

Zr-2.5Nb 압력관의 휘어진 CT시편으로 측정된 J 저항곡선의 정확도에 관한 연구

윤기봉[†] · 박태규* · 김영석**

(2003년 5월 15일 접수, 2003년 9월 27일 심사완료)

A Study on Accuracy of J-Resistance Curves Measured with Curved Compact Tension Specimen of Zr-2.5Nb Pressure Tube

Kee Bong Yoon, Tae Gyu Park and Young Suk Kim

Key Words: Curved Compact Tension Specimen(휘어진 CT 시편), J-integral(J적분), Critical Crack Length(임계 균열 길이), CANDU Pressure Tube(CANAdian Deuterium Uranium 압력관), Zr-2.5Nb, Finite Element Analysis(유한요소해석)

Abstract

Methodology based on the elastic-plastic fracture mechanics has been widely accepted in predicting the critical crack length(CCL) of pressure tubes of CANDU nuclear plants. A conservative estimate of CCL is obtained by employing the J-resistance curves measured with the specimens satisfying plane strain condition as suggested in the ASTM standard. Due to limited thickness of the pressure tubes the curved compact tension(CT) specimens taken out from the pressure tube have been used in obtaining J-resistance curves. The curved CT specimen inevitably introduce slant fatigue crack during precracking. Hence, effect of specimen geometry and slant crack on J-resistance curve should be explored.

In this study, the difference of J integral values between the standard CT specimens satisfying plane strain condition and the nonstandard curved CT with limited thickness (4.2mm) is estimated using finite element analysis. The fracture resistance curves of Zr-2.5Nb obtained previously by other authors are critically discussed. Various finite element analysis were conducted such as 2D analysis under plane stress and plane strain conditions and 3D analysis for flat CT, curved CT with straight crack and curved CT with slant crack front. J-integral values were determined by local contour integration near the crack tip, which was considered as accurate J-values. J value was also determined from the load versus load line displacement curve and the J estimation equation in the ASTM standard. Discrepancies between the two values were shown and suggestion was made for obtaining accurate J values from the load line displacement curves obtained by the curved CT specimens.

1. 서론

중수로 원자력 발전소 1차 계통의 압력경계 부품 중 핵심 부품으로 핵연료 집합체와 냉각재 중수를 포함하는 CANDU 압력관은 일반적으로 길

이 6.3 m, 외경 103 mm, 두께 4.2 mm 정도의 Zr-2.5Nb 관을 사용한다. 압력관은 약 10 MPa의 내압과 입구 250℃ 및 출구 315℃의 온도 조건에서 운전되므로 가압중수로에서 가장 높은 신뢰성이 요구되는 요소이다. 압력관 파손 발생시의 임계균열길이(CCL, critical crack length)는 허용결함의 한계를 제시하고 압력관의 LBB(leak before break) 조건을 결정하는데 필요한 중요한 변수이다. 따라서 압력관의 임계균열길이의 예측 능력이 압력관의 사용 적합성 평가(FFS, fitness for service)에 매우 중요하다.⁽¹⁻⁴⁾

임계균열길이의 정확한 예측을 위해서는 실제

[†] 책임저자, 회원, 중앙대학교 기계공학부

E-mail : kbyoon@cau.ac.kr

TEL : (02)820-5328 FAX : (02)812-6474

* 중앙대학교 대학원

** 한국원자력연구소

파괴인성 시험조건이 이론적인 평면 변형률 조건과 상이하기 때문에 발생하는 파괴인성 측정값의 부정확성에 대해 연구해야 한다. CT시편 형상을 이용하여 파괴인성 시험을 수행하는 경우 압력관의 제한된 제원 때문에 ASTM 표준시험 절차에 제시된 시험편 규격을 따르는데 어려움이 있다.⁽⁵⁻⁶⁾ 따라서, 규격보다 작은 시험편을 이용하여 파괴인성 값을 측정할 수밖에 없으므로 작은 시험편 시험을 통해 얻어진 파괴인성 값이 평면 응력 또는 평면 변형률 조건하에서 측정된 값과 얼마나 상이한 지 이해할 필요가 있다.

본 논문에서는 유한요소해석을 사용하여 규격보다 작은 시험편을 이용한 경우의 J 적분 값과 평면 변형률 조건에서의 J 적분 값과의 예상되는 차이에 대해 규명하여, 기존에 보고된 Zr-2.5Nb 합금의 파괴인성 측정 절차에 대해 비판적으로 토의하였다. 다양한 조건하에서의 유한요소 해석 과정을 수행함으로써 ASTM에서 규정하고 있는 평면 변형률 조건에서 측정되었을 경우의 파괴인성 값을 예측하고 시험편 두께의 영향, 휘어진(curved) CT의 영향, 경사진(slant) 예비균열의 영향 등을 연구하였다. 이때, 균열선단에서 경로 적분으로 결정된 J 값을 정확한 J 적분 값으로 간주하고 하중점 변위선도를 사용하여 ASTM 규격식으로 계산한 J 값과 비교함으로써 비규격 시험편으로 구한 J 값의 오차에 대해 토의하였다.

보다 작은 시험편을 사용하여 왔다. 즉, 압력관의 J 파괴 저항곡선 측정 시험편은 폭(W) 17mm의 휘어진 CT시편을 사용한다. 따라서, 본 연구의 유한요소해석에 사용된 모델도 Fig. 1에 보인 바와 같은 폭 17 mm의 휘어진 CT 시편 형상이다. 이때 시험편의 두께(B)는 압력관의 두께와 동일한 4.2 mm이며, 균열 진행방향은 압력관의 축방향이다. 피로균열을 포함하는 균열비(a/W)가 0.5, 0.55, 0.6인 경우에 대해 2차원 평면 변형률 및 평면 응력 조건에서 해석을 수행하였고, 4.2 mm의 두께를 갖는 3차원 해석을 휘어진 CT와 평면 CT 형상에 대해 수행하였다. 휘어진 CT의 경우 경사진 균열에 대해서도 해석하였다. 즉 Fig. 2에 보인 바와 같이 2차원과 3차원의 5개의 모델에 대해 총 15개의 경우에 해석을 수행하였다.

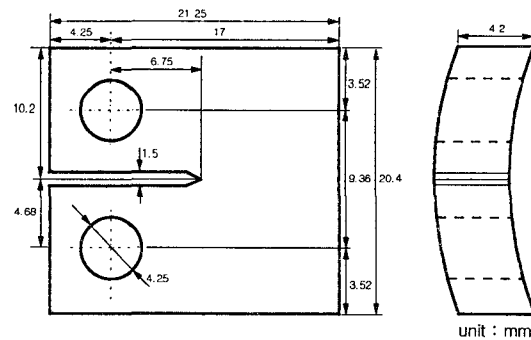


Fig. 1 Dimension of 17 mm thick curved compact tension specimen

2. 유한요소해석

2.1 재료물성 및 시편형상

유한요소해석 입력에 사용된 재료 물성은 증수로 압력관 재료인 Zr-2.5Nb 합금의 상온(23℃) 데이터이며 Table 1에 나타내었다.⁽⁷⁻⁸⁾ 압력관의 제

Table 1 Mechanical properties of the Zr-2.5Nb alloy used in finite element analysis

Elastic Modulus (GPa)	Poisson's Ratio, ν	Yield Strength (MPa)	Ultimate Tensile Strength (MPa)	Elongation
102	0.38	869	895	16~23%

한된 두께 및 크기 때문에 ASTM 기준에 제시된 시험편을 제작하기 어려우므로 일반적으로 규격

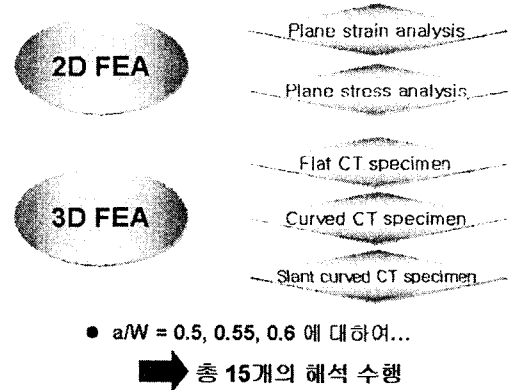


Fig. 2 Fifteen cases of finite element analysis conducted in this study

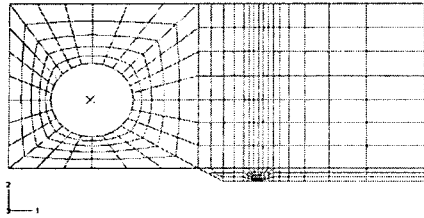


Fig. 3 Finite element modeling of 2-D CT specimen

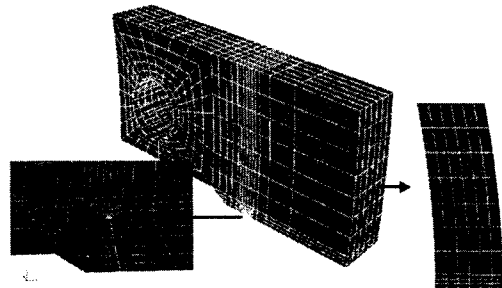


Fig. 5 Finite element modeling of 3-D curved CT specimen with slant crack

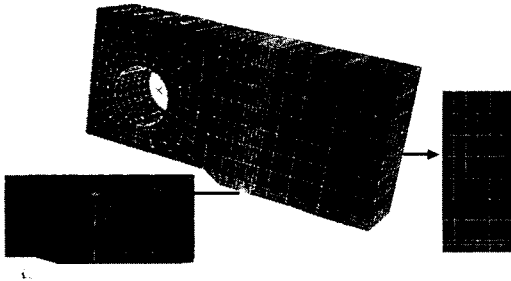


Fig. 4 Finite element modeling of 3-D flat CT specimen

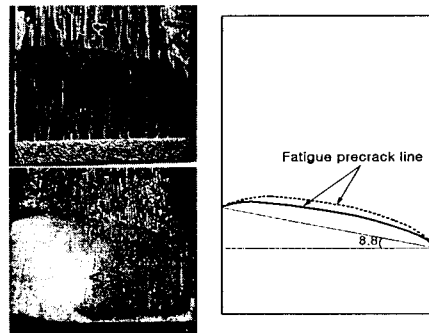


Fig. 6 Determination of crack angle in 3D curved CT specimen model with slant crack front

2.2 모델링

ABAQUS Version 5.8을 사용하여 비선형 탄소 성해석을 수행하였다. 소성변형은 멱급수 법칙 (power law plasticity)으로 가정하였다. 사용된 모델은 대칭 조건을 이용하여 시편의 상부만을 모델링 하였다. Fig 3에 보인 2차원 해석은 평면 변형을 해석과 평면 응력 해석을 각각 수행하였으며 3차원 해석은 시험편의 표면이 직선이고 균열 선단이 균일한 평면 CT 시험편(Fig. 4)과 시험편의 표면에 곡률이 있고 균열 선단이 균일한 휘어진 CT 시험편에 대해 수행하였다. 휘어진 CT 시편의 경우 균열 선단이 경사진 시험편(Fig. 5)에 대해서도 따로 해석하였다.

2차원 평면변형을 해석에 사용된 요소는 8절점 평면변형률 요소(ABAQUS Library Element Type CPE8R)이며 평면응력 해석에는 8절점 평면응력 요소(CPS8R)를 사용하였다.⁽⁹⁾ 2차원 해석에 사용된 모델의 요소는 395개, 절점 수는 1241개이다. 3차원 해석에 사용된 요소는 20 절점 3차원 요소 (C3D20R)이며, 요소는 2615개 절점 수는 11419개

였다. 휘어진 CT시편 경사진 균열선단의 경사각은 Fig. 6에 보인 것처럼 실험을 수행한 실제 시편에 형성된 피로균열 선단의 사진으로부터 결정하였으며 8.8°로 가정하였다.

해석의 정밀도를 높이기 위해 모든 경우 균열 선단 부근에는 특이요소(singular element)를 사용하였다. 시험편의 핀 홀과 핀의 접촉면에는 접촉 요소를 배치하였다.⁽⁹⁾ 핀은 강체로 가정하였으며 시험편만이 Table 1에 보인 물성 값을 갖는다고 가정하였다. 대칭 조건을 만족시키기 위해 시험편의 중심부의 절점들의 수직방향으로 구속한 다음 핀에 일정 변위를 부가하여 시험편에 하중을 가하였다. 휘어진 CT시편의 경우 핀의 y축 방향의 변위를 1 mm 이동함으로써 시편에 하중이 발생되도록 하였다. 핀과 핀 홀 사이의 쿨롱마찰계수는 일반적인 강과 강 표면의 마찰계수인 0.3을 사용하였다. 균열길이에 따른 J-적분 값의 변화를

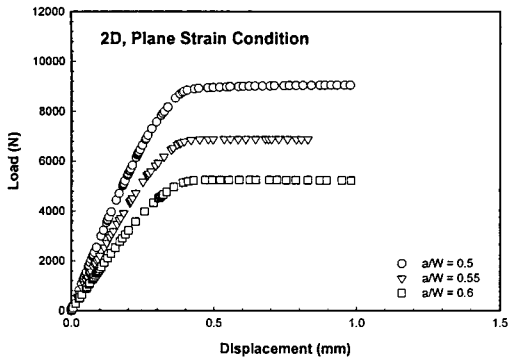


Fig. 7 Load-displacement curves with different crack length under 2D plane strain condition

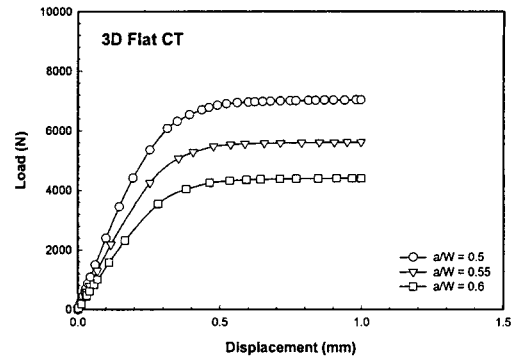


Fig. 9 Load-displacement curves with different crack length for 3D flat CT specimen

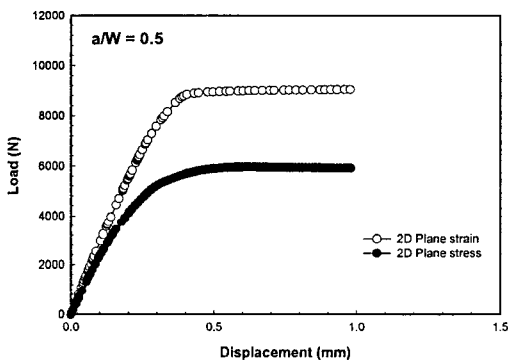


Fig. 8 Comparison of load-displacement curves between plane strain and plane stress analysis

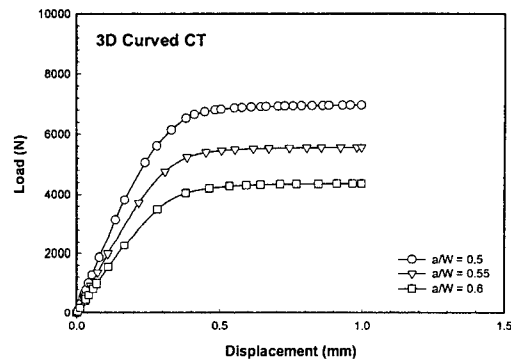


Fig. 10 Load-displacement curves with different crack length for 3D curved CT specimen with straight crack front

고찰하고자 균열비(a/W)를 0.5, 0.55, 0.6으로 변화시키면서 해석을 수행하였다. 해석 결과로서 편에 작용하는 하중과 하중선에서의 변위 및 균열선단에서의 경로 적분에 의한 J-적분 값을 구하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 시편 형상에 따른 하중-변위선도 비교

Fig. 7에 2차원 평면 변형률 조건에서 각각의 균열비(a/W)에 따른 하중-변위선도를 나타내었다. 초기 구간에서는 하중이 증가할수록 하중선에서의 변위도 증가하였지만 일정 하중 이상에서는 약간의 하중 증가만으로도 변위가 지속적으로 증가하는 완전 소성역구간이 나타난다. 균열비가 증가할수록 동일한 변위에서 시편에 작용하는 하

중은 물론 감소하였다. Fig. 8에 균열비가 0.5인 경우에 대해 평면변형률 해석과 평면응력 해석에서의 하중-변위선도를 비교하였다. Fig. 9에는 균열비에 따른 3차원 평면 CT 시험편의 하중-변위선도를 나타내었다. 또한 Fig. 10에는 휘어진 CT 시험편에 대한 하중-변위선도를 나타내었고 Fig. 11에는 경사 균열을 갖는 경우의 휘어진 CT 시험편의 하중-변위선도를 나타내었다. 이들을 비교하기 위해 Fig. 12에 균열비가 0.5인 경우에 대해 2차원과 3차원 시험편의 하중-변위선도를 비교하여 나타내었다. 세 가지 종류의 시험편에 대해 3차원 해석을 수행하여 얻은 하중-변위선도는 평면 변형률 해석과 평면 응력 해석 결과의 사이에 위치하지만 평면 응력 해석 값에 더 가까움을 알 수 있다. 이는 압력관의 파괴인성시험에 사용되는 시험편의 두께가 ASTM의 표준 규격에 제시한 시험편 두께에 비하여 매우 얇기 때문이며 그

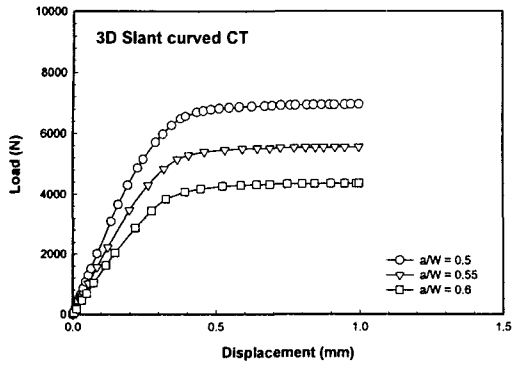


Fig. 11 Load-displacement curves with different crack length for 3D curved CT specimen with slant crack front

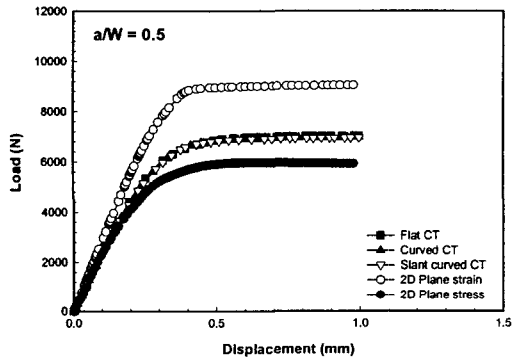


Fig. 12 Comparisons of load-displacement curves for various analysis

동안의 증수로 압력관의 J-저항곡선 측정시험이 평면 변형을 조건이나 평면 응력 조건이 아니라 두 사이의 중간 조건에서 수행되었다는 것을 의미한다. Fig. 12에서 3차원 형상 시편의 해석인 평면 CT, 휘어진 CT 및 경사 균열을 갖는 휘어진 CT 해석 결과 구한 각각의 하중-변위선도는 서로 약간의 차이만을 보이고 있다. 세 경우 모두 균열비는 0.5이므로 원거리 하중(far-field load)의 차이는 그리 크지 않아 보이지만 균열선단에서의 국부적인 응력상태는 균열의 경사 여부 및 시편의 휘어짐 때문에 발생하는 굽힘 하중의 영향 등으로 서로 상당히 다를 수 있다. 따라서 균열선단에서의 국부적인 J-적분 값의 차이는 하중-변위선도의 외관상 보이는 차이보다 훨씬 더 차이가 클 수 있다. 따라서 균열선단의 국부적인 J-적분 값의 평가가 필요하다.

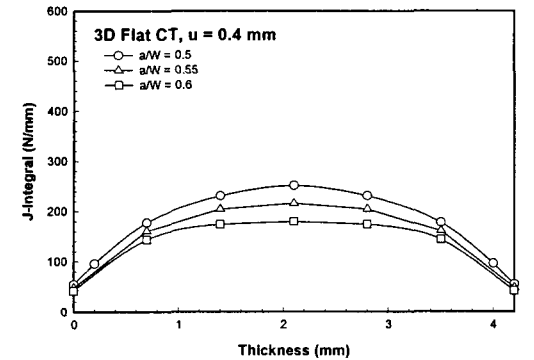
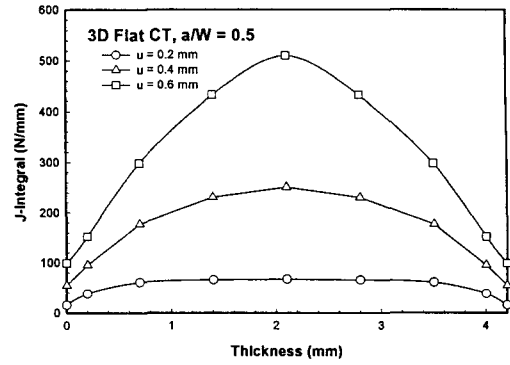


Fig. 13 J-integral values for 3D flat CT specimen at various locations along thickness direction

3.2 균열선단에서의 국부적 J-적분

본 연구에서 해석한 모든 경우에 대해 하중점 변위가 0.2, 0.4, 0.6 mm 일 때 균열선단에서의 J-적분 값을 계산하였다. 앞에 설명한 Fig. 7~12에서 보면 근사적으로 변위가 0.2 mm일 때는 비균열부가 탄성 상태, 0.4 mm는 탄소성 상태, 0.6 mm는 완전소성 상태로 간주할 수 있다. Fig. 13에는 3차원 평면 CT 시편의 해석 결과를 나타내었다. 균열비가 0.5 이고 변위가 0.2, 0.4, 0.6 mm 일 때의 두께 방향으로 서로 다른 위치에서 균열선단에서의 J-적분 값을 나타내었으며, 또한 변위가 0.4 mm이고 균열비가 0.5, 0.55, 0.6 일 때의 균열선단의 J-적분 값을 나타내었다. 평면 CT 시편의 경우 J-적분 값은 두께 중심을 대칭으로 서로 동일하다. 하중선의 변위가 증가할수록 J-적분 값은 증가하고 균열비가 증가할수록 J 값은 감소하였다. 탄성 상태에서는 시편 두께 방향의 모든 위치에서 거의 일정한 J-적분 값을 나타내었지만

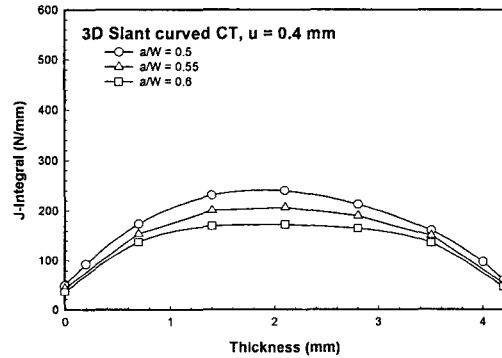
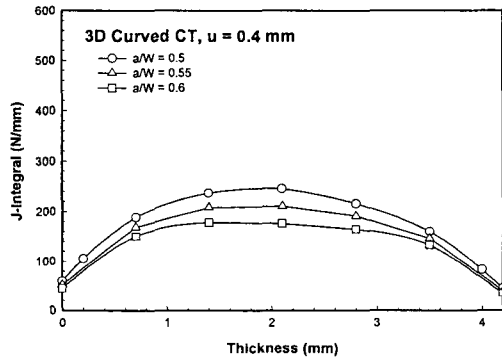
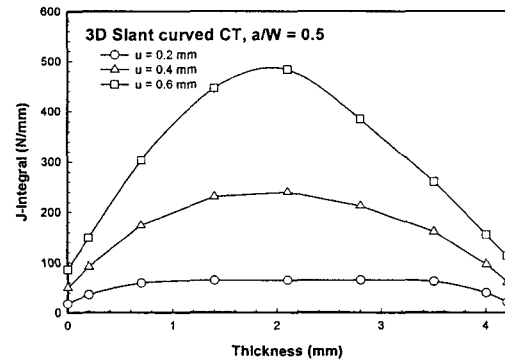
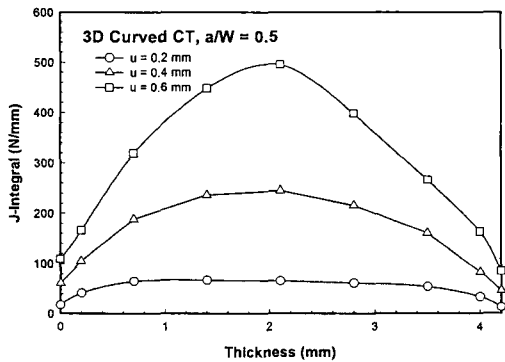


Fig. 14 J-integral values for 3D curved CT specimen with straight crack front

Fig. 15 J-integral values for 3D curved CT specimen with slant crack front

소성의 기여도가 증가할수록 시편의 표면 측에서 보다는 중심에서 J값이 더 많은 증가함을 보였다. 즉 탄성 상태에서는 균열선단 대부분이 평면 변형을 상태의 일정한 J-적분 값을 갖지만 탄소성 상태가 진행되면 균열선단에서 J 값이 일정한 부분이 거의 존재하지 않음을 알 수 있다. 이는 앞서 하중선 변위곡선 결과에서 4.2 mm 시험편 두께의 경우 균열선단의 응력 상태가 평면 응력 조건에 더 가깝다는 설명과도 일치하는 결과이다. 즉, 균열선단의 내부 상당부분이 평면 변형 조건을 만족한다면 그 균열선단부의 J 값은 일정할 것을 예상할 수 있지만 본 해석 결과를 보면 평면 변형을 상태는 거의 존재하지 않음을 예측할 수 있다.

Fig. 14와 Fig. 15에는 휘어진 CT 시편에서 표면에 수직인 똑바른 균열을 갖는 경우와 경사진 균열을 갖는 경우의 균열선단에서의 J-적분 값을 나타내었다. 휘어진 CT 시편의 경우 압력관의 외경 쪽 보다는 내경 쪽 표면의 J-적분 값이 크다.

이는 휘어진 CT 시편의 곡률 때문에 발생하는 굽힘 하중에 의해 내경 표면 쪽에 더 큰 응력이 작용하기 때문이다. Fig. 16에 변위가 0.2 mm 일 때 평면 CT 시편과 휘어진 CT 시편에 작용하는 von Mises 응력 분포를 나타내었다. 시편 두께 방향의 응력 분포를 비교해보면 평면 CT 시편의 경우에는 두께 중심을 중심으로 좌우 대칭이지만 휘어진 CT 시편의 응력 분포는 압력관 내경 쪽 표면에 더 큰 응력이 작용하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 14와 Fig. 15를 비교해 보면 휘어진 CT 시편이 똑바른 균열을 갖는 경우 균열선단에서의 J값의 두께 방향 비대칭성은 똑바른 균열 대신 경사진 균열로 변경하여 해석한 경우 약간 완화된다. 즉, 균열선단에서 국부적인 J-적분 값의 차이를 적게 하기 위해서는 똑바른 균열 보다 경사진 균열이 더 효과적일 수 있으므로, J-저항곡선 측정 실험 시에 예비균열을 반드시 똑바른 균열로 만들기 위해 노력할 필요는 없어 보인다. 다만 경사진 균열로 실험하는 경우 하중점 변위

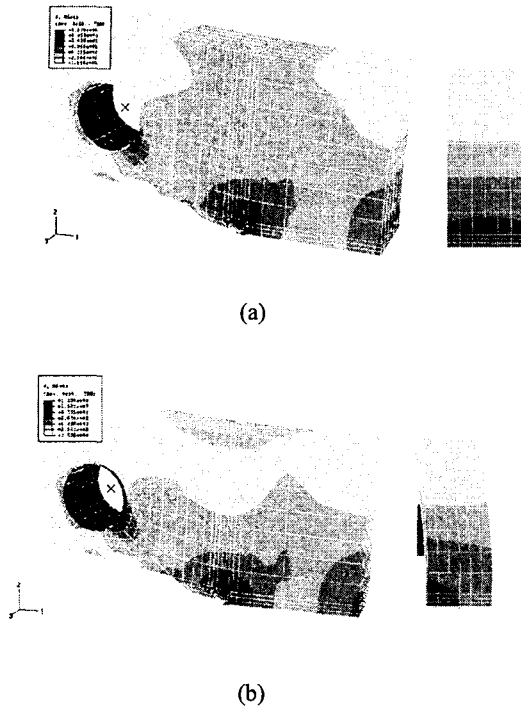


Fig. 16 Von Mises stress contour plots for 3D analysis (a) flat CT specimen (b) curved CT specimen

로부터 결정한 J-적분 값과 균열선단에서 구한 국부적인 J-적분 값 사이의 상관 관계식이 필요하다.

변위가 0.2 mm이고 균열비가 0.5인 2차원 평면 변형을 해석과 평면 응력 해석 결과 균열선단에서 얻은 J-적분 값을 3차원 시편 해석 결과와 비교하여 Fig. 17에 나타내었다. 3차원 시편의 해석에서 균열선단의 J-적분의 평균값은 평면 변형률 조건과 평면 응력 조건의 J-적분 값 사이의 값을 나타내었다. Fig. 17에서 평면 CT 시편과 휘어진 CT 시편(경사 균열을 갖는 경우)의 해석 결과는 두께 방향의 동일한 위치에서 서로 비슷한 J-적분 값을 나타내는 것을 알 수 있다. 또한 휘어진 CT시편에서 경사 균열을 갖는 경우가 똑바른 균열선단을 갖는 경우의 시편 보다 두께 방향에 따른 J-적분 값의 분포가 더욱 대칭인 것을 확인할 수 있다. Fig. 17은 하중점 변위가 0.2 mm이므로 비균열부가 탄성 조건이므로 균열선단의 J 값은 K 값과 동일한 값으로 볼 수 있으며, 이때 균열

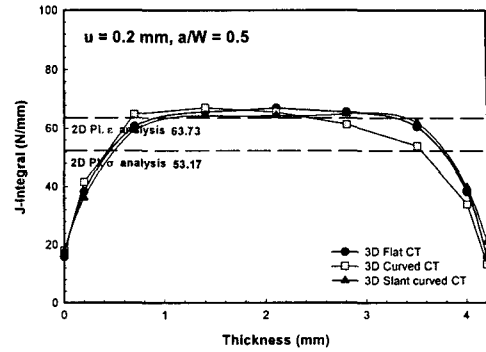


Fig. 17 Comparison of J values at crack tip under elastic condition($a/W=0.5$, $u=0.2$ mm)

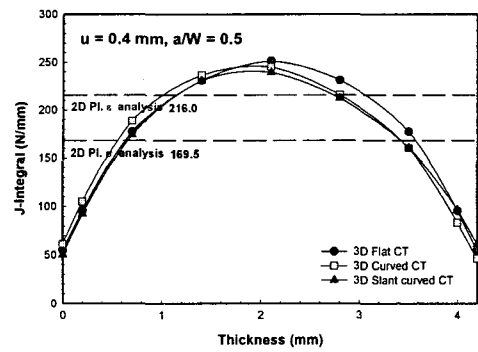


Fig. 18 Comparison of J values at crack tip under elastic-plastic condition($a/W=0.5$, $u=0.4$ mm)

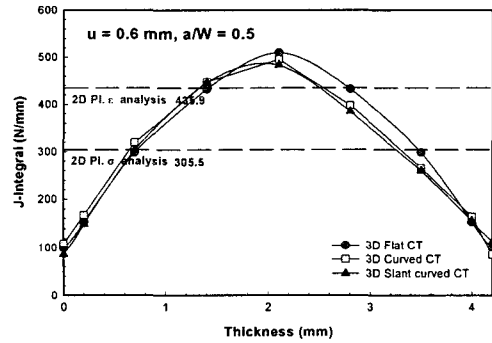


Fig. 19 Comparison of J values at crack tip under fully-plastic condition($a/W=0.5$, $u=0.6$ mm)

선단의 파괴변수 값은 평면 변형률 값에 매우 가까움을 알 수 있다. 즉 하중이 작은(탄성인) 경우에는 시편 두께가 4.2 mm이어도 평면 변형률 조건을 만족하기에 충분하나, Fig. 12에 보인 바와 같이 하중이 증가하여 소성조건이 되면 평면 변형률 조건을 만족하지 못하게 된다. 이러한 경우

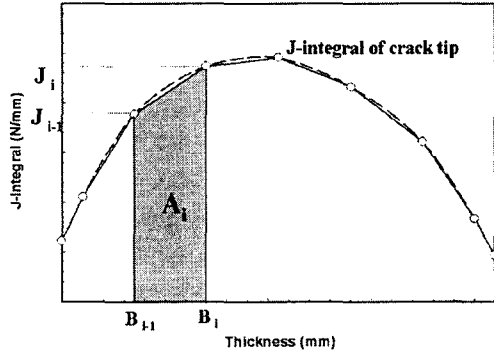


Fig. 20 Determination of average value of J-integral along the crack front

Table 2 $J_{avg}(N/mm)$ determined at the crack tip in 2D and 3D CT analysis

Displacement (mm)	2D CT analysis		3D CT analysis		
	Plane strain	Plane stress	Flat	Curved (straight crack)	Curved (Slant crack)
0.2	63.73	53.17	57.58	56.45	56.98
0.4	216.00	169.50	188.15	184.39	179.97
0.6	435.70	305.51	344.65	339.32	329.65

의 균열선단 J-적분 값은 Fig. 18 및 Fig. 19에 나타내었다.

국부적인 균열선단 J-적분 값과는 관계없이 실험에 의해 측정되는 J-적분 값은 하중-변위곡선으로부터 결정하게 된다. 따라서 이 두 값이 일치하는지 검토하여야 한다. 우선 균열선단의 J-적분 값의 평균은 다음 절차에 의해 결정하였다. Fig. 20에 보인 바와 같이 시편의 균열선단 위치에 따라 값이 변하는 J-적분의 평균값을 다음 식을 사용하여 얻을 수 있다.

$$J_{avg} = \frac{\sum A_i}{B_{net}} \quad (1)$$

$$A_i = \left(\frac{J_{i-1} + J_i}{2} \right) \cdot (B_i - B_{i-1}) \quad (2)$$

여기에서 B_{net} 은 시편의 두께이며, J_i 는 한쪽 표면에서 두께 방향으로 거리 B_i 의 위치에 있는 균열 선단에서의 J-적분 값이다. 식 (1)을 사용하여 계산된 3차원 해석의 균열 선단에서 J-적분 평균

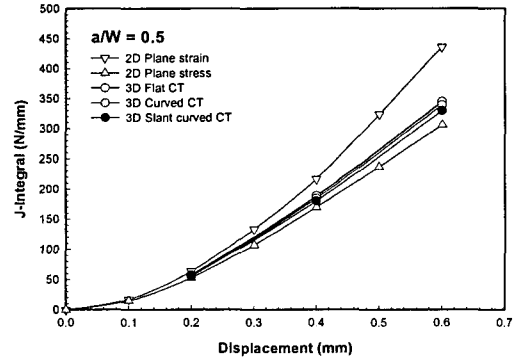


Fig. 21 J_{avg} versus load line displacement curves for various analysis

값을 Table 2에 나타내었으며, Fig. 21에는 균열비가 0.5 인 2차원과 3차원 해석의 J-적분 평균값을 비교하여 나타내었다. 3차원 해석에서 평면CT 시편의 J-적분 평균값이 높고 경사진 균열을 갖는 휘어진 CT 시편의 J 값이 낮으며, 평면 변형률 조건의 값과 평면 응력 조건의 값 사이에 위치하였다. 이 결과는 앞에 설명한 결과와 동일하다. 중요한 관점은 이렇게 계산된 균열선단의 평균 J-적분 값이 하중점 변위곡선으로부터 구한 J-적분 값과 어느 정도 차이가 나는가 하는 것이며 이를 다음 절에 논의한다.

3.3 하중점 변위곡선으로부터 결정한 J-적분

하중-변위 곡선으로부터 ASTM E1820에 제시된 방법을 이용하여 J-적분 값을 구하였다.⁽¹⁰⁾ J-적분 값은 아래 식과 같이 탄성 성분에 해당하는 J_{el} 과 소성 성분에 해당하는 J_{pl} 의 대수적 합으로 표현된다.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (3)$$

$$J = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pl} \quad (4)$$

$$J_{pl} = \frac{A_{pl}}{Bb} \left(2 + 0.522 \frac{b}{W} \right) \quad (5)$$

윗 식에서 A_{pl} 은 ASTM규격에 정해진 하중-변위 선도의 면적, ν 는 프와송 비, E 는 탄성계수, B 는 시편의 두께, W 는 시편의 폭, b 는 비균열부의 길이이다. 이 때, 응력집중계수 K 는 작용하중 P 로부터 ASTM E399에 정의된 식으로 계산된다.

Table 3 Comparison of J-integral values determined from the load-displacement curves with those by crack-tip contour integration

3D CT specimen (u in mm)	J (N/mm) (Load-load line displacement curves)			J _{avg} (Crack tip)	
	J _{el}	J _{pl}	J _{total}		
Flat	u=0.2	52.74	2.53	55.28	57.58
	u=0.4	112.36	43.59	155.95	188.15
	u=0.6	126.43	122.72	249.16	344.65
Curved (straight crack)	u=0.2	50.20	2.914	53.12	56.45
	u=0.4	113.89	41.74	155.64	184.39
	u=0.6	124.15	122.62	246.78	339.32
Curved (slant crack)	u=0.2	50.98	2.425	53.41	56.98
	u=0.4	113.55	41.74	155.30	179.97
	u=0.6	123.53	122.64	246.17	329.75

3차원 시편 해석 결과에 대하여 ASTM에 제시된 위의 방법을 이용하여 0.2, 0.4, 0.6 mm의 변위에서 J-적분 값을 구하였다. 균열선단에서 계산된 평균 J-적분 값과 하중-변위선도를 이용하여 계산된 J-적분 값을 Table 3에 비교하여 나타내었다. 하중-변위곡선으로부터 구한 J-적분 값은 서로 다른 형상의 3차원 시편에서 서로 값이 유사한 것으로 나타난다. 이는 Fig. 12에 보인 바와 같이 하중-변위곡선의 차이가 크지 않으므로 당연한 결과라 할 수 있다. 그러나 Table 3에 보인 바와 같이 균열선단에서 계산된 J 값과 비교해 보면 하중-변위 선도에서 외견상 측정된 J-적분 값은 실제 균열선단에서의 J-적분 값 보다는 상당히 낮은 경향을 나타내었다. 즉 실제 균열선단에서 재료의 파괴 저항과 관계되는 J-적분 값을 상당히 과소평가하고 있는 것이다. 탄성조건(0.2 mm 변위)에서 이 과소평가의 정도는 크지 않지만, 소성조건이 심해질수록 과소평가의 정도는 매우 커진다.

따라서 중수로 압력관의 임계균열크기를 예측할 때 하중선 변위로 측정된 J-적분 값을 사용하는 것은 상당히 부정확한 결과를 줄 수 있다. 하중점 변위 0.2 mm인 경우에는 탄성에 의한 J_{el} 값이 J_{total}의 대부분을 차지하고 탄성 변형이 시편에 지배적 변형이며 소성의 영향을 거의 받지 않기 때문에 과소평가의 정도는 무시할 만하다. 하지만 하중점 변위가 0.4 mm로 증가한 이후에는 J_{el} 값은 거의 증가하지 않고 J_{pl} 값은 상당히 증가하

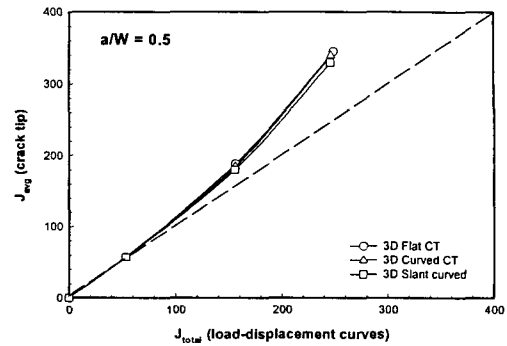


Fig. 22 Comparison of J-integral values by ASTM method with those determined near the crack tip

는데 이는 변위가 증가할수록 시편에서 탄성 변형 대신 소성 변형이 점차 지배적인 변형이 되기 때문이다. 변위가 0.6 mm인 경우에는 균열선단에서 계산된 J-적분 값과 하중점 변위에서 결정된 J-적분 값의 차이가 더욱 심해지며 따라서 과소평가의 정도도 더욱 커지게 된다.

Fig. 22에는 ASTM 규격방법에 의한 J-적분 값과 균열선단에서 구한 J-적분 평균값을 서로 비교하여 곡선으로 나타내었다. 변위가 0.2 mm인 지점에서는 두 방법에 의해 계산된 J-적분 값이 거의 일치한다. 하지만 점차 변위를 증가시킬수록 균열선단에서 계산된 J_{avg} 값에 비해 하중-변위 선도에 의해 결정된 J_{total} 값이 작아짐을 회귀곡선을 사용하여 시각적으로 보였다. 또한 서로 다른 두 방법으로 계산된 적분값의 차이는 평면 CT 시편이 가장 컸으며 경사진 균열을 갖는 휘어진 CT 시편이 가장 작았다. Fig. 22의 회귀선을 사용하여 결정한 관계식인 식 (6)을 사용하면 본 해석에 사용된 재료물성을 갖는 Zr-2.5Nb 합금의 경우 ASTM 규격에 따라 하중선 변위선도의 면적으로부터 구한 J-적분 값을 다음 식으로 수정하면 근사적으로 균열선단에서의 J-적분 값으로 변환시킬 수 있을 것이다.

$$J_{avg} = 1.053J_{total} - 4.190 \times 10^{-5} J_{total}^2 + 5.177 \times 10^{-6} J_{total}^3 \quad (6)$$

여기서 J_{total}은 하중선 변위선도로부터 구한 J-적분 값이며 J_{avg}는 균열선단에서의 J-적분 값이다. 이 식에 따라 수정한 후의 J-적분 값의 비교



Fig. 23 Comparison of J-integral values by ASTM method with J values at crack tip after correction

를 Fig. 23에 나타내었다. 따라서 중수로 압력관의 임계균열길이를 정확히 예측하기 위해서는 기존연구⁽¹¹⁻¹⁸⁾에서 결정된 J-저항곡선을 (6)식을 사용하여 수정하여야 할 것이다.

4. 결론

본 연구에서는 Zr-2.5Nb 압력관의 J-저항곡선 측정에 주로 사용되는 휘어진 CT시편의 제한성을 파악하기 위해 여러 형상조건에서 유한요소해석을 수행하였다. 즉 평면변형률과 평면응력의 이상적인 조건에서의 2차원 유한요소해석, 평면 CT, 휘어진 CT 시편이 똑바른 균열을 갖는 경우의 3차원 해석, 휘어진 CT 시편이 경사진 균열을 갖는 경우의 3차원 해석을 각각 균열비가 0.50, 0.55, 0.60일 때 수행하였다. 균열선단에서 경로적분 값으로 결정한 J_{avg} 를 정확한 값으로 간주하고, 하중-변위 곡선을 사용한 ASTM 규격방식으로 결정한 외견상의 J_{total} 값과 비교하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 3차원 해석 결과 얻은 하중-변위선도는 평면 변형률 해석과 평면 응력 해석 사이에 위치하지만 다소 평면 응력 해석에 근접하였다. 즉, 휘어진 CT 시편으로 수행했던 파괴인성시험은 평면 변형률 조건이 아니라 보다 평면 응력 조건에 근접한 상태에서 수행되었다.

(2) 휘어진 CT 시편의 균열선단에서 J-적분 평균값은 비균열부가 탄성영역일 때에는(변위 0.2mm 정도) 평면 변형률 조건의 값에 가까우르

로 4.2mm의 두께로도 평면 변형률 조건을 만족시킬 수 있다. 하지만 탄소성 영역(변위 0.4mm 정도) 또는 완전 소성(변위 0.6mm 이상) 영역의 경우에는 균열선단에서 J-값이 일정하게 나타나지 않았으며, 이는 시편 두께가 얇아서 평면 응력 조건에 가까워지기 때문이다.

(3) 휘어진 CT 시편에 똑바른 균열을 형성시킨 경우와 경사진 균열을 형성시킨 경우를 비교하면 후자가 전자보다 두께 방향에 따른 J-적분 값 분포의 대칭성이 좋다. 즉 경사진 균열선단에서는 곡률에 의한 굽힘 하중의 존재에도 불구하고 두께방향으로 대칭적이고 균일한 J-값을 얻을 수 있다.

(4) 균열선단에서 경로 적분으로 결정한 J-적분 값은 하중-변위선도로부터 구한 J-적분 값과 비교하였을 때, 탄성 조건에서는 두 값의 차이는 없다. 이는 두 값 모두 탄성영역에서의 J-값(즉 K 값)이므로 평면변형률 조건이 만족되어 두께의 영향을 받지 않기 때문이다. 하지만 소성영역이 증가할수록, 균열선단에서의 J_{avg} 값은 하중-변위 선도에 의해 측정된 J_{total} 값보다 커졌다. 이는 휘어진 CT시편으로 측정된 J 값은 과소평가 되고 있음을 말한다. 과소평가의 정도는 경사진 균열을 갖는 휘어진 CT 시편을 사용한 경우가 가장 작다.

(5) 휘어진 CT시편으로 측정된 하중-변위선도로부터 J-적분 값을 결정한 경우 이를 정확한 값으로 변환하기 위한 회귀선 식을 제시하였으며, 기존 연구에서 측정된 J 값은 이 식을 사용하여 수정되어야 할 것이다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기 연구개발 사업 중 중수로 압력관 건전성 평가기술개발 과제의 일환으로 수행되었습니다. 지원에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Cheadle, B. A., Coleman, C. E. and Licht, H., 1982, "CANDU-PHW Pressure Tubes: Their Manufacture, Inspection and Properties," *Nuclear Technology*, Vol. 57 pp. 413-425.
- (2) Kim, Y. S., 1997, "Development of the Advanced

- Nuclear Power Materials-Zirconium Alloy (Pressure Tube Materials)," *KAERI Report*, KAERI/RR-1766/96.
- (3) Ahn, S. B., Kim, J. K. and Kim, Y. S., 2001, "The Strength and Fracture Behavior Characteristics of Irradiated Zr-2.5Nb CANDU Pressure Tube Materials," *Transactions of the KSME*, A, Vol. 25, No. 3, pp. 510~519.
- (4) Davies, P. H., 1997, "Predicting Crack Instability Behaviour of Burst Tests from Small Specimens for Irradiated Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *ASTM STP 1321*, pp. 535~561.
- (5) Davies, P. H. and Shewfelt, R. S. W., 2000, "Size, Geometry and Material Effects in Fracture Toughness Testing of Irradiated Zr-2.5Nb Pressure Tube Material," *ASTM STP 1354*, pp. 356~376.
- (6) Oh, D. J., Ahn, S. B. and Kim, Y. S., 2001, "Validation of CCT Fracture Toughness Test with Non-uniformed Pre-Fatigue Crack," *J. Kor. Inst. Met. & Mater.*, Vol. 39, No. 1, pp. 27~33.
- (7) Davies, P. H. and Stearns, C. P., 1985, "Axial Fracture Toughness Testing of Zr-2.5Nb Pressure Tube Material," *ASTM STP 868*, pp. 308~327.
- (8) Davies, P. H., Shewfelt, R. S. W. and Järvinen, A. K., 1995, "Constraint Effects in Testing Different Curved Geometries of Zr-2.5Nb Pressure Tube Material," *ASTM STP 1244*, pp. 392~424.
- (9) Hibbit, Karlsson & Sorensen., 1998, *ABAQUS Theory and User's Manual Version 5.8*, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., Providence, Rhode Island.
- (10) *ASTM Standard E 1820-99a.*, 1999, "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness"
- (11) Leitch, B. W., 1999, "Fracture Analyses of an Internally Pressurized Tube Containing an Axial, Through-Wall Crack," *Fatigue and Fracture Mechanics : 29th Volume*, *ASTM STP 1332*, pp. 830~850.
- (12) Davies, P. H., 1999, "Predicting Crack Instability Behavior of Burst Tests from Small Specimens for Irradiated Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *ASTM STP 1321*, pp. 535~561.
- (13) Davies, P. H. and Shewfelt, R. S. W., 1996, "Link Between Results of Small- and Large-Scale Toughness Tests on Irradiated Zr-2.5Nb Pressure Tube Material," *ASTM STP 1295*, pp. 492~517.
- (14) Davies, P. H., Hosbons, R. R., Griffiths, M. and Chow, C. K., 1994, "Correlation between Irradiated and Unirradiated Fracture Toughness of Zr-2.5Nb Pressure Tubes," *Zirconium in the Nuclear Industry : 10th International Symposium*, *ASTM STP 1245*, pp. 135~167.
- (15) Chow, C. K., Coleman, C. E., Hosbons, R. R., Davies, P. H., Griffiths, M. and Choubey, R., 1991, "Fracture Toughness of Irradiated Zr-2.5Nb Pressure Tubes from CANDU Reactors," *Zirconium in the Nuclear Industry : 9th International Symposium*, *ASTM STP 1132*, pp. 246~275.
- (16) Chow, C. K. and Simpson, L. A., 1988, "Determination of the Fracture Toughness of Irradiated Reactor Pressure Tubes Using Curved Compact Specimens," *Fracture Mechanics : 18th Symposium*, *ASTM STP 945*, pp. 419~439.
- (17) Davies, P. H. and Stearns, C. P., 1985, "Axial Fracture Toughness Testing of Zr-2.5Nb Pressure Tube Material," *Fracture Mechanics : 16th Symposium*, *ASTM STP 868*, pp. 308~327.
- (18) Davies, P. H., Aitchison, I., Himbeault, D. D., Järvinen, A. K. and Watters, J. F., 1995, "On the Fracture of Cold-Worked Zr-2.5Nb Pressure Tubes Fabricated from 100% Recycled Material," *Fatigue Frac.e of Engng Mater. Struct.* Vol 18 No 7/8 pp. 789~800.