

<연구논문>

측정 데이터 기반 중수로 압력관 직경평가 방법론 개발

정종엽[†] · Sunil Nijhawan^{*}

Diameter Evaluation for PHWR Pressure Tube Based on the Measured Data

Jong Yeob Jung[†] and Sunil Nijhawan^{*}

(Received 26 May 2023, Revised 15 June 2023, Accepted 20 June 2023)

ABSTRACT

Pressure tubes are the main components of PHWR core and serve as the pressure boundary of the primary heat transport system. However, because pressure tubes have changed their geometrical dimensions under the severe operating conditions of high temperature, high pressure and neutron irradiation according to the increase of operation time, all dimensional changes should be predicted to ensure that dimensions remain within the allowable design ranges during the operation. Among the deformations, the diameter expansion due to creep leads to the increase of bypass flow which may not contribute to the fuel cooling, the decrease of critical channel power and finally the deration of the power to maintain the operational safety margin. This study is focused on the modeling of the expansion of the pressure tube diameter based on the operating conditions and measured diameter data. The pressure tube diameter expansion was modeled using the neutron flux and temperature distributions of each fuel channel and each fuel bundle as well as the measured diameter data. Although the basic concept of the current modeling approach is simple, the diameter prediction results using the developed methodology showed very good agreement with the real data, compared to the existing methodology.

Key Words : PHWR(가압중수로), Pressure tube(압력관), Creep deformation(크립변형), Critical channel power(임계 채널출력), Power derating(출력감발), Operational margin(운전여유도)

1. 서 론

중수로는 수평으로 설계된 380개의 연료채널(fuel channel)로 원자로심이 구성되며, 연료채널은 Fig. 1과 같이 압력관(PT, pressure tube), 칼란드리아관(calandria tube), 종단이음관(end fitting), 스페이서(spacer) 등으로 구성된다.

압력관은 직경 10 cm, 길이 6 m 정도의 긴 원통형 구조이며, 부식 및 변형 저항성과 중성자 흡수 경제

성이 뛰어난 Zr-2.5%Nb 합금재료로 만들어진다. 압력관 내부에는 12개의 핵연료다발이 장입되어 연소되며, 압력관은 1차계통의 압력경계를 담당하기 때문에 가동 운전여유도 및 안전성을 담보하는 핵심부품이다.

정상 운전 조건에서 압력관은 고온(270~310°C), 고압(9.9~10.5 MPa) 및 중성자 조사($\sim 3.5 \times 10^{17} \text{nm}^{-2} \text{s}^{-1}$, $E > 1 \text{ MeV}$) 환경에 노출되며 이로 인해 재료자체의 물리적 특성 변화뿐 아니라 노후화(aging) 과정의 대표현상인 직경팽창, 길이변형, 처짐, 두께감소 등의 변형(deformation)이 발생한다.

[†] 책임저자, 회원, 정종엽(한국원자력연구원, Korea Atomic Energy Research Institute)
E-mail: agahee@kaeri.re.kr
TEL: (042)868-8962

^{*} Prolet Inc. Toronto, Canada

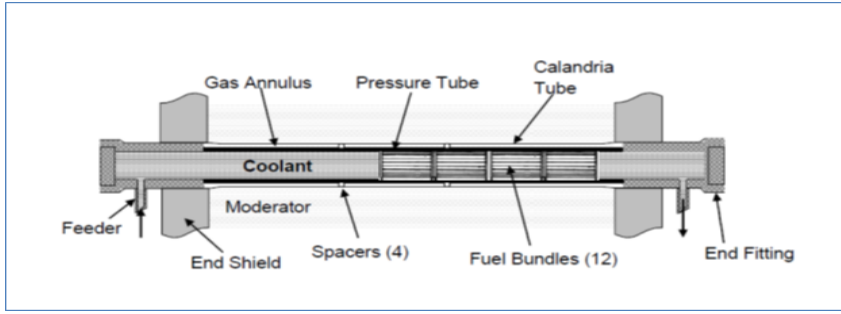


Fig. 1 Schematic diagram of a PHWR fuel channel.

이러한 변형 중에서 압력관 직경변형은 핵연료다발에서 발생하는 열을 냉각시키는 성능을 저하시키기 때문에 가동 운전여유도가 감소되며 결과적으로 출력감발의 직접적인 요인으로 작용한다. 즉, 가동 기간 동안 중성자 조사 및 고온, 고압에 의해 압력관 직경이 팽창하면 이로 인해 연료냉각에 기여하지 못하는 냉각수 우회유량(bypass flow)이 증가하게 되고, 냉각수 우회유량 증가로 인해 채널의 임계채널 출력(CCP, Critical Channel Power)이 감소하면 중수로 국부과출력 보호계통(ROP, Regional Overpower Protection system)의 트립 설정치(trip set-point)가 감소되고 크립 페널티(creep penalty)를 증가시키게 되어 중수로 운전여유도가 줄어들며 결과적으로 일정한 안전성 확보를 위해서는 출력을 감발시켜야만 한다.

따라서 주어진 가동조건에서 시간에 따른 압력관 직경을 적절하게 평가하는 것은 가동 중수로 안전성 측면에서 매우 중요한 주제이다. 이러한 이유로 캐나다를 비롯한 중수로 가동국가들은 압력관 직경 평가와 관련된 많은 연구⁽¹⁻¹⁰⁾를 수행해 왔으며 각 국의 전체적인 연구내용은 Table 1과 같다.

한편 국제원자력기구(IAEA) 주관으로 중수로 압력관 직경평가기술 개발을 위한 국제협력 프로젝트가 구성되어 전 세계 중수로 보유국들이 모두 참여하는 공동연구가 진행되었고 관련 연구결과를 종합한 연구보고서⁽⁶⁾가 발간되기도 하였다.

그러나 기존의 압력관 직경평가 방법론은 가동중인 모든 중수로를 대상으로 하였기 때문에 오히려 개별 중수로의 고유운전특성을 반영하기가 용이하지 않았고, 따라서 여전히 직경 평가 및 예측결과의 정확도를 향상시킬 수 있는 방법론의 개발이 요구되고 있다.

Table 1 Research status for PT diameter evaluation

Country	Methodology	Reference
Canada	Experimental equation	1 - 3
	Statistical approach	4
India	Experimental equation	5
Romania	Neural network	6
China	Experimental equation	6
Korea	Artificial intelligent	7, 8
	Numerical analysis	9
	Data based model	10

이에 본 연구에서는 개별 가동 중수로의 운전특성을 반영하여 보다 정확하게 압력관 직경변형을 평가할 수 있는 방법론(JY2022 모델)을 개발하였고, JY2022 모델을 적용하여 평가한 국내 가동 중수로의 직경평가 결과를 기술하였다. JY2022 모델은 가동 중수로에서 측정된 압력관 직경자료와 개별 연료채널 및 연료다발의 중성자속 분포와 온도분포를 기반으로 하여 개별 중수로의 압력관 직경변화를 평가하는 모델이며, 기존의 국외 방법론으로 구한 직경평가 예측치와 비교한 결과 측정자료를 보다 정확하게 예측하는 것을 확인하였다.

2. 압력관 직경평가 방법론

2.1 압력관 직경평가 모델 개념: JY2022 모델

고온, 고압의 운전조건에서 중성자 조사를 받는 중수로 압력관은 가동 시간 증가에 따라 물성치 변화를 수반하는 변형이 발생하며 이들 변형은 열적 크립(thermal creep), 조사 크립(irradiation creep), 조사 성장(irradiation growth) 등의 기전으로 설명되었고, 압력관 직경변형도 다음 식 (1)^(2,3)과 같이 이들의 복합작용으로 인해 발생한다고 간주하였다.

$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{tc} + \dot{\epsilon}_{ic} + \dot{\epsilon}_{ig}$: 압력관 크립 변형률 속도 (1)

$\dot{\epsilon}_{tc} = C_1(T,P)\exp(-Q_1/T)$: 열적 크립

$\dot{\epsilon}_{ic} = C_2(T,P,x,\Phi)\exp(-Q_2/T)$: 조사 크립

$\dot{\epsilon}_{ig} = C_3(T,P,x,\Phi,t)\exp(-Q_3/T)$: 조사 성장

T : 온도, P : 냉각수 압력, x : 축방향 위치,

Φ : 속중성자속, t : 조사 시간,

Q_1, Q_2, Q_3 : 활성화 온도

그러나 위 경험식에는 여러 계수가 복잡하게 연관되어있고 이들의 정확한 설정이 용이하지 않을 뿐 아니라 근본적으로 각 변형기구의 물리적 기전 자체도 아직 명확하게 규명되지 않고 있다. 따라서 이러한 경험식에 근거하여 평가되는 압력관 직경팽창 예측치는 여전히 많은 불확실성을 포함하고 있어 실제 예측치와 측정치 사이에는 상당한 오차가 존재하고 있는 실정이다.

Fig. 2는 압력관 축방향으로 작용하는 중성자속 및 온도와 직경변형률 분포를 보여주고 있다. 중성자속은 압력관 중앙부에서 가장 큰 값을 갖는 반원 형태의 대칭 분포를 보이며 온도는 입구부에서 출구부까지 선형적으로 증가하다가 일정 온도로 수렴하고 직경변형은 출구부에서 최대 변형을 보이는 비대칭 분포를 나타낸다. 기존 연구들을 통해 중성자속과 온도 등의 운전조건이 압력관 변형에 큰 영향을 미친다는 것이 널리 알려져 있으며, Fig. 2에 보이는 바와 같이 압력관 직경변형 분포가 중성자속 분포와 온도 분포의 선형 합으로 표현될 수 있음을 직관적으로 알 수 있다.

이에 본 연구에서는 가동시간에 따른 압력관 직경

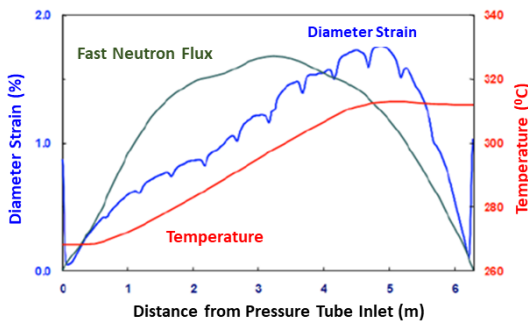


Fig. 2 Distributions of flux, temperature and diameter strain along the PT axial direction.

변형을 중성자속에 의한 변형 영향과 온도에 의한 변형 영향으로 분리하여 식 (2)와 같이 두 변형의 선형 합으로 모델링 하였고 JY2022 모델이라고 명명하였다.

$$\begin{aligned} \%creep_rate_{MEA} &\approx \%creep_rate_{MODEL} \\ &= \%creep_rate_{FLUX} + \%creep_rate_{TEMP} \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, $\%creep_rate_{MEA}$: 직경 측정데이터,

$\%creep_rate_{MODEL}$: JY2022 모델,

$\%creep_rate_{FLUX}$: 중성자속에 의한 직경변형,

$\%creep_rate_{TEMP}$: 온도에 의한 직경변형.

즉, JY2022 모델은 가동 압력관의 운전조건인 중성자속과 온도 분포를 정규화하고 이를 실제 중수로에서 측정된 압력관 직경 데이터에 근사시킴으로써 해당 압력관의 운전조건이 반영된 직경 변형을 평가할 수 있도록 구성되었고, 이때 적용되는 측정데이터 모델링과 세부적인 JY2022 모델 도출 방법론은 다음과 같다.

2.2 직경 측정데이터 모델링: $\%creep_rate_{MEA}$

압력관 직경방향으로의 변형률 속도(strain rate)개념인 $\%creep_rate_{MEA}$ 는 실제 측정된 직경 데이터로부터 도출한다. 반복 측정이 수행된 직경 데이터에 기반하여 각 연료다발 위치에서의 직경 대뿔값을 구하고, 이로부터 변형률(strain, $\%creep$)과 측정시점을 고려한 변형률 속도(strain rate)를 도출하며 계산 과정은 다음과 같다.

2.2.1 각 연료다발 위치의 직경 대뿔값

축방향으로 진행되는 직경측정 센서에 의해 압력관 내경이 연속적으로 측정되며, 측정된 연속 데이터를 12개 연료다발 위치에서의 대뿔값으로 변환한 결과를 Fig. 3에 나타내었다. Fig. 3은 W910 압력관에 대해 1325, 2183, 5580 EFPD(Effective Full Power Day)의 세 가동시점에서 측정된 직경변화 값을 보여주고 있다.

2.2.2 각 연료다발 위치의 직경변형률

각 연료다발 위치에서의 직경변형률 $\%creep_{MEA}$ 는 식 (3)과 같이 계산되며 W910 압력관에 대해 계산된 $creep_{MEA}$ 결과를 Fig. 4에 나타내었다.

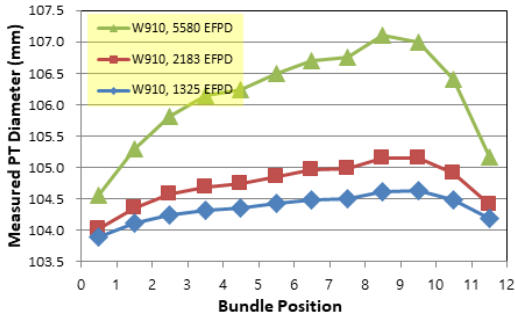


Fig. 3 Measured diameter data for W910 PT.

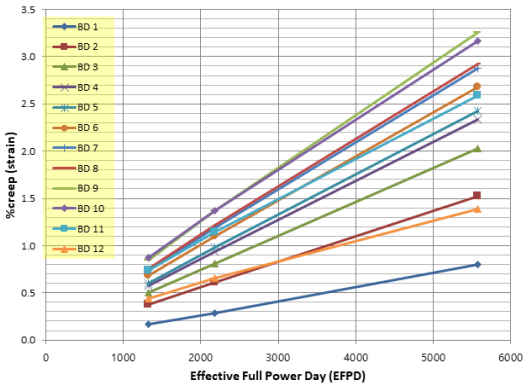


Fig. 4 Strain data calculated for W910 PT (%creep_{MEA}).

$$\%creep_{MEA} = \left\{ \frac{\text{측정직경} - \text{초기직경}}{\text{초기직경}} \right\} \times 100(\%) \quad (3)$$

2.2.3 각 연료다발 위치의 직경변형률 속도

직경 변형률속도(strain rate, %creep_{rate}_{MEA})는 두 측정시점 사이의 압력관 변형률(%creep_{MEA}) 차이를 두 측정시점 사이의 가동시간으로 나누어 도출하였다. 이때, 두 측정시점 사이의 시간 단위는 kEFPD (=1000 EFPD)를 적용하였고, 식 (4)와 같다.

$$\begin{aligned} \%creep_{rate}_{MEA} &= \frac{\%creep}{kEFPD} \\ &= \frac{(\%creep_{i+1} - \%creep_i)}{(EFPD_{i+1} - EFPD_i)} \times \left(\frac{1000 EFPD}{kEFPD} \right) \end{aligned} \quad (4)$$

Fig. 5는 %creep_{MEA}로부터 도출한 %creep_{rate}_{MEA} 결과를 보여주고 있으며, 각 측정시점 마다 구한 3개의 %creep_{rate}_{MEA} 값이 다르기 때문에 이들을 평균한 값을 %creep_{rate}_{MEA} 대푯값으로 사용하였다.

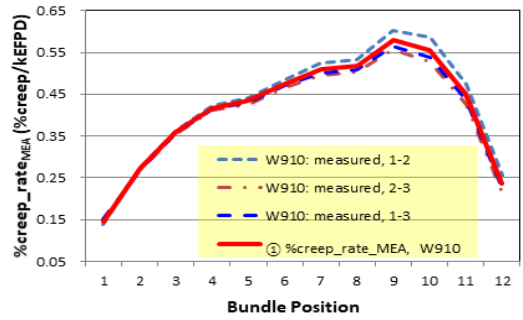


Fig. 5 Strain rate data calculated for W910 PT (%creep_{rate}_{MEA}).

2.3 JY2022 모델링: %creep_{rate}_{MODEL}

JY2022 모델(%creep_{rate}_{MODEL})은 식 (2)와 같이 중성자속 영향(%creep_{rate}_{FLUX})과 온도 영향(%creep_{rate}_{TEMP})의 조합으로 결정되며 이들 각각은 다시 다음과 같이 정의된다.

$$\%creep_{rate}_{FLUX} = F_1 \times \%creep_{rate}_{flux} \quad (5)$$

$$\%creep_{rate}_{TEMP} = T_1 \times (BD_location) + T_2 \quad (6)$$

%creep_{rate}_{flux}: 중성자속 정규화 분포

F₁: 중성자속 영향 scaling factor

T₁, T₂: 온도 영향 scaling factor

BD_location: 압력관 축방향의 연료다발 위치

압력관 직경평가를 위해 식 (5), (6)에 적용된 %creep_{rate}_{flux}, F₁, T₁, T₂가 결정되어야 하며 이들의 상세한 도출 과정은 다음과 같다.

2.3.1 중성자속 정규화 분포, %creep_{rate}_{flux} 도출

개별 압력관 내부의 중성자속 분포는 평형노심에 대해 이미 결정되어 있고, 각 압력관의 중성자속 분포를 전체 노심의 최대 중성자속(노심의 4,560개 연료다발중 가장 큰 중성자속)으로 정규화 하여 %creep_{rate}_{flux}를 도출하였다. W910 압력관의 각 연료다발위치에서의 중성자속을 정규화 한 결과는 Fig. 6과 같고, 동일한 방법으로 모든 압력관에 대한 중성자속 분포를 정규화 할 수 있다.

2.3.2 중성자속 Scaling Factor F₁ 도출

Fig. 6과 같이 중성자속은 압력관 중앙부, 즉 6, 7번 연료다발 위치에서 최대값을 갖는 대칭형 분포이

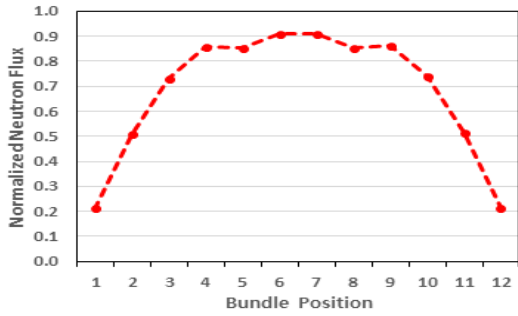


Fig. 6 Normalized neutron flux distribution for W910 PT.

다. 중성자속에 의한 압력관 직경변형이 전체 직경 변형의 1/2을 담당한다고 가정하며, 이를 적용하여 scaling factor F_1 을 결정한다. 즉, 중성자속 영향을 나타내는 $\%creep_rate_{FLUX}(= F_1 \times \%creep_rate_{flux})$ 가 식 (7)과 같이 6번 및 7번 연료다발에서의 측정치 ($\%creep_rate_{MEA}$)평균값의 1/2이 되도록 F_1 을 설정한다.

$$F_1 = 0.5 \times \{(\%creep_rate_{MEA})_{at\ BD6} + (\%creep_rate_{MEA})_{at\ BD7}\} / \{(\%creep_rate_{flux})_{at\ BD6} + (\%creep_rate_{flux})_{at\ BD7}\} \quad (7)$$

2.3.3 온도 Scaling Factor T_1 도출

온도에 의한 직경변형인 $\%creep_rate_{TEMP} = T_1 \cdot (BD_location) + T_2$ 는 식 (2)에 의해 $\%creep_rate_{MEA}$ 와 $\%creep_rate_{FLUX}$ 의 차이이므로(즉, $\%creep_rate_{TEMP} = T_1 \cdot (BD_location) + T_2 = \%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX}$) T_1 은 임의의 두 개 연료다발사이의 직경변형 차이($\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX}$)와 두 연료다발 사이의 축방향 간격인 Δx 로부터 구할 수 있다. 1번 다발과 6번 다발을 선택하면 T_1 은 식 (8)과 같이 결정된다.

$$T_1 = \{(\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD6} - (\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD1}\} / \{BD\ 6_location - BD\ 1_location\} \quad (8)$$

2.3.4 온도 Scaling Factor T_2 도출

상수 T_2 는 온도 함수 $\%creep_rate_{TEMP} = T_1 \cdot (BD_location) + T_2$ 의 y절편이므로 식 (9)와 같이 1번 다발에서의 $\%creep_rate_{MEA}$ 와 $\%creep_rate_{FLUX}$ 의 차이로부터 결정한다($BD_location = 0$).

$$T_2 = (\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD1} \quad (9)$$

2.3.5 출구부 연료다발의 $\%creep_rate_{TEMP}$ 보정

압력관의 축방향 온도는 Fig. 2에 나타난 바와 같이 출구부에 위치한 세 연료다발(10, 11, 12번 연료다발)에서는 더 이상 증가하지 않고 일정한 값을 유지한다. 이를 반영하기 위해 출구부에 위치한 10, 11, 12번 연료다발의 직경변화 온도영향을 보정할 필요가 있다. 즉 1번 연료다발부터 9번 연료다발까지는 식 (6)을 적용하여 직경팽창의 온도 영향을 도출하고, 출구부의 세 연료다발은 직경 변형 측정치와 중성자속 영향의 차이(residual)를 이용하여 보정하였다.

3. 압력관 직경평가 결과(JY2022 적용)

앞서 기술한 JY2022 모델을 적용하여 W910 압력관에 대해 직경평가를 수행하였고, 평가 결과 기존 국외의 기술에 비해 정밀한 평가결과를 도출할 수 있었다. 각 단계별 JY2022 모델 도출 결과와 직경평가 결과는 다음과 같다.

3.1 직경 측정데이터 모델링 결과: $\%creep_rate_{MEA}$

1325, 2183, 5580 EFPD에서 직경 측정이 수행되었던 W910 압력관에 대해 각 연료다발 위치에서의 직경 변형 대푯값을 결정하고, 이에 대해 식 (3), (4)

Table 2 Calculation of $\%creep_rate_{MEA}$ from measured data

BD	①	②	③	Average of (a), (b) ($\%creep_rate_{MEA}$)
	Measurement Interval 1-2	Measurement Interval 2-3	Measurement Interval 1-3	
1	0.137	0.151	0.148	0.1442
2	0.274	0.269	0.270	0.2719
3	0.363	0.357	0.358	0.3597
4	0.422	0.411	0.414	0.4167
5	0.441	0.427	0.430	0.4337
6	0.486	0.466	0.470	0.4758
7	0.524	0.496	0.501	0.5098
8	0.534	0.503	0.509	0.5185
9	0.603	0.557	0.566	0.5798
10	0.585	0.527	0.539	0.5561
11	0.474	0.425	0.435	0.4496
12	0.256	0.214	0.223	0.2353

를 적용하면 Table 2와 같이 %creep_rate_{MEA}를 도출할 수 있다.

3.2 중성자속에 의한 직경 결과: %creep_rate_{FLUX}

3.2.1 정규화된 중성자속 분포: %creep_rate_{flux}

W910 압력관 내부의 각 연료다발 중성자속 분포를 전체노심의 최대 중성자속으로 정규화한 %creep_rate_{flux} 결과를 Table 3에 정리하였다.

Table 3 Normalized neutron flux distribution for W910 PT

BD	W910 Neutron Flux (n/m ² sec)	W910 Normalized Flux (%creep_rate _{flux})
1	3.33E+13	0.2101
2	8.02E+13	0.5060
3	1.16E+14	0.7300
4	1.36E+14	0.8572
5	1.35E+14	0.8528
6	1.44E+14	0.9089
7	1.44E+14	0.9085
8	1.35E+14	0.8528
9	1.36E+14	0.8601
10	1.17E+14	0.7394
11	8.16E+13	0.5150
12	3.37E+13	0.2125

3.2.2 %creep_rate_{FLUX} 결과

W910 압력관에 대한 중성자속 scaling factor F₁의 계산결과는 다음과 같고, 이를 적용하여 모든 연료다발에 대해 도출한 %creep_rate_{FLUX} 결과는 Table 4와 같다.

$$F_1 = 0.5 \times \{(\%creep_rate_{MEA})_{at\ BD6} + (\%creep_rate_{MEA})_{at\ BD7}\} / \{(\%creep_rate_{flux})_{at\ BD6} + (\%creep_rate_{flux})_{at\ BD7}\}$$

$$\therefore F_1 = 0.5 \times \{0.4758 + 0.5098\} / \{0.9089 + 0.9085\}$$

$$= 0.2712$$

3.3 온도에 의한 직경 결과: %creep_rate_{TEMP}

Table 4에 정리한 %creep_rate_{MEA}와 %creep_rate_{FLUX}를 적용하여 식 (6)에 정의된 온도 scaling factor T₁, T₂를 W910 압력관에 대해 구하면 다음과 같다.

Table 4 Calculation results of %creep_rate_{FLUX} for W910 PT

BD	%creep_rate _{MEA} (Table 2)	%creep_rate _{flux} (Table 3)	F ₁ (scaling factor)	%creep_rate _{FLUX} (F ₁ • creep_rate _{flux})
1	0.1442	0.2101	0.2712	0.0570
2	0.2719	0.5060		0.1372
3	0.3597	0.7300		0.1979
4	0.4167	0.8572		0.2324
5	0.4337	0.8528		0.2312
6	0.4758	0.9089		0.2464
7	0.5098	0.9085		0.2464
8	0.5185	0.8528		0.2312
9	0.5798	0.8601		0.2332
10	0.5561	0.7394		0.2005
11	0.4496	0.5150		0.1396
12	0.2353	0.2125		0.0576

$$T_1 = \{(\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD6} - (\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD1}\} / \{\Delta X_{BD1-BD6}\} = (0.2294 - 0.0872) / (5.5 - 0.5) = 0.0284$$

$$T_2 = (\%creep_rate_{MEA} - \%creep_rate_{FLUX})_{at\ BD1} = 0.0872$$

한편 일정한 온도를 유지하는 압력관 출구부에서의 직경변형에 대한 온도 영향은 직경변형 측정치와 중성자속 영향의 차이 (residual)를 이용하여 보정되었다⁽¹¹⁾. Fig. 7에 나타난 바와 같이 압력관 출구부에서의 직경 측정치(%creep_rate_{MEA})와 중성자속에 의한 변형(%creep_rate_{FLUX}) 사이의 차이(residual)로부터 연료다발 10, 11, 12는 각각 연료다발 9, 연료다

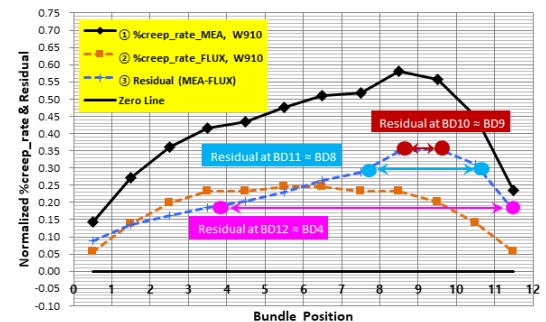


Fig. 7 Calibration of temperature effect on the diameter expansion at the PT outlet region (bundle 10~12).

Table 5 Calculation results of %creep_rate_{TEMP} for W910 PT

BD	BD_location	T ₁ (scaling factor)	T ₂ (scaling factor)	%creep_rate _{TEMP}
1	0.5	0.0284	0.0872	0.1014
2	1.5			0.1298
3	2.5			0.1583
4	3.5			0.1867
5	4.5			0.2151
6	5.5			0.2436
7	6.5			0.2720
8	7.5			0.3005
9	8.5			0.3289
10	9.5			0.3289
11	10.5			0.3005
12	11.5			0.1867

발 8, 연료다발 4에서 계산된 온도 영향값 (%creep_rate_{TEMP})으로 대체된다.

Table 5는 12개 연료다발 위치 각각에서 도출된 직경변형의 온도영향 결과를 보여주고 있다.

3.4 JY2022 적용한 W910 압력관의 직경평가 결과

앞서 기술한 JY2022 모델의 각 단계별 도출 결과를 이용하여 W910 압력관에 대해 수행한 직경평가

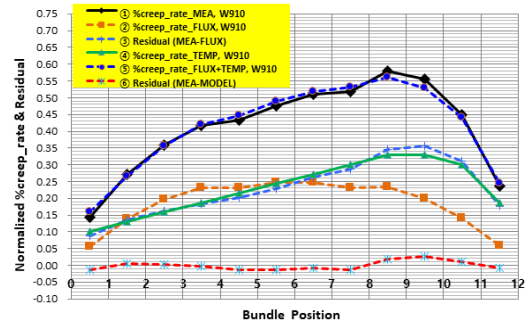


Fig. 8 Diameter evaluation results for W910 PT.

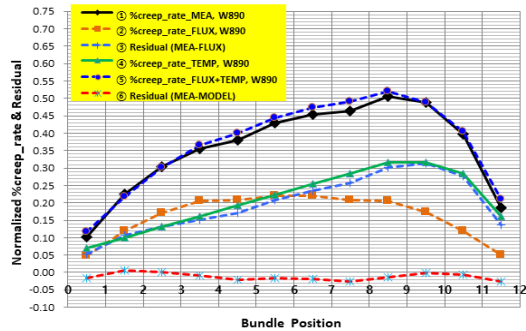


Fig. 9 Diameter evaluation results for W890 PT.

결과를 Table 6에 정리하였다. 각 과정은 전술한 내용과 동일하고 Table 6의 ⑤열이 최종적인 JY2022 모델의 직경평가결과(%creep_rate_{MODEL} = %creep_rate_{FLUX} + %creep_rate_{TEMP})이고 ⑥열은 직경평가모델 결과

Table 6 Diameter evaluation results for W910 PT by using JY2022 model

BD	①	②	③ = ① - ②	④	⑤ = ② + ④	⑥ = ① - ⑤
	%creep_rate _{MEA} (%creep/kEFPD)	%creep_rate _{FLUX}	Residual (%creep_rate _{MEA} - %creep_rate _{FLUX})	%creep_rate _{TEMP}	%creep_rate _{MODEL} (FLUX + TEMP)	Residual (%creep_rate _{MEA} - %creep_rate _{MODEL})
1	0.1442	0.0570	0.0872	0.1014	0.1584	-0.0142
2	0.2719	0.1372	0.1347	0.1298	0.2670	0.0049
3	0.3597	0.1979	0.1618	0.1583	0.3562	0.0035
4	0.4167	0.2324	0.1843	0.1867	0.4191	-0.0025
5	0.4337	0.2312	0.2025	0.2151	0.4464	-0.0126
6	0.4758	0.2464	0.2294	0.2436	0.4900	-0.0142
7	0.5098	0.2464	0.2634	0.2720	0.5184	-0.0086
8	0.5185	0.2312	0.2872	0.3005	0.5317	-0.0132
9	0.5798	0.2332	0.3466	0.3289	0.5621	0.0177
10	0.5561	0.2005	0.3556	0.3289	0.5294	0.0267
11	0.4496	0.1396	0.3100	0.3005	0.4401	0.0095
12	0.2353	0.0576	0.1777	0.1867	0.2443	-0.0091

와 측정치(%creep_rate_{MEA}) 사이의 Residual 이다. Fig. 8은 이러한 평가 결과를 그래프로 나타내고 있으며, 그림에서 알 수 있듯이 개발한 JY2022 모델을 적용하여 압력관 직경을 평가한 결과가 측정치를 매우 정확하게 모사하고 있음을 확인 할 수 있다.

Fig. 9는 다른 압력관인 W890 압력관에 대해 수행한 직경평가결과로 동일한 방법론을 적용하여 압력관 직경을 평가한 결과, JY2022 결과가 측정치를 잘 모사함을 확인하였다.

4. 결 론

본 연구에서는 중수로 압력관 직경변형을 압력관 축방향의 중성자속 분포와 온도 분포로 나타내는 JY2022 모델을 개발하였고 이를 이용한 직경평가결과를 실제 압력관 직경 측정데이터와 비교하여 성능을 검증하였다.

중수로 전체 노심의 380개 압력관 중, 직경 측정이 수행되었던 압력관의 직경 측정자료와 중성자속 분포 데이터에 근거하여 평가모델의 스케일링 팩터를 각 압력관 별로 독립적으로 도출하여 JY2022 모델을 완성하였다. JY2022 모델을 적용하여 중수로 압력관의 직경을 평가한 결과 JY2022 결과가 측정치를 매우 정확하게 모사하고 있음을 확인 할 수 있었다. 현재 국내는 가동 시간 증가에 따른 압력관 직경을 직접적으로 평가할 수 있는 기술이 부재한 상황이므로 향후 국외기술을 대체하는 국내고유 자립 기술로 가동 중수로에 활용될 수 있을 것으로 기대한다.

그러나 직경 측정이 수행된 경험이 없는 압력관에 대한 직경도 평가할 수 있는 기술로의 확장이 필요하다. 이에 개발된 JY2022 모델의 성능 검증을 다각도로 수행하고 기존 국외기술과의 예측 정확도를 비교하며 노심의 모든 압력관에 적용할 수 있는 기술로 확장하는 후속연구를 수행할 필요가 있다.

후 기

이 연구는 과학기술정보통신부 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행되었습니다. (과제번호: RS-2022-00155533)

참고문헌

- (1) Ross P.A. and Hunt C.E.L, 1968, "The In-Reactor Creep of Cold-Worked Zircaloy-2 and Zirconium-2.5 wt% Niobium Pressure Tubes," *J. of Nuclear Materials*, Vol. 26, pp. 2-17.
- (2) Christodoulou N., Causey A.R., Holt R.A., and Tome C.N., 1996, "Modeling In-Reactor Deformation of Zr-2.5Nb Pressure Tubes in CANDU Power Reactors," *11th International Symposium on Zirconium in the Nuclear Industry*, American Society for Testing and Materials, Ann Arbor, pp. 518-537.
- (3) Holt. R.A., 2008, "In-reactor Deformation of Cold-worked Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *J. of Nuclear Materials*, Vol. 372, pp. 182-214.
- (4) Jyrkama M.I., Bickel G.A., and Pandey M.D., 2016, "Statistical Analysis and Modeling of In-reactor Diametral Creep of Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 300, pp. 241-248.
- (5) Dureja A.K., Sinha S.K., Srivastava A., Singh R.K., and Chakravarty J.K., 2011, "Flow Behavior of Autoclaved 20% Cold Worked Zr-2.5Nb Alloy Pressure Tube Material in the Temperature Range of Room Temperature," *J. of Nuclear Materials*, Vol. 412, pp. 22-29.
- (6) IAEA, 2022, "Prediction of Transverse Creep Based on Operating Conditions and Microstructure of Heavy Water Reactor Pressure Tubes," Vienna, Austria, *IAEA-TECDOC-2000*.
- (7) Lee J.Y. and Na M.G., 2012, "Prediction of Diametral Creep for Pressure Tubes of a Pressurized Heavy Water Reactor Using Data Based Modeling," *Nuclear Engineering and Technology*, Vol. 44, pp. 355-364, doi:10.5516/NET.04.2012.507.
- (8) Lee G-G, Ahn D-H., Jin H.H., Song M.H., and Jung J.Y., 2021, "Multilevel Modeling of Diametral Creep in Pressure Tubes of Korean CANDU Units," *Nuclear Engineering and Technology*, Vol. 53, pp. 4042-4051, doi:10.1016/j.NET.2021.06.019.
- (9) Ahn D-H., Lee G-G., Chun Y-B., and Jung J.Y., 2022, "Prediction of the in-reactor deformation of Zr-2.5wt%Nb pressure tubes using the crystal plasticity finite element method framework," *J. of Nuclear Materials*,

- Vol. 570, doi:10.1016/j.jnuemat.2022.153947.
- (10) Jung J.Y., 2018, "Improvement of evaluation methodology for diametral expansion of CANDU pressure tube", Korea Atomic Energy Research Institute, Daejeon, Korea, *KAERI/TR-7487/2018*.
- (11) Jung J.Y., 2020, "Evaluation of pressure tube diameter for the domestic CANDU reactor – Wolsong 3 NPP," Korea Atomic Energy Research Institute, Daejeon, Korea, *KAERI/TR-8044/2020*.