

KALIMER Breakeven 노심 구동 핵연료봉 성능 분석

A Performance Analysis on Driver Fuel Pin of KALIMER Breakeven Core

이동욱, 이병운, 권형문, 김영일

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

KALIMER Breakeven 노심의 설계개념에 따른 구동 연료봉의 노내 성능분석 및 개념 설계 타당성 검증은 MACSIS 코드를 통해 수행하였다. 그 결과 연소 전기간 동안 최대 연료심 표면 온도는 584.4°C로서 공정반응 기준 온도보다 훨씬 낮게 평가되었으며 최대 조사량은 $3.98 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 으로 예측되어 한계치($4.0 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$)에 다소 못미쳤고 변형량은 1.89%로서 예비 설계기준(3%)에 훨씬 못미쳐 연료봉 변형이 낮게 일어나는 것으로 평가되었다. 또한 11.27 at.% 연소도 달성 동안 봉내압은 역시 피복관 항복강도(50,170 psi)보다 훨씬 낮은 494 psi 로 평가되어 이에 의한 응력 또한 연료봉 변형에 미치는 영향이 미미한 것으로 나타났다. 따라서 개념설계 단계에서 도출된 구동 연료봉의 노내 건전성은 양호한 것으로 평가되었다.

Abstract

According to the conceptual design of KALIMER Breakeven core, performance analysis and feasibility study on driver fuel pin were performed with MACSIS code developed by KAERI. MACSIS evaluated fuel slug surface temperature was about 584.4°C, which is much lower than eutectic reaction temperature, and maximum fluence at discharge burnup was slightly lower than limit. And deformation of 1.89% at 11.27at.% burnup, which is lower than preliminary design criteria(3%) occurred during EFPD 1,395 days. Also, it was predicted that effect of plenum pressure(494 psi) for cladding deformation is not significant because of much lower than cladding yield strength. Therefore, it is evaluated that design parameters of driver fuel are appropriate for high burnup, although MACSIS code is updating for more realistic model.

I. 서 론

U-Zr 혹은 U-TRU-Zr 합금 연료는 1980년대초 미국 ANL에서 제안된 소형 모듈러 액체금속로의 핵연료로서 희석밀도를 약 75%로 낮추어서 핵연료심의 과대한 팽윤도 수용할 수 있게 하였고 핵연료심재와 피복관 사이에 소듐을 충전시켜 연료심과 피복관 사이의 갭열전도도를 크게 향상시켰을 뿐만 아니라, 연소가 진행됨에 따라 분당 소듐이 핵연료심내의 열린 기포에 침투되어 핵연료심 자체의 열전도도가 회복되도록 하였다. 이와 같이 설계된 삼원합금 연료는 다른 핵연료에 비해 노내 치수 안정성이 우수하여 노내 건전성, 고출력 능력, 안전성 및 핵적 특성 등에서 장점을 갖고 있는 것으로 밝혀졌다[1,2].

더욱이, 금속연료는 산화물 연료에 비해 핵분열성 물질의 밀도가 58% 가량 높아 조밀한 노심 구성이 가능하고 사고시에 부반응도 궤환 특성이 있어 경제성 및 고유안전성 있는 액체금속로를 가능케 한다. 따라서 최근 고속로용 연료의 하나로서 주목을 받고 있다. 현재 국내에서 개발중인 KALIMER의 노심에도 이 연료를 채택하고 있고 피복재 및 노심 구조재료는 HT-9강을 후보재료로 선정해 두고 있다. 이들 연료합금의 팽윤량은 다른 세라믹 연료에 비해서 크다고 알려져 있으며, 그 변형거동은 조사 거동해석의 중요한 항목의 하나가 되었다. 금속연료의 노내 운전 온도(T)는 전형적인 설계로는 $427^{\circ}\text{C}(700\text{K})\sim 927^{\circ}\text{C}(1200\text{K})$ ($T/T_m > 0.5$: T_m 은 용점)이며, 이와 같은 고온에서는 기체 팽윤과 더불어 크리프 변형이 중요해진다.

이에 따라 KALIMER 구동 연료봉 설계에는 노내에서 핵분열 반응에 의한 높은 열발생율에 기인된 광범위한 물리/화학적 현상, 열/기계적 거동 및 조사 거동 등을 통합적으로 고려해야 하는 복잡한 해석절차가 요구된다. KALIMER 구동 연료봉은 정상 운전시 효율적인 노내 성능 및 건전성을 유지하고 온도 및 방사선 조사에 의한 팽윤, 열팽창, 크리프, 축방향 팽창 등을 수용하도록 설계되어야 한다.

이러한 개념을 고려하여 KALIMER Breakeven 노심 및 구동 연료봉의 축방향 설계개념에 따라 구동 연료봉 개념설계 제원에 따른 노내 성능 및 건전성을 전산코드에 의하여 평가함으로써 KALIMER 구동 연료봉의 개념설계 제원의 타당성을 검증하였다.

II. MACSIS 코드와 입력자료

MACSIS[3]

MACSIS는 액체금속로 금속핵연료에 대해 주로 열적 성능, 팽윤 및 열팽창을 고려한 치수변화, 핵분열 기체 방출 등을 해석하기 위한 코드이고 LMR 핵연료 현상을 모사하는 여러 부프로그램으로 구성되어 있으며 일부는 EBR-II 조사시험 자료와 상관관계가 있는 경험적인 모델들이다. MACSIS의 계산과정을 개략적으로 살펴보면, 먼저 노내 거동해석을 위해 핵연료심은 반경방향으로 10개의 같은 폭의 링으로 분할하고 길이 방향으로 21까지 분할하여 계산한다. 시간 수는 10개까지 가능하다. 분할 후에 다음과 같은 순서로 계산을 진행해 나가게 된다.

- 냉각수 온도
- 피복관 온도

- 핵연료심 및 피복관 사이의 열전달계수
- 핵연료심 온도
- 성분원소 재분배
- 팽윤과 열팽창에 의한 치수변화
- 핵분열 기체 생성 및 방출

이러한 계산 절차를 개략적으로 그림 1에 나타내었다. MACSIS 코드의 입력과 출력은 British 단위를 사용하며, 코드 내부 계산에는 CGS 단위를 사용한다.

입력자료

KALIMER Breakeven 노심의 구동 연료봉의 개념설계 공칭 제원은 표 1에 나타나 있다[4]. 구동 연료봉의 외직경은 7.4mm이며 핵연료심 길이는 1,000mm, 총길이는 3,708.1mm이다. 노내 연소시 연료심으로부터 연료봉내 자유공간으로 방출되는 핵분열 생성기체를 수용하기 위한 실효 플레넘은 연료심 상부에 위치하며 그 길이는 1,315mm이다. 플레넘/연료심 부피비는 1.75이다.

그 외 주요 입력자료는 표 2에 요약되어 있다. 연소시점에 따른 연료봉의 축방향 출력 분포, 중성자속 분포 및 조사이력 등의 자료는 노심 핵자료 특성 분야에서 산출된 값을 사용하였다. Breakeven 노심 특성상 한 주기(465일) 만의 출력이력이 산출되어 노심 전 기간까지의 출력이력은 배치인자 1.2를 고려하여 산출하였다. 그리고 피복관과 냉각재 막 열전달계수는 FFTF 상관관계[5]를 이용하여 적용하였다. 이러한 구동 연료봉의 조사이력 및 출력이력은 그림 2와 그림 3에 나타나 있다.

III. 구동 연료봉 성능평가

온도 분포 및 관련 거동 특성 평가

그림 4 에는 Breakeven 노심 특성하에서 구동 연료봉의 축방향 첨두출력 지점에서의 반경방향 온도분포도를 보여준다. 그림은 그 연소도가 1.07 at.% 연소된 시점에서의 축방향 중간 첨두출력 지점에서의 결과이다. 연료심 표면과 중심부와의 온도차는 약 141℃ 였고 피복관 두께 중간부의 온도는 약 564℃ 이었다. 연료심 표면/중심부의 온도차 및 피복관 두께 중간부의 온도/냉각재 온도차는 선출력이 높아질수록 커지게 된다. 금속연료봉의 노내 건전성과 관련한 주요 관점중 하나는 공정반응이다. HT-9 피복관을 사용하는 연료봉의 경우 정상운전 조건하에서의 공정 반응 기준 온도는 700℃ 이다.[6] 공정반응이 일어나는 부위는 연료심과 피복관 내면 표면의 접촉면이다. 평가된 구동 연료봉 연료심 표면 온도는 584.4℃로서 공정반응 기준 온도보다 훨씬 낮았다.

그림 5 에는 구동 연료봉의 최대 출력을 내는 시점에서 축방향 온도 분포를 보여준다. 냉각재 입력온도 및 조사시간 구간을 동일하게 적용하였을 시 피복관 외면, 피복관 두께 중간부, 핵연료심 외면 온도는 상단 부위에서 가장 높게 나타 났지만 축방향 선출력이 중앙부위(500mm 지점)에서 가장 높다 하더라도 연료심 중심온도는 연료심 하단으로부터 700mm 지점에서 가장 높은 것으로 나타났다. 이것은 연료심의 높은 열전도도와 소듐 본

당에 기인한 연료심과 냉각재 사이의 강력한 열적 결합의 결과이다.

그림 6 는 최대 선출력을 내는 축방향 중간지점에서의 연소에 따른 핵연료심 표면 및 피복관 반경방향 온도분포도를 보여준다. HT-9 피복관의 경우 570°C 이상에서는 열적 크리프가 활성화 되며 650°C 이상이 되는 HT-9 강은 응력지수가 3-7 정도까지 커져서 급격한 크리프 저항성의 약화를 나타낸다[7]. 그림에서 나타난 바와 같이 냉각재 온도는 439~477°C 범위에 있고 피복관 외면 온도는 440~479°C, 그리고 피복관 두께 중간부 온도는 연소 전기간 동안 450~496°C 범위 였는데 HT-9 피복관의 경우 570°C 까지의 온도 영역에서는 강도가 매우 커서 극단적으로 큰 내압을 제외하고는 연료봉 내압증가에 의한 크리프 현상은 미미하다. 연료봉 내압 계산 결과에 의하면 연소말기에 494 psi로 나타나 이 정도의 내압에 의한 응력에서는 HT-9 (항복강도 50,170 psi) 피복관의 변형은 매우 낮게 일어난다. 또한 연료심 표면 및 피복관 반경방향 온도분포 경향에 의하여 피복관 외부와 내부의 온도 차이는 선출력이 증가할수록 커지는 것을 알 수 있다.

피복관 중성자 조사량과 팽윤

미국 ANL의 조사시험 결과, HT-9강은 $3.7 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 의 조사량까지도 전혀 팽윤을 나타내지 않았다고 보고되었다. 또한 19.9 at.% 까지 연소된 금속 연료봉에서 과대팽윤이 관찰되지 않은 점으로 볼 때 HT-9 강의 조사량 한계치를 $4.0 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 로 설정하는 것이 타당하다[8]. 하지만 $3.7 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 이상 일 경우 노내 검증자료가 없으므로, 피복관 재료 자체 팽윤 한계 관점에서 속중성자속과의 한계에 대한 실험적 구멍이 필요하다.

그림 7 에서 보듯이 구동 연료봉의 침투 중성자속 $3.01 \times 10^{15} \text{n/cm}^2$ 에 대한 계산 결과에 의하면 축방향 침투 중성자속 위치인 중간구간(5개의 노드중 3번째)가 연소말기에 $3.98 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 에 도달하는 것으로 나타나 조사량 한계치에 근접하였지만 실제 연소상황에서는 연소말기에 현재 결과보다 더 낮아질 것으로 판단된다.

피복관 변형에 의한 파손의 주 원인은 내부 압력증가에 의한 응력증가로 일어나는 과대한 변형이다. HT-9 피복관 자체의 팽윤은 커지면 냉각수로를 축소시키지만 이 팽윤 자체가 피복관 파손을 초래하지는 않는다. 그림 8 에서 보듯이 구동 연료봉의 경우 HT-9 강의 연소말 조사량까지 일어난 팽윤은 1.76% 로 나타났고 이 현상이 전체 변형에 미치는 영향이 지배적이고 이 결과는 변형기준 3% 보다 낮아 변형이 낮게 일어나는 것으로 나타났다.

핵분열 생성기체 방출 및 봉내압

금속연료는 노내 연소시 핵분열 생성기체의 방출율이 높아 고연소도에서 연료봉 내압에 의한 피복관 크리프 변형이 중요한 노내 거동 변수이다. 구동 연료봉의 경우 첫 주기의 출력이 상당히 높고 주기가 진행되면서 출력이 감소하는 이력을 갖는다. 핵분열 생성기체 방출 모델은 본 연구팀에서 개발된 semi-empirical 모델을 사용하였다.

그림 9 에는 구동 연료봉의 연소에 따른 핵분열 생성기체 방출율 및 핵연료봉 내압 증가를 보여준다. 연소도에 따른 핵분열 생성기체 방출율은 기존의 금속핵연료에 대한 것과 비슷한 경향을 보이며 연소말 60.4%를 보였다. 연소말기에서의 플레넘 압력은 494 psi

로 계산 되었고 이 정도의 내압에 의한 응력에서는 변형이 매우 낮게 일어난다. 이는 HT-9 피복관의 항복강도가 50,170 psi 로 높기 때문이다. 따라서 이러한 결과는 구동 연료봉의 노내 건전성이 양호하다는 것을 보여준다.

핵연료봉 변형

액체금속로 연료봉의 피복관 변형에 영향을 미치는 요인으로는 핵분열기체 방출에 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. 이러한 피복관 변형의 요인들은 핵연료 특성 및 피복관 자체의 변형 특성에 의한 원인으로 구별해 볼 수 있다. 연료봉의 설계 인자에 따라 피복관의 변형은 달리 나타날 수 있으며 그 주요 인자로는 희석밀도, 플레넘의 크기 등이 있다.

75% 내외의 희석밀도를 갖는 핵연료봉의 경우 높은 연소도에서 실제로 관찰된 피복관 변형은 작게 나타났으며, 관찰된 피복관 변형의 원인으로서는 플레넘 압력 증가에 의한 응력에 기인한 크리프 현상에 의한 것으로 밝혀졌고 저 연소도에서는 조사와 온도에 기인하여 발생하는 팽윤이 핵연료봉 변형의 주된 인자인 것으로 알려져 있다[9].

입력된 침투 중성자속 및 냉각재 입구온도는 현재의 Breakeven 노심 개념 설계자료인 $3.01 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2$ 과 386.2°C 를 적용하였다. 그림 10 에서 보여주듯이 유효 전 출력일수가 1,395일 일 때 축방향 중간부위 지점에서의 피복관 두께 중간 온도는 450°C 였고 연소도는 11.27 at.% 이었으며 그 때의 연료봉 전체 변형($\Delta D/D$)은 1.89% 였다. HT-9 강은 540°C 이하에서 크리프 변형은 응력지수승(1~2)에 비례하는데 온도증가에 따른 크리프 변형증가는 민감하게 나타나지 않는다. 피복관 중간온도 범위가 열적 크리프가 활발하게 일어나는 온도보다 낮은 범위에 있어 연소도에 따라 열적 크리프 변형은 거의 변화가 없는 것으로 나타난 반면 중성자 조사 뿐만아니라 재료의 팽윤에 의해 발생하는 조사 크리프가 조사량이 증가함에 따라 열적크리프보다 더 크게 발생한 것으로 나타났지만 피복관 재료 자체의 팽윤량에 비해 현저히 적은 것으로 평가되었다. 결국 팽윤이 전체 변형량에 결정적인 영향을 미치는 것으로 나타났다. 하지만 이 전체 변형량은 변형한계에 관한 설계기준 3% 이내 조건을 만족하고 있어 전 연소기간 동안 연료봉의 건전성은 양호한 것으로 나타났다.

IV. 결론

KALIMER Breakeven 노심의 설계개념에 따른 구동 연료봉의 노내 성능분석 및 개념 설계 타당성 검증을 MACSIS 코드를 통해 수행하였다. 이에 따른 주요한 결과는 다음과 같이 요약된다.

- ▶ 연료심 표면/중심부와의 온도차, 피복관 두께 중간부 온도차는 선출력이 높아질 수록 커진다.
- ▶ 축방향 침투선출력 지점에서의 피복관 두께 중간온도는 피복재 공정반응 온도에

훨씬 못 미쳤고 평가된 구동 연료봉 연료심 표면 온도는 584.4°C로서 공정반응 기준 온도보다 훨씬 낮았다.

- ▶ 구동 연료봉의 방출 연소도내에서 조사량 한계치 $4.0 \times 10^{23} \text{n/cm}^2$ 에 다소 못 미치는 것으로 나타났다.
- ▶ 핵분열 생성기체 방출율은 양호하였고 봉내압력은 피복관 항복응력보다 훨씬 낮은 것으로 나타났다.
- ▶ 유효 전출력일수가 1,395일 일 때 구동 연료봉의 연소도는 11.27 at.% 이었고 그 때의 연료봉 최대 변형은 1.89% 인 것으로 나타났다.

위 결과에 따라, 공정반응과 고온 크리프 강도 등을 예측하는 모델들이 제대로 반영되지 않았지만 현재 KALIMER 구동 연료봉 개념 설계 제원은 공정반응 온도나 조사량 및 변형량 한계에 관한 예비 설계기준을 만족하고 있는 것으로 평가되었다. 하지만 추후 MACSIS 코드에 공정반응과 고온 크리프 강도를 보완하여 좀더 정확한 평가를 해야될 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력중장기 연구개발사업의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

- [1] R.G. Pahl, C.E. Lahm, D.L. Porter, G.L. Batte and G.L. Hofman. "Irradiation Performance of Metallic Fuels", Transactions of the ANS, Vol. 60, TRANSAO 60 1-792, November 26-30, 1989.
- [2] Leon C. Walters, B.R. Seidel and J. Howard Kittel, "Performance of Metallic Fuels and Blankets in Liquid Metal Fast Breeder Reactors", Nuclear Technology Vol. 65, p179~231, May 1984.
- [3] Woan Hwang et. al., "MAXSIS: A Metallic Fuel Performance Analysis Code for Simulating In-Reactor Behavior under Steady-State Conditions", Nuclear Technology Vol. 123, p130~141, August 1998.
- [4] 김영일 외, "액체금속로 노심설계 기술개발", KAERI/RR-2218/2001, May 2002.
- [5] 김영균, "Breakeven 노심 핵연료 집합체 설계 및 해석을 위한 열수력 데이터", IOC-CD-002-2001, Jan. 2001.
- [6] 황완 외, "KALIMER 금속핵연료 설계기준 예비평가", KAERI/TR-1216/99, Feb. 1999.
- [7] 황완 외, "KALIMER 핵연료 타당성 평가", KAERI/TR-907/97, Aug. 1997.
- [8] A.L. Pinter et. al., ANS 1993 Winter Meeting, San Francisco, 1993.
- [9] G.L. Hofman, L.C. Walters, and T.H. Bauer, "Metallic Fast Reactor Fuels", Proc. Nucl. Energy, 31, 83(1997).

1 KALIMER Breakeven

PIN DATA	
Fuel Slug	U-TRU-10wt%Zr
Fuel Slug Diameter (mm)	5.46
Fuel Slug Density(TD,g/cm3)	17.5
Enrichment of Fuel	Depleted U
Smearred Density (%)	75
Pin P/D Ratio	1.203
Cladding Material	HT9
Pin Outer Diameter (mm)	7.4
Integrated Gap Between Fuel and Clad (mm)	0.84
Pin Inner Diameter(mm)	6.3
Cladding Thickness (mm)	0.55
Pin Overall Length (mm)	3708.1
Upper End Plug (mm)	25.50
Lower End Plug and Shielding (mm)	1117.60
Upper Gas Plenum Length (mm)	1565.00
Sodium Filler Height (mm)	250.00
Net Gas Plenum Length (mm)	1315.00
Fuel Slug Length (mm)	1000.00
Net Plenum Volume (cm3)	122.9
Fill Gas Pressure (psi)	14.7
Fill Gas	He
Pin Pitch (mm)	8.9
Plenum to Fuel Volume Ratio	1.75
Wire Wrap Diameter (mm)	1.4
Bond Material	Na

표 2. MACSIS 입력자료 : Driver Fuel Pin

DESCRIPTION	NAME	VALUE
ACTIVE FUEL COLUMN LENGTH	FLEN	3.9370E+01 IN
FUEL DIAMETER	FD	2.1496E-01 IN
PIN DIAMETER	DP	2.9134E-01 IN
CLADDING THICKNESS	CT	2.1653E-02 IN
MAXIMUM PIN HEATING RATE	PM	9.8000E+00 KW/FT
COOLANT MASS FLOW RATE	CMF	1.0250E+03 LB/HR
FILM COEFFICIENT	HF	6.9042E+03 BTU/FT**2-DEG F-HR
GAP COEFFICIENT	HG	1.0000E+04 BTU/FT**2-DEG F-HR
INLET COOLANT TEMPERATURE	TI	7.2716E+02 DEG F
FUEL THEORETICAL DENSITY	TD	1.7500E+01 GM/CC
** FRACTION OF METAL WHICH IS PLUTONIUM	PU	2.9120E-01
** FRACTION OF PU METAL WHICH IS PU239	PU239	2.1150E-01
** FRACTION OF U METAL WHICH IS U235	U235	1.9900E-03
FRACTION OF FUEL METAL WHICH IS ZIRCONIUM	ZR	1.0000E-01
NUMBER OF AXIAL SEGMENTS	SEGNUM	5.0000E+00
** PEAK BURNUP	PBU	0.0000E+00 MWD/MTM
** OPERATING TIME-EFFECTIVE FULL POWER DAYS	EFPD	1.3950E+03 DAYS
** NUMBER OF CALCULATIONS/PRINTOUTS	STEPS	-1.5000E+01
EFFECTIVE PLENUM LENGTH	EPL	5.1800E+01 IN
PEAK FLUX (ENERGY > .1 MEV)	PFLUX	3.7380E+15 NEUT/CM**2-SEC
** CLADDING MATERIAL	TMSWC	5.5000E+01
EXTERNAL PRESSURE	EXTERP	3.5000E+01 PSIG
COOLANT SPECIFIC HEAT	CP	3.0620E-01 BTU/LB-DEG F
COEF LINEAR EXPANSION - INTERCEPT	ALPHA0	9.1944E-06 IN/IN-DEG F
COEF LINEAR EXPANSION - SLOPE	ALPHAS	1.1358E-09 IN/IN-(DEG F)**2
YOUNGS MODULUS - INTERCEPT	YMOD0	.0800E+07 LB/IN**2
YOUNGS MODULUS - SLOPE	YMODS	-7.3970E+03 LB/IN**2-DEG
POISSONS RATIO	PNTU	3.0000E-01

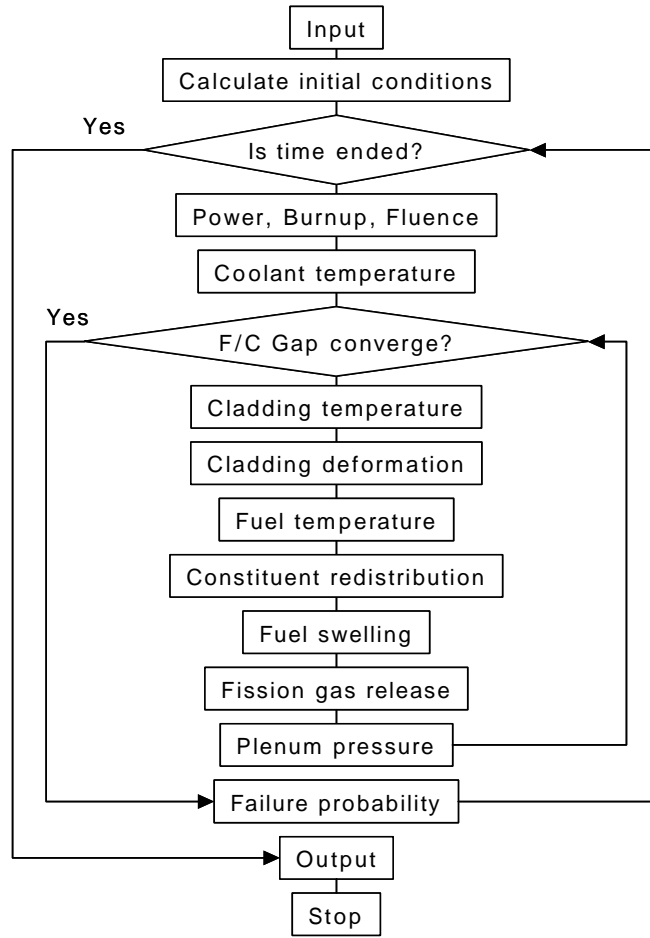


그림 1 MACSIS 계산 흐름도

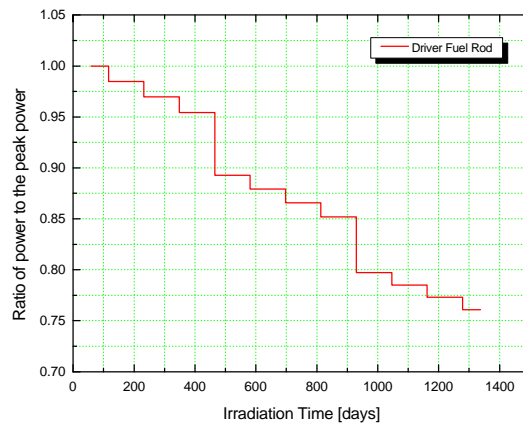


그림 2 구동 연료봉의 조사이력

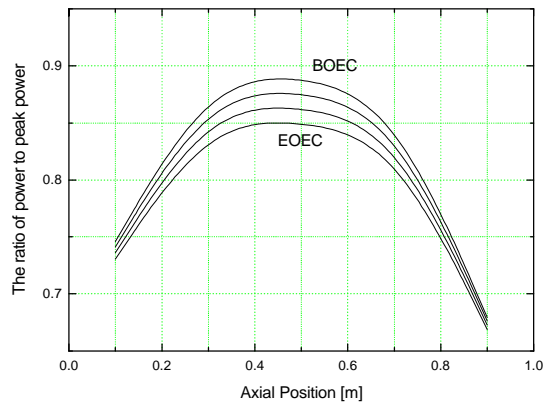


그림 3 구동 연료봉의 연소에 따른 축방향 출력이력

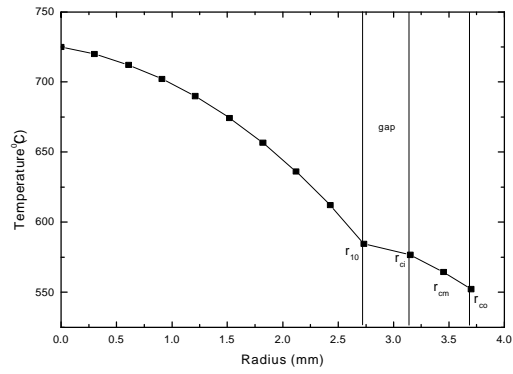


그림 4 1.07 at.% 연소도에서 축방향 침투출력지점의 반경방향 온도분포

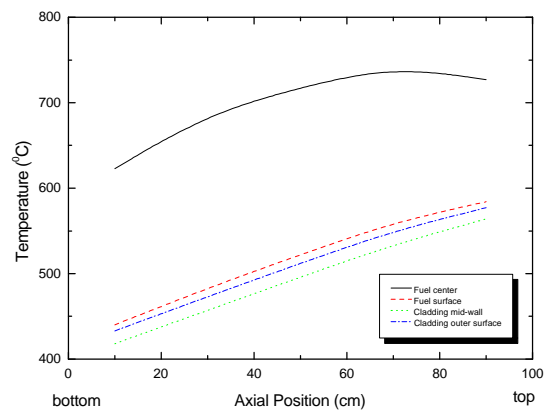


그림 5 1.07 at.% 연소도에서 축방향 온도분포

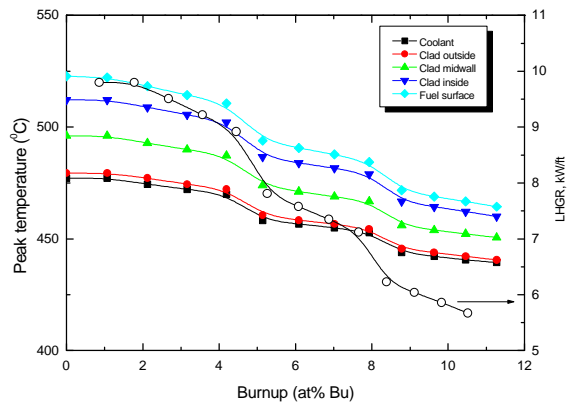


그림 6 최대 출력지점에서 연소도에 따른 온도분포

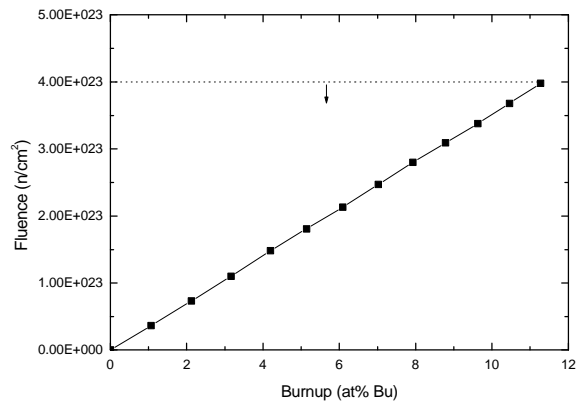


그림 7 연소도에 따른 구동 연료봉의 조사량

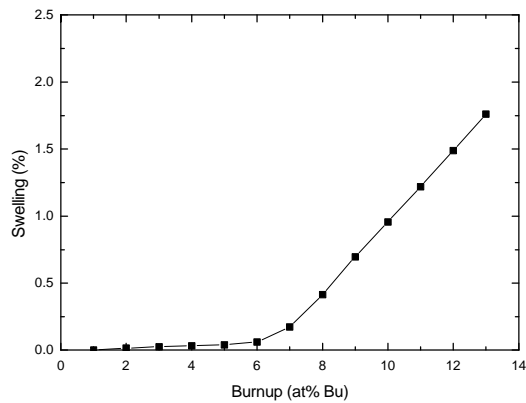


그림 8 구동 연료봉의 팽윤

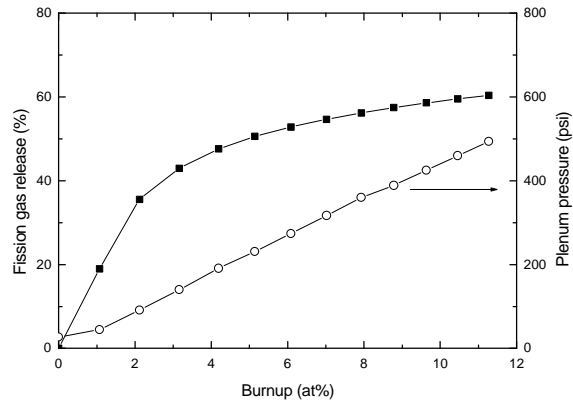


그림 9 연소도에 따른 핵분열 생성기체 방출 및 봉내압

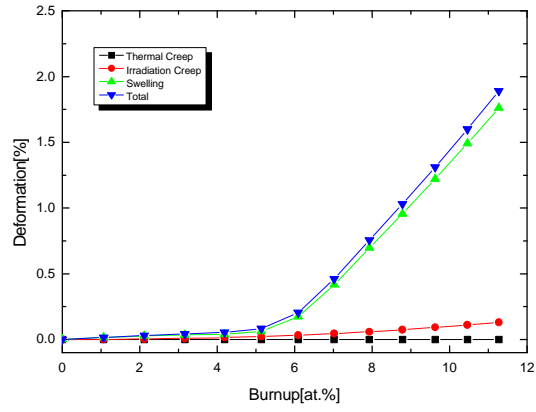


그림 10 구동 연료봉의 변형