

중수로 압력관의 수화물이 LBB 평가에 미치는 영향

오 동 준[†] · 김 영 석^{*}

(2003년 10월 6일 접수, 2004년 2월 11일 심사완료)

Effect of Hydride of the PHWR Pressure Tube on the LBB Evaluation

Dong Joon Oh and Young Suk Kim

Key Words : PHWR(중수로), Pressure Tube(압력관), Critical Crack Length(임계균열길이), Delayed Hydride Cracking(지체수소균열전파), Leak-Before-Break (파단전 누설), LBB Deterministic Parameter(파단전 누설 결정 변수)

Abstract

The aim of this study was to investigate the hydride embrittlement when the LBB evaluation was carried out for the integrity of PHWR Pressure Tubes. The transverse tensile and CCT toughness tests were performed at three hydrogen concentrations while the test temperatures were changed (RT to 300°C). Both the transverse tensile and the fracture toughness tests showed the hydrogen embrittlement clearly at RT but this phenomenon was disappeared while the test temperature arrived at 250°C. Using the DHC test results, the CCL and LBB time were calculated and compared. The hydride embrittlement at the LBB evaluation made the LBB time short definitely. If the operating temperature, DHCV and LBB deterministic parameters such as A and m were known, LBB time could be estimated without the calculation of CCL.

1. 서론

Zr-2.5Nb 로 되어있는 CANDU 형 압력관은 핵연료 및 냉각재를 지지하는 역할 등으로 인해 월성 원자로와 같은 중수로 안전성 평가에 가장 핵심적인 부품이다. 중수로 안전성 평가 시에 압력관이 충족시켜야 하는 변수로는 파단 전 누설조건 (Leak-Before-Break, LBB)과 사용 중 열화의 특성을 표현하는 파괴인성 등의 기계적 물성이다.^(1,2) 압력관은 사용 중 고온 고압의 냉각재와 화학반응을 통해서 수소를 흡수하게 되며, 이러한 수소흡수는 수화물(hydride)의 석출을 유발시킨다. 이러한 수화물 석출은 다시 압력관 재료의 파괴인성을 감소시키고, 결함과 같은 균열의 선단에서 작용하는 인장응력은 다시 수소지체균열 DHC (Delayed Hydride Cracking)이라는 취성파괴를 야기한다.⁽³⁾ 또한, 수화물 석출로 인하여 연취성 천이온도가

고온으로 이동함으로써 원자로 가동 조건에서 건전성을 유지하기 어렵다.

한편, 압력관의 파괴인성 시험은 압력관의 제한된 제원 때문에, ASTM 표준시험 방법에 제시된 시험편 규격을 따르는데 어려움이 있다. 캐나다의 AECL 에서는 압력관의 곡면을 살린 Curved Compact Tension (CCT) 시험편을 이용하여 ASTM 에서 규정한 파괴인성 시험에 준한 파괴인성 시험법을 개발하였다.^(4,5) 이 시험법의 CCT 시험편은 ASTM 의 평면 변형을 조건 하에서의 파괴인성 시험편의 제약조건을 완전히 만족하지는 않을지라도 일반적인 파괴인성의 경향을 잘 나타내므로, 대형 압력관의 버스트(burst) 시험에 의한 파괴인성 시험과 병행하여 실험실에서의 소형 시험편을 이용한 파괴인성치를 얻기 위해서 주로 이용되고 있다.

따라서 본 연구의 목적은 인위적으로 수소를 장입한 Zr-2.5Nb 압력관의 CCT 시험편을 이용하여 원자로 가동 온도 구간에서의 파괴인성 시험을 행하여, 수화물에 의한 파괴인성 취화와 석출 수화물에 의한 DHC 균열전파가 압력관 가동 안전기준에 적용되는 LBB (Leak-Before-Break) 평가에 미치는 영향에 대하여 검토하고자 한다. 그러기 위해

[†] 책임저자, 회원, 안동대학교

E-mail : djoh@andong.ac.kr

TEL : (054)820-6016 FAX : (054)820-1766

* 한국원자력연구소

서 임계균열길이, CCL (Critical Crack Length)와 $DHCV$ (Delayed Hydride Cracking Velocity)를 통한 LBB 시간의 비교가 필수적이다.

2. 재료 및 시험

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 재료는 CANDU 4 차 용해 냉간가공(cold-worked) Zr-2.5Nb 압력관이다. CANDU 압력관의 제조공정은 800°C 에서 11:1 로 열간 압출(Hot Extrusion)과 냉간 인발 (Cold Drawing, 26%) 후에 400°C 에서 24 시간 오토크레이브 (autoclave) 처리를 하였다. CANDU 압력관은 압출시의 심한 소성변형 (11:1 의 압출비율)으로 축 방향으로 길게 늘어진 결정립이 관찰된다. 이때 길게 축 방향으로 늘어진 결정립자는 α -Zr 이며, α -Zr 와 α -Zr 사이에 β -Zr 입자들이 길게 늘어져 있다.

Fig. 1 은 광학현미경으로 관찰한 조대한 수화물의 조직 사진이다. 이것은 Zr-2.5Nb 합금의 표준 미세조직과 형태상으로 유사한 조직을 나타낸다. 광학현미경으로 관찰되어진 조대한 수화물들은 축에 수직면에서 길게 늘어진 α -Zr 에 평행한 방향으로 정렬되어 있다는 사실로부터, 초기 압력관의 미세조직이 수화물의 석출과 분포에 밀접한 관련이 있다는 것을 알 수 있었다. 또한 원주 방향면에서도 수화물이 원주방향을 따라 분포한 것을 확인할 수 있었다.

Fig. 2(a)는 횡방향 소형 인장시험편의 형상을 보여주고 있다. 압력관의 횡방향을 따라 약 두께 2 mm 의 소형 인장 시험편을 제작하였다. Fig. 2(b)는 파괴인성시험을 위해서, CANDU 압력관의 곡면을 유지하는 CCT 시험편의 치수를 보여주고 있다. CANDU 압력관의 내경은 약 103 mm 이며, 두께는 4.2~4.4 mm 이다.

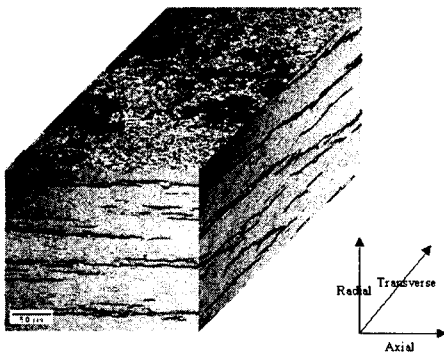


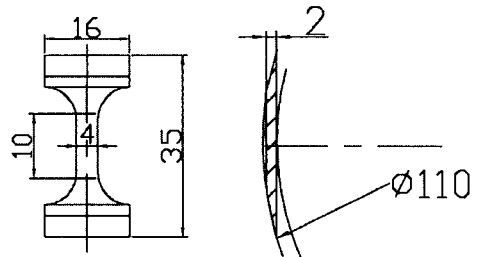
Fig. 1 Typical microstructure of hydride on Zr-2.5Nb pressure tube

CCT 시험편의 균열 진전방향은 축방향이며, 시험편의 폭(W)은 17 mm, 균열비 (a/W)는 0.4 이다.

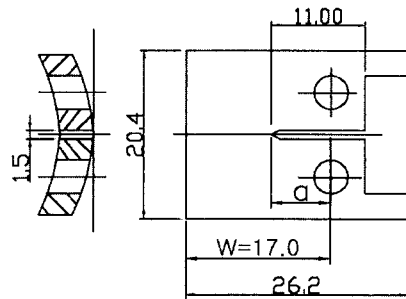
2.2 시험 장치 및 방법

2.2.1 시험장치

사용된 인장 및 파괴인성 시험장치는 Instron 8501 이며, 시험 시 사용된 그립은 Zr-2.5Nb 합금을 사용하여 가공하였으며, DCPD(Direct Current Potential Drop) 측정 시에 전류의 절연을 위하여 800°C 에서 3 시간 열처리 후에 공랭하여 산화막 처리를 하였다. 피로균열은 0.5° 테이퍼 핀을 이용하여 균일하게 만들었으며, 피로 균열의 길이 측정은 양방향에서 직접 측정하였다.⁽⁶⁾ 파괴인성 시험 및 DHCV 측정을 위한 시험 동안의 균열 진전은 DCPD 방식에 의하여 측정하였으며, 시험이 끝난 후에는 9 점 평균측정법 (nine point average method) 에 의하여 실제 균열 길이를 측정한 후에 DCPD 의 보정이 이루어졌다.



(a) Geometry of transverse tensile specimen



(b) Collection of CCT specimen

Fig. 2 Transverse tensile and CCT toughness specimen

2.2.2 수소 장입

인위적인 농도의 수화물을 석출 시키기 위하여 고온 음극 수소 장입 방법 (Cathodic Hydrogen Charging Method)을 이용하여 수소를 50, 100 ppm 이 되게끔 장입하였다. 이 방법은 전기화학적 방법으로, 시편 표면에 수화물 층을 형성시키고자 KAERI 의 표준 수소 장입 절차서⁽⁷⁾에 의해 시편은 음극에 설치하고 음극의 2 배 면적을 갖는 양극(납)을 65±5°C 로 일정하게 유지되는 0.1~0.2 molar 의 황산용액(전해액)에 담근 후, 150 mA/cm² 의 전류밀도를 23 시간 이상 가해, 이론치보다 50% 두껍게 시편표면에 수화물 층이 형성되도록 하였다.

시편표면에 형성된 수화물 층으로부터 수소를 내부로 확산시키기 위해 관상의 진공로를 사용하여 균질화 처리를 수행하였다. 균질화 시간과 온도는 확산방정식을 이용하여 50 ppm 을 얻기 위해서 292°C 에서 30 시간동안 열처리하였다. 균질화 열처리 후 장입된 수소량을 분석하여 수소 함유량을 확인하였다.

2.2.3 횡방향 인장시험

본 시험은 상온에서는 ASTM E 8,⁽⁸⁾ 250°C 와 300°C 에서는 ASTM E 21⁽⁹⁾에 준하여 인장시험을 행하였다. 시험 시 하중과 하중변위곡선이 자동으로 기록되었으며, 0.2% YS(Yielding Strength)와 UTS(Ultimate Tensile Strength) 등이 자동으로 계산되었다. 인장시험의 결과는 파괴인성치의 계산에 필수적인 데이터로 사용되며, 또한 수소 취화의 경향도 보여주고 있다.

2.2.4 파괴인성 시험

본 시험은 ASTM E 1737-96⁽¹⁰⁾에 준하여 단수 시험편법 (single-specimen method)에 의해 상온과 250°C, 300°C 에서 각각 수행되었다. 고온시험의 경우에, 하중제어방식에 의해 초기 하중을 0.2 kN 을 가한 후에 시험 목표 온도가 되기를 기다렸다. 시험온도에 도달하면, 열적 평형상태를 얻기 위해서 1 시간이상의 침투 시간(soaking time)을 주었으며, 시험온도의 오차는 ±3 °C 이었다. 시험이 이루어지는 동안에 하중치, 하중 변위값, 포텐셜차 (potential drop)와 온도 등은 시험 프로그램에 의하여 자동 기록되었다. 시험이 끝난 후에는 약 300°C 에서 30 분간 가열착색 (heat-tinting) 작업을 하였으며, 시편의 추가적인 변형을 방지하기 위하여 0.7 의 응력비로 피로균열을 도입하여 시험편을 최종파단 시켰다. 파단된 시험편의 최종 균열길이를 9 점 평균 측정법 (9-point average method)에 의해 측정하였다. J - R 곡선은 ASTM E-1152⁽¹¹⁾의 J 계산식을 이용하여 구하였다.

2.2.5 CCL 계산법

균열 구동력 (Crack Driving Force: CDF) 평가법은 실험적으로 측정되는 균열진전 저항력 (J - R) 값과 역학적으로 계산되는 균열 구동력 J 값을 비교함으로써 균열의 성장 및 파괴과정을 평가하는 방법이다.⁽¹²⁾ CDF 에서 하중이 고정되어 있는 경우, 균열의 불안정 성장조건은 다음과 같다.

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a}\right)_P \geq \frac{\partial J_R}{\partial a} \quad (1)$$

$$J = \frac{K_I^2}{E} = \frac{8 \sigma_f^2}{\pi E} a \cdot \ln \left[\sec \left(\frac{\pi M \cdot \sigma_h}{2 \sigma_f} \right) \right]$$

$$M = \sqrt{[1 + 1.255(a^2 / (r_m \cdot t)) - 0.0135(a^4 / (r_m \cdot t)^2)]} \quad (2)$$

이때, σ_h 는 압력관에 작용하는 후프 응력(hoop stress)이며, σ_f 는 유동응력(flow stress)이다. $2a$ 는 균열길이이며, M 은 압력관의 곡률을 고려한 수정 계수이다.

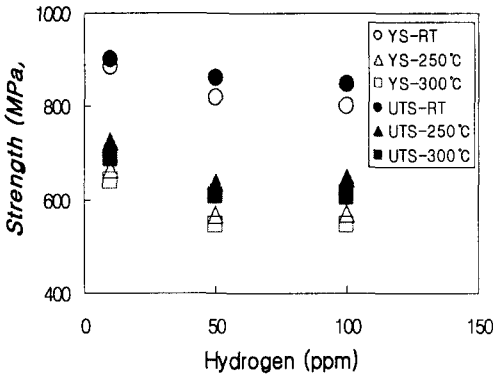
3. 시험 결과

3.1 횡방향 인장시험

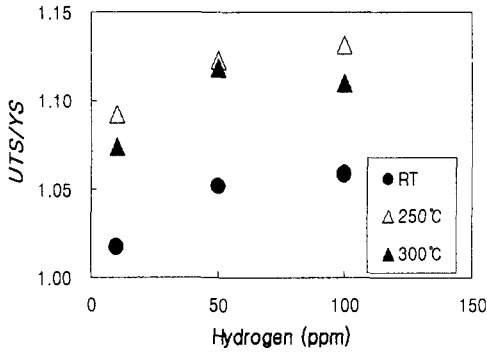
Fig. 3 은 3 가지 종류의 시험편에 대한 횡방향 인장시험 결과를 보여주는 그림이다. 수소를 장입하지 않은 AR (As Received)시편, 50, 100 ppm 의 두 종류의 수소를 장입한 시편 등의 0.2% 항복강도와 인장강도의 수소농도와 온도 의존성을 보여주고 있다. Fig. 3(a)는 항복강도와 인장강도가 수소함유량에 따라 어떤 변화가 생기는가를 1 개의 그림에 같이 보여주고 있다. 또한 Fig. 3(b) 는 가공경화율(UTS/YS)이 수소농도가 증가함에 따라 선형적으로 증가하는 경향을 보여주고 있다. 이것은 수소함량이 재료의 취화와 연관관계가 있음을 암시하는 것이다.

3.2 파괴인성 시험

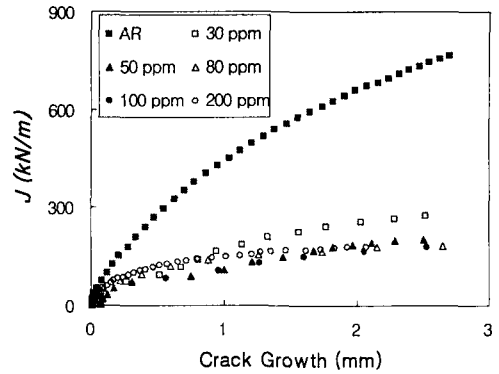
파괴인성 시험 결과는 J - R curves 의 비교, $J_{(ML)}$ 값 dJ/da 의 비교 등의 순서로 이루어졌다. Fig. 4(a)는 Zr-2.5Nb 압력관의 CCT 시험편을 사용하여 상온에서 얻은 J -resistance 곡선이다. 시험에 의해 얻은 3 가지 종류 (AR, 50 ppm, 100 ppm)와 기존의 시험⁽¹³⁾에 의해 얻은 파괴인성을 수소함유량에 따라 종합적으로 비교한 그림이다. 상온에서 AR(as-received)의 시험편의 인성이 가장 높았으나, 수소함유량이 증가함에 따라 인성이 취화된다는 사실을 확인할 수 있다. 하지만 수소함량이 점점 증가함에 따라 취화된 재료는 임의의 일정한 인성치 이하에서 수렴하는 경향을 보여주고 있다.



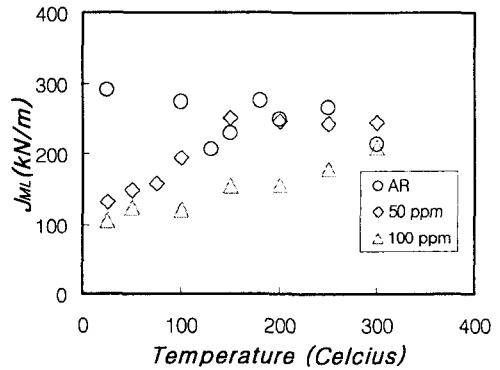
(a) YS and UTS depending on hydrogen concentrations



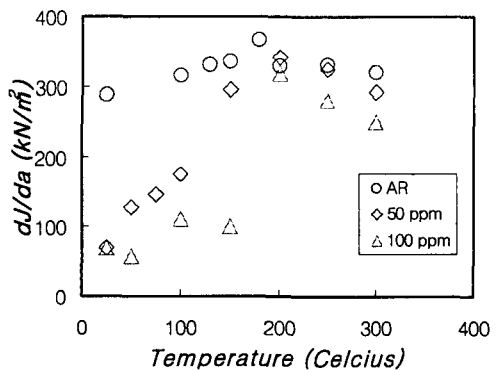
(b) UTS/YS depending on hydrogen concentrations



(a) J -Resistance curves comparison with hydrogen concentrations



(b) J_{ML} comparison with temperature variation



(c) dJ/da comparison with temperature variation

Fig. 3 Transverse tensile test results with temperature and hydrogen concentrations

한편 Fig. 4(b)와 (c)는 각각 시험온도를 상온에서 300°C 까지 변화시키기에 따라 최대하중 시에 얻어지는 파괴인성치, J_{ML} 와 기울기, dJ/da ,를 나타내고 있다. 상온에서는 수소함량에 따른 현격한 파괴인성의 취화 특성을 확인할 수 있으나, 온도가 증가함에 따라 수소 취화 특성이 감소하고 있음을 알 수 있다.

3.3 DHC 시험결과

Table 1 에는 Zr-2.5Nb 압력관 시편의 기존 데이터 중에서 축 방향의 DHC 속도를 나타내고 있다.⁽¹³⁾ 이 결과 중에서 LBB 평가의 보수성을 부여하기 위해서는 가장 높은 상한값인 DHC 속도를 택해서 계산을 해야 할 것이다. 그러나 AECL 에서 제안한 기준은 상한값의 95%를 결정론적인

Fig. 4 Hydrogen embrittlement of fracture toughness

해석에 사용하는 것으로 되어있다. AR 의 시편의 경우에는 약 10 ppm 전후의 수소가 함유된 것으로 간주하였다.

4. CCL 및 LBB 거동

4.1 CCL의 결정

사용압력은 실제 발전소의 출구(outlet) 조건인 310°C 에서의 120 MPa 원주응력에 안전율을 20% 이상으로 한 150 MPa 을 사용하였다.⁽¹²⁾ 상온(RT), 250°C 및 300°C 에서의 J-R 곡선과 각 온도에서의 CDF 선도와와의 접점에 의해서 CCL 이 결정되었다. CCT 시험편을 사용할 때는 시험편의 제한된 치수 때문에 충분한 균열 길이에 대한 J-R 곡선을 얻는데 어려움이 있다. CCT 시험편의 J-resistance 곡선은 실제 저항곡선의 일부분에 대한 정보만을 제공할 수도 있기에, 대형 burst 실험에 의한 실제 CCL 보다 저평가된 CCL 이 예측될 수도 있다는 주장도 있지만, CCL 의 경향이 본 연구의 주안점이므로 소형 CCT 시험 결과를 이용하였다.

이와 같은 조건 하에서 구한 각각의 CCL 을 Table 2 와 Fig. 5 에 나타내었다. Fig. 5(a)는 수소의 함량이 증가함에 따라 CCL 이 감소하는 경향을 보여주고 있으며, 시험온도가 증가함에 따라 CCL 이 상승하는 것을 나타내고 있다. Fig. 5(b)는 상온에서는 수소량에 따라 수소취화로 인해 CCL 이 감소하는 것을 보여주고 있으나, 사용온도가 증가함에 따라 수소장입 시험편의 CCL 이 증가하여 AR 와 거의 차이가 나지 않는 것을 확인할 수 있다.

Table 1 Comparison of upper, lower and average axial DHCV(m/s) with hydrogen concentrations

	AR	50 ppm	100 ppm
Upper DHCV (m/s)	4.5×10^{-8}	3.5×10^{-7}	1×10^{-6}
Lower DHCV (m/s)	1.2×10^{-8}	8×10^{-8}	2×10^{-7}
Average DHCV (m/s)	2.5×10^{-8}	2×10^{-7}	5×10^{-7}

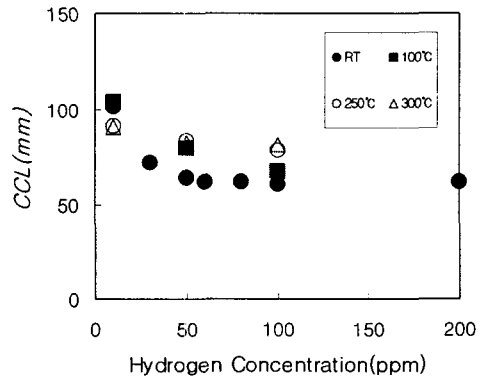
Table 2 CCL (mm) comparison with temperature and hydrogen concentrations

	RT	250°C	300°C
AR	101.8	91.6	91
50 ppm	64.6	84	82.9
100 ppm	61	79	81.7

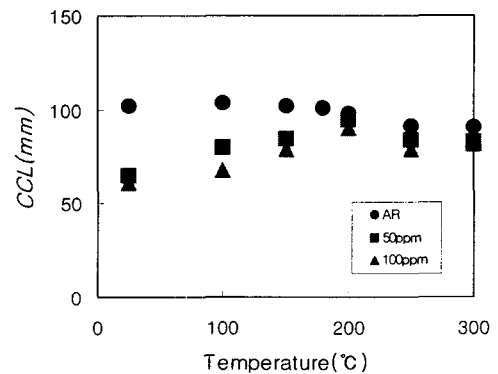
4.2 LBB 거동의 비교

사용 중 압력관의 안전성 평가를 위해 AECL 에서 제안한 LBB 시간을 지금까지 얻은 여러 시험 결과를 이용하여 산출 비교하는 작업을 수행하였다. 이것이 안전성 평가를 위한 기초 데이터로서의 사용이 아닌, 하나의 사용 예를 제시함으로써 더욱 안전한 진단의 초석이 되게 하는데 그 의의가 있다고 할 수 있다. 더욱이 본 시험의 결과는 수소 취화만을 고려했기 때문에 실제로 중요변수 중에 하나인 조사(irradiation)에 의한 조사 취화 영향을 배제한 것임을 상기해야 할 것이다. 압력관에 결함이 발생하여 관통결함이 된 후에 발전소의 가동을 멈추기 위한 안전시간을 산출하는 LBB 시간은 다음 식 (3)에 의해서 구할 수 있다.

$$T_{LBB} = \frac{CCL - LeakCL}{2 \times DHCV} \quad (3)$$



(a) CCL comparison with hydrogen concentrations



(b) CCL comparison with temperature variation

Fig. 5 CCL comparison with hydrogen concentrations and temperature

Table 3 LBB time (Hrs) by upper DHCV

	RT	250 °C	300 °C
AR	211.2	211.2	211.2
50 ppm	18.6	26.7	26.3
100 ppm	6.0	8.6	9.0

Table 4 LBB time (Hrs) by average DHCV

	RT	250 °C	300 °C
AR	361.1	361.1	361.1
50 ppm	31.0	44.4	43.7
100 ppm	11.4	16.4	17.1

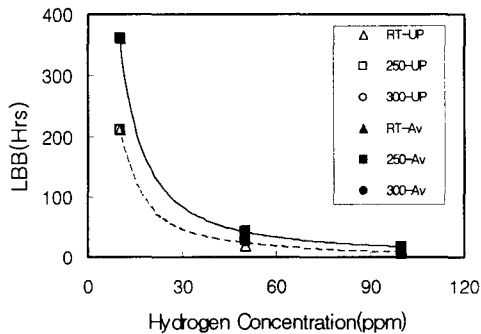


Fig. 6 Comparison of LBB time with hydrogen concentrations

이때 CCL 은 Table 2 에서 계산된 값을 사용할 수 있으나, CCL 의 값이 85mm 이상인 경우는 정상 파괴가 아닌 소성붕괴(plastic collapse)현상이 일어나므로 85mm 이상은 모두 CCL 이 85 mm로 간주한다. 한편, $LeakCL$ 은 AECL 이 제안한 20 mm 를 사용하였다. 그리고 분모부분의 DHCV 는 첫째로 보수성을 최대로 하기 위해서 AECL 에서 제안한 상한값의 95%값을 사용하였다. 식 (3)에서 구한 값은 초(sec)단위이므로 이것을 시간으로 환산한 값을 Table 3 에 보여주고 있다. 결정론적인 방법인 AECL 의 사용 중 압력관의 건전성 평가에서는 이렇게 구한 LBB 시간이 너무나 보수적인 경향을 보인다. 그러나 DHCV 의 평균값이 오히려 DHCV 의 하한값에 더 접근한다는 점에 입각하여, DHCV 의 평균값에 의한 LBB 시간을 Table 4 에 보여주고 있다.

Table 5 LBB deterministic parameters

	A	m
RT/UP	7412	-1.5402
250 °C/UP	5117	-1.3704
300 °C/UP	4908	-1.3563
RT/Av	11478	-1.5055
250 °C/Av	7924	-1.3358
300 °C/Av	7600	-1.3217

Table 3 이나 Table 4 로부터 시간의 차이는 다소 있으나, 수소함량이 증가할수록 LBB 시간이 감소함을 알 수 있다. 또한 사용온도가 증가함에 따라 CCL 이 증가하므로 LBB 시간 역시 연장됨을 알 수 있다. 이것은 수화물의 석출에 의한 수소 취화의 영향이 온도에 따라 변화한다는 사실을 재확인하는 것이다. 하지만, 실제 원자로에서는 수화물에 의한 수소 취화뿐 아니라 조사(irradiation)에 의한 조사 취화(irradiation embrittlement)가 발생하며, 이런 조사 취화는 온도와 거의 무관하게 발생하므로 전 온도구간에서의 CCL 의 감소와 LBB 시간의 단축을 의미한다.

수소함량이 증가함에 따라 AR 상태인 경우에 비해 LBB 시간이 급격히 감소하여 하루 이하로 감소하다가 수화물이 더욱 증가하여 취화가 심한 경우 (100ppm)에는 6 시간 이하로 감소할 수 있음을 보여주고 있다. 따라서 압력관 재료의 취화는 그 원인이 수화물에 의한 수소 취화나 조사에 의한 조사 취화라는 사실보다도 재료 자체의 취화로써 원자로의 건전성과 직결된다는 것을 알 수 있다.

Fig. 6 은 수소함량이 증가함에 따른 LBB 시간을 도식화한 것이다. Y 축은 LBB 시간으로 단위는 [hrs]이다. 이 그림으로부터 우리는 수소함량과 LBB 시간의 관계를 식 (4)로써 표현할 수 있다.

$$T_{LBB} = AH^m \quad (4)$$

여기서 T_{LBB} 는 LBB 시간을 의미하며, H 는 수소함량(ppm)을 나타낸다. 이때, A 와 m 은 사용온도와 선택된 DHCV 에 따른 LBB 시간 결정 변수이며, 이 값들을 Table 5 에 정리하였다. 여기서 A 와 m 의 절대값은 온도가 올라감에 따라 감소함을 알 수 있다. 만약에 DHCV 값이 선택되고, 수소 함량과 사용 온도가 결정이 된다면, 수소 취화에 의한 CCL 의 계산 없이 식 (4)와 Table 5 를 이용하여 그때의 LBB 시간을 추정할 수 있다.

5. 결 론

Zr-2.5Nb 중수로 압력관 재료를 사용하여 상온과 고온(250℃, 300℃)에서의 횡방향 인장시험, 파괴인성 시험을 한 후에 CCL과 LBB 시간을 비교하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 수화물의 함량에 따라 인장 및 파괴인성은 상온에서 수소 취화의 특성이 명백하다가, 고온에서는 석출 수화물의 감소에 따라 취화 정도가 급격히 감소하였다.

(2) 파괴인성의 취화는 중수로 압력관의 건전성 평가에 쓰이는 임계균열길이(CCL)의 감소를 초래하며, 결국에는 LBB 시간의 단축을 의미한다. 실제 원자로의 조사 취화에 대한 연구를 직접 수행하기 어려운 점을 고려할 때, 수소 취화의 특성은 압력관 취화 특성을 이해하는데 도움을 주는 연구이다.

(3) $T_{LBB} = AH^m$ 의 관계로부터 사용온도와 DHCV의 선택에 따른 LBB 결정 변수인 A 와 m 값을 알 수 있다면, 수소 취화에 의한 CCL의 확인 없이 수소함량에 따른 근사적인 LBB 시간을 추정할 수 있다.

후 기

이 논문은 2002 학년도 안동대학교 학술연구조성비에 의하여 연구되었습니다. 재료와 시험 장비 및 기타 도움을 주신 한국원자력연구소 Zr 팀과 임경수 선생님에게 감사 드립니다

참고문헌

- (1) Moan, G.D., Coleman, C.E., Price, E.G., Rodgers, D.K. and Sagat, S. 1990, "Leak-Before-Break in the Pressure Tubes of CANDU Reactors," *International Journal of Pressure Vessel. & Piping*, Vol. 43, pp. 1~21.
- (2) Coleman, C.E., Sagat, S., Shek, G.K., Graham, D.B.

- and Durand, M.A., 1990, "Locating a Leaking Crack by Safe Stimulation," *International Journal of Pressure Vessel. & Piping*, Vol. 43, pp. 187~204.
- (3) Kim, Y.S., Boo, M.H., Oh, D.J., Kim, S.S. and Im, K.S., 2002, "Fracture Behavior of Zr-2.5Nb Pressure Tube with Hydrides," *Proceedings of 2002 2nd KSME (Materials and Fracture Section)*, pp. 31~36.
- (4) Simpson, L.A., Chow, C.K. and Davies, P.H., 1989, "Standard Test Method for Fracture Toughness of CANDU Pressure Tubes", *AECL Report COG-89-110-1*, AECL.
- (5) Himbeault, D.D. and Davies, P.H. 1999, "Second International Round Robin on Fracture Toughness Testing of Pressure Tube Materials Using 17 mm Curved Compact (Toughness) Specimens," *AECL Report RC-2069, COG-98-161-1*, AECL.
- (6) British Standards Institute, 1977, "Plain Strain Fracture Toughness (K_{IC}) of Metallic Materials," *BS5447*.
- (7) KAERI, 1999, "Characterization Testing Procedures of Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *KAERI/TR-1329/99*.
- (8) American Society for Testing and Materials, "Standard Test Method of Tension Testing of Metallic Materials," *ASTM E 8*.
- (9) American Society for Testing and Materials, "Standard Recommended Practice for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials," *ASTM E 21*.
- (10) American Society for Testing and Materials, "Standard Test Method for J -Integral Characterization of Fracture Toughness," *ASTM E 1737-96*.
- (11) American Society for Testing and Materials, "Standard Test Method for Determining J -R Curves," *ASTM E 1152-87*.
- (12) AECL, 1996, "Fitness for Service Guidelines for Zirconium Alloy Pressure Tubes in Operating CANDU Reactor," *AECL Report COG-91-66*.
- (13) Oh, D.J., Boo, M.H. and Kim, Y.S. 2003, "Hydrogen Embrittlement of Zr-2.5Nb Pressure Tube at Room Temperature by Precipitated Hydride," *Transaction of KSME (A)*, Vol. 27, No. 3, pp. 455~463.