

## 순수 모드 II 하중 하에서의 SPS 시험편의 연성파괴 특성에 관한 연구

오 동 준\*  
(2000년 7월 14일 접수)

### Ductile Fracture Behaviour of SPS Specimen Under Pure Mode II Loading

Dong-Joon Oh

**Key Words :** Rousselier Ductile Damage Theory(RDDT: Rousselier 연성손상이론), Single Punch Shear (SPS) Specimen(단수펀치 전단 시험편), Mode II Loading(모드 II 하중),  $\beta$ -Criterion( $\beta$  판별법), SA533B Pressure Vessel Steel(SA533 압력용기강)

#### Abstract

The aim of this study is to investigate the ductile fracture behaviour under pure Mode II loading using A533B pressure vessel steel. Single punch shear (SPS) test was performed to obtain the  $J-R$  curve under pure Mode II loading which was compared with that of the Mode I loading. Simulation using Rousselier Ductile Damage Theory (RDDT) was carried out with 4-node quadrilateral element ( $L_c = 0.25$  mm). For the crack advance, the failed element removal technique was adopted with a  $\beta$  criterion. Through the  $\beta$  value tuning-up procedures,  $\beta_{cri}^{II}$  was determined as 1.5 in contrast with  $\beta_{cri}^{I} = 5.5$ . In conclusion, it was found that the  $J-R$  curve under Mode II loading was located at lower part than that under Mode I loading obtained from the previous study and that the  $\beta$  values strongly depended on the loading type. In addition, the predicted result using RDDT showed a good agreement with the SPS experimental one under pure Mode II loading.

#### 1. 서 론

원자력 발전소와 같은 구조물들의 안전성을 고려하기 위하여, 연성재료의 균열 선단 부근에서의 실제 하중의 크랙 전파 특성을 규명하는 연구는 의미 있는 일이다. 순수 모드 I (Tensile Opening Mode) 하에서의 파괴 특성의 중요성과 연구의 용이성으로 많은 연구들이 모드 I 하에서의 파괴특성에 관한 연구에 집중되어왔다. 하지만, 실제 크랙의 진전 시 받는 하중 조건이 세가지 하중조건 (모드 I, II, III)이 혼합된 상태인 것을 고려할 때, 이런 혼합 모드에 관한 연구는 필수 불가결한 것이다. 하지만 순수 모드 II (In-Plane Shear Mode), 또는 순수 모드 III (Out-Plane Shear Mode) 그리고 이런 혼합 모드하에서의 파괴특성에 관한 연구는 아직도 미비한 실정이다. 이런 중요성에도 불구하고 지금까지 복합모드

에 대한 연구가 많이 이루어지지 않았던 이유는 아직까지 복합모드를 재현하기 위한 하중제어장치의 개발, 시험편의 개발, 실험 결과 해석의 어려움과 해석 시 마모로 인한 파손된 파단면의 모호성 등으로 인해 복합모드 하에서의 표준 파괴인성 실험법이 정립되지 않았기 때문이다. 현재까지도 세계적으로 표준화된 모드 II 나 모드 III 하에서의 실험 방법은 개발되지 않은 상태이다.

본 연구의 목적은 균열 전파시 작용하는 혼합모드 중에서 가장 중요한 혼합 모드인 모드 (I/II)의 연구를 수행하기 이전에, 크랙의 초기 발생시에 크랙 생성의 중요한 요소가 된다고 믿어지는 순수 모드 II 하에서의 연성 파괴 특성을 규명하는데 있다. 본 실험을 수행하기 위하여 이미 제안된 많은 실험 방법 중에서 실험 장비와 시험편이 간단하고, 실험 결과의 재현성이 높은 Single Punch Shear Test Method (SPS)를 채택하였다.<sup>(1)</sup> 이 실험 결과를 모드 I의 파괴인성 특성<sup>(2)</sup>과 비교함으로써, 모드 II의 연성 파괴 특성을 규명하고자 한다. 동시에 RDDT (Rousselier Ductile Damage Theory)를 이용한 FEM 해석을 통하여 모드 II의

\* 회원, 한국 원자력 연구소  
E-mail : ex-djoh@kaeri.re.kr  
TEL : (042)868-2061 FAX : (042)868-8346

**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

연성 파괴를 예측하여 모드 II 조건하에서도 RDDT가 유용함을 입증하고자 한다.

## 2. Rousselier Ductile Damage Theory (RDDT)

FEM 해석에 사용되는 RDDT에 관해서는 참고 문헌<sup>(3~5)</sup>에 자세히 설명되어 있다. 본 장에서는 가장 기본적인 식과 그 항목들에 대해 간단하게 서술하였다. 소성 포텐셜,  $F$ ,는 식 (1)과 같이 hardening과 softening에 의한  $F$ 로 표현할 수 있다.

$$F = F_h + F_s = \frac{\sigma}{\rho} + \sqrt{3}B(\beta)De^{\frac{C\sigma_m}{\rho\sigma}} \quad (1)$$

이때 파손함수,  $B(\beta)$ ,는 식 (2)에 의해 결정된다.

$$\begin{aligned} B(\beta) &= \sigma_Y f_0 \frac{e^\beta}{C(1 - f_0 + e^\beta)} \\ \beta &= \ln \frac{f(1 - f_0)}{f_0(1 - f)} \end{aligned} \quad (2)$$

where

$F$ : the plastic potential

$\sigma_{eq}$ : the equivalent stress

$\rho$ : the density

$\sigma_m$ : the mean stress

$\sigma_Y$ : the yield stress

$\beta, C, D$ : the damage parameters

$f, f_0$ : the current and initial values of void volume fraction.

## 3. 재료 및 실험

### 3.1 재료

본 연구에 사용된 재료는 원자력 발전소의 압력 용기 등에 많이 사용되는 SA533 type B, class 1 판재이다. 두께는 70 mm, 폭과 길이는 각각 2500 mm 이었다. 이 판재는 약 900°C에서 4시간 이상 오스테나이즈 열처리 후에 수냉시켰으며, 약 650°C에서 6.5시간 이상 텁퍼링 작업후에 공냉 시켰다. Table 1은 이 재료의 화학적 성분을 나타내고 있으며, Mn이 많이 첨부된 인성이 강한 재료임을 알 수 있다.

인장시험을 위해 3개의 시험편이 사용되었다. 인장 시험편은 실린더형 시험편으로 직경 18 mm,

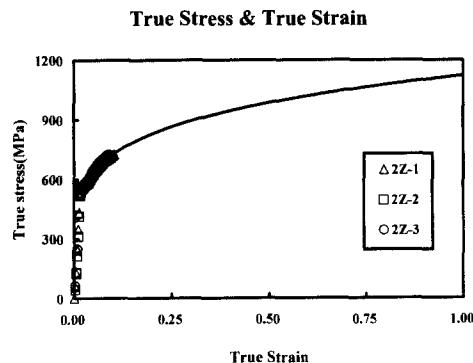


Fig. 1 True stress vs. true strain curves of SA533B

표점길이가 90 mm가 되게 하였다. 사용된 실험기는 Schenck Machine (PM 250 KN)이며, 항복응력은 533.8 MPa, 인장응력은 660.1 MPa, 연율은 18.3 %, 단면수축률은 66.1 %, Young's modulus는 213.8 GPa, Poisson's ratio는 0.281을 각각 얻었다.

Fig. 1은 RDDT를 이용한 FEM 해석 시에 필요 한 진응력-진변형률 곡선이다.

### 3.2 Single Punch Shear (SPS) 시험편

본 연구에서는, 연성재료의 순수 모드 II 조건하에서의 파괴인성을 구하기 위하여 Single Punch Shear (SPS) 시험편이 채택되었다. SPS 시험편은 모드 II 하에서의 파괴인성실험인 Double Punch Shear (DPS) 시험편의 문제점을 보완하기 위하여 Miles *et al.*<sup>(1)</sup>에 의해 개발된 시험편이다. 초기에 영국의 CEGB (Central Electricity General Board)에 의해 개발된 DPS 시험편은 두 개의 균열 선단으로 인하여 부정확한 결과를 초래하는 단점이 있었다. CEGB는 이런 단점을 보완하기 위하여 SPS 시험편을 고안하였으며, 이 시험편이 순수 모드 II의 파괴인성 실험에 적합하다는 것을 입증하였다.

Fig. 2의 SPS 시험편의 노치는 0.2 mm와 0.1 mm의 두 종류의 와이어를 사용하여 Electro-Discharging Machining (EDM)에 의해 가공되었다. 먼저, 0.2 mm의 와이어가 4 mm 깊이의 노치를 만드는데 사용되었다. 그 후에 초기 노치 중심에 0.1 mm의 와이어를 사용하여 1 mm 깊이의 노치를 다시 만들었다. 이런 과정을 통하여 노치 반경 0.05 mm, 깊이 5 mm의 노치를 성공적으로 만들 수 있었다. 마지막으로 SPS 시험편의 양쪽면에서 깊이 2 mm인 Side-grooving을 직경 0.2 mm의 와이어를 사용하여 가공하였다. 순수 모드 II 조건하의 파괴인성을 측정하기 위하여 9개의 시험편이 준비되었다. SPS 시험편은 Mode I의 표준 실험방법에 의한 Fatigue Pre-Crack을 미리 만들지 않았다. CEGB에서는 DPS 시험편과 SPS 시험편을 사용하여 Fatigue Pre-Crack이 있는 경우

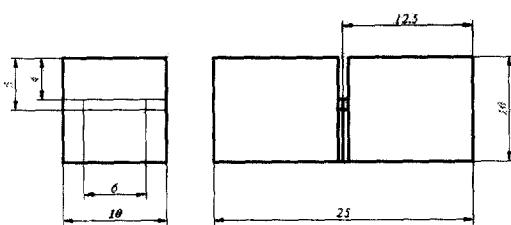


Fig. 2 SPS specimen geometry

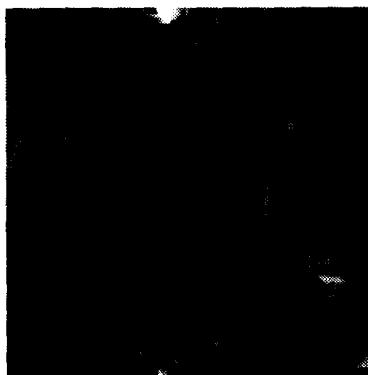


Fig. 3 SPS test fixture for Mode II loading

와 여러 다른 크기의 노치가 있는 경우에 각각 실험을 행하였다. 그 결과, Fatigue Pre-Crack 이 있는 경우와 노치 반경이 0.05 mm 이하인 경우의 결과는 매우 유사하였으며, 노치 반경이 어느 크기 이하일 경우에는 파괴인성 실험 결과치에 거의 영향을 주지 않는다는 것을 밝혀냈다. 따라서 본 연구에서는 Fatigue Pre-Crack 을 만들지 않더라도 충분히 정확한 파괴인성치를 얻을 수 있는 노치 반경 0.05 mm 인 시험편을 사용하게 되었다.

### 3.3 SPS fracture test under pure Mode II loading

Fig. 3 은 본 실험을 위하여 자체 제작한 모드 II 의 SPS 실험 고정장치를 Mayse Machine 에 장착한 것을 찍은 사진이다. 실험은 0.5 mm/min 의 속도로 변위 조절 방식에 의해 이루어졌으며, 하중과 하중 변위점 곡선이 기록되었다. 실험의 실행순서는 우선 SPS 시험편의 1/2 부분을 시험편 고정장치의 움직이지 않는 상단부에 놓는다. 그때, 시험편의 0.1mm 노치면과 고정장치 사이를 0.05 mm Feeler Gauge 를 사용하여 균열 선단과 전단축을 일직선상에 위치하게 조절하였다. 그 후 시편의 남은 1/2 부분을 고정시키며, 이런 과정 동안에 어떤 초과 잔류 하중이 시험편에 가해지지 않도록 세심한 주의를 하였다.

실험이 시작되기 전에 고정장치의 잉여 탄성 변위를 노치가 없는 시험편을 사용하여 측정한 후에 보정하였다. 파괴인성치는 복수시험편법에 의해

구하며, 여러 개의 시험편은 각각 다른 양의 균열 성장 후에 갑자기 실험을 중단하고, 하중을 제거하는 Interrupted Method 에 의해 실행하였다. 그 후에 300°C에서 약 20 분간 Heat-tinting 후에 -196°C의 액화질소에서 시험편을 파단시켰다. 이때, 시험편의 파단면에서 9 점 평균치 방법에 의해 균열의 길이를 측정하였다.

### 3.4 SPS 시험편의 파괴인성치 계산 및 결과

순수모드 II 의 파괴인성치,  $J_c$  는 Sumpter *et al.*<sup>(6)</sup> 의 식 (3)을 이용하여 구하였다.

$$J_c = \frac{\eta_e U_e}{B(W-a)} + \frac{\eta_p U_p}{B(W-a)} \quad (3)$$

여기서  $W$  는 시험편의 폭,  $B$  는 시험편 두께,  $a$  는 크랙 길이,  $U_e$  는 elastic potential energy,  $U_p$  는 plastic potential energy,  $\eta_e$  와  $\eta_p$  는 형상 의존 계수이다.  $\eta_e$  는 식 (4)의 Linear elastic compliance,  $Y$ , 와의 관계로부터 구할 수 있다.

$$\eta_e = \frac{Y^2(1-a/W)}{\int Y^2 d(d/W)} \quad (4)$$

$\eta_p$  도 식 (3)의 관계로부터 계산할 수 있다.

$$\eta_p = \frac{(W-a)q_p}{U_p} \frac{dQ_L}{da} \quad (5)$$

여기서  $q_p$  는 소성변위,  $Q_L$  은 한계 하중이다. Landes *et al.*의 방법<sup>(7)</sup>을 응용하여, Miles *et al.* 등은 크랙 길이가 다른 시험편들을 사용하여 실험을 수행한 후에 하중-변위 곡선들을 분석하였다. 하중-변위 곡선에서의 곡선 이하의 면적인  $U$  가  $a/W$  의 함수로 측정되었으며,  $dU/da$  와  $U(W-a)$ 의 계산은  $\eta_p$  의 계산을 가능하게 만들었다. 그 결과 SPS 실험에서의  $\eta_p$  는 0.97 이었으며,  $\eta_e$  는 1.6 이었다. 결론적으로 순수모드 II 하에서의 SPS 실험의 파괴인성치는 식 (6)에 의해 계산할 수 있다.

$$J_c = \frac{1.6U_e}{B(W-a_0)} + \frac{0.97U_p}{B(W-a_0)} \quad (6)$$

여기서  $B$  는 시험편의 두께이며,  $a_0$  는 초기 크랙 길이이다.

순수모드 II 의  $J-R$  curve 는 Fig. 4 에 나타나 있다. 본 실험에서 구한 SPS 의 파괴인성치는 매우 작은 값을 나타내고 있다. 이런 것은 기준의 다른 연구 결과와는 상반된 결과를 보여주고 있다.

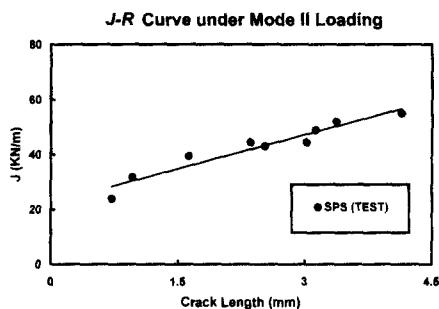


Fig. 4 J-R Curve of SPS test under Mode II loading

다른 연구에서는 연성재료에서 전단 하중 요소가 모드 I에서의 파괴 인성치보다도 더 큰 파괴 인성치를 나타내거나 비슷하다고 보고한 것도 있다. 이 점에 대해서는 5 장에서 모드 I의 파괴인성치와 비교하면서 다시 논의될 것이다.

#### 4. 금속학적 미시관찰

##### 4.1 MnS 및 체적분율

RDDT를 이용한 FEM 해석을 위해서는 셀 크기의 결정은 중요한 변수로 작용한다. 재료내의 개재물인 MnS (Manganese Sulphide)의 크기와 거리의 측정은 본 연구에 적용할 RDDT 해석 시 필요한 셀 크기를 정하기 위한 근거를 제공한다. 개재물 MnS의 존재 여부는 EDS (Electron Dispersive Spectroscopy)를 이용하여 확인하였으며, 재료의 L면에 대한 체적분율 (volume fraction,  $f_v$ )은 이미지 분석기를 이용하여 측정하였다. 측정된 체적분율은 0.102 % 이었으며, 이 값은 Franklin식<sup>(8)</sup>에 의해 예측된 체적분율, 0.0933 %와 근사하였다. 그리고 MnS의 평균 간격은 0.26 mm 이었으므로 본 연구에 사용된 셀의 크기는 0.25 mm로 정하게 되었다.

##### 4.2 선형거칠기 계수: $R_L = a_r/a_p$

MnS와 같은 개재물로 인한 응력 집중은 미소 결합 (micro-void)의 생성(nucleation)과 결합(coalescence)을 유발한다. Fig. 5(a)는 SECB 시험편을 이용한 모드 I에 관한 실험결과<sup>(2)</sup>로부터 얻은 균열의 프로파일이다. 이 사진은 순수모드 I 조건하에서의 미소 결합의 생성과 결합으로 인해 균열이 불규칙적으로 진전하는 것을 금속학적 미시관찰을 통해 잘 보여주고 있다. 하지만 본 실험에서 수행한 순수모드 II 하에서의 균열의 양상은 Fig. 5(b)와 같은 미소 결합들이 어느 시점에서 동시에 결합하여 마치 sheeting을 이루는 듯한 파괴



(a) Crack profile under pure Mode I loading



(b) Crack profile under pure Mode II loading

Fig. 5 (a) Crack profile under Mode I loading showing micro-void nucleation and coalescence (b) Crack profile under Mode II loading showing micro-void sheeting

기구를 보여주고 있다. 그리고 이 때의 균열 전파 프로파일은 모드 I 하중 하에서의 균열 전파 프로파일보다 굴곡이 적은 것을 알 수 있다.

만약에 재료의 응력 분포나 형상이 같다면, 선형 거칠기 계수는 재료의 상수가 된다는 것은 잘 알려진 사실이다. 모드 I의 하중 조건에서의 SECB 시험편의 선형 거칠기 계수는 약 1.42에서 1.52 사이였음을 밝힌 바가 있다.<sup>(9)</sup> 순수 전단 하중 하에서의 SPS 시험편의 선형 거칠기 계수는 1.1 보다 작았다. 이 두 종류의 시험편은 비슷한 사각형 단면의 형상이지만, 하중 조건이 전혀 다른 시험편들이기 때문에 이 선형 거칠기 계수는 하중 상태의 특징을 잘 나타내는 변수라는 의미를 갖는다.

#### 5. RDDT를 응용한 FEM 해석

2 장에서 간략히 소개한 RDDT를 응용한 탄소성 FEM 해석을 위하여 TOMECH (Sheffiled 대학교, 기계과에서 자체 개발한 프로그램)이라는 프로그램이 사용되었다. 탄소성 FEM 해석을 위해서는 먼저 적절한 mesh의 종류와 크기의 선택, 기초적인 기계적 성질, 개재물의 체적분율, RDDT에 사용되는 재료에 따른 상수들, 그리고 셀이 파손되었는가를 판단하기 위한 기준이 되는 임계 손상상수(damage parameter:  $\beta_{crit}$ ) 등을 결정하여 입력시켜야 한다.

Fig. 6은 SPS 시험편의 mesh를 보여주고 있다. 균열 전단에는 더 미세한 mesh를 만들었으며, 이 때의 mesh의 크기가 0.25 mm인 규일한 4-node quadrilateral element를 채택하였다. 모드 I 하중

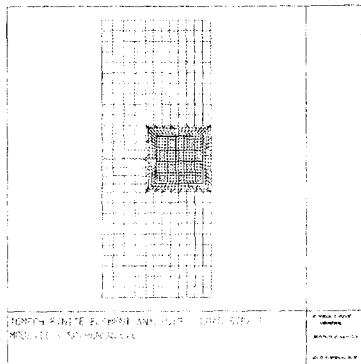


Fig. 6 Mesh of SPS

하에서의 하중과 시험편의 대칭성 때문에 전체 시험편의 1/2 만을 모델링하였던 것과는 대조적으로, SPS 시험편의 하중과 균열 파단면의 비대칭성으로 인해 전체 시험편을 모델링하여야만 한다. 그리고 균열 선단은 0.05 mm 의 slit 이 되게끔 만들었다.

MnS 개재물의 체적분율은 금속학적인 미시관찰을 통한 체적분율이 Franklin 의 실험식에 의한 체적분율 값과 유사함을 4 장에서 확인한 바 있다. 따라서 본 FEM 해석에는 금속학적으로 측정한 체적분율인 0.102 %를 채택하였다. 탄소성해석을 위하여 Fig. 1에서의 24 쌍의 진응력과 진변형률의 실험 데이터도 역시 사용되었다.

RDDT 의 손상계수 (damage parameter)인  $C$  와  $D$  는 삼축 응력상태를 유발시키는 U-노치가 있는 환봉 실험에 따른 직경의 변위와 하중과의 관계를 시뮬레이션한 결과와 비교하는 작업을 통하여 결정되었다.<sup>(10)</sup> 다시 이  $C$  (1.6) 와  $D$  (2.0) 값들은 모드 I 하중 하에서의 SECB 시험편<sup>(2)</sup>과 모드 II 하중 하에서의 SPS 시험편의 시뮬레이션에 의한 하중과 하중변위곡선에 의해 타당성이 재확인되었다.

균열 진전을 판단하기 위해서  $\beta$ -criterion 이 사용되었다. 모드 I 하중 조건 하에서의  $\beta_{crit}$  은 SECB 시험편의 하중-변위 곡선의 시뮬레이션을 통해 5.5로 결정되었으며, 이 값은 다시 SECB 시험편의  $J-R$  Curve 를 정확히 예측함으로써 확인되었다.<sup>(10)</sup> 만약에 유한 요소의  $\beta$  값이 한계치인  $\beta_{crit}$  를 초과하면 이런 유한 요소는 손상된 것으로 간주하여 계산에서 제외시킨다. 이런 균열 진전 방식을 ‘Failed element removal technique’ 이라 부른다.

초기에는 모드 I 해석 시에 구한  $\beta_{crit}$  값인 5.5 를 사용하여 모드 II 하중 조건에서의 SPS 시험편의 하중-변위 곡선과  $J-R$  Curve 를 구하였다. Fig. 7 에서 알 수 있듯이, 모드 I 의  $\beta_{crit}$  값을 사용하여 구한 하중-변위 곡선 ( $\Delta$ )은 실제 실험 결과보다 softening 이 늦게 일어남을 알 수 있었다. Fig. 8 의  $J-R$  curve 는 실제 실험치는 ●로 표시되었으

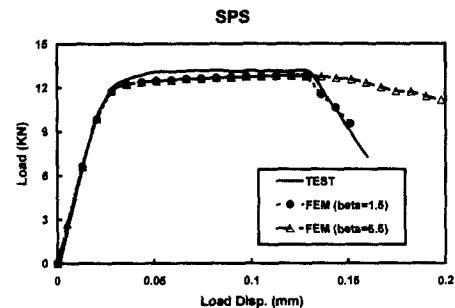


Fig. 7 Load vs. load displacement curves between test and FEM results under Mode II loading ( $\beta=5.5$  and 1.5)

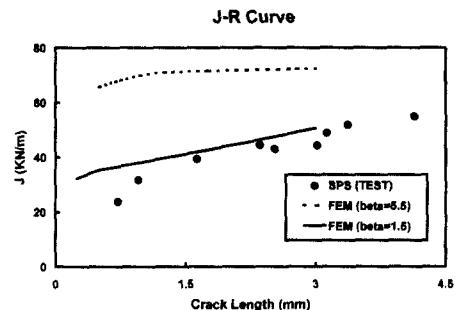


Fig. 8  $J$ - $R$  Curves between test and FEM results under Mode II loading ( $\beta=5.5$  and 1.5)

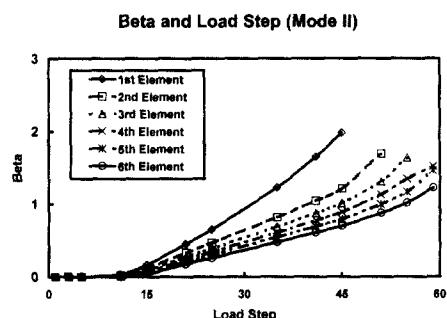


Fig. 9  $\beta$  variation at the six elements in front of crack under Mode II loading ( $\beta= 1.5$ )

며,  $\beta_{crit}'$  의 값을 사용한 예측치는 ---으로 표시되어 있다. 여기서도 알 수 있듯이  $\beta_{crit}'$  의 값을 사용하였을 때는 더 높은  $J$ - $R$  curve 의 경향을 나타내고 있음을 알 수 있었다.

따라서, 모드 II 하중 조건하에서  $\beta_{crit}'$  의 값을 사용하여 해석을 하는 것은 적당하지 않다는 것을 알 수 있었다. 모드 II 하중 조건하에서의  $\beta_{crit}''$  값을 새로이 구하기 위하여, SPS 시험편에 대한 tuning-up 작업을 행하였다. 그 결과 새로운 모드

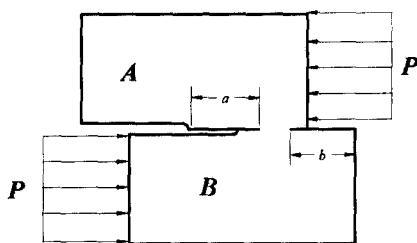


Fig. 10 Definition of crack length for SPS specimens under Mode II loading:  $a_{II} = a + b$

II 하중 조건하에서의  $\beta_{crit}$  값이 1.5 인 것을 찾아내어, 다시 하중-변위 곡선과 J-R Curve 와 비교하였다. 그 결과 Fig. 7 의 하중-변위 곡선 (●)과 Fig. 8 의 J-R Curve (직선으로 표시)가 일치하는 것을 확인할 수 있었다. 결론적으로 모드 II 조건하에서도 RDDT를 응용한 FEM 해석이 실험치를 잘 예측할 수 있음을 알 수 있었다.

Fig. 9 는 균열 선단의 끝으로부터 6 개의 유한 요소의  $\beta$  값이 하중 단계가 증가함에 따라 점차적으로 변화해 가는 과정을 보여주고 있다.

## 6. 토의

### 6.1 순수 모드 II 조건하에서의 균열 길이

모드 I 의 조건하에서는 파단면이 한 쪽에서만 발생하기 때문에 일반적인 균열길이를 이용하였다. 하지만 SPS 시험편의 모드 II 조건하에서는 Fig. 5(b)에서 알 수 있듯이 예리한 균열이 노치 선단과 그리고 반대 쪽의 자유 표면에 동시에 발생한 후에 점차적으로 두 균열이 합체하는 듯한 양상을 나타내고 있다. Fig. 10 은 Fig. 5(b)로부터 SPS 시험편이 모드 II 조건하에서 균열 성장하는 프로파일을 거시적으로 도식화한 그림이다. 따라서 모드 II 조건하에서의 파괴인성치와 균열 길이에 대한 비교를 위해서는 관습적인 모드 I 하에서의 균열 길이를 사용하는 것보다 양쪽에서 진전한 균열 길이의 합 ( $a+b$ )을 이용하는 것이 합리적인가에 대한 타당성을 확인할 필요가 있다.

### 6.2 J-R curve 의 비교

Fig. 11 은 모드 II 조건하에서의 파괴인성치가 모드 I 조건하에서의 파괴인성치보다 매우 낮음을 보여주고 있다. 다른 여러 연구에 의하면 모드 I 의 파괴인성치가 모드 II 의 파괴인성치보다 높거나,<sup>(11)</sup> 비슷하거나,<sup>(12)</sup> 또는 적은 것<sup>(13,14)</sup>으로 보고되고 있다. 이런 연구 결과 차이의 원인으로는 실험 재질의 연축성 정도와 가공이 힘든 시험편 형상으로 인한 재현성의 부족과 그 밖에 아직 밝

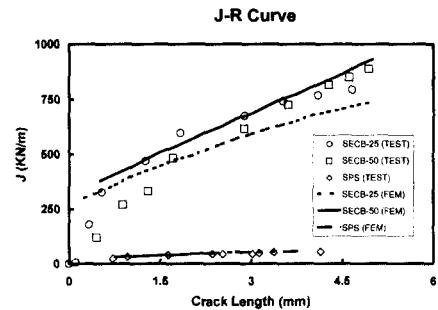


Fig. 11 Comparison of J-R curves between Mode I and Mode II loading

혀지지는 않은 여러 요인으로 여겨진다. 하지만, 연성재료를 이용한 최근의 연구들은 Davenport 의 연구결과와 일치하는 경향을 띠고 있으며, 본 연구의 결과도 Davenport 의 결과와 잘 일치하고 있다. 또한 RDDT를 이용한 FEM 예측치를 통하여 이런 경향을 확인할 수 있었다. 또한 모드 I 조건뿐 아니라 모드 II 조건하에서도 RDDT를 이용한 예측치는 실험결과와 매우 잘 일치하고 있었다.

### 6.3 손상계수 (Damage Parameter, $\beta$ )

변形이 증가함에 따라 재료의 연화(softening)를 유발하는 팽창 소성론 (dilatational plasticity)을 고려한 RDDT는 미소 결합의 생성과 성장의 해석을 가능하게 해주었다.<sup>(3, 4)</sup> 연성파괴 거동의 예측을 위해 미소 결합 (micro-void)의 결합 (coalescence)과 최종 파손 등을 자세히 해석한 연구는 없었다. 대신에 Rousselier 모델에서 하중의 작용여부를 알려주는 손상 임계 계수인  $\beta$  값에 의해 균열의 성장과 균열 위치 등을 밝힐 수 있었다.<sup>(15,16)</sup>

일반적으로 일정 체적 소성 변형의 가정하에 미소결합의 밀도의 변화를 무시하는 것은 가능하다. 그러나, 연성재료에 대한 손상 이론에 의하면 미소결합의 밀도의 변화율은 신중히 고려되어야 한다. 만약에 재료에 손상 (damage)이 없다면, 미소결합의 밀도 ( $\rho$ )는 일정한 값을 갖을 것이며, 탄성변형에 의한 무시할 만큼 작은 변화만이 있을 것이다. 즉,  $\rho$  가 변한다면,  $\beta$  도 변할 것이다. Li et al.<sup>(17)</sup> 은  $\beta$  의 표현이 미소결합의 성장을과 매우 흡사하며,  $\beta$  나 미소결합 성장을에 의한 균열 성장의 판단법을 사용하여 FEM 에 의한 예측이 가능하다는 것을 보였다. 또한 그들은  $\beta$ 와 미소 결합 성장을과의 관계를 정립하였으며, 특정한  $\beta$  값에 의한 균열 진전 판단법은 특정한 크기의 미소결합 성장을과 관련이 있다는 것을 밝혔다.

모드 I 조건하에서는  $\beta_{crit}$  이 5.5 이었던 것과는 대조적으로 모드 II 조건하에서의  $\beta_{crit}$  은 1.5 이었다. 이것은 작용하는 하중 상태에 따라 미소결합

의 밀도인  $\rho$  의 의존성 때문에  $\beta$ 값이 변화한다는 것을 의미한다. 본 연구에서는 이러한 손상 임계 계수,  $\beta_{crit}$ , 가 모드 I 과 모드 II 하중 조건하에서 일정한 값을 갖으며, 모드 I 과 모드 II 에서의 기본 손상 임계 계수인  $\beta_{crit}^I$  와  $\beta_{crit}^{II}$  로 구분되어짐을 확인하였다.

## 7. 결 론

SA533B 압력용기강을 사용하여 순수모드 II 조건하에서 SPS 시험편의 파괴인성 실험을 행하였다. 실험 결과는 모드 I 조건하에서의 파괴인성 결과와 비교되었으며, RDDT를 이용한 FEM 해석을 통해 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 모드 II 조건의 SPS 시험편의 균열은 모드 I 과는 달리 양쪽 파단면에서 동시에 균열이 발생하므로, 두 개의 균열길이를 고려하는 새로운 균열길이에 대한 타당성에 대한 연구를 필요로 한다.

(2) 모드 II 조건하에서의 파괴인성치는 모드 I 조건하에서의 파괴인성치보다 훨씬 작은 것을 알 수 있었다. 이 실험 결과는 RDDT를 이용한 FEM 해석과도 일치하였다.

(3) RDDT를 이용한 FEM 해석시, 손상 임계 계수인  $\beta_{crit}$ 은 모드 I 과 모드 II 의 하중조건에 따라 일정한 값을 갖는다. 본 실험의 경우에는 모드 I 의 경우에 5.5 이었던 것에 반해, 모드 II 조건하에서는 1.5의 값을 얻었다.

## 참고문헌

- (1) Miles, L. and Gladwin, D. N., 1991, "Evaluation of Mode II Fracture Toughness Using Single Punch Specimens" *Nuclear Electric Memo TD/SIP/MEM/1216/91*.
- (2) Oh, D. J., Howard, I. C. and Yates, J. R., 2000 "Ductile Fracture Behaviour under Mode I Loading Using Rousselier Ductile Damage Theory," *KSME International Journal*, Vol. 14, No. 9, pp. 978~984.
- (3) Rousselier, G., 1981, "Finite Deformation Constitutive Relations Including Ductile Fracture Damage," in Three-Dimensional Constitutive Relations and Ductile Fracture, S. Nemat-Nasser ed., North-Holland Publishing, Holland, pp. 331~355.
- (4) Rousselier, G., 1987, "Ductile Fracture Models and Their Potential in Local Approach of Fracture," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 105, pp. 97~111.
- (5) Bilby, B. A., Howard, I. C. and Li, Z. H., 1993, "Prediction of the First Spinning Cylinder Test Using Ductile Damage Theory," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 16, pp. 1~20.
- (6) Sumpter, J. D. G. and Turner, C. E., 1976, "Method for Laboratory Determination of  $J_c$ ," in *Crack and Fracture*, ASTM 601, pp. 3~18.
- (7) Landes, J. D. and Begley, J. A., 1972, "The  $J$  Integral Estimation Techniques to Determine Critical Fracture Toughness in Ductile Steels," *ASTM STP 514*, pp. 1~20.
- (8) Franklin, A.G., 1969, "Comparison between a Quantitative Microscope and Chemical Methods for Assessment of Non-metallic Inclusions," *Journal of Iron and Steel Institutes*, pp. 181~186.
- (9) Oh, D. J., 1998, "Ductile Fracture Behaviour under Mixed Mode (I/II) Loading," Ph.D. Thesis, University of Sheffield, UK.
- (10) Howard, I. C., Othman, A. M., Lidbury, D. P. G. and Sherry, A. H., 1995, "Simulation of the Behaviour of Two Large Scale Tests Using Ductile Damage Mechanics Models Derived from Small Scale Laboratory Data," *Proceedings of IUTAM Symposium on Micromechanics of Plasticity and Damage of Multiphase Materials*, Sevres, France, eds. Pineau, A. and Zaouki, A., Kluwer Academic Pub. pp. 199~206.
- (11) Davenport, J. C. W., 1993, Mixed Mode Elastic-Plastic Fracture, Ph.D. Thesis, University of Bristol, UK
- (12) Suresh, S. and Tschech, E. K., 1987, "Combined Mode I-Mode III Fracture of Fatigue-Precracked Alumina," *Journal of American Ceramic Society*, Vol. 70, pp. 726~733.
- (13) Singh, D. and Shetty, D. K., 1989, "Fracture Toughness of Polycrystalline Ceramics in Combined Mode I and Mode II Loading," *Journal of American Ceramic Society*, Vol. 72, pp. 78~84.
- (14) Banks-Sills, L. and Bortman, Y., 1986, "A Mixed-Mode Fracture Specimen: Analysis and Testing," *International Journal of Fracture*, Vol. 30, pp. 181~201.
- (15) Howard, I. C., Li Z. H. and Bilby B. A., 1994, "Ductile Crack Growth Predictions for Large Centre Cracked Panels by Damage Modelling Using 3-D Finite Element Analysis," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 17 pp. 959~969.
- (16) Howard, I. C., Li, Z. H. and Bilby, B. A., 1994 "Ductile Fracture Prediction of Large Centre-Cracked Panels by Damage Theory Using 3-d Finite Element Calculations," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 17, pp. 1075~1087.
- (17) Li, Z. H., Bilby, B. A. and Howard, I. C., 1994, "A Study of the Internal Parameters of Ductile Damage Theory," *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures*, Vol. 17 pp. 1075~1087.