

2002 춘계학술발표회 논문집  
한국원자력학회

## 핵연료와 피복관의 기계적 상호 작용 ABAQUS 유한 요소 모델링

### Finite Element Modeling of Pellet-Clad Mechanical Interaction with ABAQUS

천진식, 이병호, 구양현, 오제용, 손동성  
한국원자력연구소  
대전광역시 유성구 덕진동 150

#### 요약

핵연료와 피복관의 기계적 상호 작용(PCMI)을 축대칭 유한 요소로 모델링하였다. 소결체와 피복관의 열적, 기계적 모델과 이들간의 접촉 모델을 도입하고 적절한 경계 조건을 적용하여 유한요소 모델을 구성하였다. 온도와 변위는 범용 유한요소 코드인 ABAQUS의 연성 해석으로 계산하였다. 또한 핵연료 성능 분석 코드와의 연결, ABAQUS 코드 입력 생성, 실행, 결과 분석 등 일련의 작업을 일괄 처리할 수 있는 프로그램을 개발하였다. 다양한 조건에 대하여 유한요소 모델을 이용한 계산 결과를 평가하였으며, PCMI 시험을 위한 천이 상태의 노내 시험 결과와 비교하여 본 모델과 프로그램의 타당성을 예비 검증하였다.

#### Abstract

Pellet-clad mechanical interaction (PCMI) was modelled by an axisymmetric finite element method. Thermomechanical models of pellet and clad materials and a contact model for their interaction have been implemented in addition to the application of appropriate boundary conditions so that the FE model was configured. Temperature and displacement were evaluated through a coupled analysis using a general purposed FE code, ABAQUS. Also, a batch program has been developed to efficiently deal with a series of jobs such as making an interface with a fuel performance code, the generation of an input deck for ABAQUS code and its execution, and an interpretation of the output. Under various conditions, results from the present FE model were analyzed. Preliminary verification was conducted by comparing the clad elongation measured during an in-pile PCMI experiment with that calculated by means of the developed FE model.

## 1. 서론

핵연료가 연소됨에 따라 소결체의 팽윤과 피복관의 크립으로 인한 소결체-피복관 간격의 감소는 이들이 기계적으로 상호 작용(PCMI)을 일으킬 수 있는 가능성을 증가시킨다. 현재까지 PCMI에 의한 핵연료 파손은 보고되지 않았지만 지속적인 핵연료의 고연소도화로 인하여 이러한 기구로 인한 파손 가능성은 증대되고 있다. 더욱이 일본의 연구용 원자로인 NSRR에서 반응도 유발 사고 (RIA) 시험시 발생한 핵연료봉의 파손을 PCMI에 기인한다고 보고하고 있다[1].

PCMI 현상에 대한 실험 및 모델링은 일본과 프랑스에서 활발한 연구가 진행되었다. 1968년부터 JAERI가 할덴 원자로 프로젝트(HRP)의 IFA-508 을 활용하여 핵연료 성능 해석 코드인 FEMAXI III를 개발하면서 코드 검증 시험의 일환으로 PCMI 모델링을 수행하였다[2]. FEMAXI 코드는 핵연료 성능 분석시 한 개 핵연료봉 전체에 대한 열 및 기계적 성능 분석이 가능하고, PCMI 상세 분석을 위한 축대칭 유한 요소 모델을 가지고 있으며, 현재 VI 버전까지 향상되었다. 한편 프랑스에서는 상용로에서 2 주기 연소한 연료봉으로 ISABELLE 1 루프에서 출력 상승 시험을 수행하였다. 시험 결과를 해석하기 위하여 핵연료봉의 전체 성능은 METEOR 코드로, 피복관 표면의 융기(Ridge)는 범용 유한요소패키지 CASTEM 2000 의 모듈인 TOUTATIS으로 평가하였다[3].

국내에서도 핵연료 고연소도화에 대응하고  $UO_2$  는 물론 MOX 연료의 거동을 분석할 수 있는 성능분석 코드 개발이 진행되고 있으며, 주로 핵연료의 온도 및 핵분열 기체 방출과 관련된 코드 개선이 이루어지고 있다[4]. 이러한 코드는 연료봉을 일차원 구조로 가정하고 있으므로 최소한 이차원 계산이 필요한 PCMI 모델링을 위해서는 코드의 개선 또는 확장이 요구된다.

본 연구에서는 핵연료 성능분석 코드인 COSMOS 코드로 PCMI를 분석하기 위하여 개발 중인 유한요소 해석 모듈 개발 현황을 소개하였다. PCMI 현상에 대한 간략한 소개, PCMI 모델링, 계산 및 시험 결과의 비교 순으로 개발 중인 코드의 타당성을 예비 검증하였다.

## 2. PCMI 현상[3,5,6]

핵연료 고연소도화에 따른 출력 변화시 PCMI 발생은 핵연료 건전성을 악화시킬 수 있다. PCMI는 핵물질의 일차 방호벽인 피복관의 응력과 변형률에 직접적으로 영향을 미치므로 중요하다. 낮은 출력과 낮은 연소도에서 발생하는 PCMI는 주로 핵연료의 재배치, 소결체의 편심 정렬, 납작해진 피복관으로 인하여 소결체가 피복관과 조기에 접촉되어 발생할 수 있다. 연소도가 증가함에 따라 연료의 팽윤과 피복관의 크립 다운(Creep-down)으로 인하여 간격이 감소하므로 심한 PCMI가 발생한다. PCMI는 피복관을 축 방향과 반경 방향으로 변형시킨다. PCMI에 의한 피복관의 주요 변형 기구는 출력 천이시 핵연료의 열팽창 및 팽윤과 크립으로 인한 완화(Relaxation)로 알려져 있다. 피복관이 해당 온도에서의 열팽창을 초과하여 변형하는 것은 소결체와의 접촉 때문이다. 소결체와 피복관의 접촉은 출력이 증가함에 따라 소결체 중앙이 외곽에 비하여 온도가 높으므로 소결체가 모래시계(Hourglass) 또는 짚단(Wheatsheaf)모양으로 변형되

므로 소결체 외곽부에서 발생한다.

피복관의 축방향 길이는 접촉 후에 소결체의 열팽창에 따라 증가하다가 최대 출력에서 유지 시키면 소결체의 형상 변화에 맞추어서 변화된다. 이러한 변형은 소결체의 형상 변화를 발생시키는 연료의 밀도화, 소결체와 피복관 사이의 마찰력 감소, 연료의 조사 크립에 의존하며 특히 그 중에서 조사 크립에 기인한다고 알려져 있다. 소결체의 형상 변화에 맞추어 피복관이 변형되면서 형성된 피복관의 응력은 주로 일차 열 크립 (Primary thermal creep)에 의하여 완화되며, 낮은 연소도에서 피복재의 조사 경화가 낮고 응력이 높은 경우에는 소성 변형도 응력 완화에 기여한다.

PCMI는 피복관의 축방향 길이 증가뿐만 아니라 반경 방향으로 용기를 형성시킨다. 이러한 용기는 초기 간격 크기, 소결체의 형상, 피복관의 두께, 연소도, 연료봉의 길이에 의존한다. 연료봉 길이가 충분히 긴 경우, dished 소결체의 용기가 flat 소결체에 비하여 높다. 이것은 소결체 끝(Cusp)에서 피복관과의 접촉에 의하여 형성된 마찰력이 dished 소결체의 경우 용기 형성에 더 큰 역할을 하기 때문인 것으로 해석되고 있다. 마찰력으로 인하여 피복관에 대한 소결체의 상대적인 움직임은 완전히 억제하는 상태인 축방향 고착 (Axial lock-up)이 될 수 있다.

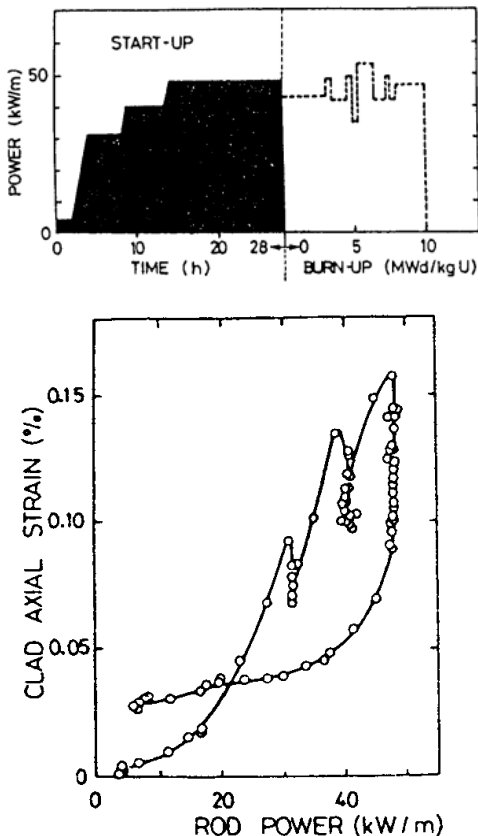


Fig. 1. Clad elongation during start-up.

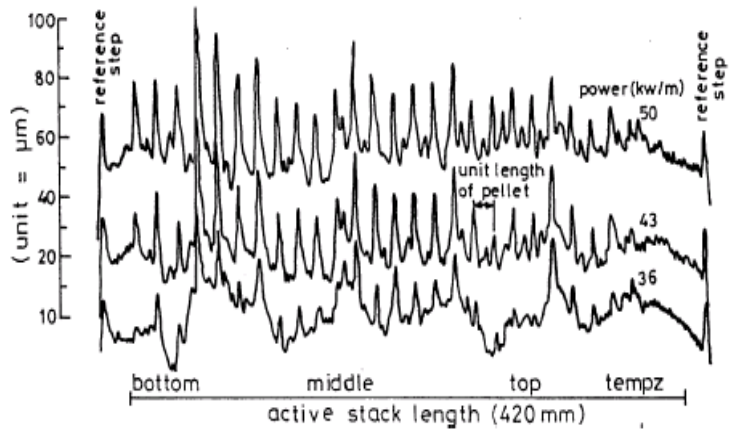


Fig. 2. Ridge developed during power ramp.

### 3. PCMI 모델링

Fig.1 과 Fig.2 와 같은 축 방향 및 반경 방향 변형을 발생시키는 PCMI를 모델링하기 위해서는 소결체와 피복재에 대한 열적 기계적 재료 특성 모델뿐만 아니라 이들의 상호 작용을 고려할 수 있는 접촉 모델이 필요하다. 또한 COSMOS 코드의 정상 상태 해석 결과를 읽어 유한요소 코드의 입력을 만들어, 실행을 하고, 출력 결과를 분석할 수 있는 프로그램이 요구된다.

#### (1) 재료 모델

- 열전도도[7]
- 열팽창계수[7]; 축 방향과 반경 방향의 열팽창 이방성을 고려하였다.
- 항복응력[8,9]; Zircaloy 합금은 조사 경화에 의하여 비교적 낮은 중성자 조사량에서 항복 응력이 포화된다. 여기서는 포화 항복응력을 435 MPa으로 사용하였다.
- 이차 크립 속도[7]; 본 논문에서는  $UO_2$ 의 이차 크립 속도만을 고려하였다.

$$\dot{\epsilon}_s = \frac{(A_1 + A_2 \dot{F}) \sigma \exp(-Q_1 / RT)}{(A_3 + D) G^2} + \frac{A_4 \sigma^{4.5} \exp(-Q_2 / RT)}{(A_5 + D)} + A_6 \sigma \dot{F} \exp(-Q_3 / RT)$$

MOX인 경우 크립 속도가 큰 것으로 알려져 있다[10]. 여기서는 MOX 조사 크립 속도가  $UO_2$ 에 비하여 8 배 높다고 가정하였다.

- Zircaloy 크립[11]

열적 크립 변형률은 다음 식과 같다.

$$\epsilon_c = \epsilon_p^s [1 - \exp(-C \cdot \sqrt{\dot{\epsilon}_s} \cdot t)] + \dot{\epsilon}_s \cdot t$$

여기서, 이차 크립 속도  $\dot{\epsilon}_s = A \cdot \frac{E}{T} \cdot \left( \sinh \frac{a \cdot \sigma}{E} \right) \exp(-Q / RT)$ , 포화 일차 크립 변형률

$\epsilon_p^s = B \cdot \dot{\epsilon}_s^b \cdot [2 - \text{tanh}(D \cdot \dot{\epsilon}_s)]^d$  으로 정의된다.

또한 이차 조사 크립 속도는 다음 식과 같다.

$$\dot{\epsilon}_i = C_0 \cdot \phi^{C_1} \cdot \sigma^{C_2}$$

#### (2) 유한요소 모델

온도와 응력 계산을 위하여 소결체 길이의 반을 축대칭 유한요소로 모델링하였다. 계산에 사용된 유한요소는 4 절점 일차 요소이다. 연료봉 성능 해석시 온도와 소결체-피복관 간격이 상호 영향을 미치므로 특정한 짧은 시간동안 온도와 간격이 일정하다고 가정하고 성능 해석을 수행하거나, 온도와 변위를 병행 계산하는 연성 해석(Coupled analysis)이 필요하다. 여기에서는 연성 해석으로 온도와 변위를 계산하였다.

Fig. 3 에 유한요소 해석에 필요한 경계 조건을 나타내었다.  $z=0$  과  $r=0$  에서 대칭성을 고려하여 경계 조건을 설정하였다. 소결체 상단의 평편부(Land)와 피복관 상단부에서는 인접 소결체와 피복관과의 관계때문에 축방향 변위가 각각 일정하다는 경계 조건을 부여하였다. 피복관 표

면에서의 열전달은 낮은 출력 조건에서는 강제 대류로, 국부 비등이 발생하면 Jens-Lottes 상관 식으로 모사하였다. 또한 피복관 표면에 존재하는 산화막의 영향은 열전달 계산에서만 고려하였고 변형 계산에서는 무시하였다. 이때 산화막의 열전달 저항을 등가 열전달 계수에서 산정하여 온도를 계산하였다. 소결체와 피복관의 상호 작용에서 열전달은 Ross-Stoute 식[12]으로 계산하였다. 또한 이들 사이의 기계적 접촉은 비접촉, 고착, 활주 상태를 모델링할 수 있다.

### (3) PCMI 프로그램 개발

기본적으로 PCMI 프로그램은 Fig. 4와 같은 절차로 구성되었다. 먼저 과도한 PCMI가 발생되기 직전의 핵연료 상태를 파악하기 위한 성능해석 코드가 필요하다. 이때의 핵연료 상태를 초기 조건으로 하여 출력 상승시의 PCMI를 ABAQUS[13] 유한요소 해석 코드로 모사한다. 계산 작업은 다시 입력 생성, 실행, 출력 처리 작업 등으로 구분된다. 이러한 일련의 계산 과정을 ABAQUS의 스크립트 언어로 채택된 Python으로 프로그램하였다. Python 언어는 바이트 코드가 지원되는 인터프리터 언어로 개발이 용이하고 확장성이 우수한 것으로 알려져 있다[14]. 개발 중인 PCMI 프로그램은 ABAQUS 키워드와 후처리 명령에 해당하는 Python 객체(Object)를 직접 제어하므로, 치수 및 하중 변화, 3차원 확장, 일괄(Batch) 계산 등에 유연하게 대처할 수 있는 장점이 있다. 현재까지는 Fig.4의 점선 안에 해당하는 프로그램 작업이 주로 진행된 상태이다.

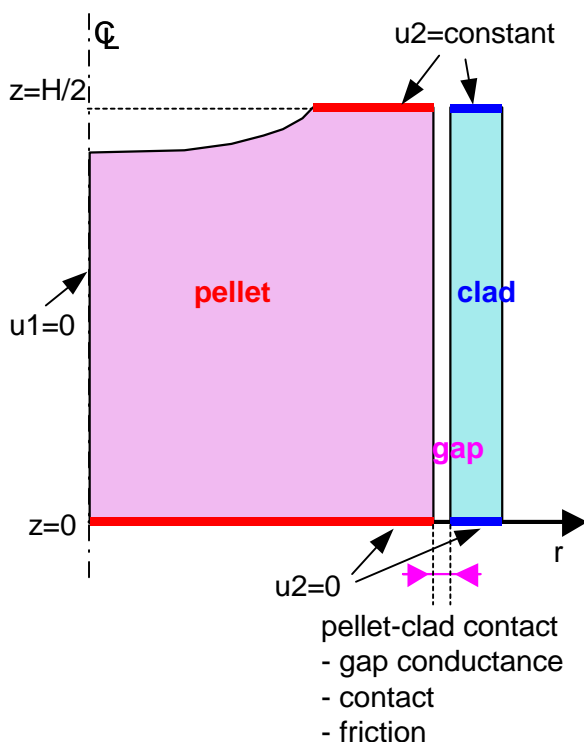


Fig. 3. Boundary conditions for PCMI modelling.

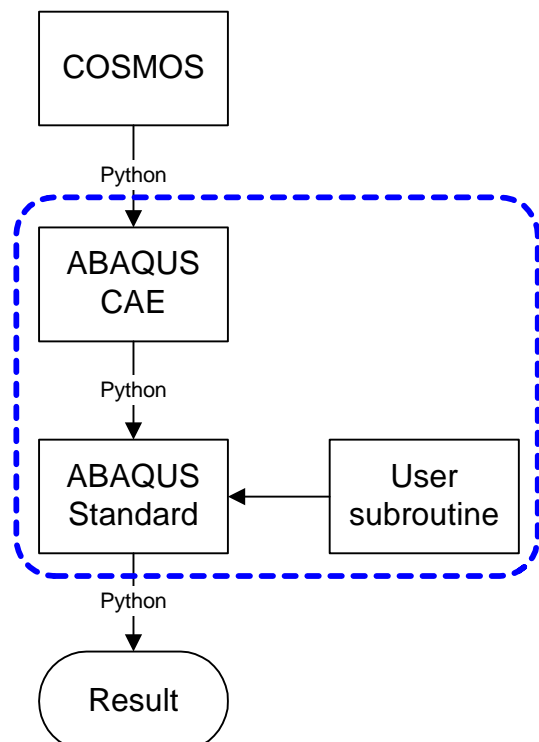


Fig. 4. Procedure for PCMI modelling.

#### 4. PCMI 해석 결과

재료 모델, 유한 요소 모델, PCMI 프로그램을 구성하여 PCMI 현상을 모델링하였다. 모델링의 타당성을 검증하기 위하여 다양한 조건에 대하여 예측한 결과를 분석하였으며, 실제 조사 시험에서 측정된 자료와 계산 결과를 비교하였다.

##### (1) 분석 조건 및 결과

예비 계산에 사용된 소결체는 dished 형태이며 직경 8.27 mm, 높이 11.9 mm, 피복관 두께 0.56 mm의 치수를 가지고 있다. 소결체와 피복관의 직경 간격(Diametric gap)은 20  $\mu\text{m}$ 로 가정하였다. Fig. 5는 계산에 사용된 출력 이력이며, 최대 선출력은 29 kW/m이다. Table 1에 계산 조건을 제시하였다.

소결체와 피복관의 마찰계수는 0.47 ~ 0.6 정도로 알려져 있다[15]. 그러나 연료봉 상태에서는 소결체들 사이의 상호 작용으로 인하여 실제 소결체가 겪게 되는 마찰력은 접촉력과 마찰계수의 곱보다 더 크다. 여기서는 마찰계수를 0.5, 0.75, 1,  $\infty$  일 때에 대하여 계산을 수행하였다. 또한 소결체 상단 평면부의 축방향 압축력을 작용하는 경우에 대해서도 피복관 길이 변화를 계산하였다. 실제보다 마찰계수가 큰 경우는 인접 소결체로 인한 축방향 마찰력의 영향이 등가 마찰계수에 포함되었다고 해석할 수 있다. 소결체의 크립이 피복관 길이 변화에 미치는 영향은  $\text{UO}_2$ 와  $\text{MOX}$ 일 때로 나누어 평가하였다. 이때 온도 분포가 같은 상태에서 길이 변화를 비교하기 위하여  $\text{UO}_2$ 와  $\text{MOX}$ 의 열전도도를 동일하다고 가정하였다.

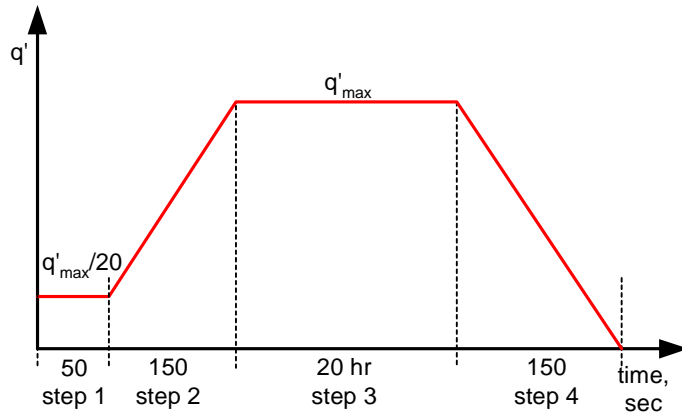


Fig. 5. Power history for preliminary calculation.

Table 1. Calculation matrix.

No	Effective friction factor ( $\mu_{\text{eff}}$ )	Axial force	Pellet
1	0.5	—	$\text{UO}_2$
2	0.75	—	$\text{UO}_2$
3	0.75	50 MPa	$\text{UO}_2$
4	1	—	$\text{MOX}$
5	1	—	$\text{UO}_2$
6	$\infty$	—	$\text{UO}_2$

Fig. 6에 소결체 높이의 절반에 해당하는 피복관이 Fig. 5와 같은 출력 변화를 받을 때 발생하는 길이 증가를 나타내었다. 출력을 증가시킬 때의 피복관 길이 변화를 보여주는 Fig. 6(a)를 살펴보면 마찰계수가 증가할수록 PCMI가 조기에 발생하고 최대 길이 변화도 큰 것을 알 수 있다. 미소한 접촉이 발생되어도 피복관이 소결체를 따라 팽창하는 경우인  $\mu_{\text{eff}} = \infty$  일 때는 피복

관 길이 증가가 매우 크므로 가혹한 가정으로 볼 수 있다.  $\mu_{\text{eff}} = 0.5$  인 경우는 접촉이 발생하면 바로 미끄러지는 것으로 보인다. 이것은 피복관이 자유롭게 열팽창할 때의 길이 변화와 거의 동일한 것을 볼 때 타당한 분석이다. 마찰계수의 영향을 평가한 나머지 두 경우 중에서  $\mu_{\text{eff}} = 1$  일 때가 PCMI 시험 결과에 가장 근접하는 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 6 (b)는 최대 출력에서 20 시간 유지하는 동안 피복관 길이가 변화되는 양상을 나타낸 그림으로, 완화되는 것을 잘 묘사하고 있다. Table 2는 길이 변화를 정리한 것이다. 동일한 소결체에서 축방향 힘이 가하여지지 않으면  $\mu_{\text{eff}} = 0.5, 0.75, 1$  일 때 길이 변화가 평균 0.34 mm로 매우 비슷하다.  $\mu_{\text{eff}} = \infty$  일 때는 아주 작은 접촉력이 작용하여도 변형되므로 다른 세가지 경우에 비하여 완화량이 상당히 큰 것을 볼 수 있다. 압축력이 작용하면 소결체가 크립을 더 잘 일으키므로 완화 정도가 높으며, MOX인 경우에도 조사 크립 속도가 높으므로 길이 변화가 크다.

Table 2. Changes in clad length during power hold.

No.	1	2	3	4	5	6
Change in clad length, $\mu\text{m}$	0.35	0.33	0.82	1.29	0.34	0.71

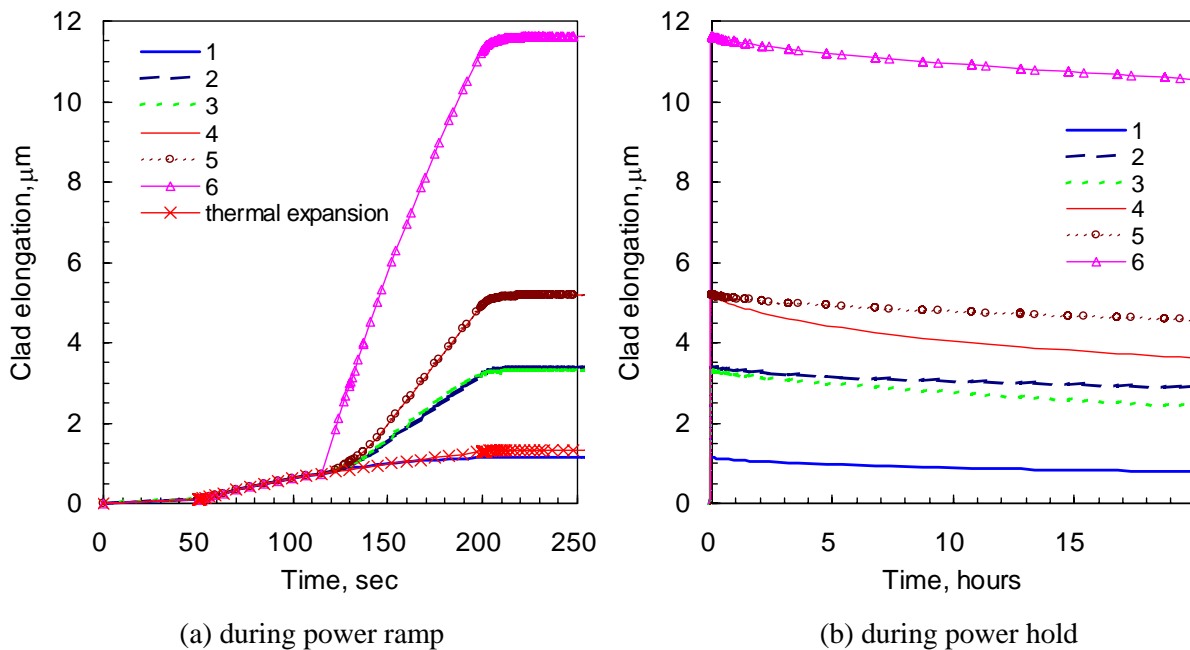


Fig. 6. Clad elongation per half pellet during power history of preliminary calculation.

## (2) 예비 검증

예비 검증에 사용된 시험봉은 상용로에서 2 주기 연소된 연료봉으로, 연소도는 약 25MWd/kgMOX 정도이었다. 이 연료봉의 일부분을 연구로에서 8 일간 5 번 출력 유지 단계를

주요 연소 시험을 수행하면서, 피복관 길이와 연료 중심 온도를 측정하였다.

Fig. 6 과 같은 분석을 통하여  $\mu_{\text{eff}} = 1$  일 때가 시험 결과에 가장 근접하는 것으로 파악되었으므로, 이 값을 계산에 사용하였다. 소결체의 열전도도는 연소도 효과가 고려된 값이며, 시험 후 측정 결과 분석을 통하여 적절하게 예측된 간격을 온도와 변형 계산에 사용하였다. Fig. 7 에 계산한 연료 중심 온도를 측정값과 비교하였다. 그림에서 보이듯이 5 단계의 출력 단계를 따라 온도가 변화하고 있다.

출력 단계 중 1, 3, 5 번째 단계에 대한 조사 시험 연료봉의 피복관 길이 변화를 Fig. 8 에 나타내었다. 실제 시험에서는 출력 상승 초반부에 조기(Early) PCMI가 발생되므로, 이를 고려하기 위하여 예측한 길이 변화에 0.02 mm만큼 더하였다. 전체적으로 출력을 높이거나 유지할 때 피복관 길이 변화를 잘 예측하고 있음을 볼 수 있다. 3 번째 단계를 보다 자세히 살펴보면 출력 상승 초기에는 측정값에 비하여 계산이 3 배 정도 큰 값에서 길이 증가가 시작되고 있다. 이것은 실제 시험 중에는 낮은 출력 상태에서 소결체 간의 상호 작용 또는 미끄러짐(Slip) 등이 영향을 미쳤음을 의미한다. 5 번째 단계에서는 예측값이 측정값보다 낮는데, 이 연료의 핵분열 가스 방출 온도가 약 1200 °C임을 고려하면 기체 팽윤의 영향으로 해석 할 수 있다. Fig. 9 는 단계 1 에서 출력을 낮추기 시작할 때의 연료봉내 Mises 응력 분포로 피복재에 최대 275 MPa의 응력이 발생한다. 평균 응력은 피복재에서 233 MPa으로, 소결체 평편부 아래는 34 MPa으로 계산되었다.

연료봉 출력에 따른 길이 변화를 Fig. 10 에 나타내었는데, 출력 변화에 대한 피복관의 길이 변화는 시험 중 측정된 값과 유사한 경향을 보이고 있다. 출력 상승 초반에 관찰되는 차이는 측정값은 단계 3 에 해당되고 예측값은 단계 1 에 해당되므로 연소에 따른 소결체 팽윤의 차이 때문이며 추가로 조기 PCMI 발생으로 인한 결과로 판단된다. 출력이 상승할 때는 두 값이 거의 동일한 기울기로 증가하며, 출력을 유지할 때 발생하는 완화 정도도 유사하다. 하지만 출력을 감소시킨 후 낮은 출력에서 유지할 때에는 실제로는 열팽창에 의한 길이 증가보다 낮은 값에서 머무르지만 현재의 계산 모델에서는 이를 고려할 수 없다.

## 5. 결론

고연소도까지 핵연료 거동을 효과적으로 분석할 수 있는 성능해석 코드 확보에 필요한 소결체-피복관 기계적 상호 작용(PCMI) 모델링을 위하여 유한요소 해석을 수행하였다. PCMI 중에 소결체와 피복관이 겪게 되는 금속학적 변화, 접촉, 상호 작용을 유한요소 모델로 나타내었고, ABAQUS 유한요소 해석 코드와 연계를 위한 PCMI 분석용 스크립트 프로그램을 개발하였다. 유한요소 모델은 여러 가지 조건에서 마찰계수, 접촉력, 크립 속도의 영향을 적절하게 예측하였다. 소결체와 피복관 사이의 마찰계수가 증가할수록 축방향 길이 증가가 컸으나 완화되는 정도는 비슷하였다. 연구로에서 측정된 값과 PCMI 계산값을 비교한 결과, 출력을 증가하거나 유지할 때에는 중심온도와 피복관 길이 증가 및 완화를 비교적 잘 예측하였지만, 출력 유지 시험 후 낮은 출력에서 머무를 때의 피복관 길이 변화 예측에서는 현재 계산 모델이 한계를 나타



내었다. 앞으로 접촉 모델 개선, 경계 조건 추가 분석, PCMI 프로그램 향상, 더 많은 연소 자료를 이용한 검증 등의 추가 연구가 요구된다.

## 감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 연구개발 사업의 일환으로 수행되었음.

## 참 고 문 헌

1. T. Nakamura et. al., NSRR RIA Tests on PWR, BWR and MOX Fuels, Fuel Safety Research Specialists' Meeting, Japan, March 4-5, 2002.
2. K. Ito et. al., A Comparison of FEMAX-III Code Calculations with Irradiation Experiments, Res Mechanica, Vol. 2, 1981, p109-121.
3. S. Bourreau et. al., Ramp Testing of PWR Fuel and Multi-Dimensional Finite Element Modeling of PCMI, International Topical Meeting on LWR Fuel Performance, USA, April 10-13, 2000.
4. Y.H. Koo, B. H. Lee, D. S. Sohn, COSMOS: A Computer Code to Analyze LWR UO<sub>2</sub> and MOX Fuel up to High Burnup, Annals of Nuclear Energy, Vol. 26, 1999, p47-67
5. M. Ichikawa, Fuel Performance Evaluation and Modelling, OECD-HRP Summer School, August 28-September, 2001.
6. M. Ichikawa, K. Yanagisawa, M. Fujita, Study of LWR Behavior by Well Characterized Tests, LWR Extended Burnup – Fuel Performance and Utilization, USA, April 4-8, 1982.
7. MATPRO-09, A Handbook of Materials Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior, USNRC NUREG-1005, 1976.
8. J. Brochard et. al., Nonlinear Finite Element Studies of the Pellet-Cladding Mechanical Interaction in a PWR Fuel, SMiRT14, CW/4, France, August 17-22, 1997.
9. M. Suzuki, Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-V(Ver.1), JAERI-Data/Code 2000-030, September 2000.
10. D.R. Olander, Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements, TID-26711-P1, US-DOE, 1976.
11. M. Limbäck, T. Anderson, A Model for Analysis of the Effect of Final Annealing on the In-reactor and Out-of-Reactor Creep Behavior of Zircaloy Cladding, Zirconium in the Nuclear Industry: Eleventh International Symposium, ASTM STP 1295, p448-468, 1996.
12. A.M. Ross, R.L. Stoute, Heat Transfer Coefficient between UO<sub>2</sub> and Zircaloy-2, CRFD-1075, 1962.
13. ABAQUS Standard and CAE Version 6.2 Manual, 2001.
14. <http://www.python.org>
15. M. Nakatsuka, Measurement of the Coefficient of Friction between UO<sub>2</sub> and Cladding Tube, Journal of Nuclear Materials, Vol. 96, 1981, p205-207.

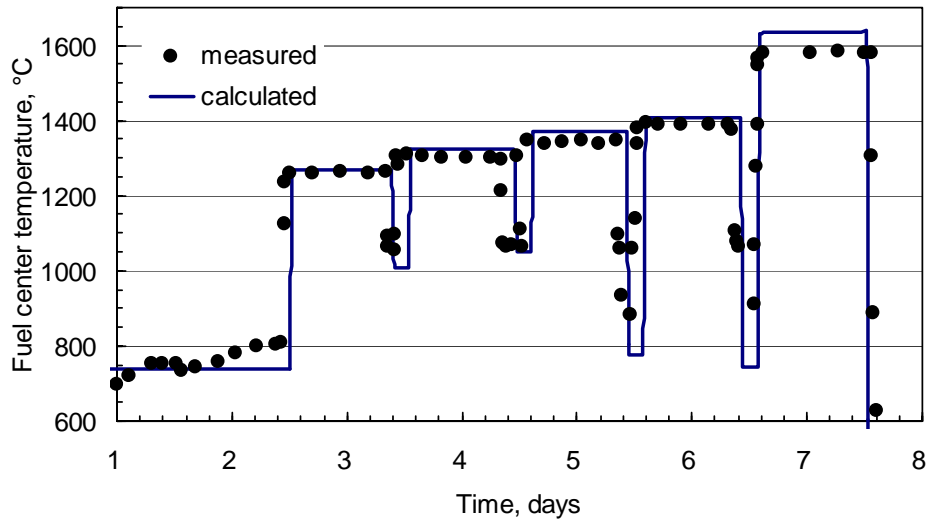


Fig. 7. Calculation of fuel center temperature during power changes.

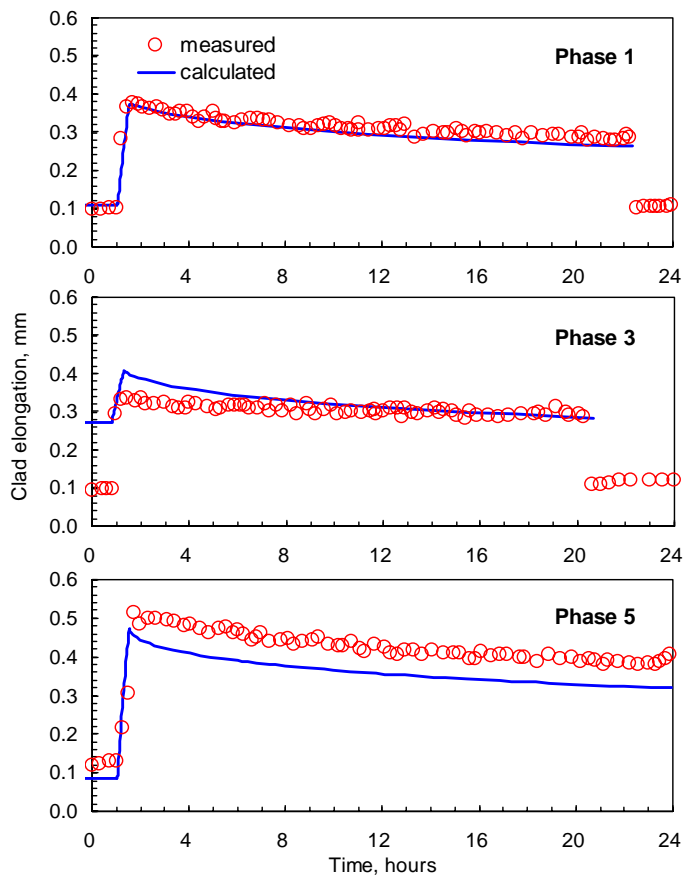


Fig. 8. Variation of clad elongation during power transient.

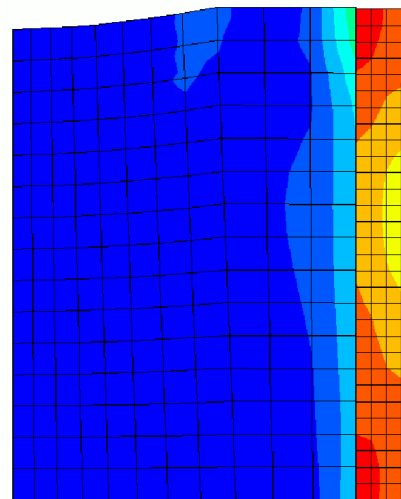
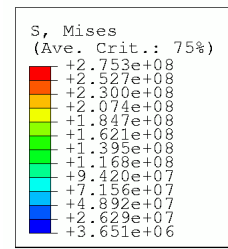


Fig. 9. Mises stress(unit, Pa) distribution at the end of Phase 1.

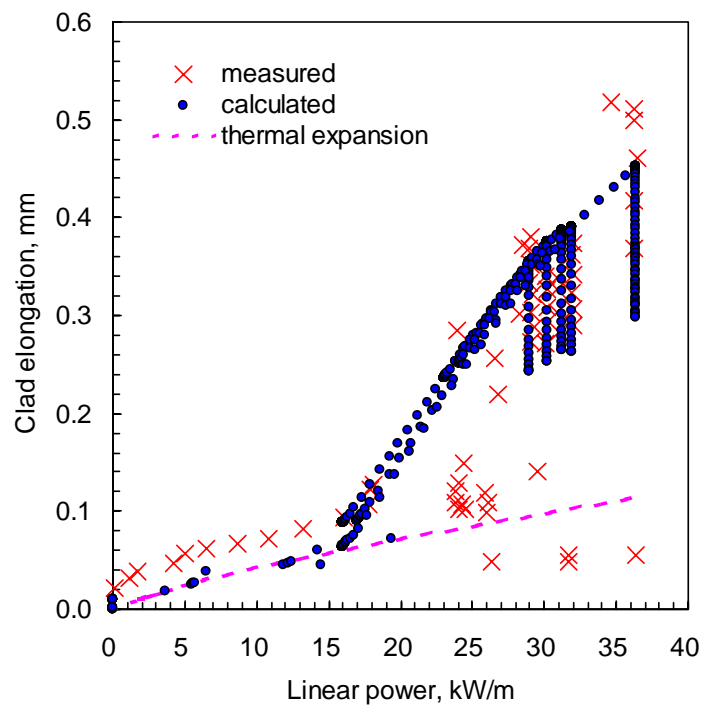


Fig. 10. Clad elongation versus linear power.