‘2000춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

온도와 조사량에 따른 HT-9 핵연료봉 변형분석

Deformation Analysis on HT-9 Fuel Rod According to the Variations of Temperature and Neutron Flux

황완, 이병운, 김경군, 김영일, 김영진
한국원자력연구소
대전시 유성구 덕진동 150

요 약

액체금속로 핵연료봉은 높은 온도와 중성자속 조건에서 연소된다. 핵연료봉 변형에 영향을 미치는 인자으로는 핵분열생성기체 방출, 봉내 플레넘의 압력증가, 연료심/피복관 기계적 상호작용(FCMI), 고온 고압하에서 장기간 유지할 때 나타나는 피복관 재료의 크리프 현상 등을 들 수 있다. 이중에서 가장 중요한 거동변수 중 하나는 연료봉내 플레넘의 압력증가에 기인된 피복관의 크리프 현상이다. 여기서는 HT-9 및 HT-9M 피복관의 노내 조사 및 열적 크리프특성을 분석하고, 이러한 특성을 모델링하였다. 이 모델링 결과를 MACSIS 코드에 설치한 후 KALIMER 핵연료봉의 노내 운전온도, 중성자속 및 연소도에 따른 피복관 크리프변형특성을 분석하였다. 정상운전조건하에서 열에 의한 크맆은 조사 크리프에 비하여 연소도와는 거의 무관할 정도로 낮은 크맆율을 보였다. 그러나 조사 크리프는 연소도 증가에 따라 계속 증가되며, 고연소도에서 조사 크리프가 중요한 것으로 나타났다.

Abstract

LMR fuel rod is irradiated under the high neutron flux and temperature operation conditions. The parameters affected on fuel rod deformation are fission gas release, rod pressure build-up, FCMI, and cladding creep on at the high pressure and temperature under long term operation condition. One of the most important factors among these parameters is cladding creep phenomenon due to gas pressure build-up within the fuel rod. In-reactor thermal and irradiation creep characteristics for HT9 and HT9M were analyzed, and these characteristics were modeled for MACSIS in this study. The results were installed into MACSIS-MOD1 code, and the creep deformation for KALIMER fuel rod were evaluated by the MACSIS-MOD1. It appears that the thermal creep under normal operation condition showed a lower creep rate which is not a function of burnup comparing with irradiation creep. However, the irradiation creep is continually increased with burnup, and it is very important performance parameter at high burnup.

1. 개론

액체금속로 연료봉은 높은 온도와 중성자속 조건에서 연소되며, 연료피복관 변형에 영향을 미치는 요인으로는 핵분열생성기체방출에 의한 플레넘의 압력증가, 핵연료 팽윤에 의한 연료/피복관 기계적 상호작용(FCMI), 고온 고압하에서 장기간 유지할 때 나타나는 피복관 재료의 크리프 현상, 중성자 조사에 의한 피복관 재료의 팽윤 등을 들 수 있다[1,2]. 노내 핵연료봉이 연소됨에 따른 열적 조사적 환경에서 일어나는 피복관의 변형의 요인들은 핵연료심의 조사거동특성 및 피복관 자체의 변형거동 특성에 의한 원인으로 구별해 볼 수 있다. 즉, 핵연료심의 조사거동특성에 의한 요인으로는 핵분열생성기체 축적/방출, 연료심 팽윤, 연료심과 피복관의 FCMI를 들 수 있으며 그 나머지 요인들은 피복재의 조사 및 열적 특성이라고 할 수 있다. HT-9피복관의 경우, SS강에 비해 훨씬 낮은 팽윤특성, 570℃ 이하에서의 고강도특성, 및 고온에서의 크리프 저항성 저하특성 등을 갖고 있다[3]. 또한 연료봉의 설계 인자에 따라 피복관의 변형은 달리 나타날 수 있으며 그 주요 인자로는 희석밀도, 플레넘의 크기 등이 있다.

현재까지 보고된 미국 EBR-II 의 조사시험결과[4]를 근거로 하면, 75%내외의 희석밀도를 갖는 금속연료봉의 경우, 핵연료봉의 주요 손상인자는 플레넘 압력만에 의한 피복관의 크리프 현상으로 나타났다. 따라서 연료피복관 크리프특성분석과 크리프에 의한 변형량 예측은 매우 중요하다. 여기서는 HT-9 및 HT-9M 피복관에 대한 액체금속로의 노내 조사 및 열적 크리프특성을 분석하고, 이러한 특성을 모델링하여 MACSIS[5] 코드에 설치한 후 KALIMER 핵연료봉의 노내 운전온도, 중성자속 및 연소도에 따른 피복관 크리프변형특성을 분석하였다.

2. HT-9 및 HT-9M 피복관의 크리프특성

HT-9 강은 조사 팽윤저항성이 우수한 특성을 가지고 있는 페라이트/마텐사이트 스테인레스 강이다. HT-9 강은 Cr함량을 11.5 wt%, HT-9M 강은 Cr함량을 10 wt%로 한 페라이트 미세구조에 카바이드를 추가한 미세구조을 갖고 있다[3].

노내 크리프의 유발원인은 조사효과에 의한 조사 크리프(irradiation creep)와 0.5Tm(융점) 이상의 고온에서 나타나는 열적 크리프(thermal creep)로 구별할 수 있으며 실제 노내에서는 이들간의 복합적 효과에 의해 변형이 발생된다. 참고문헌 [6,7]을 분석하면 HT9강의 크리프 특성은 다음과 같이 요약된다.

① HT-9의 경우, 540℃ 이하에서 크리프 변형은 응력의 응력지수승(1 2)에 비례하는데, 온도증가에 따른 크리프 변형 증가는 민감하게 나타나지 않는다. 그러나 570℃ 이상에서는 온도에 따른 크리프 증가가 매우 크게 나타난다. 따라서 570℃ 이상에서는 열적 크리프가 활성화됨을 알 수 있다. HT-9의 크리프 변형을 20% 냉간가공한 316강과 비교해 보면, 약 570℃ 이하에서는 316강에 비해 크리프 저항성이 월등히 좋으며, 약 600℃ 정도까지도 316강보다 크리프 저항성이 좋게 나타나나 650℃ 이상이 되면 HT9강은 응력지수가 3-7 정도까지 커져서 응력이 40 MPa 이상에서는 316강보다 훨씬 큰 변형, 즉 급격한 크리프 저항성의 약화를 나타낸다.

② HT-9M의 경우, 600℃ 이상의 고온영역에서 HT-9보다 크맆 저항성이 큰 것으로 알려져 있으며, 그 외 특성은 HT-9과 유사하다.

③ 조사 크리프의 경우, 조사량에 선형적으로 비례하여 증가한다.

Puigh[7]는 상기의 페라이트강에 대한 실험결과를 근거로 하여 다음과 같은 간단한 노내 크리프 모델을 제안하였다. 즉,

$$\varepsilon_e = B_e \phi t \sigma_e^n \quad \text{---} \quad (1)$$

여기서 ε_e는 유효 크리프 변형(effective creep strain, %), ϕt는 고속 중성자 조사량 (10^{22}n/cm^2), σ_e는 유효 응력(MPa), n은 응력지수, B_e는 크리프 계수로서 온도의 함수이다. (1)식의 적용범위는 온도영역이 400℃ - 500℃ 사이이다.

HT9강 재료의 크리프 현상은 일정한 온도 및 압력하에서 시간의 함수로 나타낼 수 있다. 일반적으로 시간에 따라서 3단계의 크리프 과정이 존재하며, 크리프는 보통 재료의 소성변형만을 고려하므로 응력이 처음 가해졌을 때 생기는 순간변형(instantaneous strain)은 탄성변형이므로 이는 고려사항이 아니다. 초기에 나타나는 제1단계 크리프(primary creep)에서는 변형률이 감소하며, 제 2단계의 정상상태 크리프에서는 일정한 변형률을 유지하고, 제3단계 크리프에서는 변형률이 급격히 증가하여 파괴(rupture)에 이르게 된다.

일반적으로 재료는 그 수명의 대부분을 정상상태단계에서 보내기 때문에 이 영역에서의 크리프율이 구조물의 수명을 결정하는데 있어서 지배적인 역할을 한다. 따라서 일반적으로 피복관의 열적 크리프를 예측할 때는 정상상태 크리프만을 고려한다.

2.1 Amodeo과 Lovell 조사 및 열적 크리프 모델

Amodeo[8]과 Lovell[9]에 의한 HT9강에 대한 조사 및 열적 크리프에 대한 정상상태 크리프율은 다음과 같다.

HT9강에 대한 열적 크리프에 대한 정상상태 크리프율은 다음과 같이 나타낼 수 있다[8].

$$\dot{\varepsilon}_t\ (\%/hr) = \frac{A}{kT}(\sigma - \sigma_0)^3 \exp\left(-\frac{Q}{kT}\right) \quad \text{----------------------} \quad (2)$$

여기서 $A = 7.385\times10^{-3}$, Q=1.23eV, σ_0 =-0.2185T+198.178, $k=8.63\times10^{-5}$eV/K, 온도 T는 K, 응력은 ksi 단위이다. (2)식의 적용범위는 온도가 500℃-600℃, 응력은 12.5ksi - 50ksi 이다.

일반적으로 재료의 조사 크리프는 중성자 조사 뿐만 아니라 재료의 팽윤에 의해서도 크리프가 발생하며 따라서 HT9강의 조사 크리프는 다음과 같이 나타낼 수 있다[10].

$$\varepsilon_{irr} = B\sigma_e^n \phi t + DS_0\sigma_e \quad \text{-------------------------------------} \quad (3)$$

여기서 ε_{irr}은 조사에 의한 유효 크리프 변형(effective creep strain, %),

ϕt는 고속 중성자 조사량(10^{22}n/cm^2),

σ_e는 유효 응력(MPa),

n은 응력지수,

B는 조사유발 크리프 계수,
D는 팽윤기인 크리프 계수(swelling enhanced creep coefficient),
S_0는 선형 팽윤량(%)이며,
$B = -2.9 + 9.5 \times 10^{-3} T \ (10^{-26} MPa^{-1.3} cm^2/n)$, $D = 6.1 (10^{-6} MPa^{-1})$,
n은 1.3이다.

HT9강의 총 크리프 변형량 ε_{tot}는 조사 크리프와 열적 크리프의 합으로 나타낼 수 있으며 (3)식과 (2)식으로부터 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\varepsilon_{tot} = B\sigma_e^n \phi t + DS_0\sigma_e + \int_0^t \frac{A}{kT}(\sigma - \sigma_0)^3 \exp\left(-\frac{Q}{kT}\right) dt \quad \text{-------------} \quad (4)$$

따라서 일반적인 HT9강의 크맆 변형량은 4)식에 의해 계산이 가능하나, 적용 온도 및 응력범위의 제한으로, 노내 가동조건을 적용하기는 어렵다.

2.2 MACSIS HT9 크리프 모델 [ref 11: MACSIS 매뉴얼 사용할것]

MACSIS 코드내에 사용되는 HT9재료에 대한 노내 크맆 방정식, $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_I + \dot{\varepsilon}_T$에서 $\dot{\varepsilon}_I$ $\dot{\varepsilon}_T$ 항은 각각 조사에 의한 크맆과 열적 크리프율을 나타낸다. 이 방정식은 일정한 온도와 응력을 가정하며, 다음의 조건에 유효하다.

- 온도 범위 : 350 ℃ ~ 750 ℃
- 응력 범위 : 0 ~ 250 Mpa
- 중성자 플럭스 범위 : 0.5 ~ 5×10^{15} n/cm^2-s (E > 0.1 MeV)

크리프율식에서 각 항의 정의, 상수값들은 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_I + \dot{\varepsilon}_T \quad \text{--} \quad (5)$$

여기서

$$\dot{\varepsilon}_I = \left[B_o + A\exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)\right]\phi\bar{\sigma}^{1.3} \times 10^{-7} \quad \text{---------------------------} \quad (6)$$

그리고

$$\dot{\varepsilon}_T = \dot{\varepsilon}_{TP} + \dot{\varepsilon}_{TS} + \dot{\varepsilon}_{TT} \quad \text{---------------------------------------} \quad (7)$$

이다. 여기서

$$\dot{\varepsilon}_{TP} = \left[C_1\exp\left(-\frac{Q_1}{RT}\right)\bar{\sigma} + C_2\exp\left(-\frac{Q_2}{RT}\right)\bar{\sigma}^4 + C_3\exp\left(-\frac{Q_3}{RT}\right)\bar{\sigma}^{0.5}\right]C_4\exp(-C_4 t)$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TS} = C_5 \exp\left(-\frac{Q_4}{RT}\right)\bar{\sigma}^2 + C_6 \exp\left(-\frac{Q_5}{RT}\right)\bar{\sigma}^5$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TT} = 4C_7 \exp\left(-\frac{Q_6}{RT}\right)\bar{\sigma}^{10} t^3 .$$

이들 상관식 내의 각 항들의 정의는 다음과 같다.

$\bar{\sigma}$ = Effective stress, MPa

$\dot{\bar{\varepsilon}}$ = Total effective creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_I$ = Irradiation-induced effective creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_T$ = Thermal effective creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TP}$ = Thermal primary creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TS}$ = Thermal secondary creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TT}$ = Thermal tertiary creep strain rate, %/s

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TT}$ = t = Time in seconds

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{TT}$ = T = Temperature, K

Φ_t = Neutron fluence, 10^{22} n/cm^2 (E > 0.1 MeV)

Φ = Neutron flux, 10^{15} n/cm^2 s-1 (E > 0.1 MeV)

이들 식의 상수 값들은 다음과 같다.

R = 1.986 cal/oK mole (gas constant)

B_o = 1.83×10^{-4}

A = 2.59×10^{14}

Q = 73000

C_1 = 13.4	Q_1 = 15027
C_2 = 8.43×10^{-3}	Q_2 = 26451
C_3 = 4.08×10^{18}	Q_3 = 89167
C_4 = 1.6×10^{-6}	Q_4 = 83142
C_5 = 1.17×10^{9}	Q_5 = 108276
C_6 = 8.33×10^{9}	Q_6 = 282700
C_7 = 9.53×10^{21}	

3. HT-9피복관의 크리프특성 비교 및 분석

2장에서 기술된바와 같은 두 가지 조사 및 열적 크리프특성모형들이 설치된 MACSIS 코드를 사용하여 HT-9피복관의 크리프특성을 비교 분석하였다.

그림 1에는 냉각재 입력 온도에 따른 피복관의 열적 크립변형을 보여준다. 냉각재 입력 온도범위는 360 ℃에서 480 ℃이며, 각 입력 온도에서 연소도에 따른 HT-9 및 HT-9M 피복관의 열적 크리프특성변화를 보여준다. 냉각재 입력 온도가 증가함에 따라 열적 크리프가

HT-9 및 HT-9M 피복관 모두 다 증가하는 것으로 나타났다. 그러나 HT-9M 피복관의 열적 크리프 저항성이 HT-9 보다 상대적으로 큰 것으로 나타나, 열적 크리프현상 측면에서 HT-9M 피복관이 유리한 것으로 나타났다. 연소도 효과의 경우, 5 6 at% 연소도 까지는 열적 크리프이 약간 증가되나, 6 at% 연소도 이후에는 거의 변화가 없는 것으로 나타났다.

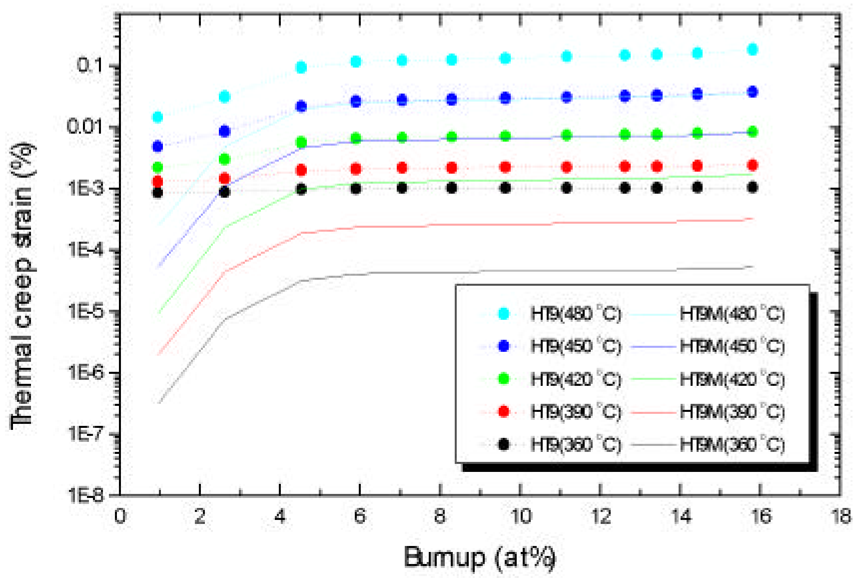

그림 1 입구온도변화에 따른 HT9 및 HT9M피복관의 열적크리프 변형

그림 2에는 첨두 속중성자속에 따른 피복관의 조사 크맆변형을 보여준다. 첨두 속중성자속이 2.5 4.5 x 10^{15} n/cm^2 · s(E >0.1MeV) 인 범위내에서, 각 속중성자속에서 연소도에 따른 HT-9 및 HT-9M 피복관의 조사 크리프특성변화를 보여준다.

각 속중성자속에서 연소도가 증가할수록 HT-9 및 HT-9M 피복관 모두 조사 크리프량은 증가되었다. 동일한 속중성자속에서 HT-9 및 HT-9M 피복관의 조사 크리프량은 별 차이가 없는 것으로 나타났다.

전술된바와 같이 노내에서 연료봉은 온도 및 조사의 영향으로 피복관의 크맆현상이 일어나며, 이 크맆현상은 피복관 변형에 중요한 영향을 미친다. 그림 3 은 연소도에 따라 열에 의한 크맆과 조사에 의한 최대 크맆의 변화경향 및 그 절대값들을 비교해 보여준다. 이 그림에서 나타난바와 같이 주어진 출력이력에 의한 피복관 중간온도(mid-wall temperature) 범위는 542 - 574 ℃ 였다. 따라서 열에 의한 크맆은 연소도와는 거의 무관할 정도로 낮은 크맆율을 보였다. 그러나 조사 크리프는 연소도 증가에 따라 증가되며, 그 절대값도 열적 크리프보다 훨씬 크다. 피복관 온도가 약 600 ℃ 이하의 경우에는 열적 크리프 현상은 미미하며, 고연소도에서 조사 크리프가 중요하다는 사실을 알 수 있다.

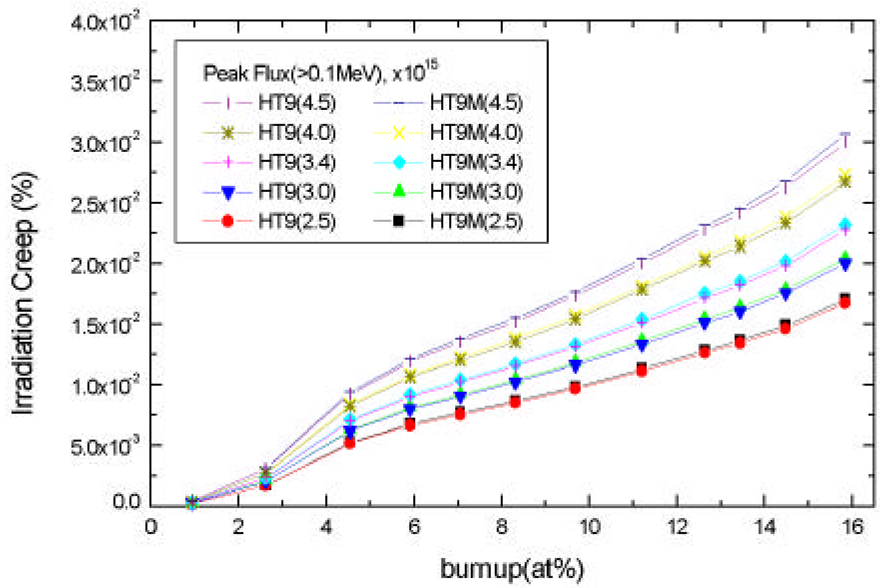

그림 2 HT9 **및** HT9M **피복재의 중성자속에 따른 조사크립량 비교**

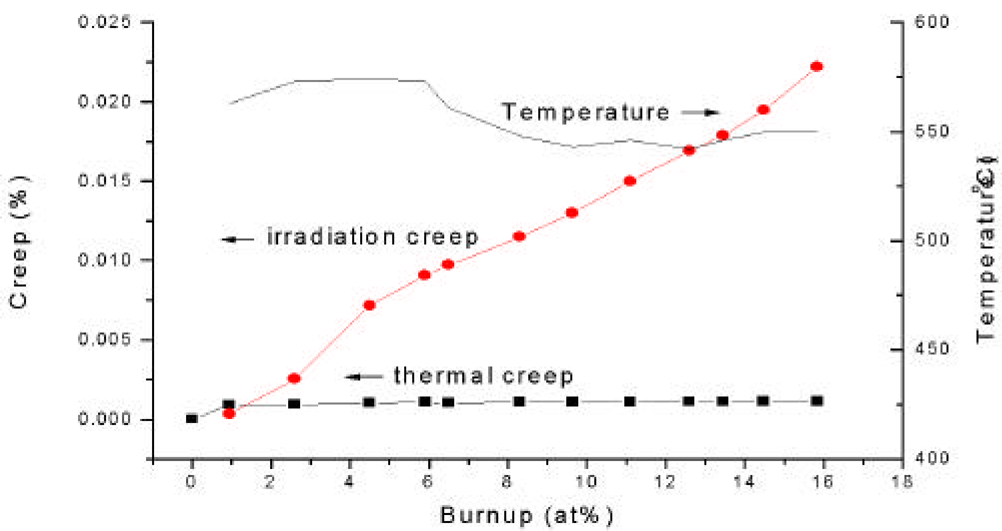

그림 3 **연소도에 따른 조사 및 열적 크리프 비교**

그림 4 **는 노내 조사후 측정된 핵연료봉 반경방향 변형자료 및 그 분포대 들**[12]**과 본 모델링 결과가 설치된** MACSIS OLD **및** MOD1**프로그램에 의해 각각 예측된 피복관 반경방

향 변형계산결과 들과의 비교를 보여준다. 두 코드 모두, 연소도 9.69 at% 이하에서는 핵연료봉의 반경방향 최대 변형이 0.13% 이하로서 매우 낮게 나타났지만, 10 at% 이상에서는 증가되어, 연소도 15.84 at% 에서 핵연료봉의 반경방향 최대 변형은 MACSIS OLD코드가 1.01%, MACSIS MOD1코드가 0.89%로 각각 예측하였다. MACSIS MOD1코드에 의해 예측된 직경변형은 기존의 OLD MACSIS에 의한 예측치들보다도 실험 자료의 절대치 및 경향과 보다 향상된 좋은 일치를 보였다.

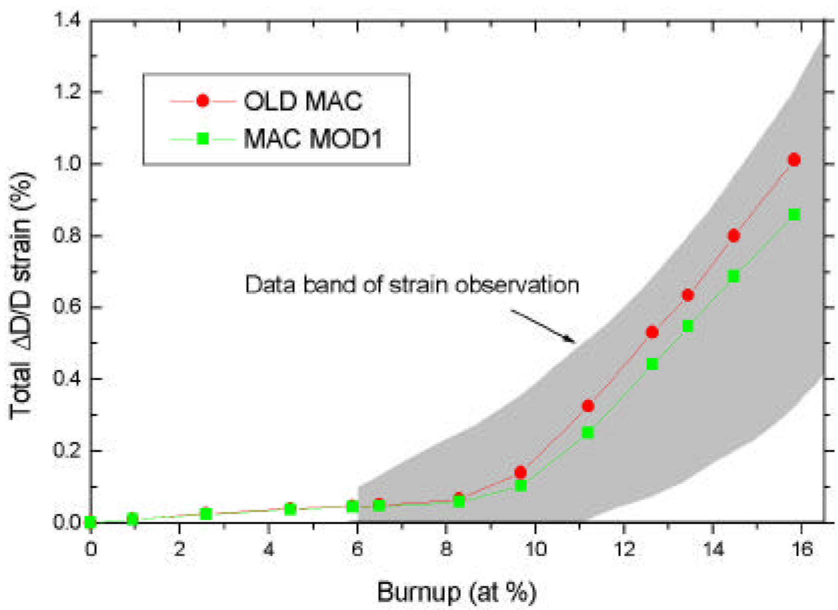

그림 4 연소도에 따른 MACSIS 예측치와 실험치와의 비교

4. 결론

HT-9 및 HT-9M 피복관에 대한 액체금속로의 노내 조사 및 열적 크리프특성을 분석하고, 이러한 특성을 모델링하여 MACSIS코드에 설치한 후 KALIMER 핵연료봉의 노내 운전온도, 중성자속 및 연소도에 따른 피복관 크리프변형특성을 분석하였다.

냉각재 온도가 증가함에 따라 열적 크리프이 HT-9 및 HT-9M 피복관 모두 다 증가하는 것으로 나타났다. 그러나 HT-9M 피복관의 열적 크리프 저항성이 HT-9 보다 상대적으로 큰 것으로 나타나, 열적 크리프현상 측면에서 HT-9M 피복관이 유리한 것으로 나타났다. 열적 크리프은 냉각재 입력온도에 민감하며, 정상운전조건하에서 6 at% 연소도 이후에는 열적 크리프에 의한 변형이 거의 변화가 없는 것으로 나타났다. 첨두 속중성자속이 2.5 4.5 x 10^{15} n/cm^2·s(E >0.1MeV) 인 범위내에서, 각 속중성자속에서 연소도가 증가할수록 HT-9 및 HT-9M 피복관 모두 조사 크리프량은 증가되었다. 동일한 속중성자속에서 HT-9 및 HT-9M 피복관의 조사 크리프량은 별 차이가 없는 것으로 나타났다. 열에 의한 크맆은 조사 크리프에 비하여 연소도와는 거의 무관할 정도로 낮은 크맆율을 보였다. 그러나 조사 크리프는 연소도 증가에 따라 계속 증가되며, 그 절대값도 열적 크리프보다 훨씬 크다. 피복관

온도가 약 600 ℃ 이하의 경우에는 열적 크리프 현상은 미미하며, 고연소도에서 조사 크리프가 중요한 것으로 나타났다.

MACSIS MOD1코드에 의해 예측된 직경변형은 기존의 OLD MACSIS에 의한 예측치들 보다도 실험 자료의 절대치 및 경향과 보다 향상된 좋은 일치를 보였다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력중장기 연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

1. W. Hwang, C.Nam, J.S.Yim, Y.C.Kim, and M. Cho, 5th International Conference on Nuclear Engineering, Nice France, May 26-30, 1997.
2. W. Hwang, Byoung O. Lee, and Young J. Kim, "Parametric Study on In-Reactor Behavior of Metallic Fuel Rod in LMR", Proceedings of the KNS Autumn Meeting, Seoul, October 1999.
3. 황 완 외 7인, “KALIMER 핵연료 타당성 평가”, KAERI/TR-907/97, 한국원자력연구소, 1997.
4. G. L. Hofman, R.G. Pahl, C.E. Lahm. and D.L. Porter, "Swelling Behavior of U-Pu-Zr Fuel", METALLURGICAL TRANSACTIONS A Vol. 21A, March 1990.
5. W. Hwang, C.Nam, Thak S. Byun, and Y.C.Kim, "MACSIS: A Metallic Fuel Performance Analysis Code for Simulating In-Reactor Behavior Under Steady State Conditions", NUCLEAR TECHNOLOGY Vol. 123, Aug. 1998.
6. R. J. Puigh and G. L. Wire, “In-Reactor Creep Behavior of Seleted Ferritic Alloys", Topical Con. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technology, Utah, 1983.
7. R. J. Puigh, "In-Reactor Creep of Selected Ferritic Alloys", Twelveth Int. Symposium, ASTM STP 870, 1985.
8. R. J. Amodeo and N. M. Ghoniem,“Constitutive Design Equations for Thermal Creep Deformation of HT-9", Journal of Nuclear Materials, 122&123 (1984) p91 - 95.
9. A. J. Lovell et al,“The Predicted Performance of the Ferritic/Martensitic Alloy HT9 Cladding in the FFTF Test of Advanced Oxide Fuel", AIME Topical Con. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technology, Utah, 1983.
10. A. J. Lovell et al, “The Predicted Performance of the Ferritic/Martensitic Alloy HT9 Cladding in the FFTF Test of Advanced Oxide Fuel", AIME Topical Con. on Ferritic Alloys for Use in Nuclear Energy Technology, Utah, 1983.
11. TR MACSIS 매뉴얼
12. A.M. YACOUT, S.SALVATORES, and Y. JORECHWA, “Degradation Analysis Estimates of the Time-to Failure Distribution of Irradiated Fuel Elements”, *Nucl. Techno.*, 113,177, 1996.