

집중하중하의 균열을 갖는 부정정보의 소성붕괴거동

남 기 우*
(96년 10월 1일 접수)

Plastic Collapse Behaviour of Statically Indeterminate Beams with a Crack under Concentrated Load

Ki-Woo Nam*

Key Words : Leak Before Break(LBB : 파단전누설), Statically indeterminate Beam(부정정보), Collapse Load(붕괴하중), Acoustic Emission(음향 방출), Concentration Load(집중하중)

Abstract

The paper focus on the effect of a crack subjects to collapse behaviors of statically indeterminate beams under concentrated load. Through the experiment and calculation, it was revealed that the collapse load of statically indeterminate beams is much higher than that of statically determinate beams. The cumulative AE event counts of statically determinate beams was less than that of statically indeterminate beams, and the center notch beams was revealed less than that of the side notch beams.

1. 서 론

원자력발전 플랜트, 액화가스 운반선 및 초고압 화학 플랜트 등과 같이 중요한 구조물에 있어서는 내용물의 누설이 생기는 관통균열이 발생하였다고 가정할 때, 대규모 파괴가 일어나지 않도록 충분한 강도와 인성을 갖는 재료의 안전사용을 위해서 파손안전설계 (Fail safe design)의 LBB개념을 도입하고 있다^{1),2)}.

이와같이 LBB개념 도입을 위한 실험은 최근 국내외적으로 많은 적용을 시도하고 있지만, 거의 대부분이 정적하중하에서 실시되어져 왔다³⁾. 그리고, 실제 구조물에서 변동하중이 작용하는 경우가 많음을 고려하여 피로하중하에서도 많은 연구가 실시되어져 왔다^{4) 6)}. 그러나, 실구조물은 부정정인 부분이 많이 존재하는 구조물이므로 LBB성립성을 검토하기 위해서 부정정보의 붕괴하중을 검토할 필요성이 있다.

* 정회원, 부경대학교 공과대학 재료공학과

1940년대 Van den Broeck⁷⁾에 의해서 극한설계의 개념이 제안된 이래, 이 분야의 연구는 대단히 활발하다. 오늘날 골조구조에 대해서는 이 극한설계가 실용화되고 있다. 그러나 극한강도 해석에 관한 연구는 대부분 균열이 존재하지 않는 경우에 한한 것이다. 특히 부정정⁸⁾ 구조물에 대해서는 이러한 경향이 강한 것 같다. 즉, 균열을 갖는 부정정 구조물의 종국강도 J적분을 평가한 예로서는 내압을 받는 압력용기나 배관에 관한 예⁹⁾가 있을 뿐으로 균열을 갖는 부정정 골조 구조물의 종국강도나 하중-변형거동을 상세하게 실험 및 해석한 예는 없는 것 같다. 이와같은 실험 및 해석은 다음과 같은 이유에 의해서 필요하다고 생각된다.

1) 에너지 관련기기에는 부정정보라고 볼 수 있는 부재가 많지만, 이러한 부재의 안전여유를 정확하게 평가하기 위해서는 실험 및 해석이 필요하다. 경수로 1차배관은 대부분의 경우가 부정정보라고 볼 수 있다. 따라서 LBB설계법을 더욱 합리화하고 안전여유를 분명하게 하기 위해서는 균열을 갖는 부정정보의 소성붕괴거동을 규명할 필요가 있다.

2) 균열을 갖는 기요소소의 건전성은 파괴평가 선도를 사용하여 평가하는 경우가 많다. 그러나 고인성재료의 경우에는 소성붕괴조건을 만족하는 경우가 많음에도 불구하고 그와같은 경우의 안전여유 평가법이 명확하게 규명되어 있지 않은 것 같다.

3) 소성붕괴기구의 형성에 필요한 재료의 파괴인성치와 균열치수에 관한 정량적인 견해를 찾아 볼 수 없다.

본 연구에서는 컴프라이언스의 평가가 쉬운 사각단면을 굽힘시험하여, 정정보 및 부정정보의 종국강도와 처짐량을 구하고, 소성붕괴시의 음향방출(AE)을 측정하여, 실구조물에 적용하기 위한 기초적인 자료를 제공하고자 한다.

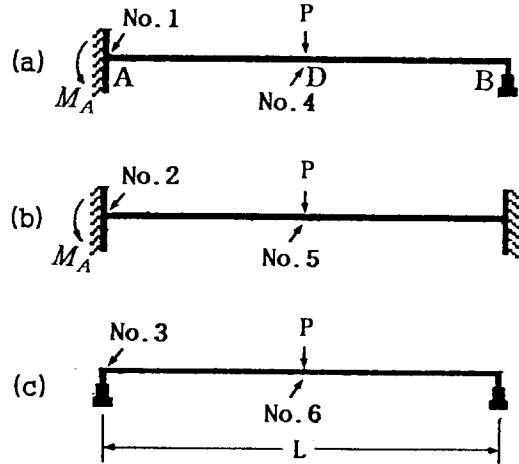
2. 가정과 계산방법

2.1 계산에서의 가정

본 실험에 사용한 보는 사각형단면으로서 Fig. 1에 나타내듯이 6가지 지점을 대상으로 한 경우이다. 균열의 위치는 각 경우에 있어서 화살표 위치에 존재한다. 계산에 있어서 사용한 보의 두께B는

6mm, 폭W는 24mm, 스패ん길이L은 300mm로 하였다. 본 계산에 있어서 주요한 가정은 다음과 같다.

- ① 재료는 가공경화가 없는 완전탄성체이다.
- ② 전소성모우멘트에 미치는 응력의 영향은 무시한다.
- ③ 붕괴까지 불안정현상은 발생하지 않는다.
- ④ 굽힘모우멘트에 의한 변형만 생각한다.
- ⑤ 피로, 크립, 취성파괴등은 고려하지 않는다.



- (a) One end fixed other supported beam
- (b) Fixed end beam
- (c) Simple beam

Fig. 1 Type of beam used in calculation and experiment

2.2 붕괴하중 및 처짐량의 계산

2.2.1 전소성 모우멘트

사각단면의 전소성 모우멘트 M_P 와 길이a의 관통균열을 갖는 사각단면의 전소성 모우멘트 M_{CP} 는 다음과 같이 주어진다.

$$M_P = \frac{BW^2}{4} \sigma_y \quad (1)$$

$$M_{CP} = \frac{B(W-a)^2}{4} \sigma_y = \left(1 - \frac{a}{W}\right)^2 M_P \quad (2)$$

여기서 σ_y 는 재료의 항복응력이다. 따라서, 식(2)에서 균열길이 a/W 가 크게 될수록

균열재의 전소성 모우멘트 M_{CP} 는 작게 되고, 소성 붕괴하기 쉬워진다.

2.2.2 균열진전이 없는 경우

길이 a 의 관통균열을 갖는 보가 굽힘모우멘트를 받는 경우의 응력확대계수 평가식을 사용하여, 다음식으로 컴플라이언스의 증분 λ' 를 계산하였다.

$$\Delta\lambda_M = \frac{2 \cdot 6^2}{EBW^2} \int \pi \zeta [F(\zeta)]^2 d\zeta \quad (3)$$

여기서 $\zeta = a/W$, E 는 종탄성계수, $F(\zeta)$ 는 다음에 나타내는 Brown의 제안식¹⁰⁾이다.

$$F(\zeta) = 1.122 - 1.40\zeta + 7.33\zeta^2 - 13.08\zeta^3 + 14.0\zeta^4 \quad (4)$$

따라서, 사각형단면에 균열이 존재하는 경우, 무차원 컴플라이언스 λ' 는 다음식과 같이 나타낸다.

$$\lambda' = \frac{3EI}{L} \Delta\lambda_M \quad (5)$$

여기서 I 는 단면2차모우멘트이다.

2.2.3 균열진전이 있는 경우

균열부 리가먼트부분의 면적이 전단면 항복하고, 다음식 (Rice의 제안식)으로 계산되는 J적분이 J-R곡선으로 나타내는 균열진전 조건을 만족할 때, 균열이 진전 한다고 하였다.

$$J = \frac{2}{B(W-a)} \int M d\theta$$

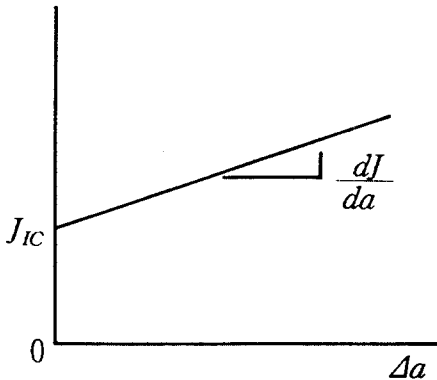


Fig. 2 Assumed J-R curve at analysis

이때 J-R곡선의 형태는 Fig. 2와 같다. 즉, 균열 둔화를 무시하고, 균열진전 저항 dJ/da 가 선형이라고 가정하였다.

2.2.4 붕괴하중과 처짐량

Fig. 1의 일단고정 타단지지보의 좌단 고정점A의 No.1부분에 균열이 있는 경우에 대하여 대표적으로 해석한 예를 나타낸다. 우선 좌단 고정점A 균열 부분에 제1소성 관절(Formation of hinge)이 형성되고, 좌단 고정점A에서 회전이 자유롭게 되므로, 제1소성 관절형성 후는 양단지지보로 가정할 수 있다. 그리고, 하중이 증가하여 보의 중앙점D에 소성관절이 형성되면, 보는 붕괴한다.

균열의 존재에 의하여 좌단 고정점A 균열 부분은 회전한다. 본 실험에서와 같은 B점의 처짐량은 균열에 의한 처짐량, 하중P에 의한 처짐량, 반력 R_B 에 의한 처짐량의 합이라고 생각되고, 전체로서는 0이다.

$$\frac{L^2 M_A \lambda'}{3EI} + \frac{5PL^3}{48EI} - \frac{R_B L^3}{3EI} = 0 \quad (6)$$

보의 하중과 모우멘트의 균형은 A점 및 B점의 반력 R_A 및 R_B 를 사용하여 다음식으로 나타낸다.

$$P = R_A + R_B \quad (7)$$

$$M_A + R_B L - \frac{PL}{2} = 0 \quad (8)$$

따라서 식(6)과 (8)에서 반력 R_A , R_B 및 고정단 모우멘트 M_A 는 다음과 같다.

$$R_A = \frac{11 + 8\lambda'}{16(1 + \lambda')} P$$

$$R_B = \frac{5 + 8\lambda'}{16(1 + \lambda')} P \quad (9)$$

$$M_A = \frac{3PL}{16(1 + \lambda')}$$

제1소성 관절형성은 좌단고정점A에 형성되므로, 이 때의 하중을 P_1 이라 하자.

그러면 제1소성 관절형성 모우멘트 M_{AP} 는 식(9)에서 $P=P_1$ 으로서, 다음식으로 주어진다.

$$M_{AP} = \frac{3P_1L}{16(1 + \lambda')} \quad (10)$$

따라서 좌단고정점A에 있어서 제1소성 관절형 성시의 하중 P_1 은 다음식으로 나타낸다.

$$P_1 = \frac{16(1 + \lambda')}{3L} M_{AP} \quad (11)$$

이 때의 중앙점D에서 처짐량 δ_1 은 다음식으로 주어진다.

$$\delta_1 = \frac{(16\lambda' + 7) M_{AP} L^2}{144EI} \quad (12)$$

또한 소성붕괴하중 P_C 및 처짐량 δ_C 는 다음식과 같다.

$$P_C = \frac{2M_{AP} + 4M_P}{L} \quad (13)$$

$$\delta_C = \frac{(4M_P - M_{AP}) L^2}{48EI} \quad (14)$$

3. 실험

본 실험에서 사용한 사각형 단면의 보는 계산에서와 같은 치수의 연강보를 사용하였다. 연강보는 기계가공하여 연삭을 하고, 균열은 폭 2mm의 휠을 사용하여 가공한 후, 선단은 0.2mm의 휠을 사용하여 필요한 깊이의 끝부분에 1mm를 더 가공하였다. 가공된 보는 기계가공에 의한 가공경화 또는 잔류응력을 제거하기 위하여 850°C에 4시간 유지한 후, 로냉 시켰다. 실험에 사용한 균열의 깊이는 $a/W = 0.0, 0.1, 0.25, 0.4$ 의 4종류로 하였다. 사용한 시험기는 5Ton의 만능시험기로 실온 대기중에서 3점굽힘을 실시하였고, 크로스 헤드의 속도는 1mm/min로 하였다.

정정보 및 부정정보의 굽힘에 의한 붕괴거동을 해석하기 위하여 붕괴과정에서 발생되는 AE를 측정^{11) 13)}하였다. 방출되는 AE의 측정 및 분석에는 LOCAN 320시스템이 사용되었다. AE 센서#1, #2는 AE의 검출감도를 높이기 위하여 175KHz 공진형을 사용하였다. 시험중 센서로부터 검출된 AE는 100~300KHz 범위의 band-pass filter를 거쳐

pre-amp.에서 40dB, main amp.에서 30dB로 증폭하였다. 이 때의 한계전압은 0.35V가 되도록 설정하였다. 두 센서는 균열중심선으로 부터 각각 30mm간격을 두고 양면에 부착하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 하중-변위곡선

계산 및 실험에서 얻어진 하중-변위곡선의 대표적인 일례를 Fig. 3에 나타낸다. Fig. 3은 일단고정 타단지지(No.1)의 부정정보로서 고정단에 균열이 존재하는 경우이다.

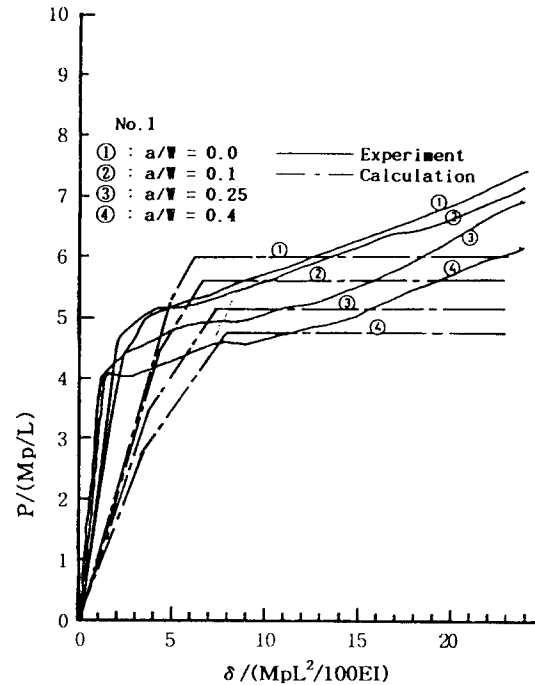


Fig. 3 Load-displacement curve on No.1 part of beam(a)

Fig. 3에서 제1소성 관절이 형성되기 까지의 하중 및 보의 중앙에서의 처짐량은 모든 보에서 균열의 길이가 증가 할수록 적은 것을 알 수 있다. 이것은 균열길이가 증가하면, 그 단면에서 전소성모우멘트가 감소하고, 관절이 형성되기 쉽기 때문에 적은 하중에서 제1소성 관절이 형성되기 때문이다. 또한

제1소성 관절형성 후, 붕괴까지의 하중 및 처짐량의 증가량은 균열길이가 증가 할수록 크게 되어 가고 있다. 이것은 균열길이가 길수록 제1소성 관절 형성 시의 하중이 작고, 균열이 없는 단면에서 제1소성 관절 형성시의 모우멘트가 작기 때문에 붕괴하기까지의 모우멘트가 크기 때문이라고 생각한다.

실험에 있어서도 계산의 결과와 유사하게 제1소성 관절이 형성되고, 그후 붕괴하중에 도달하는 경향을 나타내고 있다. 그리고, 균열길이가 증가 할수록 붕괴하중은 적고 처짐량은 크게 되어 있는 것을 알 수 있다.

이러한 경향은 실험을 실시한 다른 보에 있어서도 균열이 존재하는 경우, 제1소성 관절형성까지와 이후 붕괴까지의 현상은 앞의 경우와 유사한 경향으로 나타났다.

Fig. 4는 양단지지(No.6)의 정정보로서 중앙에 균열이 존재하는 경우를 나타낸다. 이 그림에서 해석 및 실험의 결과는 균열길이가 증가함에 따라서 하중의 저하도는 부정정보보다 크게 됨을 알 수 있다.

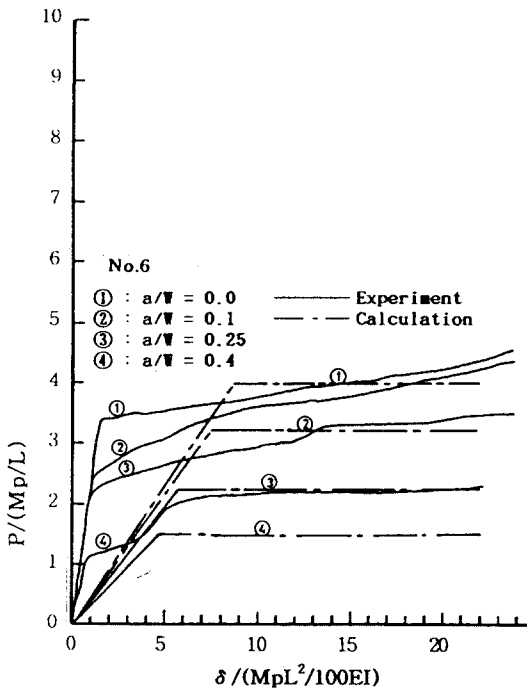


Fig. 4 Load-displacement curve on No.6 part of beam(c)

그러나, Fig. 3과 Fig. 4의 하중-변위곡선에서 나타난 실험치와 계산치가 소성변형 이후 차이가 나는 것은 계산에서는 가공경화를 무시한 완전탄성체로 가정했기 때문이라고 생각한다.

4.2 종국강도 및 변위

실험과 계산에서 얻어진 종국강도의 비교를 Fig. 5에 나타낸다. 부정정보의 종국강도는 정정보의 종국강도보다 큰 것을 알 수 있다. (부정정보의 종국강도)/(정정보의 종국강도)를 강도비로 정의하여, 균열길이에 대한 종국강도를 비교해 보면, 좌단에 균열이 존재하는 경우, $a/W=0, 0.1, 0.25, 0.4$ 에 대한 강도비는 좌단고정에서 1.43, 1.58, 1.54, 1.5 (이상 실험), 1.5, 1.4, 1.29, 1.19 (이상 계산)를 나타낸다. 양단지지에서는 1.96, 2.15, 1.79, 1.7 (이상 실험), 2.0, 1.9, 1.76, 1.67(이상 계산)을 나타낸다.

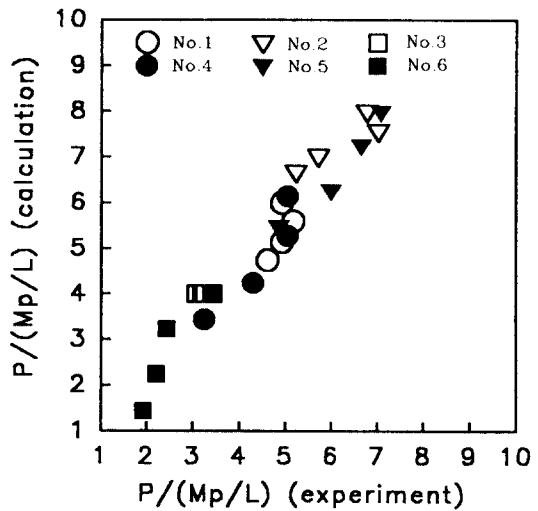


Fig. 5 Relationships between calculated values and experimental values of collapse load

한편 중앙에 균열이 존재하는 경우, $a/W=0, 0.1, 0.25, 0.4$ 에 대한 강도비는 좌단고정에서 1.45, 2.07, 1.94, 1.69 (이상 실험), 1.5, 1.63, 1.89, 2.4 (이상 계산)를 나타낸다. 양단지지에서는 1.99, 2.73, 2.7, 2.52 (이상 실험), 2.0, 2.24, 2.79, 3.8(이상 계산)을 나타낸다.

이와같이 어느 경우에도 부정정보의 종국강도가 정정보의 종국강도보다 큰 것을 알 수 있다. 또한 같은 균열길이에 대하여 양단지지보의 경우가 일단고정 타단지지보보다 종국강도가 큰것을 알 수 있다. 그러나 균열길이가 증가함에 따라서 종국강도의 저하율은 양단지지보의 경우가 일단고정 타단지지보 보다 크게 나타났다.

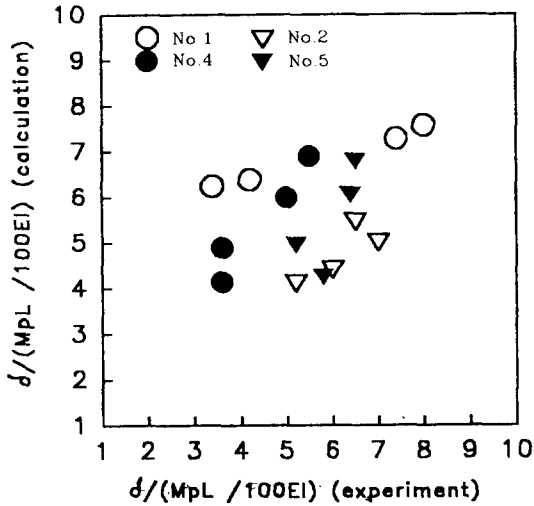


Fig. 6 Relationships between calculated values and experimental values of displacement

부정정보의 중앙에서 얻어진 처짐량의 실험과 계산을 비교하여 Fig. 6에 나타낸다. 일단고정 타단지지보의 경우, 균열의 길이가 증가 할수록 처짐량은 양단 고정보 보다 현저하게 증가하였다. 이러한 경향은 실험의 경우가 계산보다 더 크게 나타났다. 또한 양단 고정보의 경우는 일단고정 타단지지보 보다 균열길이 변화에 따른 처짐량의 변화가 적으나, 계산의 경우가 실험보다 크게 나타났다.

4.3 종국강도와 AE

균열이 진전함에 따라서 방출되는 탄성파를 검출하여 재료의 강도와 비교검토하는 방법으로서 유용한 것이 음향방출법(AE)이다. 본 연구에서 실시한 부정정보의 경우에 대하여 검출한 AE결과의 대표적인 일례를 Fig. 7에 나타낸다. 이 그림

은 일단고정 타단지지보로서 고정단에 균열길이 $a/W=0.4$ 의 경우이다. 이 그림에서 총에너지량과 총사상수는 제1소성관절형성시까지 가파르게 검출되고 있으며, 그 후는 완만하게 검출되고 있음을 알 수 있다.

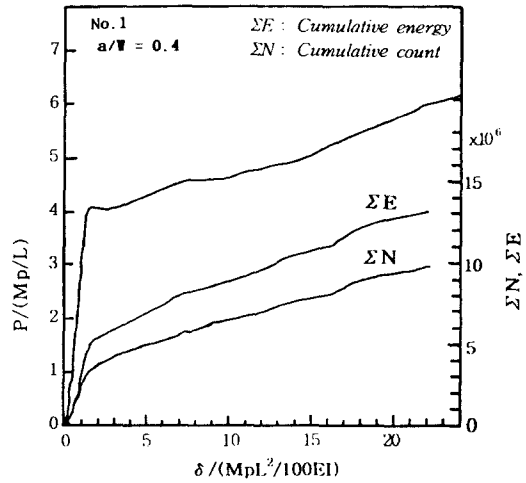


Fig. 7 Relationship between collapse load and AE event counts in No.1 part of the beam(a) with $a/W=0.4$

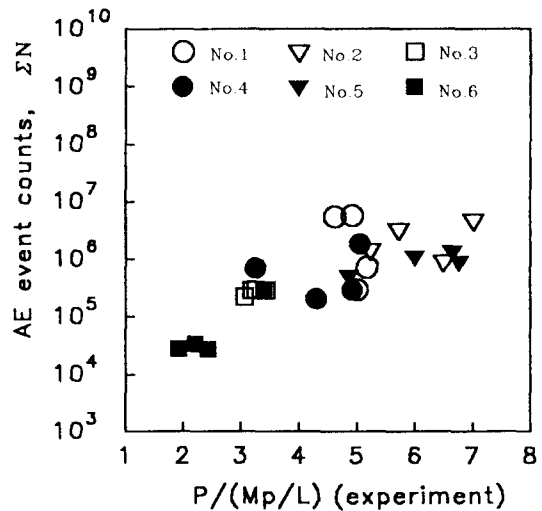


Fig. 8 Relationships between collapse loads and AE event counts

실험에서 얻어진 종국강도와 이 때의 누적사상수의 비교를 Fig. 8에 나타낸다. 붕괴시의 누적사상수는 부정정보의 종류에 관계없이 일정한 사상수 범위에 모여 있음을 알 수 있으나, 일단고정 타단지지보의 경우가 분산이 큰 것을 알 수 있다. 또한 정정보의 경우는 부정정보보다 누적사상수가 훨씬 적음을 알 수 있고, 중앙노치의 경우가 더욱더 적게 나타났다.

4.4 균열진전시의 종국강도

Fig. 9와 Fig. 10은 초기균열 길이 $a/W=0.4$ 일 때, 균열이 진전하는 경우의 하중-변위곡선을 계산한 것이다. 이 그림에서는 소성관절 형성 후에 균열이 진전 하도록 적당한 J_{IC} 값을 주었다. 또 dJ/da 는 0.1, 1.0, 5.0으로 하였다. 그러나 이 값들은 실제의 압력용기 구조재료(예를들면, STS42에서는 dJ/da 가 약 25kgf/mm^2)에 비하여 훨씬 적은 값이다.

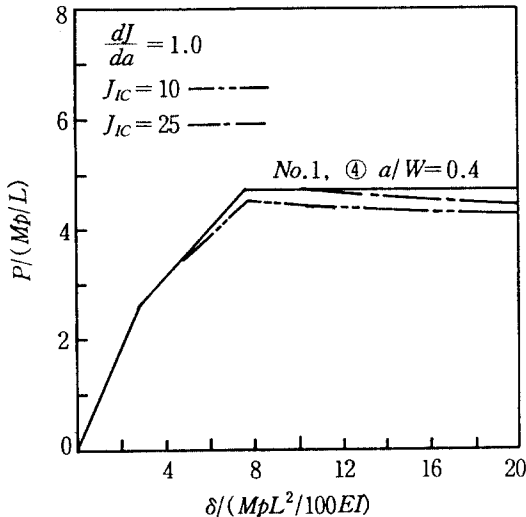


Fig. 9 Load-displacement curve with crack growth (dJ/da constant)

Fig. 9는 일단고정 타단지지(No.1)에 대하여 J_{IC} 를 파라미터로 하였고, Fig. 10은 일단고정 타단지지(No.1)에 대하여 dJ/da 를 파라미터로 하여, 붕괴하중을 비교하였다. J_{IC} 에 의하여 균열진전 개시점이 결정되고, 그 후, dJ/da 에 의하여 하중감소 속도가 결정되는 상태가 관찰된다. 여기서 고정단에 균열을 갖는 일단고정 타단지지(No.1)에서는 균열진전 후에도 80%이상의 내하중성능을 가지고 있는 것을 알 수 있다. 그 외의 보에 대해서도 거의 같은 경향을 나타내었다.

가 결정되는 상태가 관찰된다. 여기서 고정단에 균열을 갖는 일단고정 타단지지(No.1)에서는 균열진전 후에도 80%이상의 내하중성능을 가지고 있는 것을 알 수 있다. 그 외의 보에 대해서도 거의 같은 경향을 나타내었다.

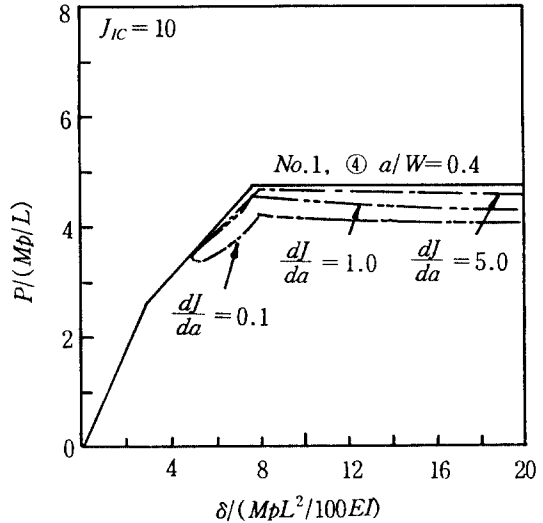


Fig. 10 Load-displacement curve with crack growth (J_{IC} constant)

5. 결 론

집중하중을 받는 사각단면의 정정보 및 부정정보의 굽힘시험을하여 종국강도와 처짐량을 구하고, 붕괴시의 음향방출(AE)을 구하여 보았다.

- ① 부정정보의 강도는 고정단에 모우멘트가 존재함에 따라서 정정보보다 훨씬 높은 강도를 나타내고, 균열이 있을 때는 더욱 높은 강도비가 나타났다.
- ② 균열의 위치에 따라서 같은 구조의 보라도 종국강도의 감소거동이 다르고, 고정단부분의 균열보다 중앙부분의 균열이 더욱 위험하다는 것을 알았다.
- ③ 붕괴시의 누적사상수는 정정보가 부정정보보다 적음을 알 수 있었고, 중앙노치의 경우가 더욱더 적게 나타났다.
- ④ 균열진전을 있는 경우, 종국강도의 감소는

dJ/da에 크게 의존하고, 실구조재료 정도 크기의 dJ/da라면, 균열진전이 종국강도에 미치는 영향은 그다지 크지 않다는 것을 알았다.

이 논문은 1995년도 핵심전문연구과제 연구비에 의하여 연구되었음.

참고문헌

- 1) ASME Committee, "Materials Research and Standards", Vol.1, p.389, 1961
- 2) Yagawa, G., "원자력플랜트에 있어서 LBB개념의 적용" 일본원자력학회지, Vol.27, No.8, p.688, 1985
- 3) 長谷川邦夫 외, "周方向 표면균열을 갖는 압력배관의 누설하중의 평가법" 압력기술, No.21, p.58, 1983
- 4) 南起祐 "고장력강의 피로수명과 균열관통거동에 관한 연구", 대한기계학회논문집, 第15卷 第6號, pp.1990-2001, 1991
- 5) Gilchrist, M.D., Chipalo, M.I. and Smith, R.A., "Shape Development of Surface Defects in Tension Fatigued Finite Thickness Plates", Int. J. Press. Vess. Piping, No.49, p.121, 1992
- 6) Nam, K.W., Ando, K. and Ogura, N., "Surface Fatigue Crack Life and Penetration Behaviour of Stress Concentration Specimen", Engng. Fract. Mech., Vol.51 No.1, pp.161-166, 1995
- 7) Vanden Broeck, "Theory of Limit Design", John Wiley and Sons Inc., New York, 1948
- 8) 石川信隆, 大野友則, "入門·塑性解析と設計法", 森北出版, 1988
- 9) Smith, E., "The Opening of Through-wall Cracks in PWR Coolant Lines Due to the Application of Severe Overloads", Int. J. Pres. Ves. & Piping. Vol.11, pp.19-31, 1983
- 10) W.F.Brown, Jr. and J.Srawley, ASTM STP 410, pp.1-65, 1966
- 11) 이상국, 오세규, 남기우, 김옥균, "음향방출법에 의한 탄소 섬유 복합 재료의 인장 및 파괴인성 시험시의 파괴 거동에 관한 연구", 비파괴검사학회지, Vol.15 No.1, pp.277-290, 1995
- 12) 이상국, 오세규, 남기우, 김옥균, "탄소 섬유 복합 재료의 AE에 의한 충격손상재강도와 손상 특성 평가, 한국해양공학회지, 제9권 제1호, pp.47-56, 1995
- 13) 이상국, 김옥균, 남기우, 오세규, "탄소 섬유 복합 재료의 적층방법에 따른 파괴인성과 AE거동, 한국복합재료학회지, 제8권 제4호, pp.83-91, 1995