

소형인장시험편의 컴플라이언스에 관한 고찰

정기현* · 석창성** · 양원호***
(2000년 3월 15일 접수)

A Study on the Compliance of a Compact Tension Test Specimen

Ki-Hyun Chung, Chang-Sung Seok and Won-Ho Yang

Key Words: Compact Tension Test Specimen(소형인장시험편), R-Curve(파괴저항곡선), Fracture Toughness(파괴인성), Compressive Residual Stress(압축잔류응력), K-R Test(K-시험), J-R Test(J-R시험), Antibuckling(좌굴방지)

Abstract

For integrity evaluation of cracked or damaged structures, fracture toughness test results in ASTM are widely used. The fracture toughness values of the structures are used as an effective design criterion in nuclear plants and aircraft structures. Sometimes the difference of P- δ curve trend during the unloading/reloading cycle in the fracture toughness test using partial unloading compliance was observed. The phenomenon as a possible source of error in determining fracture toughness may be caused by the residual stress during unloading, work-hardening and buckling of a specimen. Therefore, we evaluate the effect of buckling and compressive residual stress during the K-R and J-R testing using a finite element method.

1. 서 론

균열이 존재하는 실제 구조물의 안전성을 파괴역학적으로 평가하기 위해서는 그 구조물 재료의 파괴인성치(fracture toughness)와 응력확대계수(stress intensity factor)나 J-적분(J-Integral) 등의 파라미터를 구해야 한다. 이러한 파괴인성치는 실험에 의하여 구해져야 하며, ASTM,^(1,2) BS,⁽³⁾ 및 JSME⁽⁴⁾ 등에 그 시험법이 규정되어 있다. 선형탄성 파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM)에서는 응력확대계수(stress intensity factor : K)와 에너지 해방률(energy release rate : G)이 파괴역학 해석 파라미터로 사용되며 이들을 이용한

파괴저항곡선이 K-R선도와 G-R선도이다. ASTM의 E561-86⁽¹⁾ 시험법에는 K-R선도를 구하기 위한 시험법이 규정되어 있다. 또한 탄소성파괴역학(Elastic Plastic Fracture Mechanics : EPFM)에서는 J-적분(J-Integral)이 파괴역학 해석 파라미터로 사용되며, 이 J-적분의 파괴저항곡선이 J-R선도이다. ASTM에서는 J-R선도를 얻기 위하여 ASTM E 1152-87⁽²⁾에서 J-R시험법을 규정하고 있다.

이러한 K-R선도와 J-R선도를 구할 때, 소형인장 시험편(compact tension specimen)이나 3점 굽힘시험편(three-point bending specimen)이 주로 사용되는데 소형인장 시험편을 사용할 경우 Fig. 1에서 보이는 바와 같이 하중-변위선도의 탄-소성영역에서, 하중을 가한 후 하중을 제거할 때(unloading)의 컴플라이언스와 하중을 다시 가할 때(reloading)의 컴플라이언스가 서로 일치하지 않는 현상이 발생한다.

K-R시험법(ASTM E 561-86)에서는 최소 두께에 대한 특별한 규정을 두지 않아, 얇은 판재를 시

* 회원, 성균관대학교 대학원
E-mail : khchung@nature.skku.ac.kr
TEL : (031)290-7496 FAX : (031)290-5849

** 회원, 성균관대학교 기계공학부
*** 회원, 성균관대학교 기계공학부

편으로 사용하는 경우가 많다. 얇은 판재를 이용하여 파괴인성 시험을 하는 경우, 시편에 면의 평면방향(out-of-plane)으로 좌굴이 발생하여 Mode I 과 Mode III가 동시에 발생한다.^(1,5) 따라서, 좌굴에 의한 영향을 고려하여 Fig. 2와 같이 좌굴을 방지할 수 있는 판재(antibuckling plate)를 시편의 측면에 부착한 후 시험할 것을 규정하고 있다. 좌굴은 시편의 두께, 재료 인성치, 균열 길이 및 시편 크기에 크게 영향을 받는다. 이러한 좌굴을 고려하지 않는 경우 균열길이를 구하기 위한 컴플라이언스 값에 많은 영향을 미치며, 궁극적으로 파괴인성치에 심각한 영향을 미치게 될 것이다.⁽⁶⁻⁸⁾

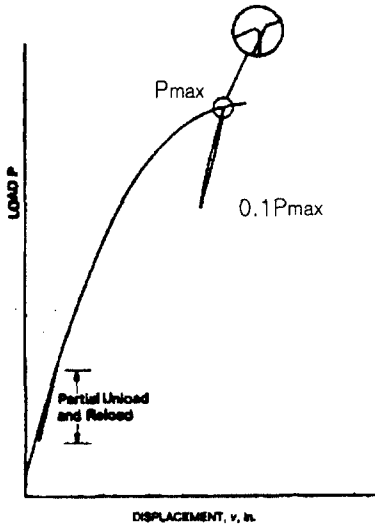


Fig. 1 Load-load line displacement curve for determination of a fracture resistance curve

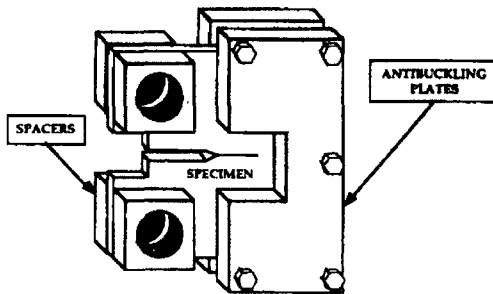


Fig. 2 Antibuckling fixtures for thin compact tension specimen

J-R 시험법(ASTM E 1152-87)에서는 시편의 두께를 시편 폭(w)의 0.5t로 하도록 권장하고 있으며 이 경우 좌굴이 발생될 확률은 거의 없다. 그러나 실제 실험에서는 제하(unloading)시와 다시 하중을 가할(reloading) 때의 컴플라이언스(compliance)가 다르게 나타난다. 이는 하중을 제거할 때와 다시 가할 때의 컴플라이언스의 차이가 좌굴에 의해서만 발생하는 것이 아님을 의미한다.

이에 본 연구에서는 파괴저항곡선(R-curve)을 이용해서 파괴인성치를 구하는 실험에서 하중제거시와 다시 하중을 가할 때(unloading/reloading)의 변위선도의 차이를 분석하고, 그 원인을 규명하고자 한다. 또한, 이러한 차이를 최소화 할 수 있는 방안을 제시하고, 그 타당성을 고찰하고자 한다.

2. 이론적 고찰

R-곡선을 구하기 위해 Fig. 3과 같은 소형인장(CT)시편을 이용해서 하중-변위선도를 구한다. 이 하중-변위선도로부터 컴플라이언스(compliance)를 구하여 균열길이를 환산한다. 이때 하중제거시와 다시 하중을 가할 때의 컴플라이언스의 차이의 원인을 이론적으로 분석하고자 한다.

2.1 압축잔류응력에 의한 하중-변위선도 변화

파괴저항곡선을 구하기 위하여 컴플라이언스로부터 균열길이를 측정할 때 하중-변위선도에서 하중을 제거하기 시작할 때의 하중(P_{max})상태에서

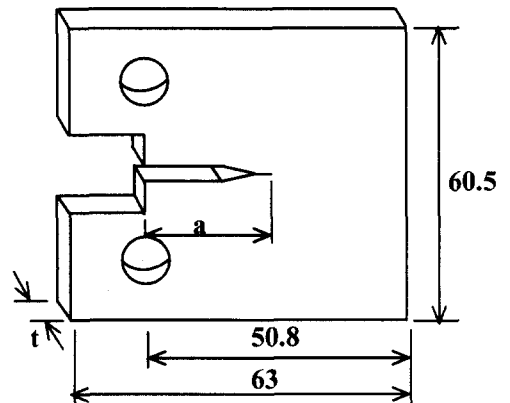


Fig. 3 Configuration and dimensions of a compact tension specimen

소성역의 발생이 없는 완전 탄성인 경우라고 가정하면, 균열선단에서의 거리(r)에 따른 응력분포는 Fig. 4의 A와 같이 될 것이다. 그러나 실제로 P_{max} 하중에서는 균열선단에 소성변형이 발생하여 C와 같은 응력상태가 될 것이다.^(9,10)

하중을 P_{max} 에서 $0.1P_{max}$ 만큼 제거(unloading)시켰을 경우, 완전탄성인 경우의 이론적인 응력상태는 B와 같이 될 것이다. 따라서, 하중을 10%만큼 제거했을 경우의 응력상태는 C의 상태에서 B의 응력상태를 뺀(C-B)만큼이 될 것이다. 이 경우의 소성변형을 무시한 경우의 응력상태는 Fig. 5의 (a)와 같이 될 것이나 실제의 경우는 소성변형에 의하여 Fig. 5의 (b)와 같은 응력상태가 될 것이다. 즉 최대하중의 10%의 하중만을 제거한 경우에도 Fig. 5(b)의 빗금친만큼의 압축잔류응력이 발생하게 된다.

이러한 압축잔류응력에 의하여 하중을 제거할 경우의 하중변위선도는 Fig. 6에서 잔류응력이 없을 경우의 이론적인 기울기 a-c보다 크게 나타나 a-b와 같이 될 것이다. 10%의 하중을 제거한 b점의 상태에서 다시 하중을 가할 경우, 압축잔류응력이 제거되어 그 영향이 없어질 때까지는 하중을 가해도 변위가 충분히 발생하지 않고 b-d경로로 움직이다가 d-a의 경로를 따라서 하중-변위선도가 변화하게 될 것이다.

이러한 이유에 의하여 하중제거시와 다시 하중을 가할 경우의 하중변위선도가 일치하지 않고 차이가 발생한 것으로 생각된다. 또한 압축잔류응력에 의하여 하중제거시 Fig. 6의 a-c와 같은 거동을 해야할 변위선도가 a-b와 같은 거동을 함으로 인하여 컴플라이언스가 이론적인 경우보다

작게 나타나게 된다. 이러한 컴플라이언스의 차이에 의하여 실제의 경우보다 균열길이가 작게 평가될 수 있을 것이다.⁽⁹⁾

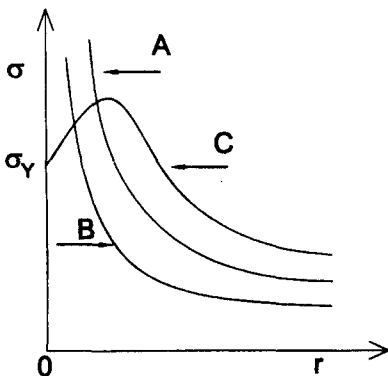


Fig. 4 Stress distributions of a crack tip

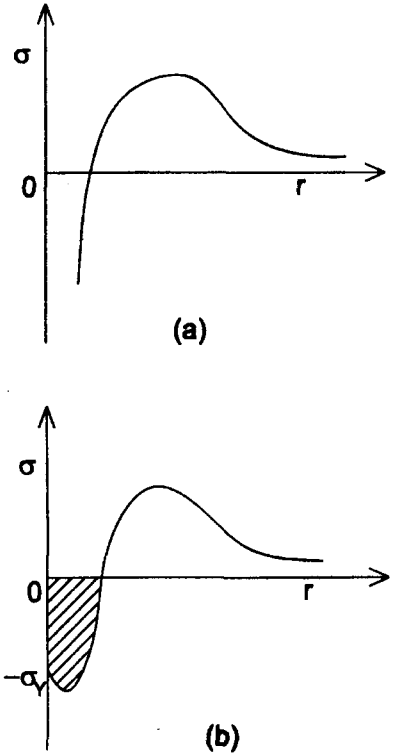


Fig. 5 Compressive residual stress distributions of a crack tip at unloading

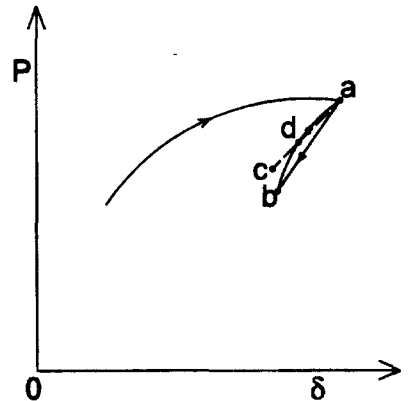


Fig. 6 Load-load line displacement diagram for a cyclic loading (loading-unloading-reloading)

2.2 가공경화에 의한 하중-변위선도의 변화

재료시험용 하중을 가한 후 제거하고 다시 하중을 가할 때 최대하중이 탄성한도를 초과할 경우, 하중을 가할 때의 하중-변위선도와 하중을 제거할 때의 하중-변위선도 및 다시 하중을 가할 때의 하중-변위선도가 일치하지 않는 것으로 알려져 있으며 이러한 선도를 히스테리시스(hysteresis)곡선이라 한다. 또한 원래의 재료보다 더 높은 경도를 가진 것처럼 거동을 하며, 이것을 가공경화(work hardening)라고 한다. 이러한 히스테리시스의 원인은 소성(plasticity)이나, 시간의 간섭을 받는 점탄성(viscoelasticity)에 의해서도 발생한다고 알려져 있다.⁽¹¹⁾

반복하중(cyclic load or time-periodic loading)에서의 재료의 거동은 크게 3가지로 구별된다. Fig. 7의 (a)와 같이 파단 될 때까지 동일한 주기를 갖는 라쳇팅(ratcheting)과 (b),(c)와 같이 일정한 주기가 되면 일정한 사이클(cycle)를 갖는 소성진동(plastic shakedown)과 (d)와 같이 탄성진동(elastic shakedown)이 있다.⁽¹¹⁾ 이와 같이 탄성범위를 초과할 경우의 하중-변위선도는 하중 제거시와 다시 하중을 가할 경우가 다르게 나타나는게 일반적이다. 이러한 현상에 의하여 파괴저항곡선 시험시 하중-변위선도가 Fig. 1에서 보이는 바와 같이 하중제거시와 다시 하중을 가할 때가 다르게 나타난 것으로 사료된다.

3. 유한요소해석

본 연구에서는 Fig. 3과 같이 균열이 존재하는 CT시편을 해석대상으로 하여, 하중제거시와 다시 하중을 가할 경우의 하중-변위선도의 차이를 유한요소해석(finite element analysis)을 통하여 고찰하고자 하였다. 이를 위하여 Fig. 8과 같은 요소망을 구성하였다. 유한요소 모델망은 3차원 요소로 구성하였으며, 하중/형상이 대칭이므로 해석대상의 1/2을 모델하여 해석을 수행하였다. 해석에는 ABAQUS v.5.9를 이용하였으며, 비선형 탄소성해석(nonlinear elastic-plastic analysis)을 수행하였다. 본 해석에 사용되는 재료는 SA516 Gr70 강이며, 탄성 계수 (E)는 191GPa, 프와송의 비(ν)는 0.3으로 하였다. 두께에 대한 영향을 고찰하고자 시편의 두께를 각각 6.3mm(1/4t), 12.7mm(1/2t),

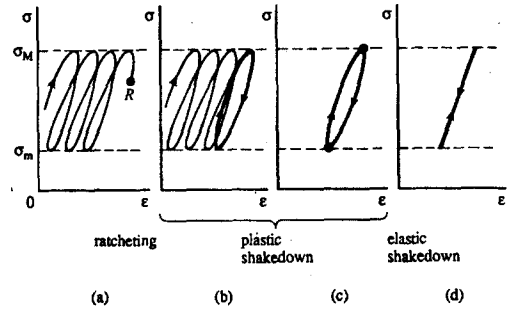


Fig. 7 Ratcheting and shakedown

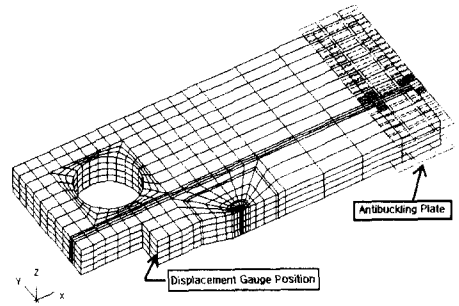


Fig. 8 Finite element modeling

및 25.4mm($t = 1$ inch)로 변화시키면서 해석을 수행하였으며, 균열길이에 따른 변화를 고찰하고자 무차원 균열길이(a/w)를 0.3, 0.4, 0.5, 및 0.6으로 변화시키면서 해석을 수행하였다. 하중은 최대하중(P_{max})까지 하중을 가한후, $0.1P_{max}$ 만큼 하중을 제거하고, 다시 $0.1P_{max}$ 만큼 하중을 가하였을 경우의 하중-변위선도를 구하였다. 원공주위에 코사인(cosine) 분포상태로 하중을 가하였으며, 변위값을 얻기 위해 변위게이지(displacement gauge)가 장착되는 부분에서의 변위값을 측정하였다. 또한, z-방향의 변위에 따른 좌굴의 영향을 고찰하고자 하였으며, 좌굴방지판재의 장착효과를 구현하고자 시편의 양쪽 끝단표면의 일부를 z-방향으로 구속한 상태에서 해석을 수행하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 두께에 따른 하중-변위 선도

Fig. 9는 시편의 두께에 따른 하중-변위(P- δ) 선도를 도시한 것이다. Fig. 10은 두께의 증가에 따라 다시 하중을 가할(reloading) 때 하중-변위선도

가 히스테리시스 곡선을 형성하는 것을 자세하게 도시했다. 위의 결과로부터 두께가 증가하면 좌굴이나 압축잔류응력에 의한 소성진동(plastic shakedown)이 감소함을 알 수 있다. 이는 시편의 두께가 두꺼워질수록 평면변형률(plane strain)영역이 증가하여 소성역의 크기가 감소하였기 때문인 것으로 생각된다.

4.2 좌굴방지판의 효과

Fig. 11은 시편의 두께에 따른 좌굴방지판(anti-buckling plate)의 영향을 고려하기 위해 해석 모델의 끝단 표면을 z-방향으로 구속(clamped)한 해석 결과이다. z-방향의 변위는 좌굴을 유발하여 하중-변위(P- δ)선도에 영향을 주고, 결과적으로 R곡선을 이용한 파괴인성치에 영향을 미칠 것이다. Table 1은 각각의 시편두께에 대한 ASTM E1152-87에서 제시된 제하 컴플라이언스법을 이용하여 계산된 컴플라이언스와 유한요소법을 이용하여 좌굴방지판이 부착되었던 경우와 부착되지 않은 경우의 컴플라이언스를 도시하였다. 위의 결과에 의하면 두께가 얇을수록 컴플라이언스 값의 오차가 상대적으로 크게 나타났으며, 좌굴방지판이 부착되었던 경우의 컴플라이언스 값들이 부착되지 않는 경우의 컴플라이언스 값보다 작게 나타남을 알 수 있다. 또한, Table 1에서 구해진 컴플라이언스값을 이용하여 두께변화에 따른 균열길이를 계산한 결과를 Table 2에 도시하였다. 위의 결과에 의하면, 좌굴방지판을 부착한 경우의 균열길이가 실제균열길이보다 적게 나타났다.

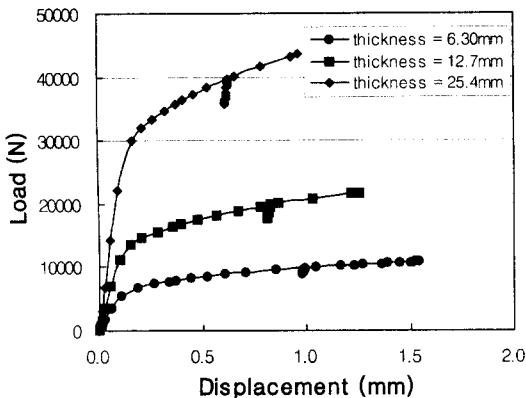
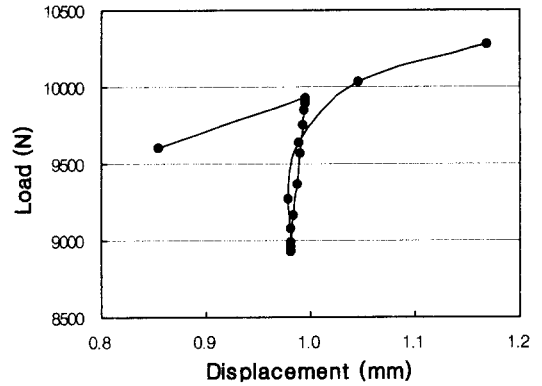
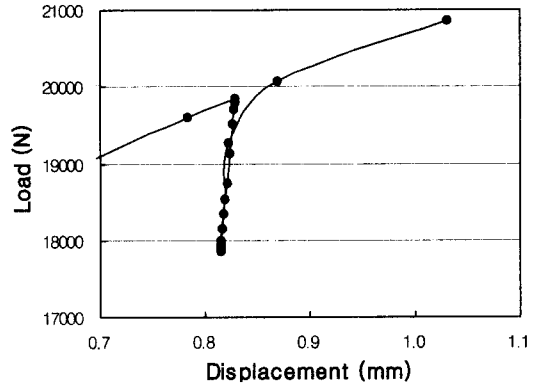


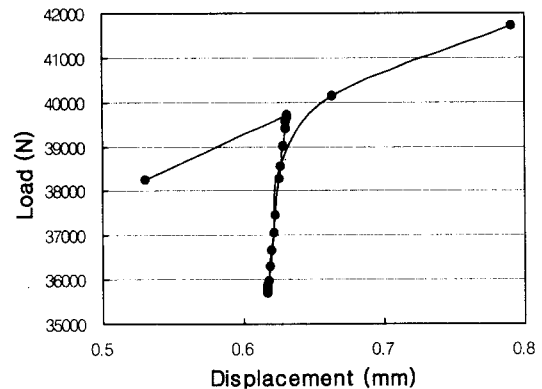
Fig. 9 Load - load line displacement curves for various CT-specimen thickness



(a) Thickness = 6.3mm

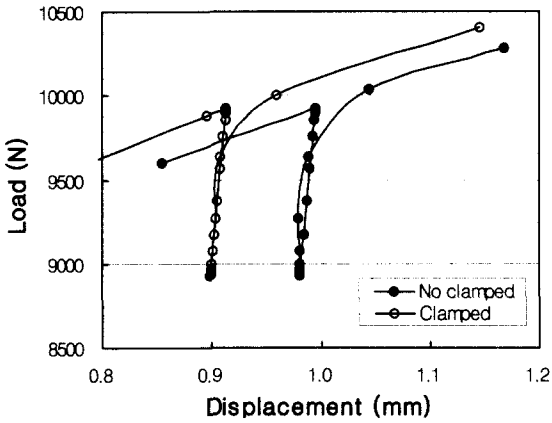


(b) Thickness = 12.7mm

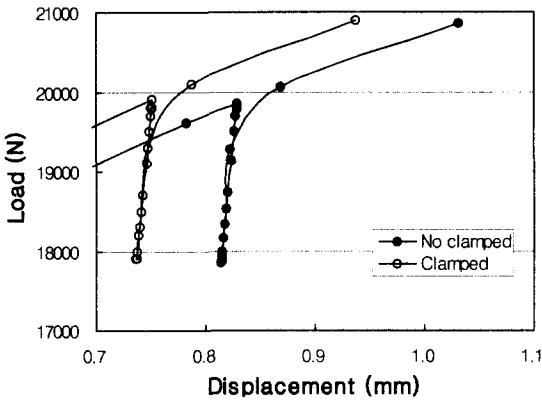


(c) Thickness = 25.4mm

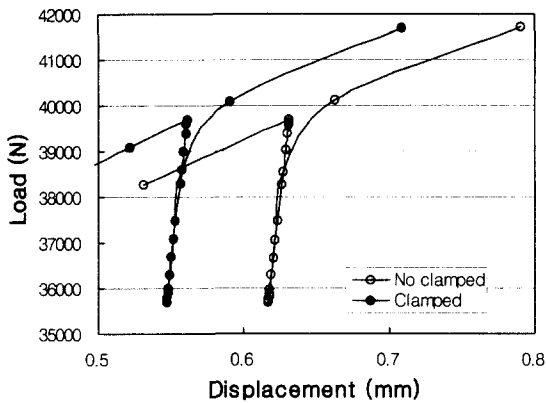
Fig. 10 Detail view of load - load line displacement curves



(a) Thickness = 6.30mm



(b) Thickness = 12.7mm



(c) Thickness = 25.4mm

Fig. 11 Detail view of load - load line displacement curves with/without antibuckling plate

Table 1 The variation of compliance with respect to specimens thickness ($w=50.8\text{mm}$, $a=25.4\text{mm}$) unit : $1/1000(\text{mm}/\text{N})$

Thickness	ASTM	FEM(No clamp)	FEM(Clamp)
6.30 (1/4t)	0.03073967	0.02902903	0.02882883
12.7 (1/2t)	0.01524881	0.01441253	0.0143080
25.4 (1.0t)	0.00762441	0.00715716	0.0071500

Table 2 Calculation of crack length for the variation of specimens thickness (original crack length = 25.4mm)

Thickness	ASTM	FEM(No clamp)	FEM(Clamp)
6.30 (1/4t)	25.495485	24.910548	24.839360
12.7 (1/2t)	25.495485	24.919328	24.844458
25.4 (1.0t)	25.495485	24.848999	24.776566

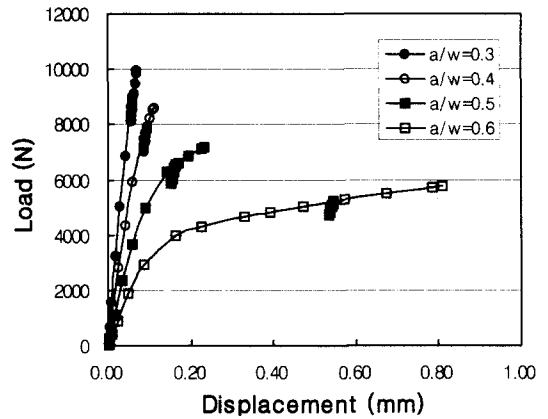


Fig. 12 Load-load line displacement curves for the variation of crack length

Fig. 11에서 두께가 25.4mm인 경우에는 좌굴방지의 효과가 나타나지 않았으나, 두께가 얇은 경우($t=6.3\text{mm}$)에는 하중제거시와 다시 하중을 가할 때의 차이가 좌굴방지에 의해 아주 작게 나타났다. 이는 하중을 제거할 때와 다시 가할 때의 차이의 원인이 좌굴에도 있음을 의미하며, 좌굴을 방지한 경우에도 약간의 차이가 나타난 것은 압축잔류응력과 가공경화 때문이라 생각된다. 따라서 시편의 두께가 얇은 경우 좌굴방지판을 부착해야만 정확한 결과를 얻을 수 있을 것으로 생각한다.

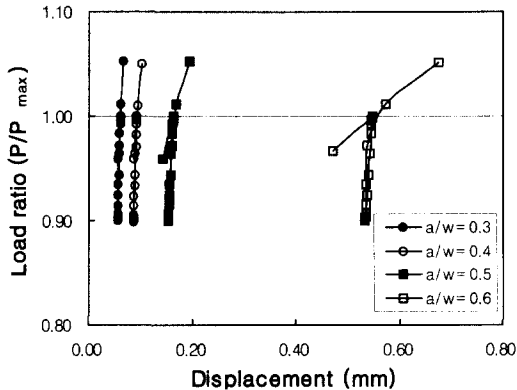


Fig. 13 Detail view of load - load line displacement curves for the variation of crack length

4.3 균열길이 변화에 대한 해석

Figs. 12~13은 균열길이(a) 변화에 따른 하중-변위선도의 결과를 도시한 것이다. 시편의 두께를 12.7mm, 시편의 폭(w)을 50.8mm로 고정하고 무차원균열길이(a/w)를 각각 0.3, 0.4, 0.5 및 0.6으로 변화시켰다. 해석 결과는 좌굴방지판(antibuckling plate)이 부착되지 않는 경우의 결과를 도시한 것이다.

Fig. 12에 의하면, 균열이 증가하면 히스테리시스 곡선의 폭이 점차적으로 커짐을 알 수 있다. 이는 동일하중하에서 균열길이가 커짐에 따라 압축잔류응력과 좌굴을 유발하는 z-방향의 변위가 증가하였기 때문이라고 생각한다.

Fig. 13은 하중-변위 선도를 자세히 나타내기 위하여 하중축을 최대하중으로 나누어(P/P_{max}) 무차원화한 것으로, 이 결과로부터 균열이 증가할수록 하중-변위선도상에서 얻을 수 있는 컴플라이언스의 값들이 점차적으로 증가함을 알 수 있다. 이는 균열진전에 따른 소성영역의 영향이라 생각된다.

5. 결론

본 연구에서는 제하(unloading)컴플라이언스법을 이용한 파괴인성시험에서 하중을 제거할 때와 다시 하중을 가할(unloading/reloading)때의 하중-변위선도의 차이의 원인에 대한 연구를 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 하중제거(unloading)시에 발생하는 압축잔류응력과 가공경화에 의하여 다시 하중을 가할(reloading)때 히스테리시스 현상이 나타났다.

(2) 파괴인성 시험시 시편의 두께가 얇을 경우에는 좌굴을 억제하기 위한 좌굴방지판(antibuckling plate)을 부착하여 실험을 수행해야 한다.

(3) 두께가 감소할수록 하중을 제거할 때와 다시 가할(unloading/reloading) 때의 히스테리시스 곡선의 폭이 증가하였으며, 좌굴을 방지했을 경우에는 두께의 영향이 나타나지 않았다. 따라서 이러한 현상의 주원인은 시편의 좌굴에 의한 것으로 생각된다.

(4) 균열길이가 증가함에 따라 히스테리시스 곡선의 폭이 증가하였는데 이는 균열의 증가에 따른 소성영역의 크기가 증가하여 압축잔류응력과 가공경화가 증대되었기 때문이라고 생각된다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들에게 감사드립니다.

참고문헌

- (1) ASTM E561-86, 1995, "Standard Practice for R-curve Determination," *Annual Book of ASTM Standards*, pp. 577~588.
- (2) ASTM E1152-87, 1995, "Standard Test Method for Determining J-R Curves," *Annual Book of ASTM Standards*, pp. 763~773.
- (3) BS 7448, 1991, "Fracture Mechanics Toughness Tests, Part 1. Method for Determination of K_{Ic} , Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials."
- (4) JSME S001, 1992, "彈塑性 破壞韌性值 試驗 J_{Ic} 方法."
- (5) Anderson, T. L., 1995, "Fracture Mechanics Fundamentals and Applications," *CRC Press, Inc.*, pp. 365~417.
- (6) Futato, R. J., Aadland, J. D., Van Der Sluys, W. A. and Lowe, A. L., 1985, "A Sensitivity Study of the Unloading Compliance Single-

- Specimen J-Test Technique," *ASTM STP 856*, pp. 84~103.
- (7) Hollstein, T., Blauel, J.G. and Voss, B., 1985, "On the Determination of Elastic-Plastic Fracture Material Parameters : A Comparison of Different Test Methods," *ASTM STP 856*, pp. 104~116.
- (8) Voss, B. and Mayville, R. A., 1985, "The Use of the Partial Unloading Compliance Method for the Determination of J_I -R Curves and J_{IC} ," *ASTM STP 856*, pp. 117~130.
- (9) 석창성, 최용식, 1992, "J-R 곡선에서의 균열길이 감소현상에 관한 연구 (I)," 대한기계학회논문집 제16권 제6호, pp. 1115~1120.
- (10) 석창성, 윤병권, 2000, "인장-압축하중 하의 파괴저항 곡선의 감소현상 해석," 대한기계학회 논문집, 제24권 제2호, pp. 378~385.
- (11) Gerard A. Maugin, 1992, "The Thermomechanics of Plasticity and Fracture," *Cambridge University Press*, pp. 1~29.