

# 유한요소해석을 이용한 지르코늄 압력관의 블리스터 생성 및 성장 해석

허남수<sup>†</sup> · 김윤재<sup>\*</sup> · 김영진<sup>\*</sup> · 김영석<sup>\*\*</sup> · 정용무<sup>\*\*</sup>

## Formation and Growth Estimation of Blister in Zr-2.5Nb Pressure Tubes based on Finite Element Analysis

Nam-Su Huh, Yun-Jae Kim, Young-Jin Kim, Young-Seok Kim and Yong-Moo Cheong

**Key Words :** Blister (블리스터), Hydride (수소화물), Hydrogen Diffusion (수소 확산), CANDU Pressure Tube (중수로 압력관), Temperature Gradient (온도 구배), Zr-2.5Nb Alloy (지르코늄 합금)

### Abstract

The pressure tubes, which contain high temperature heavy water and fuel, are within the core of a CANDU nuclear reactor, and are thus subjected to high stresses, temperature gradient, and neutron flux. Further, it is well known that pressure tubes of cold-worked Zr-2.5Nb materials result in hydrogen diffusion, which create fully-hydrided regions (frequently called Blister). Thus a proper investigation of hydrogen diffusion within zirconium-alloy nuclear components, such as CANDU pressure tube and fuel channels is essential to predict the structural integrity of these components. In this respect, this paper presents numerical investigation of hydrogen diffusion to quantify the hydrogen concentration for blister growth of CANDU pressure tube. For this purpose, coupled temperature-hydrogen diffusion analyses are performed by means of two-dimensional finite element analysis. Comparison of predicted temperature field and blister with published test data shows good agreement.

### 1. 서 론

캐나다에서 개발한 CANDU형 원자로는 냉각재 및 감속재로 중수를 사용하며, 천연 우라늄을 핵연료로 사용한다. CANDU 압력관은 CANDU형 원자로의 핵심기기로 핵연료의 지지를 위해 원자로 내에 수평으로 설치되며, Zr-2.5Nb 합금으로 제작되어 있다. Fig. 1은 CANDU 압력관을 포함한 핵연료 채널의 형상을 간략하게 나타낸 것으로, 압력관은 핵연료 인출시의 마모, 외부와의 온도차, 중성자 조사로 인한 길이 증가, 처짐 등으로 인하여 각종 응력 집중 및 결함이 발생할 가능성이 높다.<sup>(1)</sup>

특히 압력관의 재료인 Zr-2.5Nb 합금은 수소 확

산 계수(hydrogen diffusion coefficient)가 크기 때문에 압력관의 기계적 거동을 파악하고 건전성을 평가하기 위해서는 수소 확산 거동을 정확하게 이해하는 것이 매우 중요하다. 수소 확산은 수소 농도 구배(gradient), 온도 구배, 그리고 응력 구배 등으로 인해 발생한다. CANDU 압력관의 경우, 가동중 연료 무게와 고온 환경으로 인한 압력관의 처짐, 가터 스프링(garter spring)의 위치 이동으로 외부를 둘러싸고 있는 저온의 칼란드리아관(calandria tube)과 고온의 압력관의 접촉이 발생한다. 이로 인해 압력관의 접촉부에 저온부가 생성되어 온도 구배에 의한 수소 확산이 발생한다. 수소가 과도하게 확산된 영역에서는 상(phase) 변태로 인해 압력관 건전성 평가의 중요한 요소가 되는 블리스터가 발생하게 된다.

Pickering 원전에서 블리스터에 의한 압력관 파손 사고가 발생한 이후 캐나다를 비롯한 선진 외국에서는 온도 구배에 의한 블리스터 생성 및 성장 예측을 위한 실험적, 수치해석적 연구를 활발히 수행하여 왔다.<sup>(2-6)</sup> 국내의 경우도 최근 블리스

<sup>†</sup> 회원, 성균관대학교 기계공학부  
E-mail : nshuh@safe.skku.ac.kr  
TEL : (031)299-6628 FAX : (031)290-5276

<sup>\*</sup> 회원, 성균관대학교 기계공학부

<sup>\*\*</sup> 회원, 한국원자력연구소

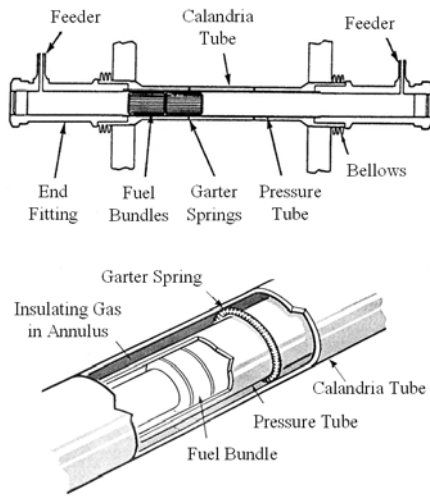


Fig. 1 A schematic illustration of CANDU pressure tube

터의 생성 및 성장 예측을 위한 실험적 연구<sup>(7)</sup>를 수행한 바 있다. 그러나 온도 구배에 따른 블리스터의 생성 및 성장 예측에 대한 연구는 아직 미흡한 실정으로 이에 의한 파손 예측을 위해 매 검사 주기마다 재료내 수소 농도 분석 등을 수행하고 있다. 이와 같은 방법은 많은 경제적 비용이 소요되므로 압력관의 효율적인 유지·관리 및 경제적 비용 절감을 위해서는 이에 대한 예측 및 평가 체계를 확립해야 한다.

따라서 본 연구에서는 온도 구배에 의한 수소 확산에 따른 블리스터 생성 및 성장량을 예측할 수 있는 방법을 유한요소해석을 기반으로 제시하고자 한다. 이를 위해 국외에서 기 수행된 실험 결과를 기반으로 온도 해석과 수소 확산 해석을 수행하여 블리스터 생성 및 성장량을 예측하였으며, 실험 결과와의 비교를 통해 타당성을 검증하였다.

## 2. 블리스터 생성 모사를 위한 실험

### 2.1 실험장치

본 논문에서는 유한요소 해석을 기반으로 온도 구배에 의한 블리스터 생성 및 성장 해석 기법을 제시하기 위해 Domizzi 등<sup>(5)</sup>이 수행한 실험 결과를 이용하였다. Fig. 2는 블리스터 생성 모사 실험을 위한 실험 장치를 나타낸 것으로 자세한 실험 방법 및 결과는 참고문헌 (5)에 기술되어 있으며, 본 논문에서는 이를 간단하게 정리하여 기술하였다.

실험 장치는 Zr-2.5Nb 합금으로 제작된 압력관 시편(sample)과 시편과의 접촉을 통해 저온부를 생성하기 위한 알루미늄 봉(cold finger)으로 구성되어 있다. Fig. 2(a)에 나타낸 바와 같이 시편은 직경이 112mm, 두께가 4.25mm인 실제 CANDU 압력관에서 떼어내어 제작된 것으로 직경과 두께가 각각 34mm와 3.9mm인 원형 시편이다. 또한 시편의 초

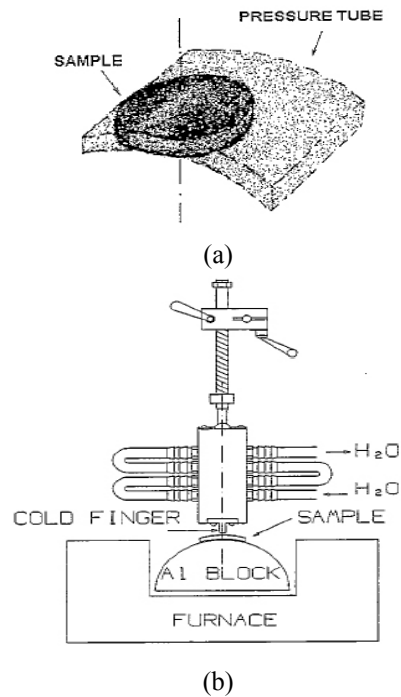


Fig. 2 (a) Scheme showing geometrical relationship between the sample and the pressure tube from which it was extracted. (b) Experimental device for blister formation<sup>(5)</sup>

기 수소 농도는 300ppm이며, 초기 온도는 390°C이다. Fig. 2(b)는 수소 확산을 위한 온도 구배 생성 방법을 나타낸 것으로 압력관 시편은 고온의 노(furnace)에 의해 415°C로 유지되는 알루미늄 블록(block) 위에 위치하며 저온부는 알루미늄 봉과 압력관 시편의 접촉에 의해 발생한다. 알루미늄 봉은 시편의 중심에서 접촉하며, 접촉 표면의 온도가 약 200°C가 되도록 구성되어 있다. 알루미늄 봉의 직경은 2.5mm이며 상부에 흐르는 약 20°C로 유지되는 물에 의해 냉각되고 있다. 따라서 저온부가 형성되는 알루미늄 봉과 시편의 접촉부로 수소가 확산되게 된다.

블리스터를 생성시키기 위한 온도 구배는  $1 \times 10^5 \sim 6 \times 10^5$ 초 동안 적용되었으며, 확산 시간에 따라 모두 7개의 시편에 대한 실험이 수행되었다. 블리스터의 크기는 각 시간동안 온도 구배를 적용시킨 후 알루미늄 봉을 제거하여 측정하였다. 또한 온도 구배가 적용되는 동안 J-형 열전대(J-type thermocouple)를 이용하여 시편에서의 온도장(temperature field)도 측정하였다.

### 2.2 실험결과

Table 1은 접촉에 의한 온도 구배가 작용하는 동안 시편 각 부위에서 측정된 온도 결과를 나타낸 것이다. 여기서 반경방향 거리(radial location)는 알루미늄 봉과 시편이 접촉하고 있는 시편의 중심에서부터의 거리를 의미하며, 수직 방향 거리

**Table 1** Comparison of temperature field between experimental results and FE results

Radial location (mm)	12	12	5	11
Vertical location (mm)	-3.4	-0.4	0	0
Measured temperature (°C)	392	390	>352	392
FE results (°C)	388.15	385.95	368.55	384.95

**Table 2** Depth of the experimental blisters

Sample No.	Thermal-diffusion time ( $\times 10^3$ sec)	Blisters depth (mm)
1	100.0	0.41
2	109.0	0.41
3	195.3	0.65
4	219.6	0.76
5	410.7	0.85
6	600.0	1.30
7	200.0	0.60

(vertical location)는 시편 접촉 표면을 기준으로 두께방향으로의 거리를 의미한다. 즉 수직 방향 거리가 양수(+)이면 알루미늄 봉 방향을 의미하며, 음수(-)이면 시편 두께 방향을 의미한다. Table 1에 나타난 바와 같은 시편에서의 온도 구배로 인해 수소 확산이 발생하게 된다. Table 2는 온도 구배로 인한 수소 확산으로 발생한 블리스터의 깊이 측정 결과를 정리하여 나타난 것이다. 앞서 언급한 바와 같이 확산 시간에 따라 모두 7개의 시편에 대한 실험이 수행되었으며, 확산 시간에 따른 각 시편별 측정 결과를 나타내었다.

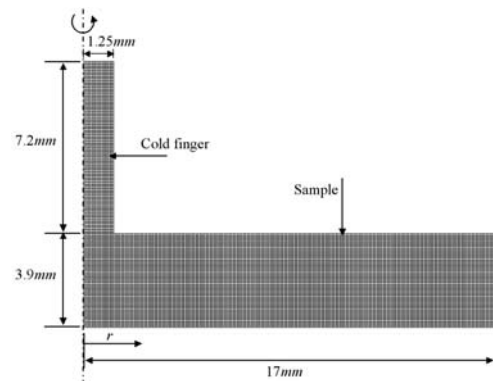
### 3. 유한요소 온도 해석

#### 3.1 해석방법 및 모델

압력관의 블리스터 생성 및 성장 해석을 위해 먼저 압력관 시편과 알루미늄 봉과의 접촉에 의한 온도 변화를 유한요소해석을 이용하여 예측하였다. Fig. 3은 유한요소 온도해석을 위해 작성된 압력관 시편과 알루미늄 봉의 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 대상의 크기도 유한요소모델에 함께 나타내었다. 해석에는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램<sup>(8)</sup>을 사용하였으며, 해석 대상의 대칭성을 고려하여 2차원 축대칭 요소(2-dimensional axisymmetric element)를 사용하였다. 유한요소모델 작성을 위해 전체 11,620개의 요소가

**Table 3** Thermal parameters used to estimate the temperature field<sup>(5)</sup>

Thermal conductivity of Zr-2.5Nb	$k_{Zr-2.5Nb}$	0.0215 W/(mm°C)
Thermal conductivity of Al	$k_{Al}$	0.2 W/(mm°C)
Heat transfer coefficient between sample and cold finger (maximum)	$h_{cont}^{max}$	1.7852 W/(mm <sup>2</sup> °C)
Heat transfer coefficient between sample and aluminium block	$h_{block}$	$9.81 \times 10^{-4}$ W/(mm <sup>2</sup> °C)
Heat transfer coefficient between sample and surrounding air	$h_{air}$	$2.1 \times 10^{-5}$ W/(mm <sup>2</sup> °C)

**Fig. 3** 2-dimensional finite element model for the present work

사용되었다.

온도 해석시 알루미늄 봉의 상부는 실험 장치와 동일하게 20°C의 물에 의해 일정하게 냉각되고 있다고 가정하였으며, 측면은 상온 공기와 대류 열전달이 일어나고 있다고 가정하였다. 압력관 시편의 경우는 하부에서는 415°C로 유지되는 알루미늄 블록과 열전달이 발생하도록 하였다. 시편의 측면 및 상부는 상온 공기와 대류 열전달이 발생한다고 가정하여 해석을 수행하였다. Table 3에 온도 해석시 사용된 열전달 상수를 정리하여 나타내었다. 특히 알루미늄 봉과 압력관 시편 접촉부의 대류 열전달 계수는 실험 결과를 이용하여 다음과 같이 정의하였다.<sup>(5)</sup>

$$h_{cont}(r) = h_{cont}^{max} \left( 1 - \frac{r}{0.69mm} \right) \quad \text{if } r \leq 0.69mm \quad (1)$$

**Table 4** Material constants for the thermal-diffusion of hydrogen in Zr-2.5Nb<sup>(5)</sup>

Gas constant	$R$	8.314 J/K mol
Frequency factor	$D_o$	0.41 mm <sup>2</sup> /s
Activation energy for diffusion	$Q$	38,400 J/mol
Dissolution constant	$K_D$	60,500 ppm
Precipitation constant	$K_P$	41,000 ppm
Heat of mixing (dissolution)	$H_D$	33,300 J/mol
Heat of mixing (precipitation)	$H_P$	28,000 J/mol
Heat of transport	$Q^*$	20,930 J/mol

여기서,  $h_{cont}^{max}$  는 접촉부에서의 최대 대류 열전달 계수(Table 3)이며,  $r$ 은 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 접촉 중심으로부터의 거리를 의미한다.

해석시 압력관 시편과 알루미늄 봉의 접촉 유지 시간은 실험과의 비교를 위해 최대 600,000초로 설정하였다.

### 3.2 해석 결과

유한요소 온도해석으로 구한 압력관 시편의 온도 분포를 Table 1에 측정 결과와 비교하여 나타내었다. 비교 결과, 해석 결과는 최대 2% 내에서 실험 결과와 잘 일치하였다. 따라서 본 논문에서 구한 시편 온도 분포의 타당성이 입증되었다. 또한 알루미늄 봉과 시편과의 접촉부에서 최소 온도는 약 210°C 정도 였으며, 수소 확산을 발생시키는 저온부와 고온부의 온도 차이는 약 180°C 정도였다. 본 온도 해석 결과는 4장에서 수행되는 온도 구배에 의한 수소 확산 해석을 위한 입력 자료로 사용된다.

## 4. 유한요소 수소 확산 해석

### 4.1 해석 방법 및 모델

앞서 언급한 바와 같이 온도 구배로 인한 수소 확산으로 압력관의 저온부에 수소가 과도하게 확산되게 되면 상 변태로 인해 블리스터가 발생하게 된다. 따라서 압력관에 대한 정확한 수소 확산 해석을 수행하기 위해서는 상 변화를 고려한 해석 기법이 적용되어야 한다.

압력관의 경우는  $\alpha$ 상으로 표현되는 고용체(solid-solution) 상태와 수소화물(hydride) 상태인  $\delta$ 상의 이상 확산을 고려해야 하며, 이 경우 전체 수소량은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \text{div}(v_\alpha J_\alpha + v_\delta J_\delta) = 0 \quad (2)$$

여기서,  $C$ 는 전체 수소 농도이며,  $t$ 는 시간이다. 또한  $J_\alpha$  와  $J_\delta$  는 각각  $\alpha$ 상과  $\delta$ 상에서의 수소 플럭스(hydrogen flux)를 의미하며,  $v_\alpha$  와  $v_\delta$  는 각각  $\alpha$ 상과  $\delta$ 상의 체적 분률(volumetric fraction)이다.  $\alpha$ 상에서의 수소 플럭스는 다음과 같이 표현된다.

$$J_\alpha = -D_\alpha \left( \nabla C_\alpha + \frac{Q_\alpha^* C_\alpha}{RT^2} \nabla T \right) \quad (3)$$

여기서,  $D_\alpha$  는 확산 계수이며,  $Q_\alpha^*$  는 Heat of transport이다. 또한  $T$ 는 켈빈온도(K)이며,  $C_\alpha$  와  $R$  은 각각  $\alpha$ 상에서의 수소 농도와 가스 상수이다. 식 (3)에서 정의된 상수값을 정리하여 Table 4에 나타내었다.

$\delta$ 상에서의 수소 플럭스도 식 (3)과 같이 표현할 수 있으나 일반적으로 수소화물( $\delta$ 상)의 확산 계수는  $\alpha$ 상에 비해 매우 작기 때문에  $J_\delta$ 는 무시할 수 있다. 따라서 전체 수소 농도는 각 상의 체적 분률을 고려하여 다음과 같이 표현된다.

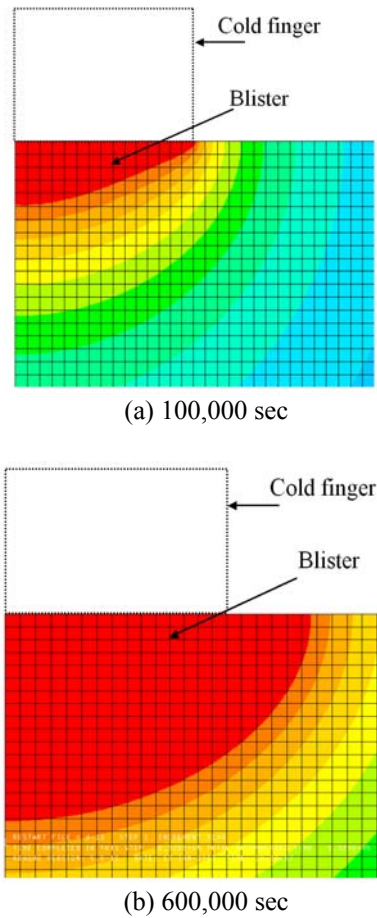
$$C = v_\alpha C_\alpha + v_\delta C_\delta = C_\delta + v_\alpha (C_\alpha - C_\delta) \quad (4)$$

여기서, 일반적으로 수소화물의 수소농도( $C_\delta$ )는 16,000ppm으로 일정하다고 가정한다. 또한  $\alpha$ 상에서의 용해도 곡선은 온도에 따른 단일 평형 곡선으로 표현될 수 있으며 히스테리시스(hysteresis) 효과를 고려하여 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \text{TSSD} &= K_D \exp(-H_D / RT), \\ \text{TSSP} &= K_P \exp(-H_P / RT), \\ D &= D_o \exp(-Q / RT) \end{aligned} \quad (5)$$

여기서, TSSD는 용해에 대한 임계 용해도(terminal solid solubility for dissolution) 곡선이며, TSSP는 석출에 대한 임계 용해도(terminal solid solubility for precipitation) 곡선이다. 즉  $\alpha$ 상에서 수소 농도가 TSSD보다 작으면 수소화물은 용해되며, TSSP보다 커지면 석출된다. 또한  $D$ 와  $Q$ 는 각각 확산 계수와 확산을 위한 활성화 에너지이다. 식 (5)에 나타낸 Zr-2.5Nb 합금의 용해도 곡선 상수도 Table 4에 정리하여 나타내었다.

그러나 본 연구에서 사용한 ABAQUS 프로그램의 수소 확산 해석 모듈은 해석시 상변화에 의한 영향을 고려할 수 없다. 따라서 전술한 바와 같은 상변화를 고려한 수소 확산 해석을 위해서는 이를 사용자 정의 함수(user subroutine)로 개발하여야 하며 본 논문에서는 ABAQUS 프로그램의 사용자 정의 함수 가운데 “User Field (USDFLD in ABAQUS)”와 “User Flux (DFLUX in ABAQUS)”를 사용하여 이상 확산을 고려한 블리스터 생성 및



**Fig. 4** Computed hydrogen concentration fields at times (a) 100,000 sec and (b) 600,000 sec

성장 기법을 제시하였다. 먼저 “USDFLD” 함수는 수소 농도가 16,000ppm 이상인 영역에서는 더 이상 수소 확산이 발생하지 않는 블리스터 영역임을 모사하는데 사용하며 “DFLUX” 함수는  $\alpha$ 상에서의 수소 확산 거동을 모사하기 위해 사용되었다. 다음은 “DFLUX” 함수를 이용한 수소 확산 해석 절차를 정리하여 나타낸 것이다.

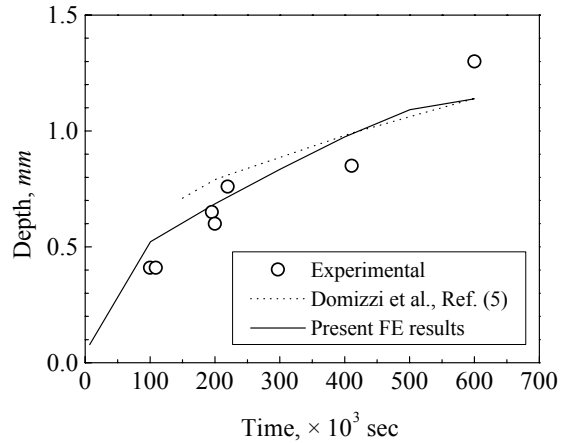
**Step 1:  $\alpha$ 상에서의 수소 확산**

$$\frac{C^{n+1} - C^n}{\Delta t} = \text{div} \left[ v_\alpha^n D \left( \nabla C_\alpha^n + \frac{Q^* C_\alpha^n}{RT^2} \nabla T \right) \right] \quad (6)$$

**Step 2:  $C_\alpha$  계산**

$$\tilde{C}_\alpha \equiv C_\alpha^n + (C^{n+1} - C^n) / v_\alpha^n \quad (7)$$

$$C_\alpha^{n+1} = \begin{cases} \text{TSSP} & \text{if } \tilde{C}_\alpha > \text{TSSP} \\ \tilde{C}_\alpha & \text{if } \text{TSSD} \leq \tilde{C}_\alpha \leq \text{TSSP} \\ \min(C^{n+1}, \text{TSSD}) & \text{otherwise} \end{cases} \quad (8)$$



**Fig. 5** Comparison of computed blister depth with experimental results

**Step 3:  $\alpha$ 상의 체적 분률 계산**

$$v_\alpha^{n+1} = \frac{C_\delta - C^{n+1}}{C_\delta - C_\alpha^{n+1}} \quad (9)$$

여기서, 상첨자  $n$ 은 시간 간격(time step)을 의미한다.

확산 해석시 사용된 요소는 2차원 축대칭 확산 요소(DCAX8 in ABAQUS)로 전체적인 모델은 Fig. 3에 나타낸 온도 해석시 사용된 요소망과 동일하다. 또한 3장에서 수행된 온도 해석 결과를 입력 조건으로 하여 온도 구배에 의한 확산 해석을 수행하였다. 해석시 초기 수소 농도는 실험과 동일하게 300ppm으로 가정하였으며, 확산 시간도 실험시 고려된 최대 확산 시간인 600,000초로 설정하였다. 전술한 바와 같이 수소 농도가 16,000ppm 이상이 되는 영역을 블리스터로 간주하였다.

**4.2 해석 결과**

Fig. 4는 각각 확산 시간이 100,000초와 600,000초인 경우에 대해 예측된 블리스터의 형상을 나타낸 것이다. 그림에서 알루미늄 봉(cold finger)과 시편의 접촉 표면 하부에서 가장 진하게 표시된 영역이 블리스터 영역이다. Fig. 4(a)에 나타난 바와 같이 초기 확산 시간 영역에서의 블리스터는 타원 형상이 아니었으나 시간이 지남에 따라 점차 타원 형상으로 성장하였다(Fig. 4(b)). Fig. 5는 예측된 블리스터의 깊이를 실험 결과와 비교하여 나타낸 것이다. 또한 참고 문헌 (5)에 제시되어 있는 타 연구자의 예측 결과도 함께 나타내었다. Fig. 5에 나타난 바와 같이 본 연구에서 예측한 블리스터의 깊이는 타 연구자의 예측 결과 뿐만 아니라 실험 결과와 잘 일치하였다. 따라서 본 논문에서 제시한 온도 구배와 이상 수소 확산을 고려한 압력관의 블리스터 생성 및 성장 해석 기법의 타당성이 입증되었다.

## 5. 결 론

본 논문에서는 CANDU 압력관의 건전성 평가 시 중요한 인자인 블리스터에 대한 평가 기법을 확립하기 위해서 유한요소해석을 이용한 블리스터 생성 및 성장 해석 기법을 제시하였다. 블리스터는 고온의 압력관과 저온의 칼란드리아관의 접촉에서 기인하는 온도 구배에 의한 수소 확산에 의해 발생되므로, 온도 해석과 수소 확산 해석이 동시에 수행되어야 한다. 따라서 본 논문에서는 기 수행된 온도 구배에 의한 블리스터 생성 모사 실험 결과를 바탕으로 2차원 온도 해석과 수소 확산 해석을 수행하여 블리스터의 크기를 예측하였다. 이때 상 변화에 의한 영향을 고려하기 위해 이상 확산 해석 기법을 적용하였으며, 예측된 블리스터의 크기를 실험 결과와 비교하여 타당성을 검증하였다. 비교 결과, 본 논문에서 제시한 방법으로 구한 블리스터의 크기는 실험 결과 및 타 연구자의 예측 결과와 잘 일치하였다. 향후에는 이를 실제 압력관의 운전 조건에 확대 적용하여, 압력관과 칼란드리아관의 접촉 조건 하에서의 블리스터 생성 및 성장 예측 기법을 제시하고자 한다.

## 후 기

본 논문은 과학기술부의 원자력연구개발 중장기 계획사업 중 한국원자력연구소의 “중수로압력관 건전성 평가 기술 개발” 과제의 일환으로 수행된 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

## 참고문헌

(1) Kwak, S.L., Lee, J.S., Kim, Y.J. and Park, Y.W., 2002,

“Development of CANDU Pressure Tube Integrity Evaluation System: Its Application to Delayed Hydride Cracking and Blister,” *Journal of the Korean Society of Precision Engineering*, Vol. 19, No. 11, pp. 174~182.

(2) Byrne, T.P., Gadala, M.S. and Leger, M., 1985, "Hydrogen Redistribution Due to Temperature Gradients in Zirconium Alloys-A Finite Element Approach," 8th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Vol. B, pp. 123~129.

(3) Shoukri, M. and Chan, A.M.C., 1987, "On the Thermal Analysis of Pressure Tube/Calandria Tube Contact in CANDU Reactors," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 104, pp. 197~206.

(4) Jovanovic, M., Stern, A., Kneis, H., Weatherly, G.C. and Leger, M., 1988, "Thermal Diffusion of Hydrogen and Hydride Precipitation in Zr-Nb Pressure Tube Alloys," *Canadian Metallurgical Quarterly*, Vol. 27, No. 4, pp. 323~330.

(5) Domizzi, G., Enrique, R., Ovejero-Garcia, J. and Buscaglia, G.C., 1996, "Blister Growth in Zirconium Alloys: Experimentation and Modeling," *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 229, pp. 36~47.

(6) Varias, A.G. and Massih, A.R., 2000, "Simulation of Hydrogen Embrittlement in Zirconium Alloys under Stress and Temperature Gradients," *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 279, pp. 273~285.

(7) Cheong, Y.M., Gong, U.S., Choo, K.N., Kim, S.S. and Kim, Y.S., 2001, "Formation and Growth of Hydride Blisters in Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *Journal of the Korean Nuclear Society*, Vol. 33, No. 2, pp. 192~200.

(8) “ABAQUS Ver. 5.8 – User’s Manual,” Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1999.