

2004 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

하중비 방법을 이용한 조사 중수로 압력관의 파괴인성 평가

Fracture Toughness of irradiated Zr-2.5Nb CANDU Pressure Tube using Load-ratio method

오승진, 김인섭
한국 과학기술원 원자력 및 양자 공학과
대전시 유성구 구성동 373-1

김영석, 안상복
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요약

월성 1호기에서 채취한 조사 Zr-2.5Nb 중수로 압력관의 파괴인성 특성을 하중비 방법 및 직류전위차법을 이용하여 평가하였다. 조사재의 경우 핫셀에서 시험을 수행해야 하기 때문에 균열 측정을 위한 장비를 시편에 장착하기가 용이하지 않다. 하중비 방법은 초기 및 최종 균열, 하중-하중선 변위 곡선을 이용하여 균열성장을 예측하는 방법으로 이것을 이용한다면 시험 절차를 매우 간소화시킬 수 있다.

입력단과 출력단에서 압력관의 축방향으로 노치를 가진 CCT 시편으로 가공하여 상온에서 300℃ 온도에서 파괴 시험을 수행하였다.

상온에서는 국부적인 조사손상 및 수소화물의 영향으로 추측되는 균열 점프가 하중-하중선 변위 곡선에서는 불연속적인 하중 감소로 나타났으며 균열저항곡선에서도 불안정한 균열 성장 형태를 보였다. 모든 온도 조건에서 파괴인성특성값(J_{IC} , dJ/da)은 비조사 압력관보다 낮게 나타났다.

하중비 방법의 예측값과 DCPD 방법을 통한 측정치를 비교한 결과 하중비 방법을 통해 예측한 균열 값을 이용하여 구한 균열저항곡선은 J_{IC} 는 높게, dJ/da 는 낮게 나타났으며 이러한 오차는 결정되는 균열 시작점이 다르기 때문이다. 이러한 오차를 줄이기 위해 개량 하중비 방법을 이용한 결과 균열 예측 값과 측정값의 오차가 상당히 감소하였다.

Abstract

The fracture toughness of irradiated Zr-2.5Nb CANDU pressure tube material in Wolsung CANDU site has been evaluated by means of Load-ratio method and Direct Current Potential Drop (DCPD) method. In case of irradiated pressure tube, measurement of crack extension is very difficult because it is not easy to install conventional measuring instruments. In load ratio method, however, initial crack length, final crack length and load-load line displacement curve are needed to measure crack extension in load ratio method. In this study, Load-ratio method was applied to evaluate fracture toughness and compared with DCPD method.

Curved Compact Tension (CCT) specimen was manufactured with axially notch in outlet and inlet of pressure tube. Fracture test performed at temperatures between room temperature and 300°C.

At low temperature, the load-load line displacement in the fracture test showed the discontinuous abrupt decreases caused by crack jumping. In crack resistance curve, unstable crack growth stage was showed due to irradiation damage and hydride. The fracture characteristic value (J_{IC} , dJ/da) in the irradiated are lower than those of the unirradiated.

The result of Load ratio method was compared with DCPD method. J_{IC} by Load-ratio method was larger than that of DCPD method and dJ/da was smaller than DCPD method. The reason is that crack initiation is determined at larger load line displacement in load ratio method. To reduce difference between two methods, load-ratio method is modified by means of relationship between crack length and load line displacement.

1. 서론

CANDU 압력관은 장시간의 운전시제조과정에서 존재했던 수소와 가동 중 중수로부터 흡수된 수소가 국부적인 응력 집중에 의하여 수소화물이 생성되어 파괴인성의 저하를 일으킨다. 이로 인해 압력관의 수소취성에 의한 파괴인성 저하에 대한 많은 연구가 현재까지 이루어지고 있다. 압력관의 수소취성에 대한 시험법으로 탄소성 파괴 역학에 기초한 J-R 시험법이 널리 사용되어 왔으며 이들 중 컴플라이언스법(unloading compliance method)[1]과 직류전위차법(DCPD)[2,3]이 J-R 곡선을 결정짓는 방법으로 가장 널리 사용되고 있다.

압력관의 파괴인성 시험의 경우 비조사 시편에 대한 연구는 매우 활발한 상태이나 시험 방법들의 현저한 발전에도 불구하고 조사시편의 시험의 경우 전류측정을 위한 용접작업이나 CTOD 게이지를 수작업으로 설치 할 수 없어 시험에 어려움이 따르고 있다. 한편으로는 압력관 시험편의 특성상 시험편의 크기가 표준 시편에 비해 매우 작기 때문에 대부분 직류전위차법을 표준시험법으로 채택하고 있었으나 ASTM Standard E1737-96은 E1820-99로 개정되면서 직류전위차법이 표준시험법에서 제외된 상태이다.

동하중에서의 J-R curve 특성을 결정하기 위하여 1980년대부터 별도의 계측장비 없이 하중-하중비 곡선만을 가지고 J-R curve 특성을 결정하는 새로운 방법에 대한 연구가 진행되어 왔으며,

Ernst 가 제안한 “key-curve 방법”[4]에 이론적 기반을 둔 정규화법(normalization method)[5] 및 Kapp가 제안한 “load drop” 방법[6]을 기반으로 한 하중비(Load ratio) 방법[7]에 대한 연구가 진행 중이다.

이와 같은 방법을 이용하여 조사 압력관의 J-R curve 특성을 결정한다면 최소한의 실험 장치를 파괴 시험을 수행할 수 있어 안정성 향상 및 다량의 파괴시험 자료를 얻을 수 있는 이점이 있다. 이와 관련하여 하중비 방법 및 직류전위차법을 이용하여 비조사 압력관의 J-R 곡선을 구하여 비교 분석하여 하중비 방법의 적용을 모색하였다[8]. 그 결과 균열시작점의 결정에 있어서 하중비 방법은 최대하중에서 균열이 시작되는 것으로 예측하기 때문에 DCPD 방법에 비해 dJ/da 값이 더 높게 나타남을 보였다.

본 연구에서는 균열시작점의 결정에 있어서 보완을 한 Xiaoguang Chen이 제안한 개량 하중비 방법(Improved Load Ratio Method)[9]을 이용하여 조사재 압력관의 파괴인성특성을 평가하였으며 조사 압력관에 적용하기 위한 개선점을 모색해 보았다.

2. 개량 하중비 방법(Improved Load Ratio method)의 적용

최대하중 이전에서의 균열 성장

실제 균열 성장은 최대하중에서 시작한다고 가정하며, 최대하중 이전에서는 blunting에 의해 균열이 성장하는 것처럼 보인다.

crack tip에서 균열이 진전하기 전에 tip에서는 blunting이 일어난다. 이러한 blunting에 의해 균열이 성장한 영향을 먼저 보정한다. 실제 균열이 성장하는 시점은 최대하중이라 가정하며 blunting 영향에 의한 균열 성장량, Δa_{max} 를 Rice의 식을 이용하여 아래의 식과 같이 구하여 최대하중에서의 균열길이 a_{max} 를 결정한다.

$$a_{max} = a_0 + \Delta a_{max} \quad (1)$$

$$a_{max} = \delta/1.4 \quad (\delta : \text{the crack opening displacement}) \quad (2)$$

Strain hardening exponent(n)을 이용한 균열 성장 측정

최대 하중 이후의 균열 성장 거동은 n값을 이용하여 측정한다. 균열이 성장하지 않는다고 가정하는 경우에서 하중-하중선 변위 곡선은 다음의 관계식으로 나타낼 수 있다.

$$P_i^* = \gamma v_i^{1/n} \quad (3)$$

P^* = load without crack extension

γ : constant

n : strain hardening exponent

한편, 최대하중에서의 하중과 변위의 관계는 (3)식을 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_{max} = \gamma v_{max}^{1/n} \quad (4)$$

Improved Load ratio 방법에서는 Pmax 와 P*의 비를 이용하여 compliance를 결정한다. 따라서,

$$\frac{P_i^*}{P_{\max}} = \left(\frac{v_i}{v_{\max}}\right)^{1/n} \quad (5)$$

표현할 수 있다. 이 하중비는 하중선 변위(v) 와 n으로 표시할 수 있으며 일반적으로 변위, 하중, compliance의 관계는 다음과 같은 관계를 가진다.

$$v_e = P_i C_i = P_i^* C_{\max} \quad (6)$$

따라서 각 변위에 따른 compliance C_i는 식 (4),(5),(6)을 이용하여 다음과 같이 얻어진다.

$$C_i = \frac{P_{\max}}{P_i} \left(\frac{v_i}{v_{\max}}\right)^{1/n} C_{\max} \quad (7)$$

최종 균열 길이를 이용한 보정

앞에서 이론적으로 얻어진 식(7)을 이용하여 얻은 compliance를 이용하여 균열을 구할 수 있다 그러나 이론상으로 얻어진 균열 길이는 다음과 같은 이유로 인하여 오차가 일어난다.

- (1) 균열 성장에 따른 시편의 constraint 변화한다.
- (2) 균열 선단이 불규칙하거나 곡선을 이룬다.
- (3) 후면에서의 시편의 폭이 증가한다.

이를 보정하기 위하여 compliance, C_i는 보정 상수 α, β를 이용하여 다음과 같이 다시 표현한다.

$$C_i = \beta \left[\frac{P_{\max}}{P_i} \left(\frac{v_i}{v_{\max}}\right)^{1/n} \right]^\alpha C_{\max} \quad (8)$$

β는 v_i, P_i에 v_{max}, P_{max}를 대입하는 경우 C_i=C_{max}가 되어야 하므로 1이 되며 α는 최종균열 길이값을 이용하여 최종 균열 길이 a_f일 때의 compliance, C_f를 구하고, 실험을 통해 얻은 하중- 하중비 곡선에서 최종 균열 길이일 때의 변위, 하중인 v_f와 P_f를 대입시켜 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\alpha = \frac{\log\left(\frac{C_f}{C_{\max}}\right)}{\log\left[\frac{P_{\max}}{P_f} \left(\frac{v_f}{v_{\max}}\right)^{1/n}\right]} \quad (9)$$

3. 실험 방법

본 연구에서 적용한 재료는 월성 1호기에서 사용된 M11압력관을 실험에 사용하였다. 주요 운전 이력 및 시편 채취위치는 표1과 같다. 비조사 압력관은 Zr-2.5Nb로서 2차 진공 용해하여 상온에서 냉간가공(cold worked, CW)한 저인성 재료로서 표2에 화학적 성분을 나타내었다.

월성발전소에서 채취한 링 시편에서 곡면을 그대로 유지하여 Compact Tension(CT) 시편을 가공하였다. ASTM에서 규정된 standard 시편 크기를 최대한 맞추기 위하여 W값이 17mm가 되도록 가공된 시편을 이용하였다. 하중 방향은 원주방향이, 균열 성장방향은 축방향이 되도록 가공하였다. 균열의 성장은 하중비 방법(load-ratio method)을 이용하여 측정하였으며 일부 시편은 DCPD 방법을 이용하여 균열 성장을 측정하였다. 파괴 시험은 상온부터 300°C사이에서 수행되었으며 시험 조건은 표3에 나타내었다.

재료, 시험편의 형상에 맞는 균열 시작점을 결정하도록 한다. 일반적으로 파괴 역학 관점에서는 균열 시작점이 최대 하중에서 나타나는 것으로 알려져 있다. 따라서 압력관 재료의 최대 하중(P_{max})을 기준으로 파괴 시험을 최대 하중의 50%, 60%, 70%, 80%까지 파괴 시험을 수행한 뒤 파면을 관찰하여 균열 성장 여부에 대하여 확인하였다.

4. 결과 및 토의

4.1 파면 관찰

파괴시험후 파면을 관찰하였다. 그림 1은 상온에서 파괴시험이 수행된 시험편의 파면을 나타내었다. 시험편이 곡면을 가지고 있기 때문에 예비균열이 불균일 하게 성장한 것을 볼 수 있으며 이로 인해 파괴시험중의 균열 진전에 영향이 있을것으로 생각된다. 균열 성장 형태를 보면 시험편 중심으로 갈수록 균열 진전량이 크게 나타났으며 파면의 중심부의 형태와 파면 외각의 형태가 다른 것을 관찰 할 수 있었다.

고온에서 파괴시험을 수행한 시험편의 파면을 관찰한 결과를 그림 2에 나타내었다. 고온시험을 수행시 나타난 파면이 그림 1에서 나타난 상온 파면형태에 비해 매우 불균일한 파면형태를 보이고 있다. 그리고 그림2(a)와 그림 2(c), 그림2(b)와 그림2(d)의 파면이 비슷한 형태를 보이는 고 있음을 알 수 있다. 이러한 경향이 나타나는 것은 온도에 따른 영향으로 생각되며 250°C와 300°C사이에서의 균열 성장 기구가 달라진다고 생각되어진다.

4.2 균열저항곡선(J-R curve)

하중비 방법을 이용하여 얻어진 균열 성장 값을 이용하여 J-R 곡선을 구하였다. 상온의 경우 그림 3(a)에서 나타나듯이 crack jump를 수반하는 불안정한 균열진전거동을 보였다. 하중-하중선 변위곡선에서도 이러한 현상은 급격한 하중 강하로 나타나는 것을 그림3(b)에서 볼 수 있었다. 균열저항곡선은 이러한 crack jump와 함께 3단계의 균열 진전 형태로 구분할 수 있다. 균열 저항곡선의 기울기가 급격히 감소하는 1단계와 저항곡선의 기울기가 다시 증가하는 2단계, 그리고 균열 성장에 따른 J값이 일정해지는 3단계로 나눌 수 있다. 이러한 불안정한 균열성장형태를 보이는 이유는 조사로 인한 국부적인 결함의 생성과 운전시 장입된 수소가 상온에서 수소화물로 석출되어 급격한 균열 성장이 나타나는 것으로 생각된다.

고온의 경우 그림4(a)와 같이 안정한 균열 성장 거동을 보였다. 그림4(b)에서 보이듯이 하중-하중선변위 곡선에서도 상온에서 나타나는 하중 강하현상은 나타나지 않았다. 고온에서 시험을 수행하는 경우 기지의 결함들이 높은 온도에서 회복되고 수소화물은 고온에서 기지대로 재고용되기

때문에 상온과 같은 crack jump 현상이 사라진 것으로 보인다.

파괴인성의 온도에 따른 영향을 비교하기 위하여 그림 5에 나타내었다. J_{IC} 값의 경우 200°C 이하의 온도에서는 온도 증가에 따라 J_{IC} 값도 함께 증가하며 200°C 이상에서는 다시 감소하는 것을 볼 수 있었다. 반면에 dJ/da 는 전 시험 온도 구간에서 온도 증가에 따라 함께 증가하는 것을 볼 수 있었다. 예외적으로 M11CIB 시험편의 경우 온도 증가에 따라 감소하는 것을 볼 수 있으나 이것은 상온에서의 dJ/da 값이 실제 값보다 높게 평가된 것이 원인으로 보인다.

4.3 하중비 방법의 개선

압력관의 파괴인성을 평가하기 위해 기존에 사용된 방법인 DCPD 방법의 결과를 토대로 하여 하중비 방법을 개선하는 방법을 검토하였다. 비조사에서 비교한 결과[8] J_{IC} 값의 경우 DCPD 방법에 비하여 하중비 방법의 결과가 높게 평가되었으며 반대로 dJ/da 의 경우 반대로 하중비 방법이 낮게 평가되는 것을 볼 수 있었다. 이와같이 각 방법에 따른 결과가 차이가 나는 이유는 하중-하중선 변위곡선에서 나타나는 균열 시작점이 차이를 보이기 때문이다. DCPD 방법의 경우 하중-하중선 변위 곡선에서 나타나는 균열 시작점은 일반적으로 선형적으로 하중이 증가하는 구간에서 증가량이 선형성을 벗어나는 구간, 즉 그림 7의 a_1 에서 나타나는 것을 알 수 있었다. 그러나 하중비 방법의 경우 최대 하중 부근에서 균열 시작점이 정해진다.

DCPD 방법에서 나타나는 균열 시작점을 이용하여 하중비 방법을 변형시켰다. 2개의 보정 식을 이용하여 하중비 방법에서 나타나는 균열 시작점 a_2 를 아래 표와 같이 보정하였다.

| Case | 보정식 |
|------|---------------------------|
| 1 | $a_2 = a_1 + (v_2 - v_1)$ |
| 2 | $a_2 = a_1 + 1/4(v_2)$ |

(a) 각 방법에 따른 파괴인성 특성치 비교

파괴시험 수행시 동시에 DCPD 방법을 이용한 M11COL 시험편과 M11COB 시험편에 대해서 각각 균열저항곡선을 구하고 각각에 따른 파괴인성 특성 값을 비교하였다.

그림8은 M11COL 시험편에 대해서 특성 값을 비교한 결과이다. 그림8(a)에서 보이듯이 J_{IC} 값은 상온에서 DCPD 방법과 하중비 방법의 결과가 거의 일치함을 보였다. 그러나 고온에서는 하중비 방법의 결과가 2배 이상 크게 나타났다. 위에서 언급한 보정식을 적용한 결과 2번째 보정식을 이용한 결과가 차이를 가장 크게 감소시켰으나 그림에도 불구하고 DCPD 방법에 비해 높게 평가되는 것을 알 수 있다. 그림8(b)에서 dJ/da 값을 비교하였다. 비조사제의 결과와 동일하게 하중비 방법의 결과값이 낮게 평가되었으며 2번 식을 이용하여 보정한 결과 두 방법간의 차이가 상당히 감소하는 결과를 보였다.

M11COB 시험편에 대한 파괴인성 특성 값을 비교한 결과를 그림9에 나타내었다. 그림 9(a)에서 보이듯이 J_{IC} 값은 250°C를 제외하고 DCPD 방법의 결과에 비해 상당히 높게 나타나는 것을 볼 수 있다. 보정식을 이용한 결과 200°C를 제외하고 방법에 따른 차이가 상당량 감소하는 것을 볼 수 있다. 마찬가지로 dJ/da 의 경우에도(그림8(b)) 보정식을 이용한 결과 200°C의 결과를 제외하면 방법에 따른 오차가 상당량 감소하는 것을 볼 수 있었다.

(b) 초기 균열의 문제점

ASTM standard에서는 초기 균열 길이값(a_0)을 결정할 때, a_0/W 가 0.5이상 0.75이하가 되도록 명시하고 있다. 본 연구에서 사용된 시험편중 이 조건을 만족하지 않은 시험편을 제외하고 DCPD 방법의 결과와 보정식2를 이용한 하중비 방법을 그림 10에서 비교해 보았다. 그 결과 dJ/da 의 경우에 방법간의 오차가 상당량 감소하는 것을 볼 수 있었다.

4.4 균열 시작점의 결정

평균적으로 P_{max} 는 약 400Kg중이다. 각각 P_{max} 의 50,60,70,80%의 하중까지 파괴시험을 수행한 뒤 파단면을 관찰하였다. 그림11 (a)와 (b)에서 보이듯이 50,60%의 파면에서는 파괴시험 중에 파단이 일어난 흔적을 볼 수 없었다. 그러나 70,80%의 하중까지 시험한 경우 그림11(c),(d)에서 보이듯이 균열 진전의 흔적이 나타난 것을 확인하였다. 파면 관찰의 결과에서는 최대하중의 60-70% 하중에서 균열이 발생한다는 것을 확인할 수 있었다.

그림12는 최대하중의 80%까지 시험을 수행한 뒤의 하중-하중선 변위 곡선과 DCPD 방법을 통해 얻어진 potential 변화 값을 함께 나타낸 그림이다. 실선으로 표시한 하중-하중선 변위 곡선은 선형성을 보이고 있다. 이는 시편이 elastic fracture 거동을 보이고 있음을 알 수 있다. 한편 점으로 표시한 potential의 변화에서 일반적인 균열 시작점 결정 방법을 통해 균열시작점을 구해보면 약 60% 부근에서 균열이 시작하는 것으로 나타나고 있다. 결과적으로 균열 시작점은 최대하중의 약 60%이후에 나타난다는 것을 볼 수 있으며 DCPD 방법을 이용한 균열 측정방법에 있어서 균열 시작점에 결정 방법도 잘 맞는다고 생각 할 수 있다.

이 결과를 바탕으로 기존의 DCPD 방법을 이용한 균열길이 결정 방법이 압력관 재료 및 시편형상에 적용하는데 문제점이 없다는 것을 간접적으로 보여주고 있으며 DCPD 방법을 이용하여 구한 균열저항곡선을 이용하여 하중비 방법을 보정하는 것이 타당하다는 것을 보여주고 있다.

4.5 개량하중비 방법을 이용한 균열길이 측정

표 4는 DCPD 방법으로 균열 길이를 측정한 결과에서 얻어진 a_{max} 와 Rice의 식을 이용하여 구한 a_{max} 의 결과값을 비교한 결과이다. Rice의 식에서 얻어진 결과에 비해 실제 DCPD 방법을 통해 얻어진 a_{max} 값이 약 2.5배 크게 나타났다. 이것은 실제 blunting 에 의해 나타나는 균열 성장율이 크거나 하중이 P_{max} 에 도달하기 전에 이미 균열이 발생한다고 볼 수 있다. 초기 균열 길이가 두 시편에서 차이를 보이고 있으나 이에 따른 a_{max} 의 차이는 두 방법 모두에서 미미한 것을 볼 수 있다. 즉, a_{max} 는 초기 균열 길이에 영향을 받지 않는 것으로 보인다.

Strain hardening exponent(n)을 구하기 위해서 그림 13에서와 같이 인장-응력곡선에서 yield point와 UTS point 사이의 데이터를 이용하여 구하였다. 평균 0.053의 값을 보였으며 Zircalloy4의 경우 0.01-0.03을 가지는 것과 비교하여 타당한 값으로 생각되어진다.

그림 14에서 하중선 변위에 따른 균열 성장 거동을 나타내었다. DCPD 방법으로 얻어진 균열길이의 경우 변위에 대해 선형적으로 증가하는 것을 볼 수 있다. Improved L.R 방법에 의해 구한 균열 길이는 변위에 대해 지수함수 적으로 증가하였다. Hardening exponent(n) 및 보정 계수가 1 이하인 것이 원인으로 보인다. 보정계수(α)의 경우에도 n에 대해 비례한다. 따라서 보다 나은 결과를 얻기 위해서는 앞에서 결정한 n값에 대한 재해석 및 최종 균열 길이를 통한 보정 방법을 개

량할 필요가 있다.

앞에서 구한 균열길이를 이용하여 균열 저항 곡선(J-R curve)를 구하였다. 그림 15(a)에서 각각 DCPD 방법과 개량 하중비 방법을 이용하여 균열 저항곡선을 비교하였다. $J_{0.2}$ 는 방법에 따른 차이를 보이지 않았으나 dJ/da 는 DCPD 방법의 경우 2 배 이상 크게 나타났다. 현재까지 Zr-2.5Nb 합금의 경우 상온에서 dJ/da 는 약 250 ~300값을 가진다. 본 시험 결과에서는 DCPD의 결과가 기존의 결과에 비해 상당히 크게 평가됨. 반면에 Improved load ratio 방법이 기존의 경향을 잘 따름을 볼 수 있었다.

reference

- [1] Joyce, J. A. and Gudas, J. P., "Computer Interactive JIC Testing of Navy Alloys", Elastic Plastic Fracture, ASTM STP 668, ASTM, Philadelphia, 1979, pp. 451-468
- [2] Schwalbe, K. H. and Hellman, D., "The Application of the Electrical Potential Method to Crack Length Measurements Using Johnson's Formula", Journal of Testing and Evaluation, Vol.9, No.3 1981, pp. 218-221.
- [3] Wilkowski, G. M., Wanbaugh, J. D., and Prabhat, K., "Single-Specimen J-Resistance Curve Evaluation Using The Direct Current Potential Method and a Computerized Data Acquisition System", Fracture Mechanics: Fifteenth Symposium, ASTM STP833, R. S. Sanford, Ed., ASTM, Philadelphia, 1984, pp.553-576
- [4] Ernst, H. A., Paris, P. C., Rossow, M., and Hutchinson, J. W., "Analysis of Load-Displacement Relationship to Determine J-R Curve and Tearing Instability Material Properties", Fracture Mechanics, ASTM STP 677, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1979, pp. 581-599
- [5] Landes, J.D., Zhou, Z., Lee, K., and Herrera, R., "Normalization Method for Developing J-R Curves with the LMN Function," Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, Vol. 19, No. 4, July 1991, pp. 305-311.
- [6] Kapp, J. A., "J-R curve Determination Using Precracked Charpy Specimens and the Load-Drop Method for Crack Measurements", Fracture Mechanics: Sixteenth Symposium, ASTM STP 868, M. K. Kenninen and A. T. Hopper, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1985, pp. 281-292.
- [7] Hu, J. M., Albrecht P., and Joyce, J. A., "Load Ratio Method for Estimating Crack Extension," Fracture Mechanics : Twenty-Second Symposium (Volume I), ASTM STP 1131, H. A. Ernst, A. Savena, and D.L. McDowell, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1992, pp. 880-903.
- [8] 오승진, 김인섭, 김영석, 안상복, "하중비 방법을 이용한 CANDU 압력관의 파괴인성 평가", 2003 춘계 원자력학회
- [9] Chen, X., Albrecht, P., Wright, W., and Joyce, J.A., "Improved Load Ratio Method for Predicting Crack Length," Special Application and Advanced Techniques for Crack Size Determination, ASTM STP1251, J. J. Ruschau and J. K. Donald, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1995, pp.83-103

표 1 운전 이력 및 시편 채취 위치

| Accumulated neutron fluence | Operating Temperature | Effective full power years(EEPY) | Annual load factor | Ring position |
|--|-----------------------|----------------------------------|--------------------|----------------|
| 8.91·10 ²⁵ n/m ² | 285.5°C | 9.3 years | 100.8% | Inlet & Outlet |

표 2 M11 압력관의 화학적 조성

| Nb | O | C | Cr | H | Fe | Ni | N | Si | Ta | Zr |
|-------------|--------------|---------|---------|--------|----------|--------|--------|---------|---------|------|
| 2.4~2.8 wt% | 900~1300 ppm | <270ppm | <200ppm | <25ppm | <1500ppm | <70ppm | <65ppm | <120ppm | <200ppm | Bal. |

표 3 M11 압력관의 파괴시험 조건

| | Inlet | | Outlet | |
|------|-------------------------|-----------|--------------------------------------|---------------------------|
| | Left | Bottom | Left | Bottom |
| R.T. | M11CILRT | M11CIBRT* | M11COLRT1 ²⁾ M11COLRT2 | - |
| 150 | - | - | M11COL150 ¹⁾ | - |
| 200 | M11CIL200 | - | - | M11COB200 ¹⁾²⁾ |
| 250 | M11CIL250 ¹⁾ | M11CIB250 | M11COL250 ²⁾ | M11COB250 ²⁾ |
| 300 | M11CIL300 ¹⁾ | - | M11COL300 ¹⁾ | M11COB300 ¹⁾²⁾ |

¹⁾a₀<0.5

²⁾DCPD 방법을 이용하여 균열성장 측정

표 4 방법에 따른 a_{max} 결정 결과 비교

| | | Specimen1 | Specimen2 |
|-----------|------------------------|-----------|-----------|
| Rice's Eq | Δa _{max} | 0.123 | 0.126 |
| | a _{max} | 8.983 | 9.276 |
| DCPD | Δa _{max,DCPD} | 0.309 | 0.296 |
| | a _{max,DCPD} | 9.169 | 9.446 |



(a) Inlet, left,
25°C



(b) Inlet,
bottom, 25°C



(c) Outlet, left,
25°C



(d) Outlet,
bottom, 25°C

그림1. 상온 파괴 시험편의 파면



(a) Inlet, left,
300°C



(b) Intlet,
bottom, 250°C

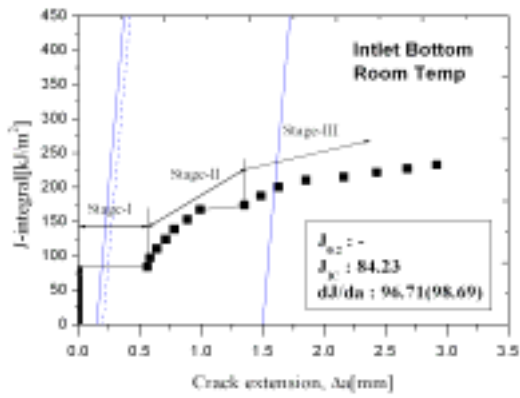


(c) Outlet, left,
300°C

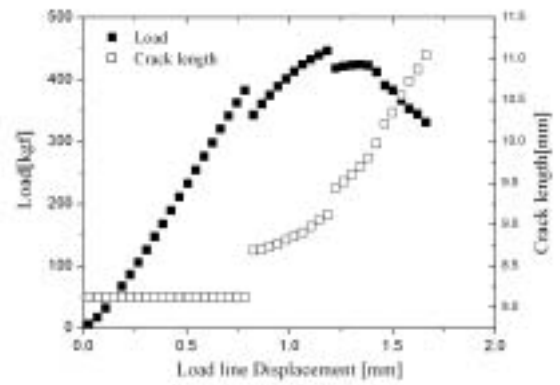


(c) Outlet,
bottom, 250°C

그림2. 고온 파괴 시험편의 파면

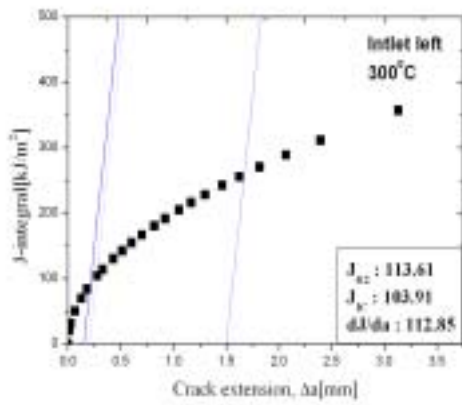


(a) 균열 저항 곡선

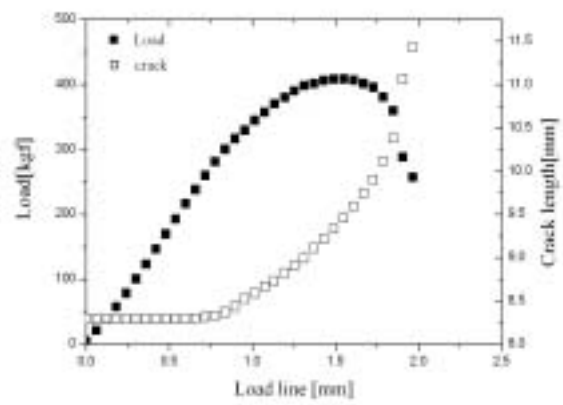


(b) 하중-하중선 곡선 및 균열 진전

그림 3 M11CILRT 시편의 파괴시험 결과



(a) 균열 저항 곡선



(b) 하중-하중선 변위 곡선 및 균열 진전

그림 4. M11CIL300 시편의 파괴시험 결과

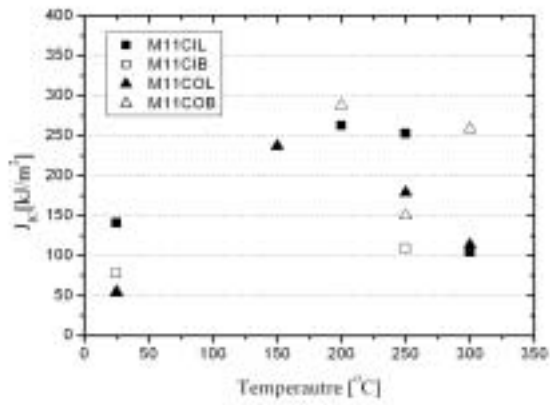


그림 5. 온도에 따른 J_{IC} 변화

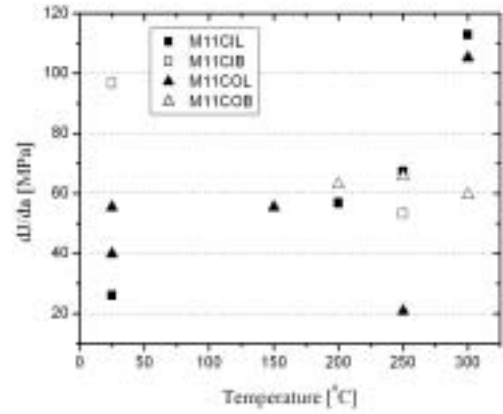
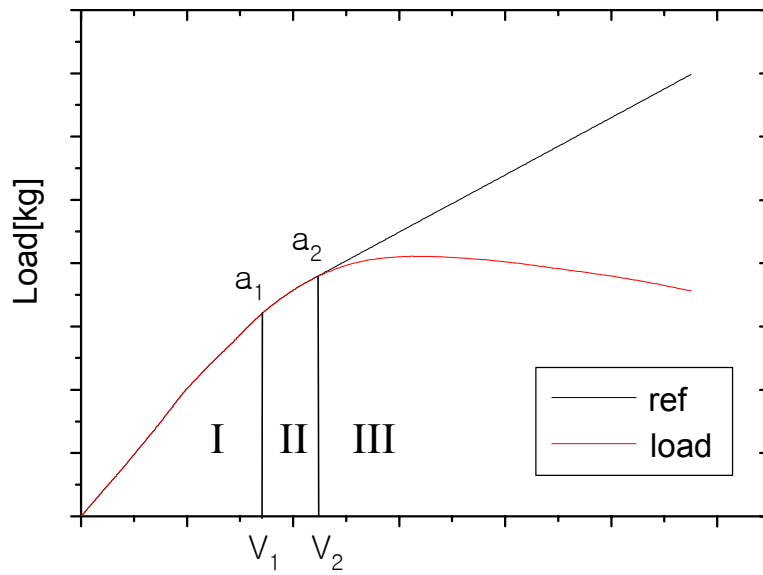
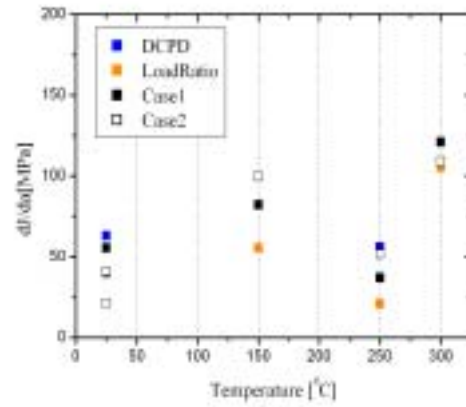
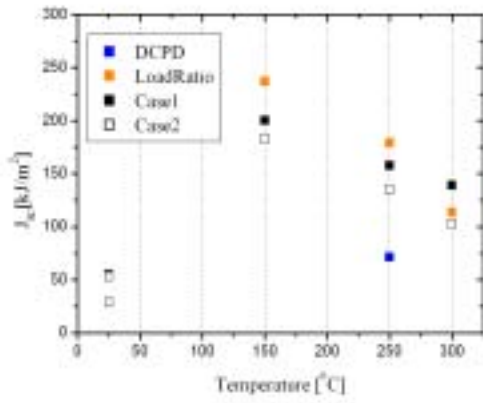


그림 6. 온도에 따른 dJ/da 변화



Load Line Displacement[mm]
 a_1 : crack initiation in DCPD
 a_2 : crack initiation in L. R
 v : load line displacement

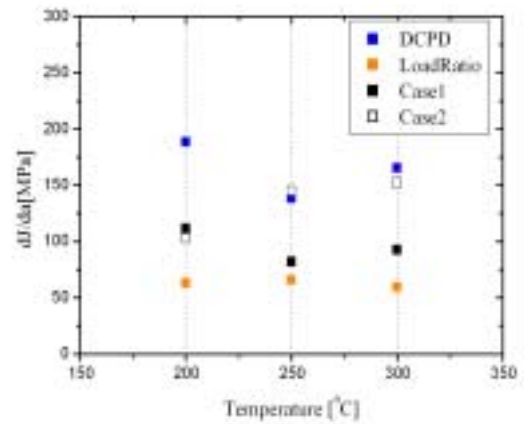
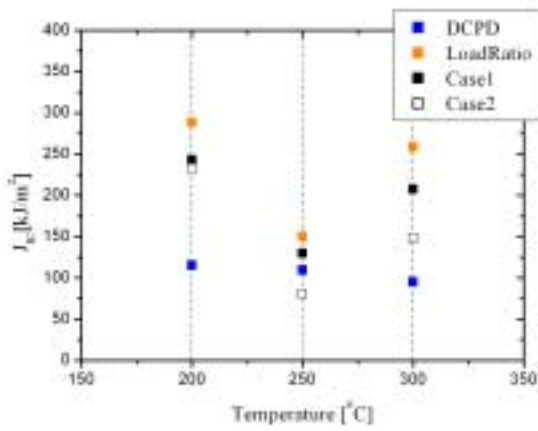
그림 7. 균열 시작점과 하중-하중선 변위곡선의 관계



(a) 온도에 따른 J_{IC} 변화

(b) 온도에 따른 dJ/da

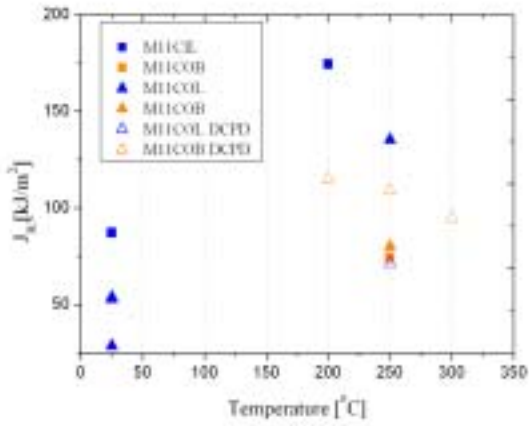
그림 8. M11COL 시편의 온도에 따른 파괴인성 특성치 변화



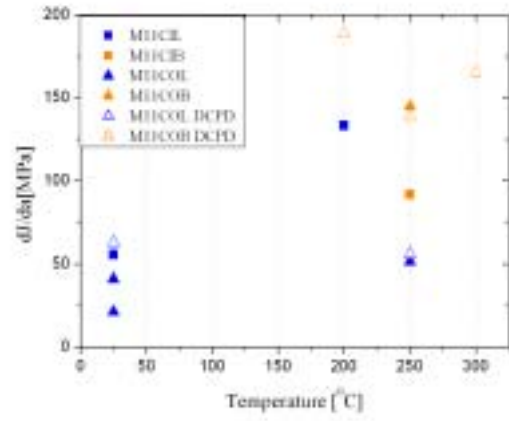
(a) 온도에 따른 J_{IC} 변화

(b) 온도에 따른 dJ/da

그림 9. M11COB 시편의 온도에 따른 파괴인성 특성치 변화

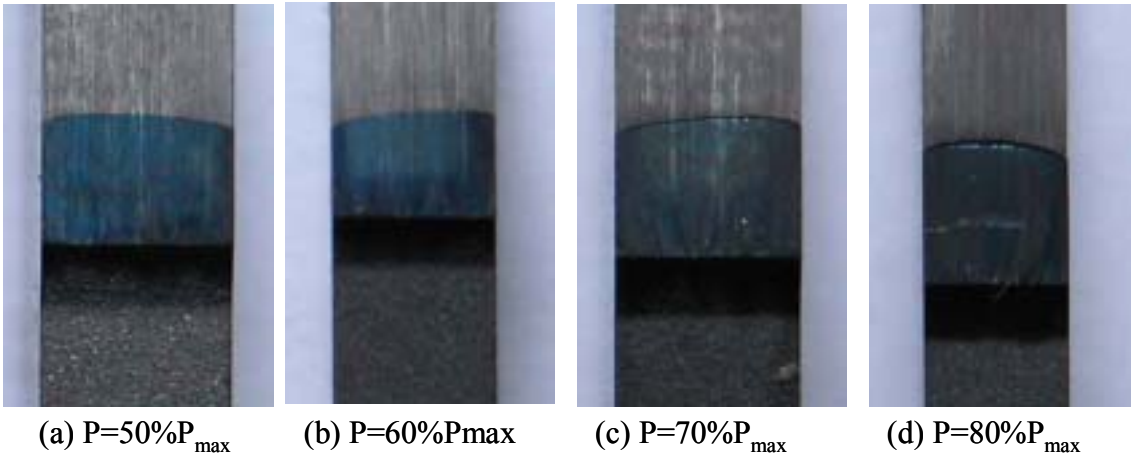


(a) 온도에 따른 J_{IC} 변화



(b) 온도에 따른 dJ/da

그림 10. ASTM 시험 조건($a_0/w < 0.5$)을 만족하는 시편에 대한 파괴인성 특성치의 온도에 따른 변화



(a) $P=50\%P_{max}$

(b) $P=60\%P_{max}$

(c) $P=70\%P_{max}$

(d) $P=80\%P_{max}$

그림 11. 파면 사진

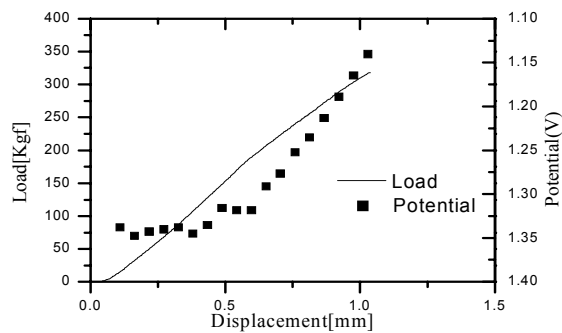


그림 12. 80% P_{max} 까지 수행한 파괴시험의 하중-하중선 변위 곡선 및 변위에 따른 DCPD에서의 전위 변화량

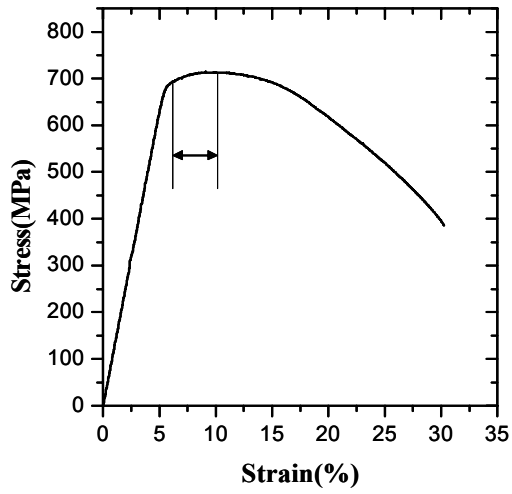


그림 13. 인장-응력 곡선에서 Strain hardening exponent의 결정

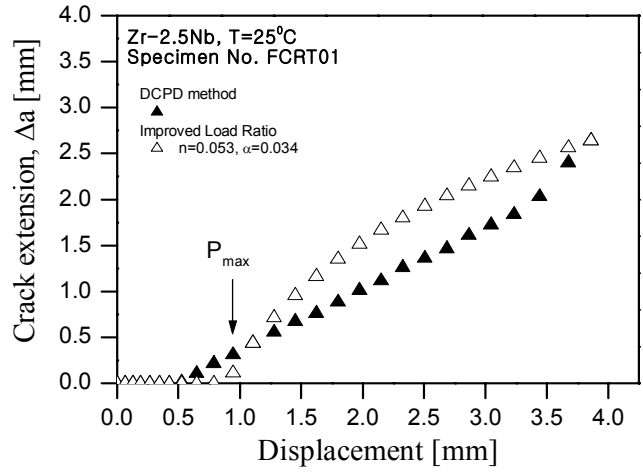
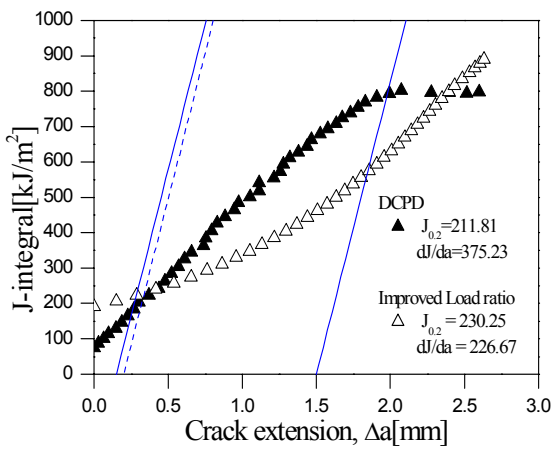
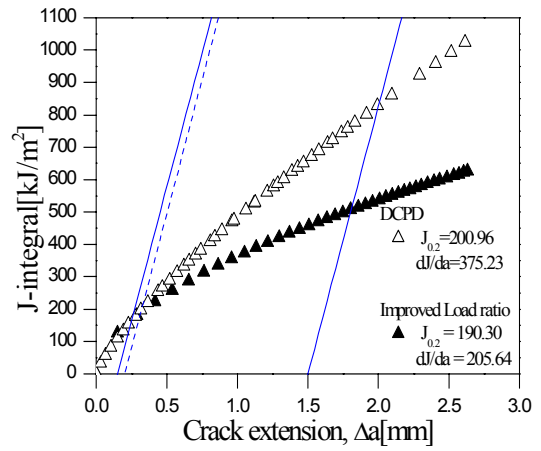


그림 14 하중선 변위에 따른 균열 성장



(a) 균열 저항 곡선



(b) $J=K(\Delta a)^x$ 를 적용한 균열 저항 곡선

그림 15. Improved Load Ratio 방법을 이용한 균열 저항 곡선