

혼합 모드(I/II) 하중에 의한 SA533B 압력용기강의 연성파괴 특성에 관한 연구

오 동 준*

(2001년 4월 20일 접수, 2001년 8월 17일 심사완료)

Ductile Fracture Behaviour of SA 533B Pressure Vessel Steel Under Mixed Mode (I/II) Loading

Dong-Joon Oh

Key Words : Mixed Mode (I/II) Loading (혼합모드 I/II), SA 533B Pressure Vessel Steel (SA533B 압력용기강), AS4P (Anti-Symmetric 4 Point) Bending Test (비대칭 4 점굽힘실험), Mixture Ratio (혼합율), Ductile Fracture (연성파괴), Fractography(프랙토그래피)

Abstract

The aim of this study is to investigate the ductile fracture behavior under mixed mode (I/II) loading using SA533B pressure vessel steel. Anti-symmetric 4-point (AS4P) bending tests were performed to obtain the J - R curves under two different mixed mode (I/II) loadings. In addition, the fractographic examination of fracture surfaces was carried out to compare with those of pure Mode I and Mode II. In conclusions, the J - R curves under Mixed Mode (I/II) loading were located between those of Mode I and Mode II loadings. When the mixture ratio of mixed mode (I/II) loading was high, the J - R curve of mixed mode (I/II) loading approached that of pure mode I loading after some amount of crack propagation. In contrast with the above fact, if the mixture ratio was low, the J - R curve looked after that of pure mode II loading. The fractographic evidences such as the shape of dimples under different loading conditions supported these conclusions.

1. 서 론

실제 대형 구조물 등에 작용하는 하중은 단순 일축 하중 조건이 아닌 여러 방향의 하중이 동시에 같이 작용하는 경우가 대부분이다. 하지만 이런 혼합 하중이 작용하는 시험편의 제작이나 하중을 가하는 장치 등의 문제로 인해 혼합 모드의 실험을 수행하기도 어렵고 그와 관련된 표준 실험 방법이 아직까지 부재한 상태이다. 따라서 본 연구에서는 시험 가공과 하중 방식이 간편한 SECB (Single Edge Crack Bending) 시험편을 응용한 비대칭 4 점 굽힘 (AS4P: Anti-symmetric 4 Point Bending) 실험을 행하여, 모드 I 과 모드 II 의 혼합하중 하

에서 SA533B 압력용기강의 탄소성 영역에서의 J - R 곡선에 의한 연성파괴 특성을 규명하고자 한다. 또한 각각의 혼합하중 하에서의 파단면 특성을 fractography 를 응용하여 단순 모드 I 과 모드 II 의 특성과 비교하여 혼합하중(I/II) 하에서의 파괴기구를 규명하고자 한다.

2. 재료 및 실험

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 재료는 원자력 발전소의 압력용기 등에 많이 사용되는 SA533 (type B, class 1) 판재이다. 두께는 70 mm, 폭과 길이는 각각 2500 mm 이었다. 이 판재는 약 900°C 에서 4 시간 이상 오스테나이트 열처리 후에 수냉시켰으며, 약 650°C 에서 6.5 시간 이상 템퍼링 작업후에 공냉시켰다. Table 1 은 이 재료의 화학적 성분을 나타

* 회원, 한국원자력연구소

E-mail : ex-djoh@kaeri.re.kr

TEL : (042)868-8542 FAX : (042)868-8420

Table 1 Chemical Composition (wt %) of SA533B/C1

C	Si	Mn	S	P	Cr	Mo	Ni	V	Cu
0.21	0.26	1.4	.018	.006	0.1	0.5	0.66	.003	0.04

내고 있으며, Mn 이 많이 첨부된 인성이 강한 재료를 알 수 있다.

환봉 형상의 인장시편을 사용하여 다음과 같은 인장실험결과를 얻었다.⁽¹⁾ 항복강도는 533.8 MPa, 최대인장강도는 660.1 MPa, 연율은 18.3 %, 단면수축율은 66.1 %, 영율(Young's modulus)은 213.8 GPa, 포아송 비(Poisson's ratio)는 0.281 을 얻었다.

연성재료의 혼합 모드 (I/II) 조건하에서의 파괴 인성 실험을 위하여 시험편의 가공이 용이하고 노치의 가공 재현성이 좋으며, 하중방식이 간단한 비대칭 4 점 굽힘 시험편 (Anti-Symmetric 4 Point Bending Specimen: AS4P)이 채택되었다.⁽²⁻⁴⁾ 사용된 AS4P 시험편은 모드 I 의 실험에 사용되었던 SECB 시험편과 형상이 동일하여 평면 변형율 (Plane Strain)조건을 만족시키기 위하여 단면의 두께와 폭이 모두 25 mm 이었으며, 혼합응력이 작용하도록 노치를 시편 중심선에서 S 만큼 편중되도록 가공하였다. 노치의 가공은 직경 0.1mm 되는 와이어 커팅을 하였으며 깊이는 균열비 (a/W)가 0.5 가 되게 한 후에 피로균열에 의하여 균열비가 0.6~0.65 가 되게 만들었다.

2.2 비대칭 4 점 굽힘 실험 (Anti-Symmetric 4-Point Bending Test: AS4P)

Fig. 1 은 AS4P 실험 시, 시험편에 하중이 어떻게 작용하고 그때의 굽힘응력선도와 전단응력선도가 어떠한가를 보여주고 있다. 혼합모드(I/II)는 모드 I 과 II 의 하중조건을 유발하는 굽힘응력(M)과 전단응력(Q)이 작용하는 비율에 의해 결정되므로, 시편의 노치가 중앙선상에서 편중된 위치(S)에 따라 변한다는 것을 Fig. 1 에 의해 쉽게 이해할 수 있다. 만약에 $S = 0$ 가 되는 위치인 시편의 중심에 노치가 있다면, 그때의 굽힘응력(M)은 없고 전단하중(Q)만이 작용하여 순수 모드 II 하중 조건이 되는 것이다. 만약에 노치가 중심으로부터 멀어질수록 전단하중(Q)은 일정하게 유지되나 굽힘응력(M)은 증가하여 모드 I 하중의 비율이 증가하는 것이 된다.

AS4P 실험 시 노치가 있는 면으로부터 S 만큼 떨어져서 작용하는 단위두께의 하중을 P 라 하면, Q 와 M 은 다음 식 (1)~(3)에 의해 구할 수 있다.

$$P_1 = P \frac{A}{A+B} \quad P_2 = P \frac{B}{A+B} \quad (1)$$

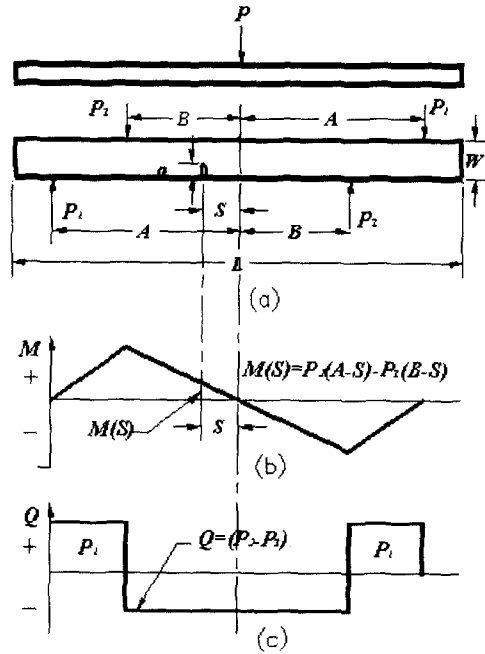


Fig. 1 (a) Configuration, (b) Bending-Moment Diagram, and (c) Shear Force Diagram of AS4P (Anti-symmetric 4-Point Bending Test)

$$Q = P_2 - P_1 = P \frac{B-A}{A+B} \quad (2)$$

$$M(S) = P_2(A-S) - P_1(B-S) = QS \quad (3)$$

이때 A, B, P_1 과 P_2 는 Fig.1 에 의해 정의된다. 그때의 AS4P 응력확대계수는 다음과 같다.⁽⁵⁾

$$K_I = \frac{M}{BW^{3/2}} Y_I, \quad K_{II} = \frac{Q}{BW^{3/2}} Y_{II} \quad (4)$$

여기서, W 는 시편의 폭, B 는 시편의 두께, 그리고 Y_I 과 Y_{II} 는 각각 모드 I 과 II 의 보정함수이다. 식 (2)~(4)에 의하여 S 를 구하면,

$$S = W \frac{Y_{II}}{Y_I} \tan \phi_{eq} \quad (5)$$

여기서 $\tan \phi_{eq} = K_I/K_{II}$ 이다.

실험은 $\phi_{eq} = 30^\circ$ ($S = 1.8$ mm)와 $\phi_{eq} = 60^\circ$ ($S = 5.5$ mm)인 두 가지 경우에 대하여 5 개의 시험편을 사용하여 복수시험편 시험방식에 의해 수행하였다. ϕ_{eq} 가 30° 인 경우는 모두 II 에 가까운 혼합하중이고, ϕ_{eq} 가 60° 인 경우는 모두 I 에 가까운 혼합하중을 의미한다. 또한 A 와 B 는 각각 80, 50 mm 이었다.

3. 실험 결과 및 토의

파괴인성 실험은 J - R 곡선을 얻기 위한 것으로 부터 시작되었다. 먼저 하중-하중변위 곡선을 실험 후 얻을 수 있었으며, 이 곡선으로부터 흡수에너지를 계산할 수 있었다. 이 하중변위곡선에 의한 Sumpter의 에너지 계산 방법은 모드 I 과 II의 연구에서 행하였던 방법과 동일한 방법으로 식(6)을 사용하여 J 값을 얻는 방법이다.^(1,6,7)

$$J = \frac{\eta_c U_c}{B(W-a)} + \frac{\eta_p U_p}{B(W-a)} \quad (6)$$

그러나 혼합모드 (I/II)의 η_c 와 η_p 를 구한 연구 결과는 아직까지 이루어지지 않았으므로, 두 개의 실험결과에 의해 연립방정식의 해를 구함으로써 η_c 와 η_p 의 값을 구할 수 있다. 이렇게 구한 η_c 와 η_p 값을 본 실험의 다른 실험결과에 적용하여 먼저 구하였던 η_c 와 η_p 값과 비교하였다. 그러나 이런 값들은 모든 실험결과에서 일정하게 수렴하지 않고, 다소 분산되는 경향을 나타내어 본 실험의 결과를 분석하기 위한 방법으로 추가적인 확인이 필요하였다. 따라서 이때의 J 값은 혼합모드의 수치해석에서 구한 J - R 곡선으로부터 같은 균열길이에 대한 J 값의 비교에 의해서 확인 할 수 있었다.⁽⁸⁾

Fig. 2는 X-시험편으로 표시되는 혼합모드 (I/II) 조건에서의 혼합율이 $\phi_{cII} = 30^\circ$ 인 시험편의 실험과 수치해석의 하중-하중변위 곡선을 나타내고 있다. 하중-하중변위곡선이 탄성영역을 지나면서 수치해석의 결과와 실험결과가 일치하지 않는 것은 혼합모드의 해석을 과대평가하게 만드는 파단면 마찰저항 때문이다. 즉, 수치해석의 하중-하중변위곡선은 실험에 의한 하중-하중변위곡선이 파단면의 마찰저항 때문에 증가된 것을 배제한 결과라고 할 수 있다. 따라서 수치해석의 하중-하중변위곡선을 이용하여 얻은 J - R 곡선은 마찰저항의 영향을 없앤 실질적인 혼합모드의 파괴인성 결과라고 할 수 있다. 또한 앞에서 실험치의 계산으로부터 구하고자한 η_c 와 η_p 값이 수렴하지 않고 분산되는 경향을 나타낸 것도 이런 마찰저항의 영향이란 것을 추정할 수 있었다. $\phi_{cII} = 60^\circ$ 인 혼합모드 (I/II)에서도 위와 동일한 경향을 나타냈다.

Fig. 3은 혼합율이 다른 두 혼합모드(I/II)의 J - R 곡선과 순수 모드 I 과 모드 II의 J - R 곡선을 함께 나타내었다. ○과 ●으로 표시된 모드 I의 SECB 파괴인성 실험결과가 가장 높았고, 반면에 □로 표시된 모드 II의 파괴인성치가 가장 낮았다.^(1,6) 모드 II에 가까운 혼합모드(I/II) 혼합비가 $\phi_{cII} = 30^\circ$

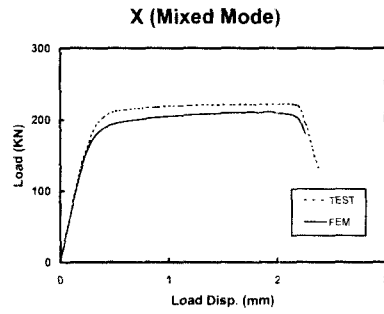


Fig. 2 Comparison of Load versus Load-displacement Curves between Simulation and Test Data under Mixed Mode (I/II) Loading ($\phi_{cII} = 30^\circ$)

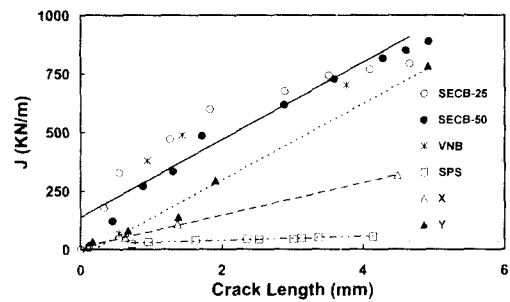


Fig. 3 Comparison of J - R Curves under Mixed Mode (I/II) Loading (X: $\phi_{cII} = 30^\circ$, Y: $\phi_{cII} = 60^\circ$)

인 J - R 곡선(△)은 순수 모드 II의 J - R 곡선에 근접하였으며, 모드 I이 상대적으로 많이 작용하는 $\phi_{cII} = 60^\circ$ 의 J - R 곡선(▲)은 모드 I의 J - R 곡선부근에 위치하는 것을 알았다. 이런 경향은 연성재료를 이용한 CTS(compact tension shear)시험편⁽⁹⁾이나 SEN(single edge notch) 시험편⁽¹⁰⁾을 써서 얻은 혼합모드의 파괴인성 실험 결과와 동일한 경향을 보였다.

4. Fractography

4.1 선형 거칠기 계수: $R_L = a_p/a_i$

순수모드 I 과 모드 II 시험편을 균열진전방향과 평행하게 잘라 만든 샘플을 이용하여 균열 프로파일을 측정할 적이 있다.^(1,6) 위의 관찰로부터 하중 조건에 따라 균열의 프로파일이 달라지며 이것을 정량화할 수 있는 수단으로서 선형 거칠기 계수의 이용을 제안하였다.⁽¹¹⁾ 선형 거칠기 계수 ($R_L = a_p/a_i$)라는 것은 균열의 투영길이(a_p)를 균열의 실제 길이(a_i)로 나눈 것으로, 본 연구에서도 같은

방법으로 샘플을 만들어 혼합모드 (I/II)의 실제 균열 프로파일을 측정하여 각 하중조건에서의 선형 거칠기 계수를 구하는 작업을 수행하였다. 그로부터 얻은 결과를 Fig. 4 에 간단히 표시하였다. $\phi_{eq} = (\tan^{-1}(K_I/K_{II}))$ 를 0°(모드 II)부터 90°(모드 I)까지 변화시킴으로써 혼합모드 혼합율을 X 축에 표시하였다. 혼합모드 혼합율과 선형거칠기 계수는 좋은 선형관계를 나타내는 것을 알 수 있었다. 즉, 모드 I 에서 모드 II 까지 선형거칠기계수는 각각 1.483 에서 1.067 사이의 값인 1.462 와 1.243 이었다. 혼합율이 60°인 경우($R_L = 1.462$)에는 모드 I 의 선형 거칠기 계수와 많은 차이가 나지 않는 이유는 J-R 곡선의 거동에서도 추정하였듯이, 혼합율이 60°인 경우에는 균열이 전파하기 시작한 후에는 모드 I 의 균열전파 거동과 흡사하기 때문으로 여겨진다. 따라서 혼합모드의 경우에도 선형 거칠기 계수는 혼합모드의 파괴거동을 이해하는 중요한 인자로 여겨진다.

4.2 SEM 관찰

Fig. 5 와 Fig. 6 은 각각 혼합모드 (I/II)의 혼합율이 $\phi_{eq} = 30^\circ$ 인 X 시편과 $\phi_{eq} = 60^\circ$ 인 Y 시편의 파단면을 SEM 을 이용하여 촬영한 사진이다. 먼저 피로예비균열의 선단에서 균열이 시작할 때(a)와 어느 정도의 균열이 진전한 후(b)의 양상을 비교하여 나타냈다.

Fig. 5 의 혼합모드 (I/II) 혼합율이 $\phi_{eq} = 30^\circ$ 인 X-시편은 하중조건이 순수모드 II 에 가까움에 따라 파단면의 양상도 순수모드 II 의 특징과 매우 흡사한 특징을 나타내고 있다. 균열 초기(Fig. 5(a))나 균열이 진전한 후(Fig. 5(b))에도 순수모드 II 일 때에 관찰되었던 균열진전 방향으로 길게 늘어진 타원형 덩플의 관찰이 용이하였다. 그러나 혼합모드의 타원형 덩플의 크기는 순수 모드 II 의 덩플

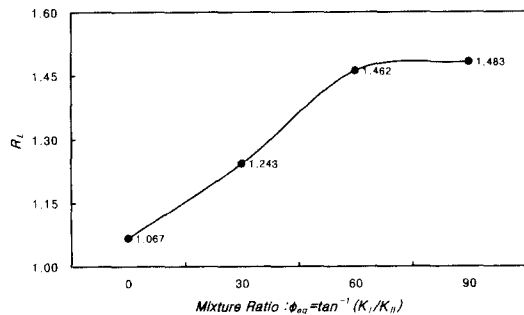
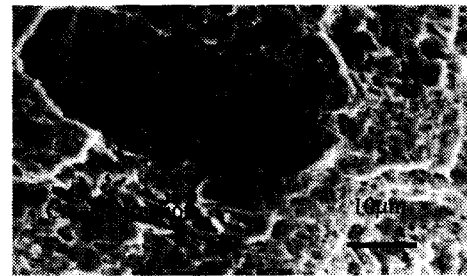


Fig. 4 Linear Roughness Relationship with the Loading Conditions

보다 크고, 타원형 덩플의 단축과 장축의 비율도 순수모드 II 의 덩플보다 커진 것을 확인할 수 있었다. 또한 그런 타원형 덩플들 사이에는 파단면의 마찰영향으로 균열 진전방향과 같은 방향성을 갖는 덩플도 관찰되었다.

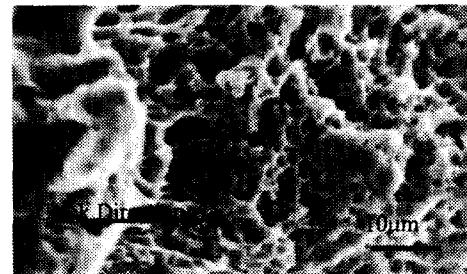


(a) at Crack Initiation

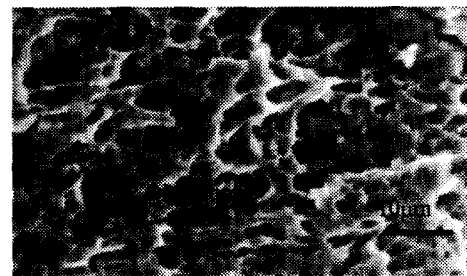


(b) after some amount of crack growth

Fig. 5 Dimple Shapes of X-Specimen under Mixed Mode (I/II) Loading ($\phi_{eq} = 30^\circ$)



(a) at Crack Initiation



(b) after some amount of Crack Growth

Fig. 6 Dimple Shapes of Y-Specimen under Mixed Mode (I/II) Loading ($\phi_{eq} = 60^\circ$)

한편, 혼합모드 (I/II)의 혼합율이 $\phi_{q} = 60^\circ$ 인 Y 시편 (Fig. 6)은 순수모드 II의 특징인 작은 타원형의 덩플이 초기에는 관찰되지만 균열이 진전함에 따라 균일한 덩플이 파단면 전체에 균일하게 분포된 것을 알 수 있다. 이런 특징은 균열초기에는 모드 II 하중이 파괴의 주요 인자로 작용하지만, 균열이 진전함에 따라 모드 I의 하중 조건이 지배적으로 된다는 것을 의미한다. Y-시편의 경우에도 X-시편과 같이 파단면의 마찰과 균열방향의 변화로 인한 방향성을 띠는 특징을 나타내고 있었다.

위의 사실로부터 하중조건에 따라 혼합모드의 파괴기구가 다른 연성파괴 기구와 흡사한 미소원공의 생성과 합체에 의하여 이루어진다는 것을 확인할 수 있었으며, 이런 사실로 Fig. 7 과 같은 간단한 파괴기구를 가정할 수 있다.

먼저 Fig. 7(a)에서는 파괴기구의 설명을 돕기 위하여 균열선단에 매우 작은 내부 불순물이 포함되어 있는 정사각형 모양의 3 개의 가상 셀(cell)로 된 영역이 있고, 그곳에 인장과 전단 하중이 동시에 작용한다고 가정한다.

혼합 하중이 작용함에 따라 모드 II 하중의 영향으로 인하여 균열선단은 예리해지며 균열선단의 정사각형의 가상 셀은 마름모 형태로 변한다. 동시에 셀 내부의 불순물과 매트릭스와의 경계, 그리고 불순물 내부의 cleavage 에 의하여, 균열선단과 가까운 셀로부터 점차적으로 먼 곳에 있는 셀까지 좀더 성장한 미소원공이 발생한다 (Fig. 7(b)).

전단하중 때문에 예리해졌던 균열선단은 인장하중의 영향에 의해 둔화(blunting)되기 시작하며, 균열선단은 첫번째 가상 셀에 있는 미소원공과 합체(coalescence)를 일으킨다. 이때 가상 셀은 인장하중의 영향으로 인하여 마름모의 형태에서 어떤 임의의 각도를 가지고 미끄러지는 양상을 보여준다. 그러면서 균열선단은 2 번째 가상셀의 내부 결함과 다시 합체하면서 균열진전이 이루어진다 (Fig. 7(c)). 파단면의 특징과 균열의 전파 양상 등으로부터 얻은 정보에 의해, 위의 과정들을 반복하면서 균열의 진전이 이루어진다.^(1,6,8)

5. 결론

본 연구는 두 종류의 혼합 하중 (I/II) 하에서 SA533B 압력용기강의 연성파괴 특성을 규명하기 위하여, 비대칭 4 점 굽힘 실험 (Anti-symmetric 4 Point bending test)을 행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

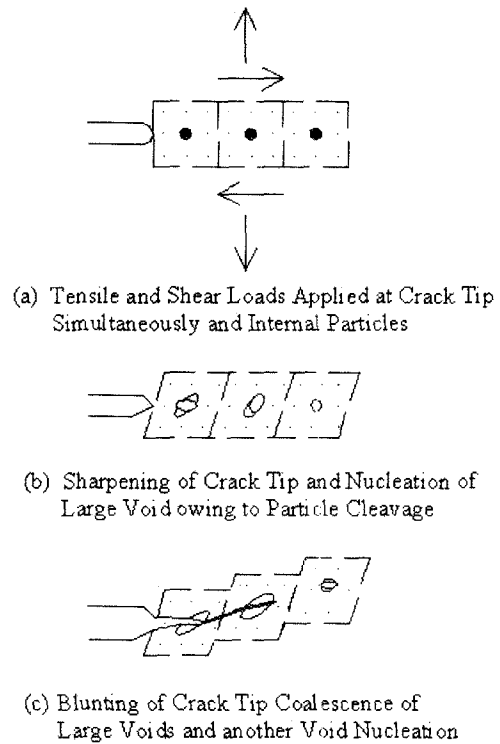


Fig. 7 Crack Extension by Microvoid Nucleation and Coalescence under Mixed Mode (I/II) Loading

(1) 혼합모드 (I/II)의 J-R 곡선은 순수모드 I 과 순수 모드 II의 J-R 곡선 사이에 위치하였으며, 혼합모드(I/II)의 혼합율 (mixture ratio)이 증가하여 하중조건이 모드 I 에 가까워짐에 따라 순수모드 I의 J-R 특성 경향을 보였으며, 반면에 혼합율이 작은 경우에는 모드 II의 J-R 특성을 보였다.

(2) 혼합모드 (I/II)의 수치해석과 실험에 의한 하중-하중변위곡선의 비교로부터, 실험에 의한 하중-하중변위곡선의 결과가 파단면 마찰 저항의 영향으로 인하여 과대평가되고 있는 것을 확인하였다.

(3) 혼합모드 (I/II)의 파단면에서는 순수 모드 II의 연성파괴의 특징인 타원형 덩플이 관찰되었으며, 파단면의 접촉 영향으로 인하여 균열이 진전하는 방향과 동일한 방향성을 띤 덩플이 형성되었다.

(4) 혼합모드 (I/II)의 균열발생 시에는 모드 II 하중의 영향이 지배적이었다가 균열이 전파함에 따라 모드 I 하중에 의한 파괴기구가 변화됨을 알았다.

참고문헌

- (1) Oh D.J., Howard I.C. and Yates J.R., 2000, "Ductile Fracture Behaviour under Mode I Loading Using Rousellier Ductile Damage Theory," *KSME International Journal*, Vol. 14, No. 9, pp. 978~984.
- (2) Maccagno TM and Knott JF, 1989, "The fracture behaviour of PMMA in mixed Modes I and II," *Engineering Fracture Mechanics*, 34, pp. 65~86.
- (3) Maccagno TM and Knott JF, 1991, "The low temperature brittle fracture behaviour of steel in mixed Modes I and II," *Engineering Fracture Mechanics*, 38, pp. 111~128.
- (4) Maccagno TM and Knott JF, 1992, "The mixed Mode I/II fracture behaviour of lightly tempered HY 130 steel at room temperature," *Engineering Fracture Mechanics*, 41, pp. 805~820.
- (5) Wang K.J., Hsu C. L. and Kao H., 1977, "Calculation of Stress Intensity Factors For Combined Mode Bend Specimens," *Fracture 1977*, Vol. 4, ICF4, Waterloo, Canada, June 19~24.
- (6) Oh D.J., 2001, "Ductile Fracture Behaviour of SPS Specimen under Pure Mode II Loading," *KSME Transaction A*, Vol. 25, No. 2, pp. 289~295.
- (7) Sumpster, J.D.G. and Turner, C.E., 1976, "Method for Laboratory Determination of J_{IC} ," in *Crack and Fracture*, ASTM STP 601, pp. 3~18.
- (8) Oh D.J., 1999, "Ductile Fracture Behaviour under Mixed Mode (I/II) Loading" Ph.D. Thesis, University of Sheffield.
- (9) Richard H.A., 1981 "A new compact shear specimen," *International Journal of Fracture*, 17, pp. R105~107.
- (10) Davenport J.C.W., 1993 "Mixed Mode Elastic-Plastic Fracture," PhD Thesis, University of Bristol.