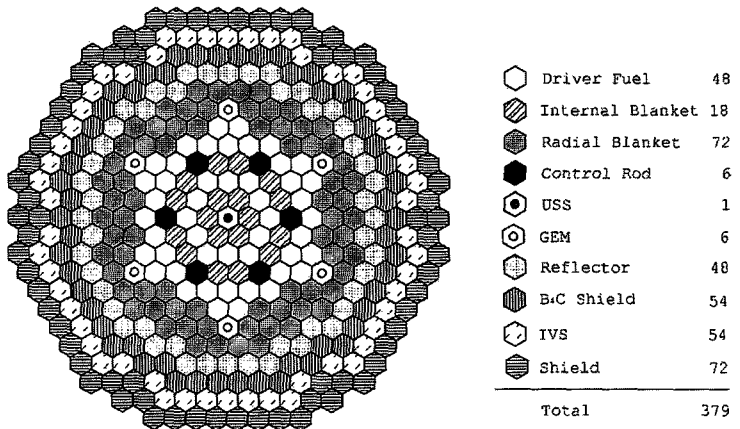
다음과 같이 증기압 영역에서의 반응도 궤환 효과와 관련된 수식을 최종적으로 얻게 된다.

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = 0, \text{ for } y < \frac{Q_b - Q_0}{Q_0} \dots (32)$$

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = -\frac{1}{X} \sum_{i=0}^4 A_i \left(\frac{y}{y+1} \right) Q_0^i (y+1)^i,$$



〈그림 1〉 우리나라 압력-에너지 상태 방정식



〈그림 2〉 KALIMER 노심 구성도

$$\text{for } \frac{Q_b - Q_0}{Q_0} < y < \frac{Q_b/Q_0}{1-q} - 1$$

$$\text{for } \frac{Q_b/Q_0}{1-q} - 1 < y < \frac{Q^* - Q_0}{Q_0}$$

$$\frac{d^2 x}{dt^2} = -\frac{1}{X} \sum_{i=0}^4 A_i (q) Q_0^i (y+1)^i,$$

여기서 Q^* 는 단상의 액체 노심 영역으로 전환되는 threshold 에너지이다.

단상의 액체 노심 영역에 대하여 서도 포화 증기 영역에 대하여 위에 기술된 바와 같은 절차에 의하여 다음과 같은 무차원 함수로서의 수식을 얻게 된다.

$$\frac{d^2x}{dt^2} = \frac{y+1}{X} \left(\frac{Q_0}{Q^*} \right) \left(\frac{y+1-Q^*/Q_0}{y+1} \right)^{5/2},$$

for $\frac{Q_b-Q_0}{Q_0} < y < \frac{Q_b/Q_0}{1-q} - 1$

$$\frac{d^2x}{dt^2} = \frac{5q^{3/2}}{2X} \left[\left(1 - \frac{3}{5}q \right) \left(\frac{Q_0}{Q^*} \right)^{y+1} - 1 \right], \text{ for } y < \frac{Q^*/Q_0}{1-q} - 1 \dots\dots (33)$$

5. 도플러 반응도

상기 식(7)에서 사고 초기 T_0 를 노심 용융점으로 취하여 이에 해당하는 에너지 밀도를 Q_0 라 하고, 이 에너지 이상의 영역에서 노심의 비열 c_v 는 일정하다고 가정하면, 다음과 같이 도플러 효과를 에너지와의 관계식으로 전환할 수 있다.

$$\frac{dk_D}{dt} = - \left(\frac{dk_D}{dT} \right)_{T_0} \frac{T_0}{\left(T_0 + \frac{Q-Q_0}{c_v} \right)^n}$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{Q-Q_0}{c_v} \right) \dots\dots\dots (34)$$

상기 식은 또한 다음과 같이 전환에 기술된 무차원 함수로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d\Gamma}{d\tau} = - \frac{-\alpha_D}{dT} \frac{\theta^{n-1}}{(\theta+y)^n} \frac{dy}{dt} \dots (35)$$

여기서

$$\Gamma = \frac{k_D}{k_{max}} \dots\dots\dots (35)$$

$$\theta = \frac{c_v T_0}{Q_0} \dots\dots\dots (37)$$

$$\alpha_D = - T_0 \left(\frac{dk_D}{dT} \right)_{T_0} \dots\dots\dots (38)$$

본 연구에서 우라늄 금속의 용융점 1,400K에 해당하는 에너지 밀도는 0.25 KJ/g에 해당하며, 이 이상의 온도 및 에너지에서 노심의 비열은 0.2 J/g-K 로 일정하게 유지된다고 가정된다. 이 경우 θ 의 값은 1.12로 계산된다.

6. 수치 해석 프로그램

노심 에너지와 관련한 동특성 방정식인 식(1)과 증성자 증배상수에 대한 수식(2)를 전항에 기술한 바와 같이 시간 · 에너지 · 붕괴 반응도 · 도플러 반응도에 대한 무차원 변수의 함수로 전환하면 다음과 같이 에너지에 대한 2차 미분 방정식이 얻어진다.

$$\frac{d^2y}{d\tau^2} - (x+\Gamma) \frac{dy}{d\tau} = 0 \dots\dots (39)$$

상기 에너지 방정식과 전항에 기술된 바와 같이 붕괴 반응도 및 도플러 반응도를 구하기 위한 수식 (32), (33) 및 (35)가 초즉발 임계, 노심 용융으로 인한 출력 폭주 현상 및 에너지 방출량을 계산하는 연립 미분 방정식을 이루게 되며, 이의 해를 위한 초기 조건은 다음과 같다.

$$y(0)=0$$

$$\frac{dy(0)}{d\tau}=1$$

$$x(0)=1$$

$$\frac{dx(0)}{d\tau}=0$$

$$\Gamma(0)=1 \dots\dots\dots (40)$$

에너지와 붕괴, 도플러 반응도에 관한 2차 미분 방정식은 Runge-Kutta 방법에 의한 수치 적분으로 해가 구해지며, 노심 출력이 초기 값의 일정 분율, 예를 들면 이하로 떨어질 때까지 에너지와 반응도 계산이 번갈아 가면서 순차적으로 계산된다.

KALIMER 노심 모델링

〈그림 2〉는 HCDA 일 에너지 분석 업무의 기준 노심인 KALIMER 증식 노심의 구성도를 보여준다.

KALIMER 노심은 392MWt의 열출력을 생산하며 등가 직경이 제어봉을 포함하여 약 170cm, 높이가 120cm이다.

〈그림 2〉에서 보는 바와 같이 노심은 48개의 핵연료 집합체(Driver Fuel Assembly)와 18개의 내부 증식체(Blanket Assembly)가 비균질(heterogeneous) 형태로 배열되어 있으며, 노심 상 · 하부에는 증식 집합체가 설계되어 있지 않다 (Kim;1999).

노심 중앙에 노심 온도 상승시 전

자석에 의해 자동으로 작동하는 최종 안전 정지(USS, Ultimate Safety Shutdown) 계통이 위치해 있으며, 노심 내에 6개의 제어봉 집합체가 배치되어 있고, 노심 외곽에 유량 상실 사고를 대비하여 6개의 GEM(Gas Expansion Module)이 설계되어 있다.

노심 주위에는 48개의 증식체(Radial Blanket), 48개의 반사체, 126개의 차폐체 및 54개의 노내 핵연료 집합체(In-Vessel Strage, IVS)가 위치해 있다.

핵연료 집합체는 271개의 핵연료 봉으로 구성되어 있으며 핵연료는 U-Pu-10%Zr이며 연료봉 피복재 및 집합체 구조물은 HT-9으로 되어 있다. 핵연료와 증식체의 smeared density는 각각 75%, 85%이다.

원자로심 내의 영역별 출력 분율(power fraction)을 살펴보면, 평형 연료 주기의 초기(BOEC)에는 Driver 핵연료에서 77.3%, 내부 증식체에서 9.3%, 노심 외곽의 증식체에서 12.1%의 출력이 각각 생성된다.

그러나 핵연료 연소와 함께 출력 분포는 핵연료 집합체 구역에서 중심부의 증식체로 이동하게 되며 최대 선형 출력(peak linear power)도 중심부의 증식체에서 발생하게 된다.

기준 노심의 평형 주기 출력 침두

〈표 3〉 KALIMER HCDA 노심 설계 인자

| Reactor Parameters | U-Pu-Zr Core | |
|------------------------------|----------------------------|------------------------|
| | Base Case 18-Assemblies | Whole Core Case |
| $\Sigma_{tr} \nu \Sigma_f$ | 1.004×10^{-3} | 1.030×10^{-3} |
| q | 0.6 | 0.6 |
| $\lambda(\text{sec})$ | 2×10^{-7} | 2×10^{-7} |
| β | 0.035 | 0.035 |
| b (cm) | 49.7 | 77.8 |
| Volume Fraction(%) | | |
| Fuel Slug | 32.16 | 29.75 |
| Coolant | 42.53 | 42.91 |
| Structure | 25.31 | 27.34 |
| Core Density | | |
| $\rho_{hyd} (\text{g/cm}^3)$ | 7.17 | 6.64 |
| $\rho_c (\text{g/cm}^3)$ | 5.36 | 4.70 |
| Fuel Loading(MT) | 2.60 | 9.23 |

인자(peaking factor)는 1.5이며, 최대 선형 출력은 286.5 W/cm 로서 핵연료 1g 60W에 해당한다.

이러한 노물리 특성을 고려하여, HCDA 해석의 설계 기준 case로서 노심 중앙의 세 줄(ring)의 18개 집합체가 용융된다고 가정하였으나, 노심 전체가 용융하는 경우의 계산도 아울러 수행하였다.

〈표 3〉은 KALIMER HCDA 해석을 위한 주요 입력 자료를 보여 준다.

본 연구에서의 HCDA 분석은 노심 내에 소듐 냉각재가 없는 경우이며, 이 때의 핵연료 온도 계수(또는 도플러 계수)는 $0.11T^{-1.49}$ 에 비례

하며 핵연료 연소에 따라 크게 변하지 않는 것으로 평가된다.

이에 따라 핵연료의 용융점(약 1,400 K) 근방에서의 도플러 상수 α_D 는 -0.002와 -0.003 사이의 값을 가지고 있다(Kim:1999).

분석 결과

위의 기술된 바와 같은 방법론과 〈표 1〉, 〈표 3〉에 표시된 입력 자료 등을 사용하여 KALIMER 금속 노심에서의 HCDA 사고 경위와 에너지 방출량이 분석되었다.

10 $\$/s$ 부터 100 $\$/s$ 까지의 반응도 삽입률로 반응도가 삽입될 때,

도플러 상수(α_D)가 0, -0.001, -0.002, -0.003 인 경우의 출력 폭주 사고에 대하여 분석되었다.

〈표 4〉는 사고 종료시 노심 중심부에서의 에너지 밀도, 압력 및 초기 출력에 대한 최대 출력의 비(ratio) 등의 주요 결과를 보여주고 있다.

도플러 상수가 -0.003인 경우, 100\$/s까지는 반응도 삽입률에 관계없이 노심은 비등점(약 4,100 K, 또는 0.8 KJ/g)에 도달하지 않았고, 따라서 폭발성의 급격한 에너지 방출 현상도 일어나지 않았기 때문에 〈표 4〉에는 포함하지 않았다.

〈표 4〉에서 첫 번째로 주목되는 점은 도플러 효과의 중요성이다. 〈표 4〉에서 보는 바와 같이 도플러 효과를 고려하지 않을 경우 10\$/s 이상의 모든 반응도 삽입률에 대해서 HCDA는 급격한 압력 증가와 폭발성의 에너지 방출을 동반한다.

즉 노심의 출력은 급격히 증가하고, 에너지 밀도는 단상 액체 영역의 threshold 값인 1.55 KJ/g을 넘어섬으로써 노심 압력은 급격히 증가하고 용융 노심은 강력한 에너지 방출과 함께 붕괴된다.

한편 도플러 효과를 고려할 때 비록 도플러 상수가 작더라도 사고 과정 및 결과에 대한 그 영향이 지대함을 볼 수 있다.

이 영향은 반응도 삽입률이 작을 때 두드러지며, 노심 출력 상승 정

〈표 4〉 HCDA 노심 중심부에서의 에너지 방출량, 압력 및 출력비

| Ramp Rate (\$/s) | $K_{max}(\$)$ | Doppler Constant(%) | | |
|------------------|---------------|---------------------|--------|--------|
| | | 0.0 | -0.001 | -0.002 |
| 10 | 0.097 | 1.66 (1) | 0.67 | 0.48 |
| | | 13.10 (2) | 0.001 | 0.001 |
| | | 4.93 (3) | 1.19 | 1.09 |
| 20 | 0.145 | 1.92 | 0.90 | 0.57 |
| | | 28.56 | 0.063 | 0.001 |
| 30 | 0.184 | 5.55 | 1.30 | 1.13 |
| | | 2.08 | 1.08 | 0.65 |
| | | 38.12 | 0.248 | 0.001 |
| 40 | 0.217 | 6.00 | 1.41 | 1.18 |
| | | 2.20 | 1.23 | 0.72 |
| 50 | 0.246 | 45.40 | 0.855 | 0.001 |
| | | 6.34 | 1.63 | 1.21 |
| | | 2.30 | 1.36 | 0.79 |
| 60 | 0.273 | 51.43 | 2.18 | 0.001 |
| | | 6.65 | 1.63 | 1.24 |
| 80 | 0.321 | 2.39 | 1.47 | 0.86 |
| | | 56.66 | 4.36 | 0.045 |
| | | 6.90 | 1.74 | 1.28 |
| 100 | 0.363 | 2.54 | 1.66 | 0.98 |
| | | 65.60 | 13.39 | 0.115 |
| | | 7.31 | 1.99 | 1.34 |
| | | 2.67 | 1.83 | 1.10 |
| | | 73.25 | 23.36 | 0.30 |
| | | 7.65 | 2.25 | 1.41 |

주 : (1) energy density in KJ/g
 (2) peak-spot pressure in Kbar.
 (3) ratio of the maximum power to the initial power at prompt critical.

도, 압력 증가 및 에너지 방출량 등이 큰 폭으로 감소하게 되는 것을 관찰할 수 있다.

본 연구에서 KALIMER 기준 노심의 용융시 최적 도플러 상수는 -

0.002로 평가되었으므로 이 경우의 결과를 〈표 4〉로부터 좀 더 상세히 살펴보면, 반응도 삽입률이 50 \$/s 이하일 경우 노심의 압력은 대기압 수준이며 출력 증가도 미미하

며, 노심은 비등점인 0.8 KJ/g에 도달하지 못하게 됨으로써 용융 노심은 팽창·붕괴되지 않고 또한 에너지 방출 없이 HCDA는 종결됨을 알 수 있다.

반응도 삽입률이 60\$/s 이상일 경우 노심 에너지 밀도는 비등점을 초과하게 되나 압력 증가가 미미한 포화 증기(saturated fuel-vapor) 영역에 머물게 됨으로써, HCDA는 강력한 폭발성의 에너지 방출이 아닌 fuel vapor의 점진적인 분산(dispersion)과 함께 종결되는 것으로 추정할 수 있다.

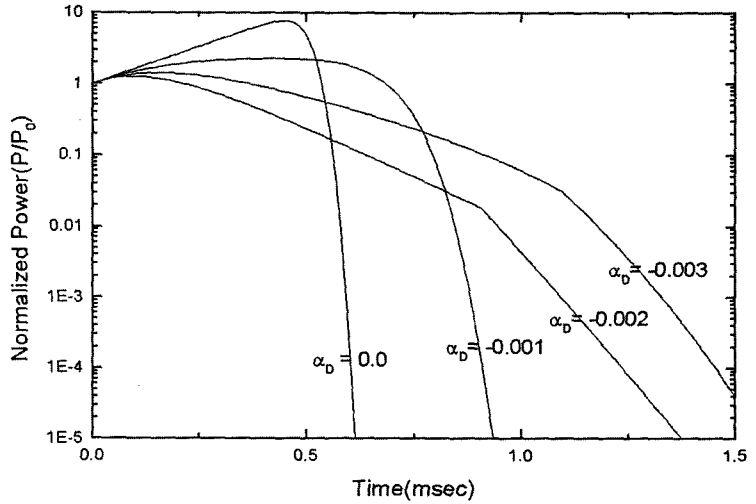
〈그림 3〉과 〈그림 4〉는 반응도 삽입률이 100\$/s인 경우의 출력(normalized power)와 에너지 밀도에 대한 도플러 상수의 영향을 보여 준다.

도플러 상수가 증가함에 따라 출력 폭주 사고의 기간이 증가하여 완만하게 진행되며, 출력 상승폭과 에너지 밀도도 감소함을 볼 수 있다.

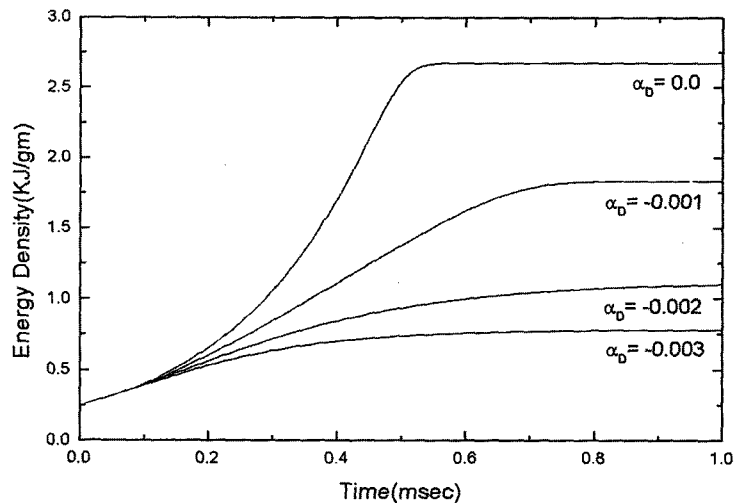
또한 도플러 상수가 -0.003일 경우 노심은 비등 에너지 밀도인 0.8 KJ/g에 미치지 못하는 것을 볼 수 있다.

〈그림 5〉는 반응도 삽입률이 100\$/s이고 도플러 상수가 -0.002인 경우의 노심의 반응도 변화(반응도 삽입량에 대한 비)를 보여 준다.

노심은 HCDA 사고 시작 0.16 ms 이후, 도플러 궤환 효과로 인해

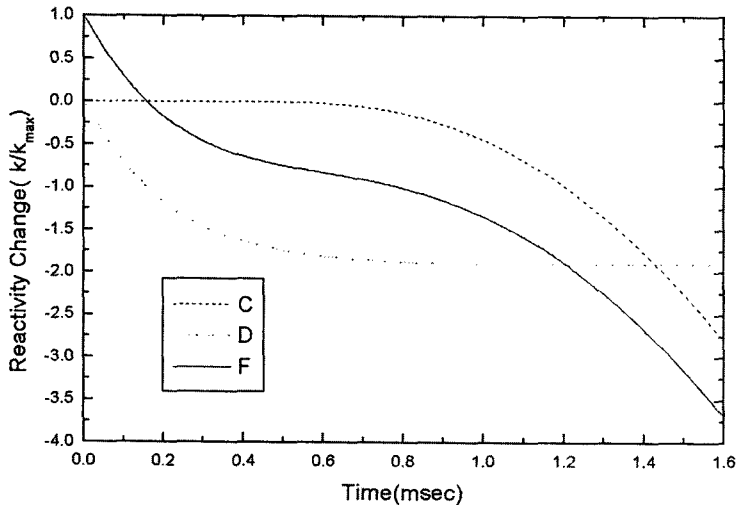


〈그림 3〉 반응도 삽입률이 100\$/s인 경우의 노심 출력(normalized) 변화



〈그림 4〉 반응도 삽입률이 100\$/s 인 경우의 에너지 방출 밀도(KJ/g)

즉발 임계 상태 이하로 떨어지고 출력도 감소하기 시작하며 사고 후 0.37 ms 경에 노심은 중심 부위에 서 비등하기 시작한다. 그러나 도플러 효과로 노심의 에너지 밀도와 압력 증가는 각각 1.10



〈그림 5〉 반응도 삽입률이 100\$/s인 경우의 노심 반응도 궤환 효과의 변화

KJ/g 과 300기압 정도로서 노심의 강력한 팽창과 붕괴를 유도할 정도로 크지는 않다

KALIMER 증식 노심의 중심 부위의 18개 집합체가 용융 노심을 형성한다고 가정할 경우, 반응도 삽입률이 100\$/s 이고 도플러 상수가 -0.002인 HCDA 출력 폭주 사고 시 총에너지 방출량은 약 1,840 MJ로 평가된다.

한편 KALIMER 원자로 용기의 구조 설계 기준치는 500 MJ이다.

HCDA 종결시, 용융 노심의 fuel vapor가 대기압으로 isentropic 팽창한다고 가정할 경우 열에너지가 기계적 손상 에너지로 전환되는 비율은 약 5% 이하인 것으로 알려져 있다(Jackson & Boudreau;1977).

따라서 KALIMER 노심의

HCDA 에너지 방출로 인한 손상 에너지는 100 MJ 미만으로 원자로 용기의 설계 기준치에 비해 많은 여유도를 갖고 있다고 결론 지을 수 있다.

KALIMER 노심 전체가 용융된다고 가정할 때의 총 에너지 방출량은 6,500 MJ 정도이며, 이 경우에도 KALIMER 원자로 용기의 설계 기준치는 만족시킬 것으로 예상되나 이에 대한 것은 좀 더 상세한 평가가 이루어져야 할 것이다.

HCDA 에너지 방출량의 분석 결과에 크게 영향을 미칠 수 있는 주요 변수로는 노심 출력 분포와 우라늄 금속의 비열 상수 C_p 를 들 수 있다.

노심 출력 분포가 공간적으로 flat하다고 가정할 경우(즉 q 가 작

을 경우), HCDA 에너지 방출량은 커지게 된다.

또한 C_p 가 증가할 경우 도플러 궤환 효과는 감소하게 되고, 따라서 에너지 방출량은 증가하게 된다.

출력 분포와 C_p 에 대한 민감도 분석 결과, 위에 기술된 바와 같은 정성적인 결과에는 변함이 없는 것으로 나타났다.

결론

Bethe-Tait 모델을 보완, 개선하여 HCDA 분석 모델과 전산 코드를 개발하고 이를 활용하여 KALIMER 금속 노심의 HCDA 에너지 방출량 계산이 수행되었다.

주요 보완 내용으로는 노심 상태 방정식의 개발하여 이를 노심의 붕괴 반응도(disassembly reactivity) 해석 모델에 반영하였고 또한 도플러 반응도 효과도 수치 해석 체제에 포함하였다는 점이다.

분석 기준 사고로서 노심 중앙부 18개의 집합체(12개의 핵연료 집합체 및 6개의 내부 blanket)가 용융된다고 가정되었다.

상부 노심의 slumping시 반응도 삽입률은 10~100 \$/s 이고, 용융 노심의 도플러 상수는 0, -0.001, -0.002, -0.003 인 여러 경우에 대하여 사고 분석이 수행되었으며, 반응도 삽입률이 100\$/s 이고 도플러 상수가 -0.002인 경우가 원자

로 용기의 구조 설계 기준 사고로 설정되었다.

분석 결과 도플러 효과와 포화 증기 영역에서의 압력 증가 및 노심 팽창의 중요성이 확인되었다.

도플러 효과가 고려되지 않을 경우 HCDA는 분석된 모든 반응도 삽입률에 대하여 폭발적인 에너지 방출과 함께 사고가 종결되는 것으로 평가되었다.

그러나 도플러 상수가 최적 평가치인 -0.002 인 경우 $50\$/s$ 이하의 반응도 삽입률로는 노심은 비등점 (0.8 KJ/g)에 도달치 않았으며 설계 기준 사고인 $100\$/s$ 의 경우에도 노심은 포화 증기 영역에 머물고 압력이 급격히 증가하는 단상(single phase) 액체 영역의 threshold 값에 미치지 않기 때문에 사고는 핵연료 증기(vapor)의 점진적인 분산과 함께 종결되는 것으로 분석되며, 총 에너지 발생량은 약 $1,800 \text{ MJ}$ 로서 기계적 손상 에너지로 전환되는 비율을 고려할 때 KALIMER 원자로 용기의 구조 설계 기준값에 비해 상당한 여유도를 갖는 것으로 평가되었다. ☞

참고문헌

Bethe, H.A., Tate, J.H., 1956, An Estimate of the Order of Magnitude of the Explosion when the Core of a Fast

Reactor Collapses, UKAEA-RHM(56)113

Brout, R.H., 1957, Equation of State and Heat Content of Uranium, USAEC Report APDA-118, Atomic Power Development Associates, Inc.

Enrico Fermi Atomic Power Plant, 1961, Technical Information and Hazards Summary Report, Part B, USAEC File NO. NP-11526, Oak Ridge National Laboratory

Hicks, E.P., Menzies, D.C., 1965, Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident, *Proceedings of a Conference on Safety, Fuels, and Core Design in Large Fast Power Reactors*, ANL-7120, 654-670

Hummel, H.H., Okrent, D., 1970, *Reactivity Coefficients in Large Fast Reactors*, Am. Nucl. Soc., Hinsdale, IL, US

Jackson, J.F., Boudreau, J.E., 1977, Disassembly Energy Release for Mechanical Damage Evaluation, *Nucl. Eng. and Design*, 42, 31-40

Jankus, V.Z., 1962, A Theoretical Study of Destructive Nuclear Bursts in Fast Power Reactors, ANL-6512

Kim, Y.I., 1999, KALIMER Equilibrium Core Conceptual Design and Analysis, LMR/CD120-ER-01, KAERI

Koch, L.J. et al., 1957, Experimental Breeder Reactor II (EBR-II), Hazards Summary Report, ANL-5719

McCarthy, W.J., Nicholson, R.B., Okrent, D., Jankus, V.J., 1958, Studies of Nuclear Accidents in Fast Power Reactors, *Proceedings of Second UN Intl. Conf. on Peaceful Uses of Atomic Energy*, A/CONF.15/P/2165, New York

Meyer, R.A., Wolfe, B., Friedman, N., Seifert, N., 1967, Fast Reactor Meltdown Accident Using the Bethe-Tait Analysis, GEAP-4809, General Electric Company

Nicholson, R.B., 1964, Methods for Determining the Energy Release in Hypothetical Fast-Reactors Meltdown Accidents, *Nucl. Sci. and Eng.*, 18, 207-219

Rauh, E.G., Thorn, R.J., 1954, The Vapor Pressure of Uranium, *J. of Chem. Phys.*, 22, 1414

Theofanus, T.G., Bell, C.R., An Assessment of CRBR Core Disruptive Accident Energetics, 1984, NUREG/CR-3224

Wilkins, J.E., 1959, The Behavior of a Reactor at Prompt Critical when the Reactivity is a Linear Function of Time, *Nucl. Sci. and Eng.*, 5, 207

Wolfe, B., Friedman, N., Riley, D., 1963, Influence of the Doppler Effect on the Meltdown Accident, *Proceedings of a Conference on Breeding, Economics and Safety in Large Fast Power Reactors*, ANL-6792, 171-192