2002 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

# 참조응력 기반의 실린더 크리프 처짐 예측 및 CANDU 압력관 건전성 평가에의 응용

# Reference Stress Based Creep Deflection Analysis of Cylinders and Application to Integrity Analysis of CANDU Pressure Tube

허남수, 김윤재, 김영진
성균관대학교
경기도 수원시 장안구 천천동 300

정현규
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

## 요 약

본 논문의 목적은 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 탄소성 및 크리프 처짐량을 예측하기 위한 새로운 공학적 계산식을 제시하고 그 타당성을 입증하는 것이다. 이를 위해 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더에 대한 제한된 3차원 유한요소해석을 수행하여 참조응력 개념을 기반으로 탄소성 및 크리프에 의한 최대 처짐량을 예측할 수 있는 공학적 계산식을 제시하였다. 본 논문에서 제시된 참조응력법 기반의 계산식은 재료 특성에 대한 이상화를 수행하지 않고 실제 응력-변형률 곡선과 크리프-변형 곡선을 이용하여 간단하고 정확하게 처짐량을 예측할 수 있다. 또한 제시된 처짐량 계산식의 타당성을 검증하기 위해 실제 응력-변형률 곡선과 크리프-변형 곡선을 사용한 3차원 유한요소해석 결과와 계산식으로 구한 결과를 비교하였다. 비교 결과, 제시된 계산식으로 구한 처짐량은 유한요소해석 결과와 잘 일치하여 처짐량 계산식의 타당성이 입증되었다. 본 논문에서 제시된 처짐량 계산식과 CANDU 압력관의 가동중검사 결과를 이용하면 소성 및 크리프에 의한 압력관의 처짐량을 예측할 수 있으며, 향후 CANDU 압력관의 건전성 평가시 널리 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

## Abstract

This paper proposes engineering estimation equations for the maximum deflection of a cylinder subject to bending under elastic-plastic and elastic-creep conditions. Being based on the reference stress approach, the proposed equations are simple to use and can accommodate general tensile and creep behavior. Validation against detailed 3-D finite element results using actual stress-strain data and realistic creep-deformation data shows excellent agreement, which provides confidence in the use of the proposed equation. Based on the proposed equations, together with information on in-service inspection data, discussion is given how to estimate future time-dependent and time-independent deflection of the CANDU pressure tube. Thus the present result would be valuable information for integrity assessment of the CANDU pressure tube.

## 1. 서 론

CANDU 압력관(pressure tube)은 연료로 사용되는 핵연료 다발을 지지하기 위해 원자로 내에 수평으로 설치되며, 칼란드리아관(calandria tube)에 의해 둘러싸여 있다[1]. 만약 CANDU 압력관과 칼란드리아관 사이에 접촉이 발생할 경우에는 블리스터(blister) 등이 형성될 수 있으며 이는 압력관의 균열 및 파손 발생 등을 야기하여 압력관의 건전성에 심각한 문제를 발생시킬 수 있다. 따라서 압력관과 칼란드리아관은 일정 간격을 유지하여야 하며, 이를 위해 압력관과 칼란드리아관 사이에는 가터 스프링(garter spring)이 설치된다. 그러나 운전 중 소성과 고온으로 인한 크리프(creep)로 인해 압력관의 처짐(deflection) 현상이 발생할 수 있으며, 또한 가터 스프링의 위치 변화로 인해서도 처짐 현상이 발생할 수 있다. 그러므로 가동중 압력관의 처짐 상태를 측정하는 것은 CANDU형 원자력발전소의 안전 운전을 위해 매우 중요하며, 가동중검사시 압력관과 칼란드리아관의 유격 및 가터 스프링의 위치 변화 등을 측정하고 있다[2]. 그러나 이러한 가동중검사 데이터를 바탕으로 압력관의 처짐량을 예측할 수 있는 공학적 모델은 제시되어 있지 않은 실정이다.

따라서 본 논문에서는 압력관의 처짐 현상을 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 비선형 소성 및 크리프 문제로 단순화하여 소성 및 크리프로 인한 압력관의 처짐량을 예측할 수 있는 새로운 공학적 계산식을 제시하고자 한다. 이를 위해서 3차원 유한요소해석을 이용한 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 처짐 해석을 수행하고 계산 결과를 참조응력 개념[3]을 기반으로 재정리하여 최적참조하중 기반의 새로운 실린더 소성 및 크리프 처짐량 계산식을 제시하였다. 또한 실제 응력-변형률 곡선과 크리프-변형 곡선을 사용한 3차원 유한요소해석을 수행하여 제시된 계산식의 타당성을 검증하였다.

## 2. 참조응력 기반의 실린더 처짐량 계산식

### 2.1 소성 및 크리프 처짐량 계산식

Fig. 1은 소성 및 크리프 처짐량 계산식 유도를 위한 굽힘 모멘트($M$)가 작용하는 실린더의 기하학적 형상을 나타낸 것이다. Fig. 1에서 $d$ 는 실린더의 처짐량을 의미한다. 또한 $R_i$, $R_o$, $R_m$ 은 각각 내반경(inner radius), 외반경(outer radius), 그리고 평균반경(mean radius)을 의미하며, $L$과 $t$는 각각 실린더의 길이와 두께이다.

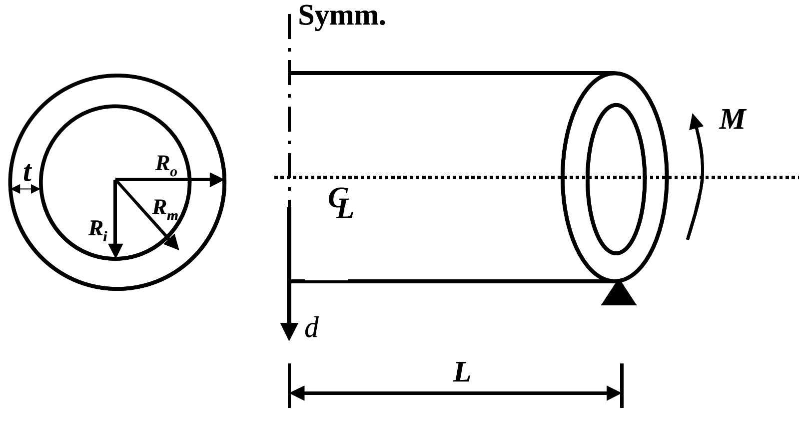


Fig. 1 Schematic illustration of a cylinder under pure bending, and relevant dimensions

굽힘 모멘트가 작용하는 경우, 실린더 처짐량의 탄성 성분($d^e$)은 다음과 같이 표현된다[4].

$$d^e = \frac{ML^2}{2EI} \tag{1}$$

여기서, 상첨자 $e$는 탄성 성분을 의미하며 $E$는 탄성 계수(Young's modulus)이다. 또한 $I$는 실린더의 관성 모멘트(moment of inertia)로 다음과 같이 표현된다.

$$I = \frac{p}{4}\left(R_o^4 - R_i^4\right) \tag{2}$$

또한 굽힘 모멘트가 작용하는 경우, 실린더의 재료를 Ramberg-Osgood(R-O) 관계식을 따르는 탄소성 재료로 가정하면 응력-변형률 곡선을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{e}{e_o} = \frac{s}{s_o} + a\left(\frac{s}{s_o}\right)^n \tag{3}$$

여기서, $s_o$는 항복 강도(yield strength)이며, $a$와 $n$은 각각 R-O 상수와 가공경화지수이다. 또한 $e_o$는 기준 변형률로 일반적으로 항복 강도에서 정의되는 변형률이다.

차원 해석(dimensional analysis)을 수행하면 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 최대 처짐량의 소성 성분을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$d^p = ae_oLh\left(\frac{M}{M_o}\right)^n \tag{4}$$

여기서, $L$은 특성 길이(characteristic length)로 실린더의 길이를 의미한다. 또한 $h$는 소성영향함수(plastic influence function)이다. $M$은 작용 모멘트이며 $M_o$는 균열이 존재하지 않는 실린더의 소성한계모멘트(plastic limit moment)로 다음과 같이 표현된다[5].

$$M_o = 4R_m^2 ts_o \tag{5}$$

식 (4)의 소성영향함수 $h$는 실린더의 형상($R_m/t$), 그리고 가공경화지수($n$)의 함수로 유한요소해석 결과를 이용하여 다음과 같이 구한다. 먼저 처짐량의 소성 성분은 유한요소해석으로 구한 전체 처짐량에서 탄성 성분을 제외하여 다음과 같이 구한다.

$$d_{FE}^p = d_{FE} - \frac{ML^2}{2EI} \tag{6}$$

여기서, $d_{FE}$는 유한요소해석으로 구한 전체 처짐량을 의미하며, $d_{FE}^p$는 유한요소해석으로 구한 처짐량의 소성 성분을 의미한다.

또한 탄성인 경우를 식 (4)의 소성 성분 계산식과 동일한 형태로 표현하면 다음과 같다.

$$d^e = \frac{ML^2}{2EI} = e_oLh(n=1)\left(\frac{M}{M_o}\right) \tag{7}$$

여기서, $h(n=1)$은 탄성인 경우($n$=1)의 $h$를 의미한다.

식 (7)의 탄성 성분식으로 식 (4)의 소성 성분 계산식을 무차원화하면 다음과 같이 표현

된다.

$$\frac{d^{\,p}}{d^{\,e}} = a\,\frac{h(n)}{h(n=1)}\left(\frac{M}{M_o}\right)^{n-1} \tag{8}$$

위 식에 임의의 기준 모멘트인 $M_{ref}$ 를 도입하여 재정리하면 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{d^{\,p}}{d^{\,e}} = a\left\{\frac{h(n)}{h(n=1)}\left(\frac{M_{ref}}{M_o}\right)^{n-1}\right\}\left(\frac{M}{M_{ref}}\right)^{n-1} \tag{9}$$

여기서, $h(n)/h(n=1)$과 $M_{ref}/M_o$ 은 무차원 상수이므로 위 식은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{d^{\,p}}{d^{\,e}} = aH\left(\frac{M}{M_{ref}}\right)^{n-1} \tag{10}$$

여기서, 무차원 함수인 $H$는 가공경화지수에 의존하는 함수이다.

최적참조하중 개념 기반의 처짐량 계산식에서 가장 중요한 것은 $H$의 가공경화지수 의존성을 줄일 수 있도록 기준 모멘트를 정의하는 것이다. 만약 기준 모멘트에 의해 $H$의 가공경화지수 의존성이 최소화되어 $H \approx 1$이 성립된다면 식 (10)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{d^{\,p}}{d^{\,e}} = a\left(\frac{M}{M_{ref}}\right)^{n-1} \tag{11}$$

재료가 Ramberg-Osgood 관계식을 따르면 소성 변형률(plastic strain)은 다음과 같이 표현된다.

$$e_p = a\,\frac{s}{E}\left(\frac{s}{s_o}\right)^{n-1} \tag{12}$$

식 (12)의 관계를 이용하여 식 (11)을 정리하면 최종 처짐량 계산식은 다음과 같이 참조응력과 참조변형률의 항으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d^{\,p}}{d^{\,e}} = \frac{Ee_{ref}}{s_{ref}} \quad ; \quad s_{ref} = \frac{M}{M_{ref}}s_o \tag{13}$$

여기서, $s_{ref}$ 는 참조응력이며 $e_{ref}$ 는 실제 응력-변형률 곡선의 $s_{ref}$ 에서 정의되는 참조변형률이다.

식 (11)에서 $H \approx 1$이 성립되게 하는 하중이 최적참조하중( $M_{oR}$ )으로 앞에서 구한 소성영향함수 $h$를 이용하여 다음의 관계로부터 구한다.

$$M_{ref} = M_{oR} = \left\{\frac{h(n)}{h(n=1)}\right\}^{1/(1-n)} M_o \tag{14}$$

따라서 전체 실린더의 처짐량은 다음과 같이 구한다.

$$\delta = \delta^{e} + \delta^{p} = \delta^{e}\left(1 + \frac{\delta^{p}}{\delta^{e}}\right) = \delta^{e}\left(1 + \frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}\right) \quad (15)$$

또한 소성과 크리프와의 유사성(analogy)을 이용하여 처짐량 계산식의 변형률 성분을 변형률 속도(creep strain rate) 성분으로 치환하면 크리프로 인한 처짐율을 계산할 수 있으며 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\dot{\delta}^{c}}{\delta^{e}} = \frac{E\dot{\varepsilon}^{c}_{ref}}{\sigma_{ref}} \quad ; \quad \sigma_{ref} = \frac{M}{M_{ref}}\sigma_{o} \quad (16)$$

여기서, $\dot{\varepsilon}^{c}$ 는 실제 크리프 변형률 데이터에서 $\sigma_{ref}$ 로부터 결정된 크리프 변형률 속도이다.

따라서, 식 (16)을 시간에 대해 적분하면 크리프로 인한 처짐량을 구할 수 있으며 크리프를 고려한 실린더의 전체 처짐량은 다음과 같이 구한다.

$$\delta = \delta^{e} + \delta^{c} \quad (17)$$

## 2.2 처짐량 계산식 제시를 위한 유한요소해석

### 2.2.1 해석모델 및 방법

전술한 처짐량 계산식의 소성영향함수($h$)를 구하기 위해서 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다. 유한요소해석에 사용된 실린더의 $R_m/t$ 값은 10과 15이다. Table 1에 해석 조건을 정리하여 나타내었다. 앞서 언급한 바와 같이 소성영향함수를 구하기 위해서는 재료의 응력-변형률 관계를 Ramberg-Osgood 관계로 이상화하여야 한다. 본 논문에서는 이를 위해 $\alpha$ 는 1, $\sigma_o$ 는 165$MPa$로 고정하였으며, 가공경화지수($n$)를 1, 3, 5, 그리고 10의 네가지로 변화시켰다. 또한 실린더 길이 변화의 영향을 평가하기 위해 실린더의 길이도 10$R_o$와 5$R_o$의 두가지로 변화시켜 전체 16가지에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

Fig. 2는 해석에 사용된 대표적인 실린더의 3차원 유한요소해석 모델을 나타낸 것이다. 유한요소해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS[6] 프로그램을 이용하여 수행하였다. 전체 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4만을 모델링하였으며, 사용된 요소는 20절점 등계수 사각주요소(20 nodes isoparametric brick reduced integration element)로 전체 640개가 사용되었다. 유한요소해석은 변형소성이론(deformation plasticity)을 기반으로 수행하였으며 소규모변형률이론(small strain theory)을 적용하였다.

Table 1 Summary of FE calculations for the present work. For each case, two values of $L$($L$=5$R_o$ and 10 $R_o$) are used, giving a total of 16 cases

| Loading Condition | $R_m/t$ | $n$ |
|---|---|---|
| Bending Moment | 10 | 1, 3, 5, 10 |
| | 15 | 1, 3, 5, 10 |

Table 2 Comparison of elastic FE deflection results with those estimated using the theoretical solution, Eq. (1)

| $R_m/t$ | $L$ | Theoretical (*mm*) | ABAQUS (*mm*) | Difference (%) |
|---|---|---|---|---|
| 10 | $10R_o$ | 10.07 | 10.04 | 0.3 |
| | $5R_o$ | 2.52 | 2.48 | 1.6 |
| 15 | $10R_o$ | 9.46 | 9.43 | 0.3 |
| | $5R_o$ | 2.37 | 2.33 | 1.7 |

Table 3 Values of the *h*-function, determined from elastic-plastic FE results

| $R_m/t$ | $L$ | $h(n=1)$ | $h(n=3)$ | $h(n=5)$ | $h(n=10)$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 10 | $10R_o$ | 6.633 | 6.943 | 6.953 | 6.939 |
| | $5R_o$ | 3.265 | 3.363 | 3.373 | 3.367 |
| 15 | $10R_o$ | 6.536 | 6.836 | 6.852 | 6.866 |
| | $5R_o$ | 3.214 | 3.310 | 3.325 | 3.331 |

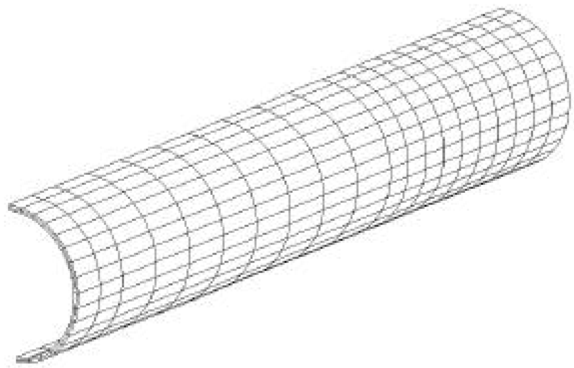

Fig. 2 A typical 3-D FE model for $R_m/t$=10, employed in the present elastic-plastic FE analysis

**2.2.2 해석결과**

Table 2는 유한요소해석으로 구한 탄성 처짐량을 식 (1)의 탄성 성분 계산식으로 구한 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 유한요소해석으로 구한 결과는 탄성 성분 계산식으로 구한 결과와 최대 1.7%의 오차 내에서 잘 일치하여 해석에 사용된 모델과 해석 방법의 타당성이 잘 입증되었다.

Table 3은 탄소성 유한요소해석을 이용하여 식 (4)~식 (7)로 구한 소성영향함수를 정리하여 나타낸 것이다. Table 3에 나타낸 바와 같이 소성영향함수의 가공경화지수 의존성은 매우 작았으며, Fig. 3에 가공경화지수에 따른 $h(n)/h(n=1)$의 변화를 나타내었다. Fig. 3에 나타낸 바와 같이 식 (5)에 정의된 소성한계모멘트를 사용할 경우 $H≈1$이 성립되어 소성영향함수의 가

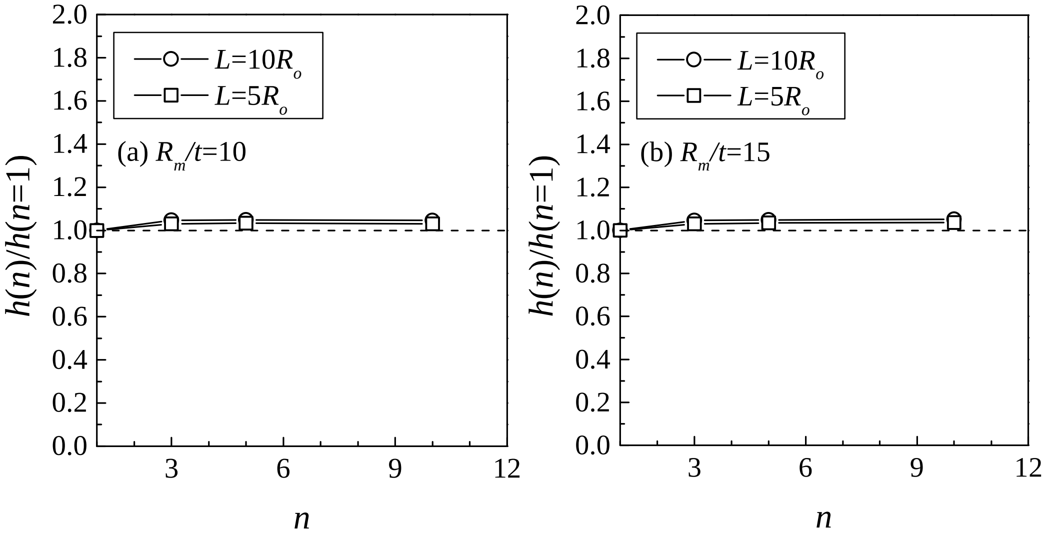


Fig. 3 Variation of $h(n)/h(n=1)$ with $n$ for (a) $R_m/t$=10 and (b) $R_m/t$=15

공경화지수 의존성이 최소화되었다. 따라서 실린더의 처짐량을 예측하기 위한 식 (14)의 최적참조모멘트는 다음과 같이 정의된다.

$$M_{ref} = M_{oR} = 4R_m^2 t\sigma_o \tag{18}$$

## 3. 3차원 유한요소해석을 이용한 수치해석적 검증

### 3.1 해석모델 및 방법

본 논문에서 새롭게 제시한 소성 및 크리프에 의한 처짐량 계산식의 타당성을 검증하기 위해서 실제 압력관의 형상을 이용하여 3차원 탄소성 및 탄성-크리프 유한요소해석을 수행하였다.

탄소성 처짐 해석에 사용된 압력관의 외반경($R_o$)은 56.2$mm$이며 두께는 4.2$mm$이다. 또한 압력관의 길이($L$)는 3200$mm$이다. 탄소성 해석을 위해 사용된 재료는 SA312 TP316 스테인리스강(288°C)이며, 항복강도와 탄성계수는 각각 165.5$MPa$, 190$GPa$이다. Fig. 4에 실험으로 구한 응력-변형률 곡선을 나타내었다.

크리프 처짐량 계산식의 타당성을 검증하기 위한 압력관의 형상은 탄소성 해석의 경우와 동일하며, 다양한 크리프 변형률 법칙에 대한 탄성-크리프 유한요소해석을 수행하였다. 해석에 사용된 크리프 법칙은 멱급수 법칙(power-law creep law), 1차-2차 크리프 법칙(primary-secondary creep law), 그리고 2차-3차 크리프 법칙(secondary-tertiary creep law)이다.

해석에 사용된 멱급수 크리프 법칙은 다음과 같다.

$$\dot{\varepsilon}_c = A\sigma^n \quad ; \quad A = 1\times10^{-16}, n = 5 \tag{19}$$

여기서, 크리프 변형률 속도($\dot{\varepsilon}_c$)의 단위는 1/hour이며, 작용 응력의 단위는 $MPa$이다.

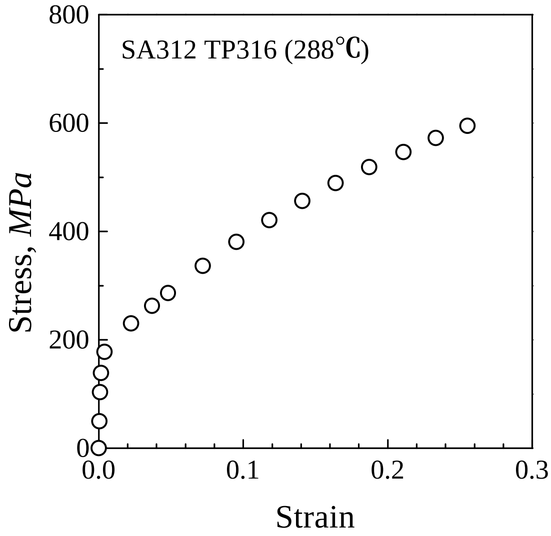


Fig. 4 True stress-strain data for the SA312 TP316 stainless steel (288°C), employed in the present elastic-plastic FE analysis for validation

1차-2차 크리프 법칙은 RCC-MR(Design and Construction Rules for Mechanical Components of Fast Breeder Reactor Nuclear Islands)에서 제시한 565°C에서의 일반적인 TP316 스테인리스강에 대한 값[7]을 사용하였으며, 다음과 같이 표현된다.

$$e_c = \begin{cases} Bs^m t^p & \text{for} \quad t \le t_{fp} \\ Bs^m t_{fp}^p + s^n\left(t - t_{fp}\right) & \text{for} \quad t > t_{fp} \end{cases}$$
$$B = 2.2243\times10^{-12}, \quad m = 4.3056, \quad p = 0.44633 \tag{20}$$
$$A = 1.7122\times10^{-23}, \quad n = 8.20$$
$$t_{fp} = 2.75366\times10^{19}\cdot s^{-7.0337}$$

여기서, $e_c$는 크리프 변형률(%)이며 $t$는 시간(hour), 그리고 $s$는 작용 응력($MPa$)이다.

2차-3차 크리프 법칙은 다음과 같이 표현된다[8].

$$e_c = ks^n t^p + ms^n t$$
$$k = 7.43\times10^{-24}\ ;\ m = 1.908\times10^{-17}\ ;\ n = 5.4\ ;\ p = 2.364 \tag{21}$$

여기서, $s$는 작용 응력($MPa$)이며, $t$는 시간(hour)이다.

멱급수 크리프 법칙을 사용한 경우에는 ABAQUS 프로그램을 이용하여 직접 처짐량을 계산할 수 있다. 반면에 1차-2차 크리프 법칙이나 2차-3차 크리프 법칙 등과 같은 일반 크리프 법칙을 사용하여 크리프 해석을 수행하는 경우에는 ABAQUS 프로그램의 사용자 정의 함수인 “CREEP”를 사용하여 해석을 수행하였다.

하중 조건은 초기에 소성한계하중의 10%에 해당하는 기계적 하중(굽힘 모멘트)을 가해 탄성 해석을 수행하고, 이후 하중을 일정하게 유지시키면서 시간 의존적 크리프 해석을 수행하였다.

### 3.2 해석결과

Fig. 5는 3차원 탄소성 유한요소해석으로 구한 압력관의 처짐량을 본 논문에서 새롭게 제

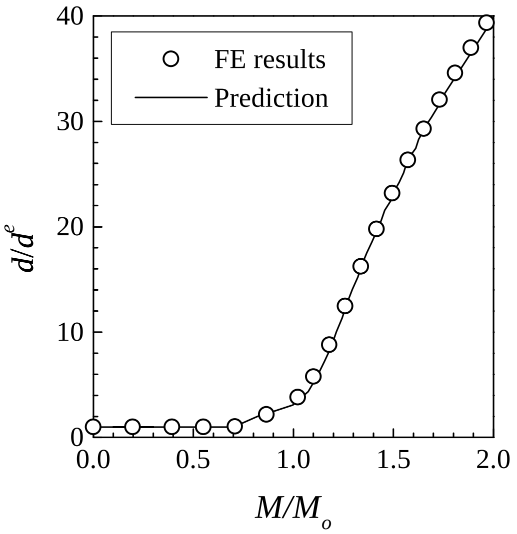


Fig. 5 Comparison of the maximum deflection from the elastic-plastic FE analysis, with the present prediction

시한 공학적 탄소성 처짐량 계산식(식 (15))으로 구한 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 처짐량은 탄성 처짐량으로 무차원화하여 나타냈으며, 굽힘 모멘트는 최적참조모멘트로 무차원화하여 나타내었다. 그림에 나타낸 바와 같이 본 논문에서 새롭게 제시한 공학적 계산식으로 구한 처짐량은 3차원 유한요소해석 결과와 잘 일치하였다.

Fig. 6은 3차원 탄성-크리프 유한요소해석으로 구한 결과를 본 논문에서 제시한 공학적 크리프 처짐량 계산식으로 구한 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 탄소성 해석의 경우와 동일하게 처짐량은 탄성 처짐량으로 무차원화하여 나타내었으며, 시간은 재분배 시간인 $t_{red}$로 무차원화하여 나타내었다. 일반적으로 재분배 시간은 다음과 같이 탄성 변형률과 크리프 변형률이 같아지는 시간으로 정의된다[9].

$$e_c\left(s_{ref}, t_{red}\right) = \frac{s_{ref}}{E} \quad ; \quad s_{ref} = \frac{M}{M_o} s_o \tag{22}$$

그림에 나타낸 바와 같이 본 연구에서 새롭게 제시한 크리프 처짐량 계산식으로 구한 결과는 크리프 법칙에 관계없이 3차원 유한요소해석 결과와 잘 일치하여 타당성이 입증되었다.

## 4. 토 론

본 논문에서는 탄소성 및 탄성-크리프 조건에서 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 최대 처짐량을 예측할 수 있는 공학적 계산식을 새롭게 제시하였다. 새롭게 제시된 계산식은 참조응력 개념을 기반으로 제시되어 응력-변형률 곡선 및 크리프-변형 곡선에 대한 이상화를 수행할 필요가 없기 때문에 사용이 쉽고 정확하다는 장점이 있다. 또한 실제 응력-변형률 곡선과 크리프-변형 곡선을 사용한 3차원 유한요소해석 결과와 제시된 계산식으로 구한 결과가 잘 일치하여 본 논문에서 제시한 소성 및 크리프 처짐량 계산식의 타당성이 잘 입증되었다.

CANDU 압력관의 경우 가동중검사 자료로부터 압력관과 칼란드리아관 사이의 간격이 주어지면 압력관의 자중으로 인한 굽힘 모멘트를 계산할 수 있으며, 식 (16)과 압력관의 크리프-변형 관계를 이용하면 크리프로 인한 처짐량을 예측할 수 있다. 또한 가터 스프링의

위치 변화가 발생할 경우에도 이로 인한 추가적인 굽힘 모멘트와 탄소성 변형량을 본 논문에서 제시한 식으로 구할 수 있다. 따라서 전체적인 압력관의 처짐량은 소성과 크리프로 인한 처짐량의 합으로 나타내어진다.

## 5. 결 론

본 논문에서는 탄소성 및 탄성-크리프 조건에서 굽힘 모멘트가 작용하는 실린더의 최대 처짐량을 예측할 수 있는 공학적 계산식을 참조응력법을 기반으로 새롭게 제시하였다. 또한 본 논문에서 제시한 계산식으로 구한 결과는 실제 응력-변형률 곡선과 크리프-변형 곡선을 사용한 3차원 유한요소해석 결과와 잘 일치하여 계산식의 타당성이 입증되었다.

본 논문에서는 가동중검사 자료와 새롭게 제시된 계산식을 이용한 CANDU 압력관의 건전성 평가 방안을 제시하였으며, 향후 CANDU 압력관의 건전성 평가를 위해 효과적으로 적용될 수 있을 것으로 판단된다.

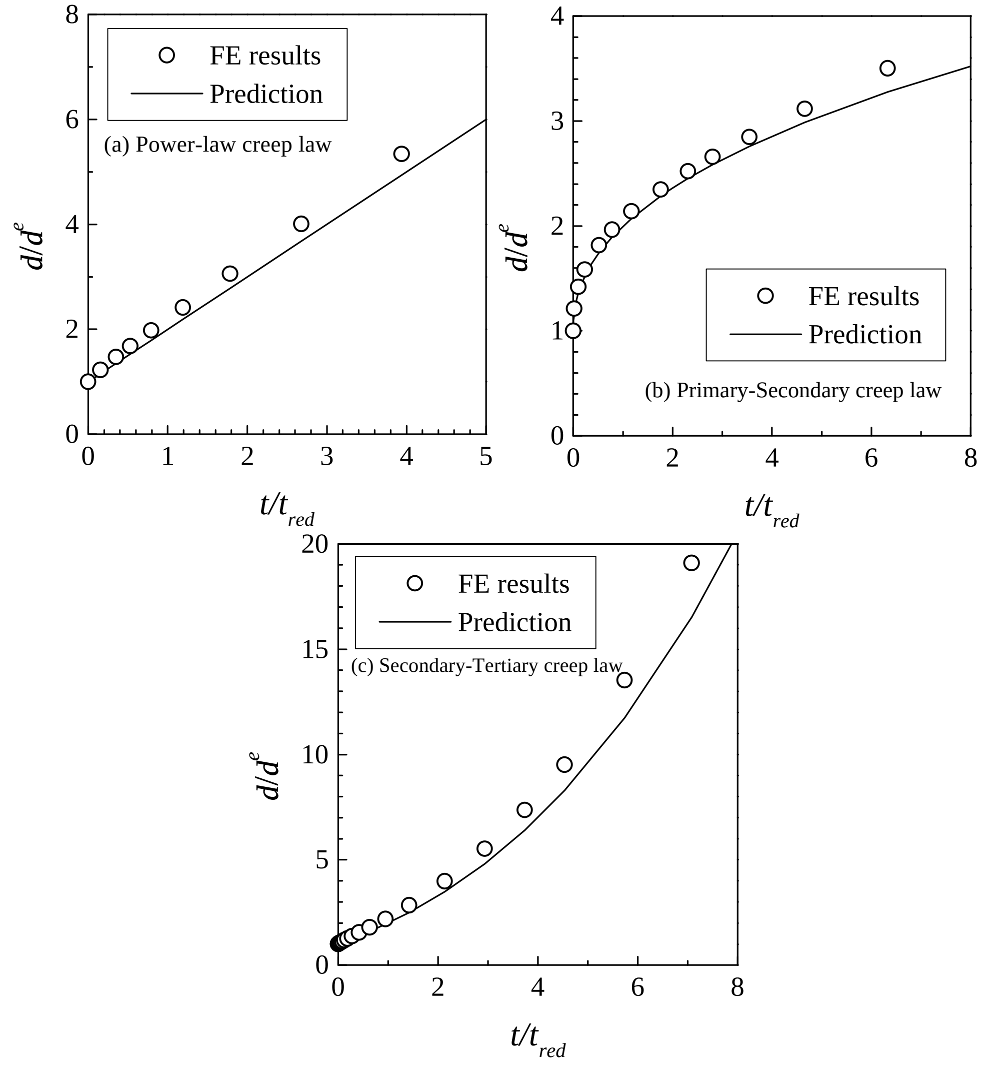


Fig. 6 Comparison of the maximum deflection *d* from the elastic-creep FE analysis, with the present prediction, Eq. (16): (a) the power-law creep law, (b) the primary-secondary creep law and (c) the secondary-tertiary creep law

## 후 기

**본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.**

## 참고문헌

[1] CSA, 1991, “Requirements for Class 1, 2, and 3 Pressure-Retaining Systems and Components in CANDU Nuclear Power Plants,” CAN/CSA-N285.2-M89.
[2] CSA, 1994, “Periodic Inspection of CANDU Nuclear Power Plant Components,” CAN/CSA N285.4.
[3] Penny, R.K. and Marriot, D.L., 1995, “Design for Creep,” 2nd Edition, Chapman & Hall, London.
[4] Crandall, S.H., Dahl, N.C. and Lardner, T.J., 1978, “An Introduction to the Mechanics of Solids,” 2nd Edition, McGraw-Hill, Inc.
[5] Miller, A.G., 1988, “Review of Limit Loads of Structures Containing Defects,” International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 32, pp. 191-327.
[6] “ABAQUS Standard/User’s Manual, Version 5.8,” 1998, Hibbit. Karlsson & Sorensen Inc., Pawtucket, RI, USA.
[7] AFCEN, 1985, “RCC-MR: Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands,” Paris.
[8] Linkens, D., 1992, “Non-Steady Creep of Externally Circumferentially Cracked Cylinder (ECCC, *a/w*=1/8), *q*-projection Creep Law,” W S Atkins Engineering Sciences Report M1670/R01.
[9] Webster, G.A. and Ainsworth, R.A., 1994, “High Temperature Component Life Assessment,” Chapman & Hall, London.