

정상상태하의 금속연료봉 변형 예측 모델

A Mechanical Deformation Model of Metallic Fuel Pin under Steady State Conditions

이동욱, 이병운, 김영일, 한도희

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

액금로용 금속연료봉의 응력/변형 해석을 위한 기계적 변형모형(DEFORM)을 개발하였다. 각 time step에서 DEFORM은 연속근사법을 이용하여 연료심과 피복관의 응력/변형 분포에 대한 탄소성 해를 구한다. DEFORM은 시간 비의존성 소성변형 해석이 가능하고 연료봉은 일반평면변형 법칙에 따라 변형한다고 가정하였다. 연료봉에 원통좌표계를 적용하여 총변형량 요소에 대한 적분식 형태의 지배 방정식을 유도하였고 유한차분법으로 전개하여 적절한 경계조건을 적용, 수치적으로 해를 구한다. 계산모형의 검증에는 탄성변형은 ANSYS 범용코드의 결과, 소성변형은 LIFE-M 코드 결과, 팽윤변형은 ALFUS 코드 결과 그리고 전체적인 피복관 변형량은 EBR-II 노내조사 결과와 비교 검증하였다. DEFORM으로 평가된 결과는 기존의 코드결과와 잘 일치하였으나 다만 고연소도 조건의 변형량 예측에서 약간 저평가하는 경향을 나타내었다. 따라서 추후 여러 가지 영역의 노내조사 자료를 바탕으로 미세조정이 필요하다.

Abstract

As a mechanical deformation model of the MACSIS code predicts the cladding deformation due to the simple thin shell theory, it is impossible to predict the FCMI(Fuel-Cladding Mechanical Interaction). Therefore, a mechanical deformation model used the generalized plane strain is developed. The DEFORM is a mechanical deformation routine which is used to analyze the stresses and strains in the fuel and cladding of a metallic fuel pin of LMRs. The accuracy of the program is demonstrated by comparison of the DEFORM predictions with the result of another code calculations or experimental results in literature. The stress/strain distributions of elastic part under free thermal expansion condition are completely matched with the results of ANSYS code. The swelling and creep solutions are reasonably well agreed with the simulations of ALFUS and LIFE-M codes, respectively. The predicted cladding strains are under estimated than experimental data at the range of high burnup. Therefore, it is recommended that the fine tuning of the DEFORM based on various range of experimental data.

I. 서 론

금속연료는 1960년대 말까지 미국과 유럽을 중심으로 액금로용 연료로서 활발히 연구되었다. 그러나 금속연료의 급격한 팽윤 현상으로 인해 고연소도 달성에 실패하였다. 이를 해결하기 위해 고강도의 피복관 재료를 개발한다거나 연료심에 팽윤 억제 요소를 첨가하여 이를 해결하려고 노력하였으나 모두 성공하지 못하였다. 따라서 1970년대에 접어들면서 팽윤량이 작은 산화물연료로 관심이 옮겨 갔다. 그러나 미국에서는 ANL을 중심으로 금속연료에 대해 계속적인 연구개발을 지속하여 1984년부터 설계 개선된 금속연료를 사용하는 액금로 개발에 착수하게 되었다. 여기에 사용되는 연료는 초기노심에 U-10Zr, 재장전 노심에 U-26Pu-10Zr 형태의 금속연료이다. 이때 고연소도 달성이 가능토록 연료와 피복관 사이의 간극을 크게 하고 팽윤량이 극히 작은 마텐사이트 계열의 HT9을 이용하여 급격한 팽윤현상을 해결하였을 뿐 아니라 ~20at%의 연소도 달성을 확인하였다.

이러한 설계개념을 바탕으로 국내에서도 금속연료를 사용하는 KALIMER를 개발중에 있다. 더불어서 KALIMER 연료봉 성능해석을 위한 MACSIS 코드[6]가 개발되고 있다. 그러나 MACSIS 코드의 연료봉 변형계산은 단순 thin shell 이론에 근거하여 예측하며 피복관 변형에 미치는 응력은 플레넘 압력만을 고려하고 있다. 그러나 실제 노내 실험결과 약 14at%의 연소도 이상에서는 상당한 FCMI 현상이 관찰되었다. 따라서 핵분열기체의 축적에 의한 연료심의 팽윤은 외부압력, 즉 연료/피복관 접촉응력에 의해 구속되므로 연료심과 피복관의 복합적인 응력/변형 모델의 필요성이 야기되고 있다. 이에 따라 연료봉 변형해석에 많이 이용되는 일반평면변형을 적용한 금속연료봉의 기계적 변형 모델을 개발하였다. 이 변형모델, DEFORM은 원통형 좌표계를 이용하여 변형량 벡터들로 구성된 응력벡터에 대한 적분식을 유도하였고 이를 유한차분법을 이용하여 계산한다. 이때의 변형량 요소들은 열팽창, 탄성, 소성 및 팽윤 변형을 포함한다. 각각의 time step에서 DEFORM은 연속근사법을 이용하여 연료심과 피복관의 응력/변형 분포에 대한 탄소성해를 구한다. DEFORM은 액금로 연료봉과 같은 고온조건에서 흔히 발생하는 시간 의존성 소성변형인 크리프를 해석할 수 있으며 강한 힘의 발생에 의한 시간 비의존성 소성변형 또한 해석이 가능하다.

계산 모형의 검증에는 탄성변형은 ANSYS 범용코드의 계산결과와 소성변형은 LIFE-M 코드결과, 팽윤계산은 ALFUS 코드결과 그리고 전체적인 피복관 변형량은 문헌에서 공개된 EBR-II 노내조사 결과와 비교 검증하였다. DEFORM으로 평가된 결과는 기존의 코드결과와 잘 일치하였으나 다만 고연소도 조건의 변형량 예측에서 약간 저평가하는 경향을 나타내었다. 따라서 추후 여러 가지 영역의 노내조사 자료를 바탕으로 미세조정이 필요하다.

II. 연료봉 변형 모델

이론적 배경

일반 Hook 법칙에 따르면, 탄성영역에서의 변형량은 응력의 함수로 응력은 변형량의 함수로 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned}\epsilon_{ij} &= \frac{\sigma_{ij}}{2G} - \delta_{ij} \left(\frac{\nu}{E} \Theta - \alpha T \right) \\ \sigma_{ij} &= 2G(\epsilon_{ij} - \delta_{ij} \alpha T) + \delta_{ij} \lambda (\theta - 3\alpha T) \\ \text{where, } \Theta &= \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z, \theta = \epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z\end{aligned}\quad (1)$$

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} = 2G \left(\frac{\nu}{1-2\nu} \right), \quad G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

여기서, $\epsilon_{ij}, \sigma_{ij}$ 는 각각 총변형량 및 응력 텐서이며, δ_{ij} 는 Kronecker 델타, αT 는 열변형량, ν 는 포아송비이다. 여기에 소성변형량, 팽윤변형량을 고려하면 (1)식은 다음과 같은 탄소성 방정식이 된다. 여기서 팽윤 변형은 등방성으로 일어난다고 가정한다.

$$\begin{aligned}\epsilon_{ij} &= \frac{\sigma_{ij}}{2G} - \delta_{ij} \left(\frac{\nu}{E} \Theta - \alpha T \right) + \epsilon_{ij}^p + \epsilon^s \\ \sigma_{ij} &= 2G(\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^p - \delta_{ij} \alpha T - \delta_{ij} \epsilon^s) + \delta_{ij} \lambda (\theta - 3\alpha T - 3\epsilon^s)\end{aligned}\quad (2)$$

(2)식의 변형량 관계식을 전단 변형량 부분을 무시하고 원주 좌표계의 공학적인 표현식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\epsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] + \alpha T + \epsilon^s + \epsilon_r^p \\ \epsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] + \alpha T + \epsilon^s + \epsilon_\theta^p \\ \epsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] + \alpha T + \epsilon^s + \epsilon_\rho^p\end{aligned}\quad (3)$$

(3)식의 좌변과 우변을 더하여 정리하면,

$$\theta = \left(\frac{1-2\nu}{E} \right) \Theta + 3\alpha T + 3\epsilon^s + \sum_{i=1}^3 \epsilon_i^p \quad (4)$$

윗식에서 소성 변형량의 총합은 0 라고 가정하고 평균 총변형량 ϵ_m 은 $(\epsilon_r + \epsilon_\theta + \epsilon_\rho)/3$, 평균 응력 σ_m 은 $(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_\rho)/3$ 으로 정의하면

$$\epsilon_m = \left(\frac{1-2\nu}{E} \right) \sigma_m + \alpha T + \epsilon^s \quad (5)$$

이다.

(2)식에서 (5)식을 빼면 다음과 같다.

$$\epsilon_{ij} - \delta_{ij} \epsilon_m = \frac{\sigma_{ij}}{2G} - \delta_{ij} \left(\frac{\nu}{E} 3\sigma_m + \frac{1-2\nu}{E} \sigma_m \right) + \epsilon_{ij}^p = \frac{1}{2G} (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m) + \epsilon_{ij}^p \quad (6)$$

윗식의 좌변을 변형량 편차 텐서 ϵ_{ij}^d 로 정의하고 우변의 응력항 역시 마찬가지로 응력편차 텐서 S_{ij} 로 정의할 수 있고 이를 나타내면 다음과 같다.

$$\epsilon_{ij}^d = \frac{1}{2G} S_{ij} + \epsilon_{ij}^p \quad (7)$$

(7)식의 우변항의 첫 번째 식은 탄성 변형량 ϵ_{ij}^e 이며 변형량 편차는 (6)식에서와 같이 평균 변형량으로 나타낼 수 있으므로 총변형량은 평균 변형량, 탄성변형량 및 소성 변형량의 합으로 나타낼 수 있다. 즉,

$$\epsilon_{ij}^e = \frac{1}{2G} S_{ij} \quad (8)$$

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_m + \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p \quad (9)$$

(8)식으로부터 탄성 변형량은 응력분포로부터 계산할 수 있으므로 소성변형이 없는 열팽창 같은 탄성영역에서의 응력분포를 구할 수 있다. 그러나 크리프와 같은 소성변형이 발생할 경우의 응력분포를 구하기 위해서는 소성변형량과 응력분포와의 관련성을 알아야 한다. 소성변형에 대한 변형량과 응력과의 관계식은 Praddtl-Reuss 법칙으로 알려져 있으며[1] 그 기본원리는 소성변형량의 증가분은 응력편차에 비례하여 증가한다는 것이다. 이를 수식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\Delta\epsilon_{ij}^p = \frac{3\Delta\epsilon_p}{2\sigma_e} S_{ij} \quad (10)$$

$$\text{where, } \Delta\epsilon_p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta\epsilon_r^p - \Delta\epsilon_\theta^p)^2 + (\Delta\epsilon_r^p - \Delta\epsilon_z^p)^2 + (\Delta\epsilon_z^p - \Delta\epsilon_\theta^p)^2}$$

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\theta)^2}$$

상기식에서 정의된 $\Delta\epsilon_p$ 와 σ_e 는 각각 등가 소성변형량 증가분과 등가응력 이라 한다. 이의 물리적 의미는 다축계에서 발생하는 소성변형량과 응력 관계를 1축계로 변화하는 의미를 갖는다.

따라서 (9)식은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_m + \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p + \Delta\epsilon_{ij}^p = \epsilon_m + \epsilon_{ij}^p + \left(\frac{1}{2G} + \frac{3\Delta\epsilon_p}{2\sigma_e} \right) S_{ij} \quad (11)$$

윗 식에서 ϵ_{ij}^p 는 이전 time step까지의 총 소성변형량이며 $\Delta\epsilon_{ij}^p$ 는 현 time step에서의 소성변형량 증가분이다.

연료봉의 응력/변형 해석을 위한 미분 방정식을 유도하고 이를 유한차분법으로 계산하기 위해서는 여러 가지 가정들을 적용하여 문제를 단순화시켜야 한다. 따라서 다음은 지배방정식을 유도하기 위해 적용되는 가정들이다.

- 일반평면변형
- Prandtl-Reuss 소성법칙
- 등방성 열팽창 및 팽윤 변형
- 전단응력 무시
- 축대칭

평면변형은 축방향의 변형이 없다고 가정하여 문제를 전개하는 것이며 일반 평면변형은 축방향의 변형이 있되 위치에 무관하게 일정하다고 가정하는 것이다. 일반적으로 해석하고자 하는 물체의 축방향 길이가 다른 두 방향의 길이에 비해 굉장히 길어서 $l_z \gg l_x, l_y$ 인 경우는 평면변형을 적용한다. 그러나 실제 연료봉의 응력 해석시 축방향으로 여러개의 노드로 잘라 계산하기 때문에 평면변형을 적용할 경우, 축방향 응력을 과다하게 예측하게 된다. 따라서 본 모델에서는 일반평면변형 조건을 적용하였다. 원주좌표계에서의 힘의 균형을 나타내는 평형관계식과 변형량의 연속성을 나타내는 compatibility 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (12)$$

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}, \quad \varepsilon_\theta = -\frac{u}{r} \quad (13)$$

여기서 u 는 반경방향 변위이다.

(2)식중 응력에 관한 관계식을 공학적으로 표현하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_r &= 2G \left[\varepsilon_r - \alpha T - \varepsilon^s - \varepsilon^p + \frac{\nu}{1-2\nu} (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z - 3\alpha T - 3\varepsilon^s) \right] \\ \sigma_\theta &= 2G \left[\varepsilon_\theta - \alpha T - \varepsilon^s - \varepsilon^p + \frac{\nu}{1-2\nu} (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z - 3\alpha T - 3\varepsilon^s) \right] \\ \sigma_z &= 2G \left[\varepsilon_z - \alpha T - \varepsilon^s - \varepsilon^p + \frac{\nu}{1-2\nu} (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z - 3\alpha T - 3\varepsilon^s) \right] \end{aligned} \quad (14)$$

윗식의 총변형량 요소들을 (13)식에 적용하여 이를 (12)식에 대입하면 아래와 같은 변위에 대한 미분방정식이 된다. 이때 일반평면변형을 적용하였으므로 $\partial \varepsilon_z / \partial r = 0$ 를 적용하였다.

$$\begin{aligned} &\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r^2} \\ &= \left(\frac{\nu}{1-\nu} \right) \frac{\partial}{\partial r} (3\alpha T + 3\varepsilon^s - \varepsilon_z) + \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left[\frac{\partial}{\partial r} (\alpha T + \varepsilon^s + \varepsilon^p) + \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} \right] \end{aligned} \quad (15)$$

윗식을 변위에 대해 풀면 다음과 같은 해를 얻는다.

$$u = \frac{C_1}{r} + C_2 r + B(r) \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \text{where, } B(r) &= \left(\frac{3\nu}{1-\nu} \right) \frac{1}{r} \int_{r_i}^r \varepsilon^s r dr + \left(\frac{1+\nu}{1-\nu} \right) \frac{1}{r} \int_{r_i}^r \alpha T r dr \\ &+ \frac{1}{2} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left[\frac{1}{r} \int_{r_i}^r (\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + \varepsilon^s) r dr + r \int_{r_i}^r \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} dr \right] \end{aligned}$$

윗식의 적분상수를 구하면 반경방향 변위를 알 수 있으며 또한 변위로부터 주어진 반경방향 위치에서의 변형량, 원주방향 변형량을 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r} &= -\frac{C_1}{r^2} + C_2 + \left(\frac{3\nu}{1-\nu} \right) \left[\varepsilon^s - \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \varepsilon^s r dr \right] + \left(\frac{1+\nu}{1-\nu} \right) \left[\alpha T - \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha T r dr \right] \\ &+ \frac{1}{2} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left[(\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + 2\varepsilon^s) - \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r (\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + 2\varepsilon^s) r dr + (\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p) + \int_{r_i}^r \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} dr \right] \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} &= \frac{C_1}{r^2} + C_2 + \left(\frac{3\nu}{1-\nu} \right) \frac{1}{r^2} \left[\int_{r_i}^r \varepsilon^s r dr \right] + \left(\frac{1+\nu}{1-\nu} \right) \frac{1}{r^2} \left[\int_{r_i}^r \alpha T r dr \right] \\ &+ \frac{1}{2} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left[\frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r (\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + 2\varepsilon^s) r dr + \int_{r_i}^r \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} dr \right] \end{aligned} \quad (18)$$

$$\varepsilon_r + \varepsilon_\theta = 2C_2 + \left(\frac{3\nu}{1-\nu} \right) \varepsilon^s + \left(\frac{1+\nu}{1-\nu} \right) \alpha T + \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right) \left[\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + \int_{r_i}^r \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} dr \right] \quad (19)$$

또한 (17),(18),(19) 식을 (3)식에 대입하면 다음과 같은 반경방향 응력 분포식을 얻는다.

$$\sigma_r = \left(\frac{2G}{1-2\nu} \right) \left(C_2 - \frac{1-2\nu}{r^2} C_1 + \nu \varepsilon_z \right) - A(r) \quad (20)$$

$$\begin{aligned} \text{where, } A(r) &= \\ &\left(\frac{G}{1-\nu} \right) \left[\frac{6\nu}{r^2} \int_{r_i}^r \varepsilon^s r dr + \frac{2(1+\nu)}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha T r dr + \frac{1-2\nu}{r^2} \int_{r_i}^r (\varepsilon_r^p + \varepsilon_\theta^p + 2\varepsilon^s) r dr + \int_{r_i}^r \frac{\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p}{r} dr \right] \end{aligned}$$

경계조건

어떤 반경방향 annulus에서의 내부압력을 p_i , 외부압력을 p_0 라 가정하면 경계조건은 다음과 같다.

$$\sigma_r(r_i) = p_i, \sigma_r(r_0) = p_0 \quad (a)$$

두 번째의 조건은 어떤 (k) annulus 외부 위치에서의 압력과 변위는 (k+1) annulus의 내부 위치에서 구한 값과 같아야 한다. 또한 연료봉 최 외곽부의 압력은 연료/피복관의 접촉응력, p_{fc} 이므로 이를 알고 있다고 가정한다. 이것을 수식으로 표현하면 다음과 같다.

$$u_0^k = u_i^{k+1}, p_0^k = p_i^{k+1}, p_0^{n+1} = p_{fc} \quad (b)$$

세 번째의 경계조건은 그림 1에서 보듯이 연료봉에 작용하는 힘의 균형관계도를 통해서 얻을 수 있다. 연료심에 축방향으로 작용하는 힘은 플레넘 압력(p_p), 중력($\rho_f g$), 연료/피복관 사이의 경계압력(p_{fc}), 그리고 연료/피복관의 마찰에 의한 마찰력(F)가 있다. 플레넘 압력과 중력, 마찰력은 연료심의 축방향 변형을 억제한다. 반면 경계압력은 축방향 변형을 증가시킨다. 피복관에는 중력, 경계압력, 마찰력, 냉각재 압력이 작용하게 되며 이때의 마찰력은 축방향 변형을 증가시키는 역할을 한다. 이를 배경으로 연료심의 축방향 힘의 균형은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$-\sigma_z^f = p_p + \rho_f g(l_f - z) + \frac{F}{\pi r_f^2} \left(\frac{l_f - z}{l_f} \right) \quad (c)$$

여기서 g 는 중력가속도, ρ_f 는 연료심의 밀도, r_f 는 연료심 반경, l_f 는 연료심 길이, 그리고 z 은 연료심의 축방향 위치이다.

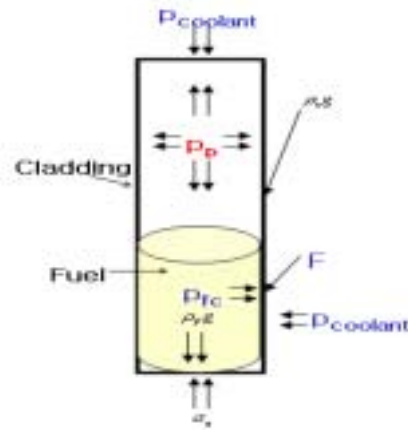


그림 1 연료봉에 작용하는 힘의 균형관계도

계산방법

정상상태 운전조건 하에서 연료봉에 발생하는 소성변형은 대부분이 크리프 변형이다. 따라서 항복응력을 초과하여 발생하는 소성변형은 무시하였다. 크리프 변형 예측에는 일반적인 소성변형에 적용하는 연속근사법을 적용하였다. 주어진 time step에서 수렴하지 않고 발산할 경우는 time step을 수렴할 때까지 점진적으로 줄여가는 방법을 사용하였다.

연료심 내부에서 핵분열 작용에 의해 핵분열생성물이 발생하고 이는 팽윤을 야기한다. 고체팽윤은 연료심의 연소도에 비례하여 증가하므로 연소도가 연료심의 위치에 무관하게 일정하다고 가정하면 응력에 미치는 영향은 없다. 하지만 기체팽윤의 경우, 기포의 크기는 기포내 기체압력(p_g)이 연료심 기지에 미치는 외부압력(p_e) 및 기포의 표면장력($2\gamma/r_b$)

과 힘의 균형을 이루며 성장하게 된다. 여기서 외부압력은 연료심 기지에 작용하는 평균 응력 σ_m 의 절대치라 가정할 수 있다.

$$p_g = \sigma_m + \frac{2\gamma}{r_b} \quad (21)$$

또한 기포내의 핵분열 기체가 이상기체법칙을 따르고 기포가 완전구형이라 가정하면 기포의 부피 V_b 와 기포 반경 r_b 는 다음과 같다.

$$V_b = \frac{N_g RT}{\sigma_m + 2\gamma/r_b}, \quad r_b = \left(\frac{4}{3}\pi\right)^{-1/3} V_b^{1/3} \quad (22)$$

윗 두 식으로부터 다음과 같은 기포 부피에 대한 방정식을 유도할 수 있다.

$$f(V_b) = \sigma_m V_b + 2\gamma \left(\frac{4}{3}\pi\right)^{1/3} V_b^{2/3} - N_g RT = 0 \quad (23)$$

N_g 는 연료심내의 잔류기체 수로부터 계산하고 방출된 핵분열 기체수는 핵분열기체방출 모형으로부터 계산된 값을 입력으로 사용한다. 또한 (23)식의 V_b 는 Newton-Rapson 반복법을 사용하여 구하였다. 그러나 핵분열 기체 방출모형으로부터의 잔류기체량은 축방향 노드에 따라서만 주어지므로 이를 기포 1개당 잔류 기체량으로 변환할 필요가 있다. 따라서 연료심 내에 존재하는 기포수의 밀도 $C_b(N_b./m^3)$ 는 다음과 같은 실험적 관계식[2]을 사용하였다.

$$C_b = 10^3 \exp\left(\frac{3.1E^4}{T}\right) \quad (24)$$

상기의 방법으로 기체와 고상 핵분열 생성물에 의한 총 팽윤 변형량은 다음과 같이 계산하였다.

$$\epsilon^s = \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta V}{V}\right)^{gas} + \epsilon^s_{solid} = \frac{1}{3} C_b V_b + \epsilon^s_{solid} \quad (25)$$

열변형, 크리프 및 팽윤 변형을 포함한 전체적인 응력/변형량 계산은 DEFORM 이라 명명한 부프로그램으로부터 계산하며 그 흐름도는 그림 2에 도시하였다. DEFORM 부프로그램에 적용된 수렴조건은 가정치와 예측의 연료봉 annulus에 대한 총합이 10^{-8} 이하로 설정하였다. 변형량이 수렴조건을 만족할 경우, 다음 축방향 노드의 응력/변형량을 계산한다. 만일 발산할 경우는 수렴조건을 만족할 때까지 시간 간격을 감소시켜 계산한다.

연료/피복관의 접촉여부에 따라 변형 계산 방법을 달라진다. 먼저 접촉에 대한 판정기준이 필요하며 그 기준으로는 연료심의 반경과 그 최외곽 위치에서 반경방향 변위량의 합이 피복관 내면에서의 반경과 반경방향 변위량의 합보다 크거나 같을 경우 접촉이 발생하였다고 고려하였다. 일단 접촉이 발생하면 연료심의 반경이 피복관 내경과 같아지며 이 조건을 이용하면 연료심의 팽윤이 피복관에 미치는 기계적 힘 즉, FCMI 응력을 계산할 수 있다.

향후 DEFORM 부프로그램은 정상상태 금속연료봉 성능해석 코드인 MACSIS에 병합될 것이고 따라서 연료봉의 제원, 온도분포, 중성자속 분포, 연료심내의 잔류기체량, 플레넘 압력 등은 MACSIS 코드 자체의 계산된 값으로 입력을 대체할 것이다.

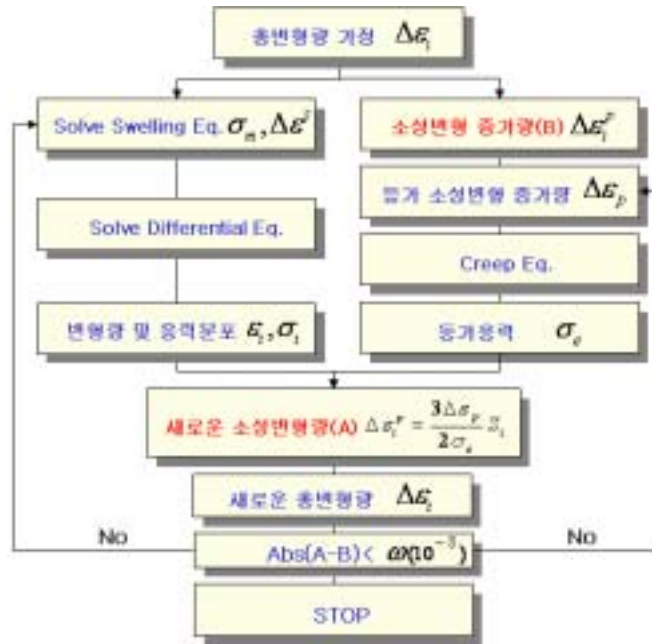


그림 2 연료봉 변형률 해석 흐름도

입력자료

개발된 모듈 검증에 사용된 연료봉은 EBR-II 원자로에서 노내 조사된 T-225 연료봉[3]이고 자세한 설계제원 및 조사조건은 표 1에 나타나 있다.

표 1 T-225 연료봉의 설계제원 및 조사조건

Fuel type	U-10Zr
Fuel slug diameter, mm	4.15
Fuel smeared density, %	75
Fuel slug column length, cm	91.4
Fuel cladding outer diameter, mm	5.84
Fuel cladding inner diameter, mm	4.8
Fuel element length, cm	237.1
Coolant inlet temperature, °C	350
Peak LHGR, kW/m	46.7

III 검증 및 결과고찰

탄성변형에 대한 DEFORM의 계산결과를 검증하기 위해 평면변형과 자유열팽창 조건에서 ANSYS 범용코드의 계산 결과와 비교하였다. 평면변형 조건은 축방향 변형이 없다고 가정하므로 축방향 응력이 상당히 크게 왜곡되어 예측된다.

그림 3은 DEFORM과 ANSYS의 응력분포 계산 결과를, 그림 4는 탄성 변형량에 대한 계산치를 비교 도시한 것이며 두 코드의 계산 결과가 잘 일치함을 알 수 있다. ANSYS로 계산 응력/변형 분포가 톱니처럼 불연속적인 것은 온도 분포를 연속적이지 않고 계단식으로 입력했기 때문이다.

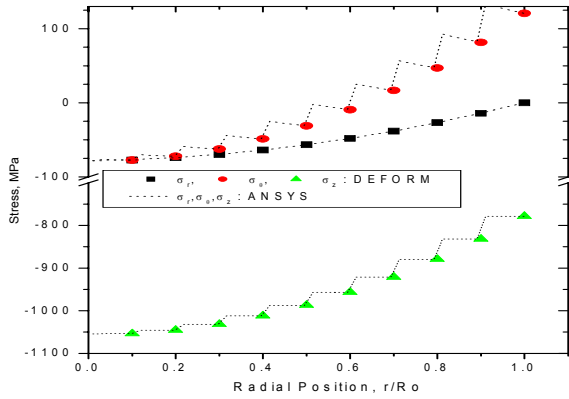


그림 3 DEFORM와 ANSYS의 응력분포

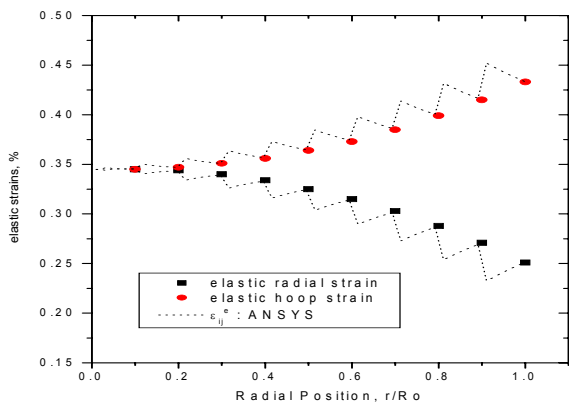


그림 4 DEFORM과 ANSYS 탄성변형량 분포

그림 5와 그림 6은 일반평면변형과 자유열팽창 조건에서의 금속연료심에 대한 응력분포와 총변형량 분포이다. 그림에서 보듯이 일반평면변형인 경우, 평면변형 조건에 비해 축방향 응력이 상당히 완화되어 있으며 반경방향 및 원주방향 변형량 또한 약 30% 정도 감소되었다. 평면변형은 축방향 변형을 구속하므로 일반평면변형 조건이 실제 연료봉 조건과 더 유사하다고 할 수 있다.

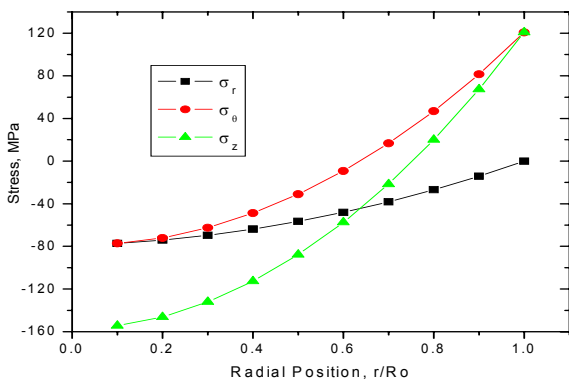


그림 5 일반평면변형 조건에서의 응력분포

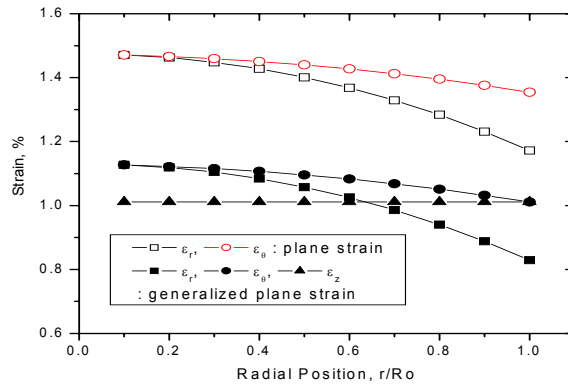


그림 6 평면/일반평면변형 조건에서 총변형량 비교

크리프 변형에 대한 DEFORM의 계산결과를 검증하기 위해 ANL의 LIFE-METAL 코드 계산결과와 비교하였다. 금속연료봉에 대한 응력해석 결과에 대해 보고된 자료가 부족하여 LIFE-METAL로 계산한 T-179[2] 연료심의 외곽부 원주방향 응력과 비교하였으나 T-179 연료봉에 대한 입력자료가 밝혀져 있지 않아 DEFORM으로는 T-225 연료봉의 입력자료로 계산하였다. 그림 7에서 보듯이 T-179 연료봉의 원주응력이 최대치를 보이는 지점, 즉 원자로 시동후 3시간 경과 시점까지 T-225 연료봉의 출력이 선형적으로 증가한다고 가정하였다. 그 결과 원자로 출력 증가 시간동안 원주방향 응력 계산 결과가 잘 일치하였다. 하지만 첨두 응력은 DEFORM의 결과가 LIFE-METAL의 결과에 비해 절반 정도를 예측하였다. 이는 T-179 연료봉의 온도분포가 T-225 연료봉에 비해 훨씬 높았기 때문인 것으로 판단된다.

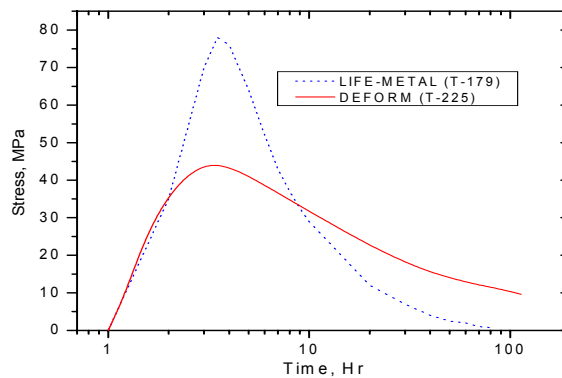


그림 7 연료심 외곽부의 원주방향 응력변화

90시간 경과후의 소성변형량, 탄성변형량, 총변형량 분포는 각각 그림 8,9,10에 나타나 있다.

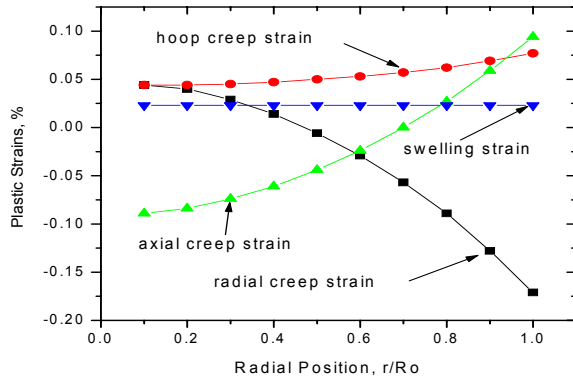


그림 8 90시간 경과후의 소성 변형량 분포

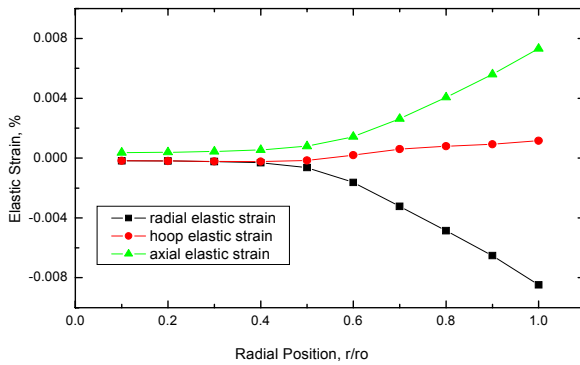


그림 9 90시간 경과후의 탄성 변형량 분포

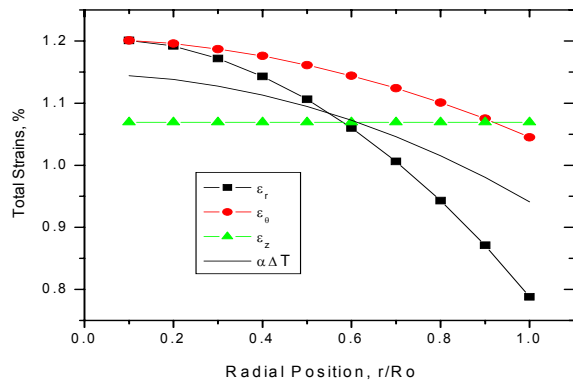


그림 10 90시간 경과후의 총변형량 분포

팽윤 변형은 핵분열 기체방출 모형과 밀접한 관련이 있다. 본 연구는 핵분열 기체방출 모형은 다루지 않고 MACSIS에 계산 값을 사용하여 팽윤 변형량을 계산하였다. 일본의 전력중앙연구소는 기계적인 핵분열 기체방출 모형과 팽윤 모형을 개발하여 ALFUS[4]라는 금속연료봉 성능코드에 병합한 후 그림 11과 같은 결과를 얻었다. 그림 12는 DEFORM에서 계산한 금속연료의 연소도에 따른 팽윤량을 보여준다. 이 결과와 ALFUS

코드의 계산결과와의 비교는 사용한 입력자료와 핵분열 기체 방출량이 다르기 때문에 직접적인 비교는 어렵다. 하지만 금속연료의 팽윤 거동은 주로 연료의 연소도에 많은 영향을 받는 것으로 알려져 있으므로 그 유사형을 통해 간접적인 타당성은 확인할 수 있다.

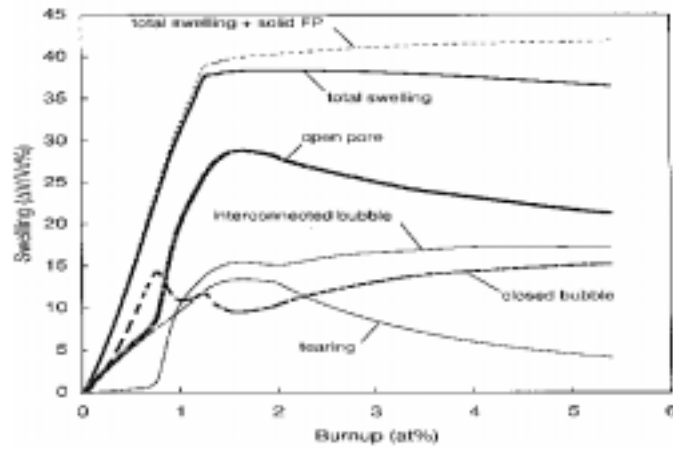


그림 11 ALFUS 코드의 팽윤

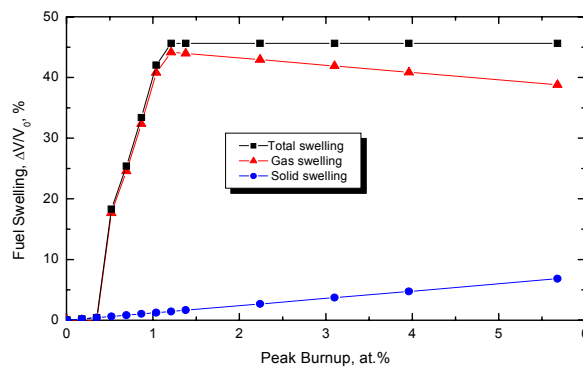


그림 12 DEFORM에 의한 팽윤거동

금속연료봉은 연료심과 피복관의 간격을 충분히 크게 설계하여 연소초기의 급격한 연료심 팽윤을 수용하도록 한다. 그러므로 연료/피복관의 접촉후에는 연료심 내부에 다량의 기공들이 상호 연결되어 스폰지와 유사한 형태로 존재하게 되고 핵분열 기체들이 쉽게 플레넘으로 방출된다. 따라서 일반적으로 금속연료를 사용하는 경우, 연료와 피복관의 기계적 상호작용은 미미하여 피복관 변형은 주로 플레넘 압력만이 피복관 내압에 작용하는 것으로 알려져 있다. 그러나 연소도 증가에 따라 고상 핵분열생성물들도 계속적으로 증가하기 때문에 이들이 상호 연결된 기공들의 연결 통로를 막아 핵분열 기체의 자유로운 방출을 방해한다. 또한 핵분열 기체 기포들의 부피도 줄어들어 연료심내의 기포압력 증가는 피복관에 직접적으로 작용하게 되어 FCMI를 심화시킬 수 있다. 그림 13은 DEFORM으로 계산한 피복관에 미치는 압력을 나타낸다. 약 14at.% 이후의 연소도에서 급격한 FCMI 응력 증가를 볼 수 있다.

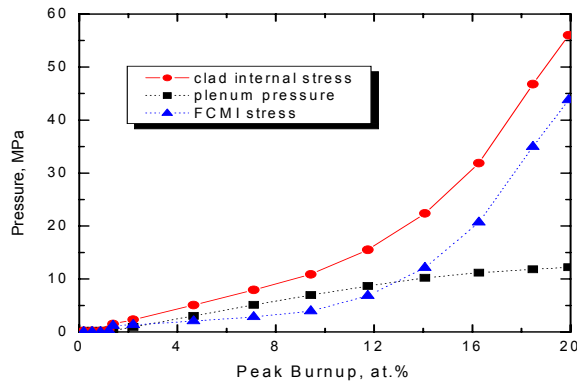


그림 13 연소도에 따른 피복관 응력 변화

그림 14는 피복관 변형에 플레넘 압력만을 고려하였을 경우와 FCMI를 함께 고려하였을 경우의 피복관 변형량을 보여준다. 마찬가지로 약 14at.% 연소도 이상에서 급격한 변형량 증가를 나타내고 있다. 이러한 결과는 EBR-II에서 조사된 X425 연료봉들의 변형량에 대한 확률론적 평가결과 14.1at.% 이후의 연소도에서 FCMI의 영향으로 그 이전의 연소도와 상이한 변형경로를 나타내었다는 결과[5]와 잘 일치한다.

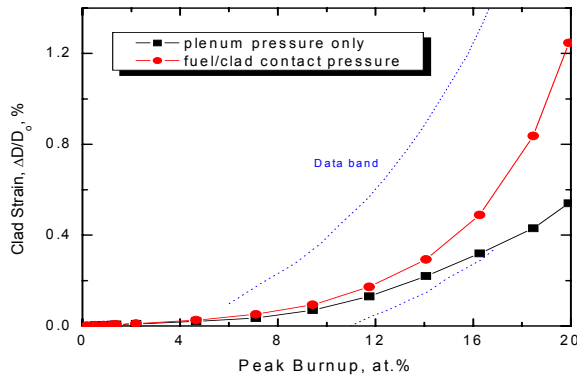


그림 14 FCMI 여부에 따른 피복관 변형예측

IV 결론

현재까지 개발된 액체금속로용 연료봉 해석 코드인 MACSIS의 기계적 변형모형은 단순 thin shell 이론에 근거하여 피복관 변형을 예측하며, FCMI(Fuel-Cladding Mechanical Interaction) 예측이 불가능하다. 따라서 연료/피복관 접촉 응력에 의한 연료심과 피복관의 복합적인 응력/변형 예측 모델이 필요하여 연료봉 변형해석에 많이 이용되는 일반평면변형을 적용한 금속연료봉의 기계적 변형 모듈을 개발하였다. 계산 모형의 검증에는 열팽창에 의한 탄성변형은 ANSYS 범용코드의 계산결과와 크리프에 의한 소성변형은 LIFE-M 코드, 그리고 전체적인 피복관 변형량은 EBR-II 노내 조사 결과와 비교 검증하였다.

개발된 변형을 해석 모델은 비교적 좋은 해석결과를 나타내었다. 즉 DEFORM 해석결과는 탄성영역에서 ANSYS 범용코드의 결과와 잘 일치하였고, 소성변형은 LIFE-M 코드와 유사한 경향을 예측하였으며 전체적인 피복관 변형량은 이전 모델에 비해 현실적인 결과를 나타내었다. 다만 고연소도 조건의 변형량 예측에서 약간 저평가하는 경향을 나타내었다. 따라서 추후 여러 가지 영역의 노내조사 자료를 바탕으로 미세조정이 필요하다.

상기의 DEFORM 부프로그램은 현재 MACSIS 전산코드에 병합중에 있다. 따라서 추후 MACSIS 코드와의 연계를 통한 금속연료봉 변형 해석이 이루어 질 것이다. 또한 변형 모듈의 병합을 통해 현재 설계중인 핵확산 저항성 KALIMER-600MWe 노심에 사용되는 연료봉의 성능 평가를 기반으로 연료봉 설계에 직접적으로 활용될 것이다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력중장기 연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

- [1] D.R. Olander, "Fundamental aspects of nuclear reactor fuel element", 1976
- [2] M.C. Billone et al., "Status of fuel element modeling codes for metallic fuels", *ANS International Conference on Reliable Fuels for LMRs*, Tucson, 1986
- [3] R.G. Pahl et al., "Performance of HT9 clad metallic fuel at high temperature", *J. Nucl. Mat.*, 204(1993)141-147
- [4] T. Ogata et al., "Analytical study on deformation and fission gas behavior of metallic fast reactor fuel", *J. Nucl. Mat.*, 230(1996)129-139
- [5] A.M. Yacout et al., "Degradation analysis estimate of the time-to-failure distribution of irradiated fuel elements", *Nuclear Technology*, 113(1996)177-189
- [6] W. Hwang et al., "MACSIS: A metallic fuel performance analysis code for simulating in reactor behavior under steady state conditions", *Nuclear Technology*, 123(1998)130-141