



인장-압축 하중 하의 균열선단의 탄·소성 응력해석

Analysis of Elastic-Plastic Stress Fields near the Crack Tip under Tension-Compression Loading

석창성* · 김수용* · 김동중* · 안하늘* · 박은수* · 원종일**

C.S.Seok · S.Y.Kim · H.N.Ahn · D.J.Kim · E.S.Park · J.I.Weon

(1999년 9월 2일 접수, 1999년 12월 7일 채택)

ABSTRACT

In this study, theoretical stress field analysis near the crack tip under tension-compression loading was performed. The results of the theoretical stress analysis were compared to the results of Finite Element Method(FEM). From this study, generation of tensile residual stress at crack tip was proved after 1-cycle of tension-compression loading, and the fracture toughness and the fracture load of a structure can be decreased by the residual stress.

1. 서 론

최근 세계적으로 많은 지진사례가 보고되고 있으며, 이러한 지진하중은 원전설비 및 각종 기계 구조물에 치명적인 영향을 미칠 수 있다^{1,2)}. 지진이 발생할 경우에는 그 진동에 의하여 인장과 압축 하중이 반복하여 작용되며, 이러한 반복하중은 기계구조물의 수명을 단축시키거나 파괴를 일으킨다^{3,4)}. 특히 균열이 존재하는 구조물에 반복하중이 작용될 경우 피로효과에 의하여

균열이 진전되거나 균열선단의 응력집중에 의한 잔류응력이 발생하게 된다. 이러한 잔류응력은 파괴인성치의 저하를 가져와 기계구조물의 파괴하중을 저하시킬 수 있다. 파괴인성치나 파괴저항곡선의 경우 단순인장을 받을 때보다 인장-압축을 반복하여 받는 경우에 파괴저항곡선이 현저히 감소함을 보고하고 있으며^{5~7)}, 이러한 감소원인의 하나가 반복하중 작용시에 나타나는 균열선단의 잔류응력이라 생각된다.

이에 본 연구에서는 탄성범위를 초과하는 반

* 성균관대학교 기계공학부

** 산업설비 안전성평가 연구센터

복하중이 작용될 경우의 균열 선단 부근의 응력을 이론적으로 해석해 보고자 한다. 또한 그 결과를 유한요소법(Finite Element Method; FEM)을 이용하여 구한 결과와 비교해 보고자 한다.

2. 탄소성 응력 평가

인장-압축이 반복하여 작용될 경우의 균열 선단의 응력을 평가하기 위하여 Fig. 1과 같은 CT 시험편에 Fig. 2처럼 하중을 0→1→2→3→4로 한 사이클(cycle) 동안 변화시킬 때의 응력장을 해석하였다.

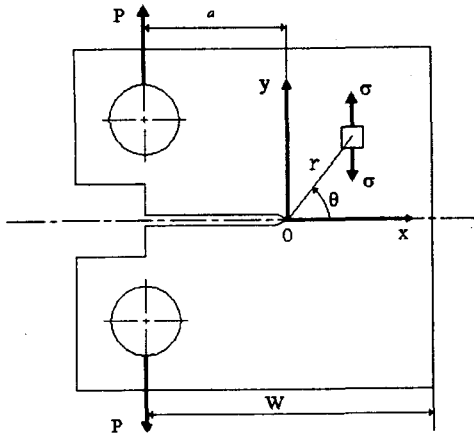


Fig. 1 Crack tip coordinate and stress system

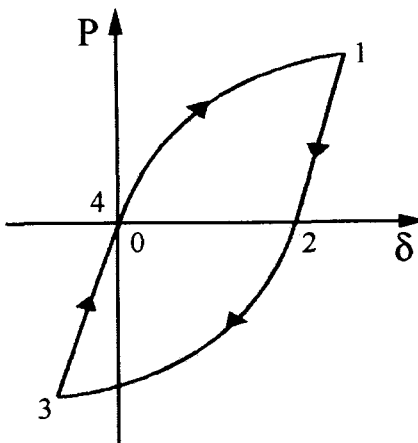


Fig. 2 Hysteresis loops for cyclic loading

Fig. 1과 같은 CT 시험편에 하중 P가 작용될 때, 균열선단에서 $\theta=0$ 인 면의 거리 r에 따른 응력은 다음과 같다.

$$\sigma = \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi r W}} \dots\dots\dots(1)$$

여기서, $f(\alpha)=[(2+\alpha)(0.886+4.64\alpha-13.32\alpha^2+14.72\alpha^3-5.6\alpha^4)]/(1-\alpha)^{3/2}$, $\alpha = a/W$, P는 작용하중, a는 균열길이, W는 시편의 폭, B는 시편의 두께, r는 균열선단에서의 거리이다.

균열선단의 응력이 항복응력을 초과할 경우 균열선단 부위에 국부적인 소성영역이 발생하며, 이 경우 해석의 편의를 위하여 Fig. 3과 같이 탄성-완전소성을 하는 재료로 가정하였다.

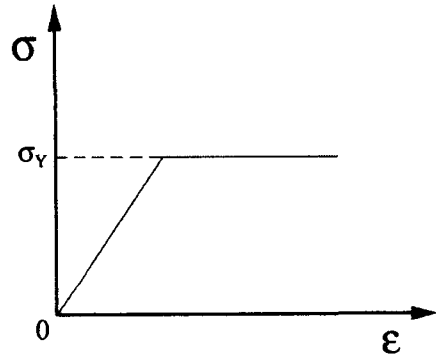


Fig. 3 Stress-strain curve for elastic-perfect plastic material

2.1 인장하중 작용시의 응력장 해석

Fig. 2의 '0'에서 '1'로 인장 하중 P를 가할 때의 균열선단 부근의 응력상태는, 소성영역의 발생이 없을 경우 Fig. 4의 곡선 A와 같으며, 이때 균열선단 부근의 응력 σ_1 은 다음과 같다.

$$\sigma_1 = \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi r W}} \dots\dots\dots(2)$$

이 식에서 보이는 바와 같이 실제 균열선단에는 응력집중에 의하여 매우 큰 응력이 작용하며 항복응력 이상의 응력에 의해 소성영역이 발생한다. 시편이 탄성-완전소성 거동을 하는 재료라고 가정하면, 균열선단은 Fig. 4의 B와 같은 응력상태가 될 것이다.

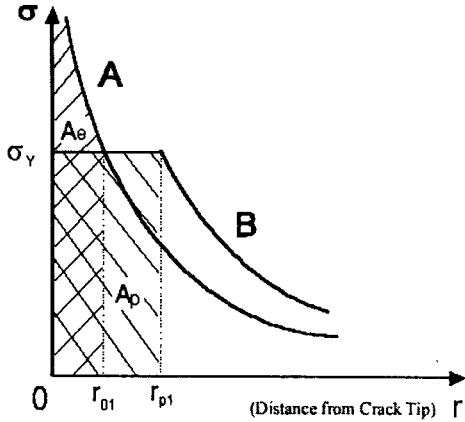


Fig. 4 Stress distribution of a crack tip at point 1

Fig. 4에서 곡선 A의 r_{01} 까지의 면적 A_e 는 곡선 B의 r_{p1} 까지의 면적 A_p 와 같아야 하며 이 조건으로부터 소성영역의 크기 r_{p1} 을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_Y \cdot r_{p1} = \int_0^{r_{01}} \sigma_1 dr = \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi} W} \cdot 2 \sqrt{r_{01}}$$

$$\sigma_Y = \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi} r_{01} W} \text{로부터}$$

$$r_{01} = \frac{1}{2 \pi W} \left(\frac{P f(\alpha)}{B \sigma_Y} \right)^2 \dots\dots\dots(3)$$

$$r_{p1} = 2r_{01} \dots\dots\dots(4)$$

따라서 이때의 응력장은 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq 2r_{01}$$

$$\sigma_1 = \sigma_Y \dots\dots\dots(5)$$

$$r > 2r_{01}$$

$$\sigma_1 = \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi} (r - r_{01}) W} \dots\dots\dots(6)$$

2.2 인장 후 하중제거시의 응력장 해석

인장하중을 작용시킨 후 하중을 제거할 경우, 즉, Fig. 2의 '1'점에서 '2'점으로 하중 P를 제거할 때의 응력 σ_2 는, 압축에 의한 소성변형을 고려하지 않을 경우, 항복응력에서 Fig. 4의 A의 응력을 뺀 응력상태가 되므로 Fig. 5의 A와 같이 될 것이다. 이 응력 중에서 균열선단 부근의

응력을 수식으로 나타내면 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq 2r_{01}$$

$$\sigma_2 = \sigma_Y - \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi} r W} \dots\dots\dots(7)$$

$$r > 2r_{01}$$

$$\sigma_2 = \frac{P f(\alpha) (\sqrt{r} - \sqrt{r - r_{01}})}{B \sqrt{2 \pi} r (r - r_{01}) W} \dots\dots\dots(8)$$

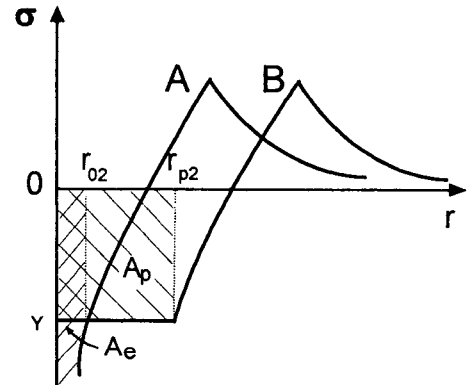


Fig. 5 Stress distribution of a crack tip at point 2

Fig. 5의 A에서 균열선단 부근의 응력은 압축 항복응력을 초과하므로 압축응력에 의한 소성영역이 발생하여 Fig. 5의 B와 같은 응력상태가 될 것이다.

Fig. 5에서 면적 A_e 와 면적 A_p 가 같다는 조건으로부터 소성영역의 크기 r_{p2} 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_Y \cdot r_{p2} = - \int_0^{r_{02}} \sigma_2 dr$$

$$- \sigma_Y = \sigma_Y - \frac{P f(\alpha)}{B \sqrt{2 \pi} r_{02} W} \text{로부터}$$

$$r_{02} = \frac{1}{8 \pi W} \left(\frac{P f(\alpha)}{B \sigma_Y} \right)^2 = \frac{1}{4} r_{01} \dots\dots\dots(9)$$

$$r_{p2} = 3r_{02} = \frac{3}{4} r_{01} \dots\dots\dots(10)$$

따라서 이 때의 응력장은 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq \frac{3}{4} r_{01}$$

$$\sigma_2 = 1 - \sigma_Y \dots\dots\dots(11)$$

$$\frac{3}{4}r_{01} < r \leq \frac{5}{2}r_{01}$$

$$\sigma_2 = \sigma_Y - \frac{Pf(\alpha)}{B\sqrt{\pi(2r-r_{01})}W} \dots\dots\dots(12)$$

$$r > \frac{5}{2}r_{01}$$

$$\sigma_2 = \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{2r-r_{01}} - \sqrt{2r-3r_{01}})}{B\sqrt{\pi(2r-r_{01})(2r-3r_{01})}W} \dots\dots\dots(13)$$

2.3 압축하중 작용시의 응력장 해석

Fig. 2의 3지점의 응력상태인 인장 후 압축하중 작용시의 응력장은 Fig. 2의 '1' 지점의 응력에 식 (1)에 제시된 응력의 두 배만큼의 압축응력을 작용시키면 된다. 따라서 Fig. 6의 A와 같은 응력상태가 될 것이며, 이 응력 중에서 균열선단 부근의 응력을 수식으로 나타내면 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq 2r_{01}$$

$$\sigma_3 = \sigma_Y - 2P \frac{f(\alpha)}{B\sqrt{2\pi r}W} \dots\dots\dots(14)$$

$$r > 2r_{01}$$

$$\sigma_3 = \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{r} - 2\sqrt{r-r_{01}})}{B\sqrt{2\pi r(r-r_{01})}W} \dots\dots\dots(15)$$

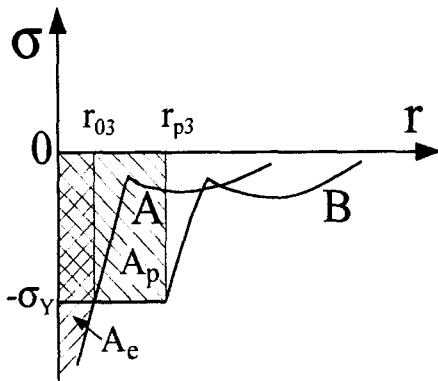


Fig. 6 Stress distribution of a crack tip at point 3

$$\sigma_4 = \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{r^2-2r_{01} \cdot r - 2\sqrt{r^2-3r_{01} \cdot r} + \sqrt{(r-2r_{01})(r-3r_{01})}})}{B\sqrt{2\pi r(r-2r_{01})(r-3r_{01})}W} \dots\dots\dots(23)$$

균열선단에는 압축응력에 의해 또다시 소성 변형이 발생하여 Fig. 6의 B와 같은 응력상태가 될 것이다. 여기에서 면적 A_e와 면적 A_p가 같다는 조건으로부터 소성영역의 크기 r_{p3}를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_Y \cdot r_{p3} = - \int_0^{r_{p3}} \sigma_3 dr$$

$$-\sigma_Y = \sigma_Y - 2P \frac{f(\alpha)}{B\sqrt{2\pi r_{03}}W} \text{로부터}$$

$$r_{03} = \frac{1}{2\pi W} \left(\frac{Pf(\alpha)}{B\sigma_Y} \right)^2 = r_{01} \dots\dots\dots(16)$$

$$r_{p3} = 3r_{03} = 3r_{01} \dots\dots\dots(17)$$

따라서 이 때의 응력장은 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq 3r_{01}$$

$$\sigma_3 = -\sigma_Y \dots\dots\dots(18)$$

$$3r_{01} < r \leq 4r_{01}$$

$$\sigma_3 = \sigma_Y - 2P \frac{f(\alpha)}{B\sqrt{2\pi(r-2r_{01})}W} \dots\dots\dots(19)$$

$$r > 4r_{01}$$

$$\sigma_3 = \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{r-2r_{01}} - 2\sqrt{r-3r_{01}})}{B\sqrt{2\pi(r-2r_{01})(r-3r_{01})}W} \dots\dots\dots(20)$$

2.4 압축 후 하중제거시의 응력장 해석

Fig. 2의 '4' 지점의 응력장은 Fig. 2의 '3' 지점의 응력장에 Fig. 4의 A 만큼의 응력을 더하면 된다. 소성변형을 무시할 경우의 응력장은 Fig. 7의 A와 같이 될 것이며 균열선단 부근의 응력을 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$0 \leq r \leq 3r_{01}$$

$$\sigma_4 = -\sigma_Y + P \frac{f(\alpha)}{B\sqrt{2\pi r}W} \dots\dots\dots(21)$$

$$3r_{01} < r \leq 4r_{01}$$

$$\sigma_4 = \sigma_Y + \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{r-2r_{01}} - 2\sqrt{r-r_{01}})}{B\sqrt{2\pi r(r-2r_{01})}W} \dots\dots\dots(22)$$

$$r > 4r_{01}$$

인장응력에 의해 또다시 소성영역이 형성되어 Fig. 7의 B와 같은 응력상태가 될 것이다. Fig. 7에서 면적 A_c 와 면적 A_p 가 같다는 조건으로부터 소성영역의 크기 r_{p4} 를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\sigma_Y \cdot r_{p4} = \int_0^{r_{04}} \sigma_4 dr$$

$$\sigma_Y = -\sigma_Y + \frac{Pf(\alpha)}{B\sqrt{2\pi r_{04}W}} \text{로부터}$$

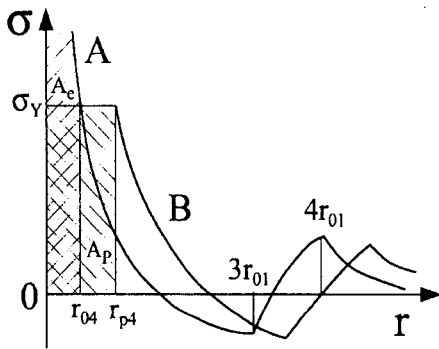


Fig. 7 Stress distribution of a crack tip at point 4

$$r_{04} = \frac{1}{8\pi W} \left(\frac{Pf(\alpha)}{B\sigma_Y} \right)^2 = \frac{1}{4} r_{01} \dots\dots\dots(24)$$

$$r_{p4} = 3r_{04} = \frac{3}{4} r_{01} \dots\dots\dots(25)$$

따라서 균열선단의 응력장은 다음과 같이 될 것이다.

$$0 \leq r \leq \frac{3}{4} r_{01}$$

$$\sigma_4 = \sigma_Y \dots\dots\dots(26)$$

$$\frac{3}{4} r_{01} < r \leq \frac{5}{2} r_{01}$$

$$\sigma_4 = -\sigma_Y + \frac{Pf(\alpha)}{B\sqrt{\pi(2r-r_{01})W}} \dots\dots\dots(27)$$

$$\frac{5}{2} r_{01} < r \leq \frac{9}{2} r_{01}$$

$$\sigma_4 = \sigma_Y + \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{2r-5r_{01}} - 2\sqrt{2r-r_{01}})}{B\sqrt{\pi(2r-r_{01})(2r-5r_{01})W}} \dots\dots\dots(28)$$

$$r > \frac{9}{2} r_{01}$$

$$\sigma_4 = \frac{Pf(\alpha)(\sqrt{4r^2 - 12r_{01} \cdot r + 5r_{01}^2} - 2\sqrt{4r^2 - 16r_{01} \cdot r + 7r_{01}^2} + \sqrt{4r^2 - 24r_{01} \cdot r + 35r_{01}^2})}{B\sqrt{\pi(2r-r_{01})(2r-5r_{01})(2r-7r_{01})W}} \dots\dots\dots(29)$$

3. 잔류응력장에 대한 고찰

3.1 소성역의 크기

한 사이클을 가한 후의 하중을 제거했을 때의 소성영역의 크기(r_{p4})는 처음 하중 P를 가한 경우($r_{p1}=2r_{01}$)의 3/8과 같다. 소성영역의 크기는 가한 하중(P)의 제곱에 비례하므로 이러한 크기의 소성역이 발생했다는 것은 $\sqrt{3/8}P$ 만큼, 즉 0.61P 만큼의 하중이 작용한 것과 같은 효과를 갖는다. 즉 한 cycle후의 하중 제거시의 잔류응력은 인장하중을 가한 경우의 60% 이상이 되므로 여기에 40%의 하중만 가하여도 초기에 가한 하중과 같은 효과를 갖게 된다. 이러한 이유로 반복하중 작용시에는 파괴인성이 저하되며 적은 하중에서도 파괴가 발생된다고 생각된다.

본 연구에서는 해석의 편의를 위하여 응력-

변형을 선도가 Fig. 3과 같은 거동을 한다고 가정하였으나 실제의 경우 Fig. 8과 같은 거동을 한다. 즉 실제의 최대잔류응력은 Fig. 9에서 보이는 바와 같이 항복응력(σ_Y)을 초과하며 소성역의 크기도 이론적으로 계산한 값보다는 조금 작을 것이다. 또한 시편의 표면부근에는 평면응력상태(plane stress condition)가 되며 시편의 내부에는 평면변형률상태(plane strain condition)가 되어 내부와 표면 부근의 응력상태나 소성역의 크기도 다르게 나타날 것이다.

또한 본 연구에서 계산한 응력장의 계산 결과는 식 (1)로부터 유도된 것이며 식 (1)의 경우 균열선단 부근에서 사용할 수 있는 식이므로 균열선단에서 멀리 떨어진 부근의 응력은 신뢰성이 없으며 균열의 거동에 큰 영향을 미치지 않는다.

Fig. 10은 A516 Gr. 70 강의 CT 시험편에 인장과 압축을 반복하여 가하며 J-R 시험을 한 하중-변위 선도이다. 이때 사용한 시험편의 중요치수 및 기계적 성질은 Table 1과 같다.

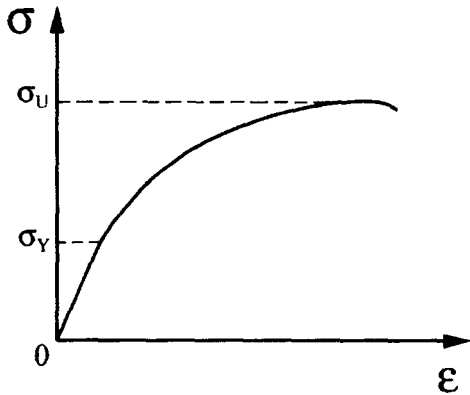


Fig. 8 Actual stress-strain curve

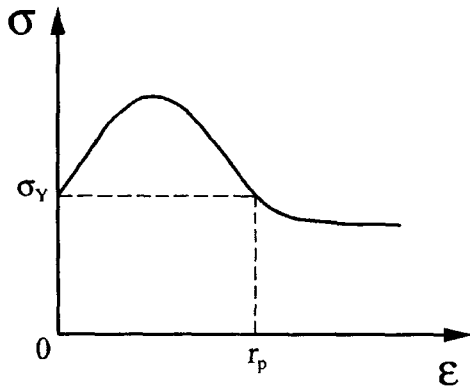


Fig. 9 Actual stress distribution of a crack tip

A516 Gr. 70강은 인성과 연성이 좋은 재료이므로 ultimate strength(585MPa)를 σ_Y 로 하고, Fig. 10에 나타난 바와 같이 첫 제하(unloading) 하중인 25kN과 최대하중인 35kN이 작용한 경우의 소성역의 크기를 본 연구의 이론적으로 계산한 식[(3), (4), (10), (17), (25)]을 이용하여 계산해 보았으며 그 결과를 Table 2에 정리하였다. 또한 CT 시험편의 균열선단에 응력집중이 없을 경우 탄성적으로 구한 최대 응력이 항복응력에 도달했을 경우의 하중을 아래의 식(30)으로

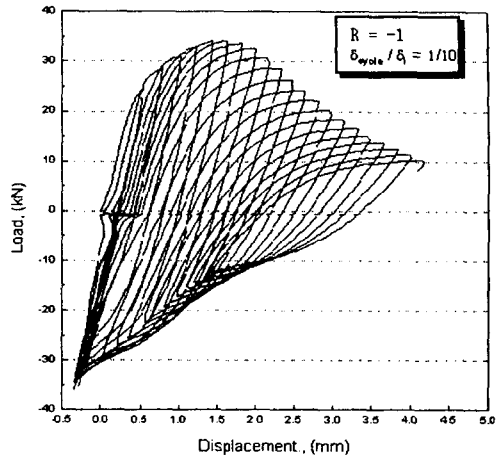


Fig. 10 Load versus load-line displacement curve for cyclic load test

부터 구했으며 그 때의 하중은 23kN이었다.

$$P = \frac{Bb^2\sigma_Y}{2W+a} \dots\dots\dots(30)$$

여기서 P는 작용하중, B는 시험편의 두께, b는 시험편의 잔여균열길이, W는 시험편의 폭, a는 균열길이이다.

이 경우(23kN이 작용할 경우)의 소성역의 크기도 구해보았으며 그 결과를 Table 2에 정리하

Table 1 Dimensions and tensile properties of the test specimen

Specimen type	Specimen thickness	Specimen width	Initial crack length	Ultimate strength	Yield strength
CT	25.4mm	50.8mm	30mm	585 MPa	276 MPa

Table 2 Calculated plastic zone size

Load (kN)	r ₀₁ (mm)	r _{p1} (mm)	r _{p2} (mm)	r _{p3} (mm)	r _{p4} (mm)
23 (항복응력 도달시의 하중)	1.38	2.76	1.04	4.14	1.04
25 (첫 unloading 하중)	1.63	3.26	1.22	4.89	1.22
35 (최대하중)	3.24	6.48	2.43	9.72	2.43

였다. Table 2에서 보이는 바와 같이 응력집중이 없을 경우 최대응력이 항복응력에 도달하는 하중(23kN)에서도 응력집중에 의하여 2.76mm의 소성역이 발생하며 압축하중시에는 잔류응력에 의하여 더 큰 4.14mm 크기의 압축소성역이 발생함을 알 수 있다. J-R 시험시의 최대하중에서는 6.48mm, 최대 압축하중에서는 9.72mm의 소성역이 발생함을 알 수 있다.

3.2 잔류응력의 크기

인장-압축을 가한 후 하중을 제거하였을 경우 식(26)~(29)에 보이는 바와 같은 잔류응력이 발생되며, 이 잔류응력의 형태는 대략 Fig. 7과 같음을 알 수 있었다. 이 때의 소성역의 크기는 초기에 하중 P를 가했을 경우의 3/8과 같으며, 구체적으로 최대하중(35kN)이 작용할 경우에는 그 크기가 2.43mm로 나타났다. 이는 한 사이클의 하중을 가한 후 하중을 완전히 제거했는데도 Fig. 7과 같은 잔류응력이 남아 있으며, 이 잔류응력의 크기가 탄성한계를 벗어나고 소성역의 크기가 2.43mm나 됨을 의미한다.

균열이 있는 구조물에 반복하중이 작용될 경우, 이러한 잔류응력은 파괴 하중을 감소시키는 중요한 원인의 하나라고 생각된다. 최대응력이 항복응력 이하가 되는 하중(23kN)에서도, 균열이 존재할 경우에는 응력집중에 의하여 최대 소성역의 크기가 4.14mm나 되며, 잔류응력에 의한 소성역의 크기도 1.04mm나 됨을 볼 수 있다. 이는 균열이 있는 구조물의 경우 반복하중에 더욱 취약함을 의미한다.

3.3 균열 열림 현상

인장, 압축하중을 작용시킨 후 하중을 제거시켰을 때에, 처음에는 존재하지 않았던 인장잔류응력이 균열선단에 Fig. 7의 B와 같이 존재하였다. 이 상태에서 파괴저항시험을 수행한다면 더 작은 하중에서 균열진전이 시작될 것이며, 결국 균열진전에 필요한 J-적분 값도 감소하게 될 것이다.

이러한 잔류응력은 사이클이 반복됨에 따라 증가됨을 확인하였으며 이러한 잔류응력이 인장

-압축하중하의 파괴저항곡선 감소의 한 원인으로 생각된다. 또한 균열선단의 응력상태가 Fig. 2의 '3' 지점에서는 압축상태로 닫혀있으나 '4' 지점에서는 인장이므로 균열이 이미 열려있음을 의미한다.

즉, 잔류응력장이 Fig. 2의 '3' 지점과 '4' 지점 사이에서 압축에서 인장으로 바뀔 수 있다. 이는 이 두 점 사이에 잔류응력이 '0'이 되는 점이 있고, 이 점에서 닫혀있던 균열이 열림을 의미한다. 이로부터 외부하중이 '0'이 되기 전에 압축상태에서 균열이 열리기 시작함을 알 수 있다.

4. 유한요소 해석

1T-CT 시험편에 대한 탄소성 유한요소해석을 수행하여 이론적으로 해석한 반복하중하의 해석결과와 비교하고자 한다.

4.1 2차원 CT시험편 모델

본 해석에 사용된 유한요소 코드는 ABAQUS이며, 2차원 CT 시험편 모델은 2077개의 절점과 588개의 8-절점요소를 사용하여 구성하였다. Table 3은 유한요소해석에 사용된 인장시험 결과를 정리한 것이다. 특히 인장-압축형태의 하중이 작용하는 핀 홀 주변을 부채꼴모양의 강성체로 구성하였고 압축하중시 균열선단부의 요소(element)들이 서로 겹치지 않도록 균열선단부(crack tip)를 묘사하였다. 무차원 균열길이(a/W)에 따른 탄소성 유한요소해석을 수행하기 위해 a/W를 각각 0.55에서 0.75까지 0.05씩 증가시키며 모델링하였다. Fig. 11에는 a/W가 0.55인 2차원 1T-CT 시험편 모델을 나타내었다.

Table 3 Quasi-static A516 Gr.70 carbon steel tensile properties used in fracture analyses

Yield strength, (MPa)	Ultimate strength, (MPa)	Flow stress, (MPa)	Reference stress(σ_0), (MPa)	Reference strain(ϵ_0), (MPa)	α	n
276	585	430.5	276	0.00138	0.41	6.12

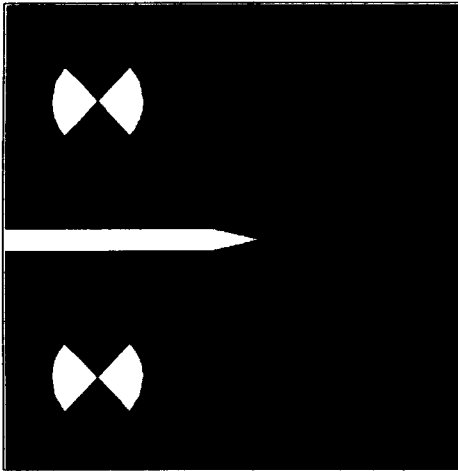


Fig. 11 Two-dimensional FE model for CT specimen. (a/W=0.55)

4.2 응력해석 결과

2차원 유한요소해석 모델을 이용하여, 인장-압축하중 작용시 균열 선단의 응력장 변화를 관찰하기 위해, Table 2의 최대하중인 35kN을 작용하중으로 하여 인장-압축 형태의 한 사이클을 가하였다. Fig. 12는 단순인장하중을 가했을 때의 응력분포를, Fig. 13은 인장-압축하중 후 하중을 제거했을 때의 von Mises 응력분포를 식 (31)을 구하여 나타낸 것이다.

$$\sigma_e = \left[\frac{(\sigma_{p1} - \sigma_{p2})^2 + (\sigma_{p2} - \sigma_{p3})^2 + (\sigma_{p1} - \sigma_{p3})^2}{2} \right]^{1/2} \dots \dots \dots (31)$$

여기서, σ_e 는 von Mises 응력, σ_{p1} , σ_{p2} , σ_{p3} 은 주응력이다.

여기에서 인장-압축하중 작용 후 하중을 제거했을 경우 전에 없었던 인장잔류응력이 나타남을 볼 수 있다. 이때 소성역의 크기가 단순인장을 가했을 경우 약 5.2mm, 인장-압축 후 하중을 제거하였을 경우에는 3mm 정도로 나타났다. FEM으로 구한 응력은 y방향의 응력이 아닌 von Mises 응력이므로 Table 2의 결과와 직접 비교할 수는 없지만 정성적으로는 비슷한 경향으로 나타남을 볼 수 있었다.

따라서 인장-압축하중 후 균열선단의 응력장이 변화한다고 생각되며, 이러한 결과는 앞의

균열 선단 부근의 이론적 응력해석 결과와 일치함을 보여준다. Fig. 13에서 CT 시험편의 von Mises 응력분포가 대칭을 이루지 않는 원인은 압축하중으로 인한 경계조건(boundary condition)이 변화하기 때문이라고 생각된다.

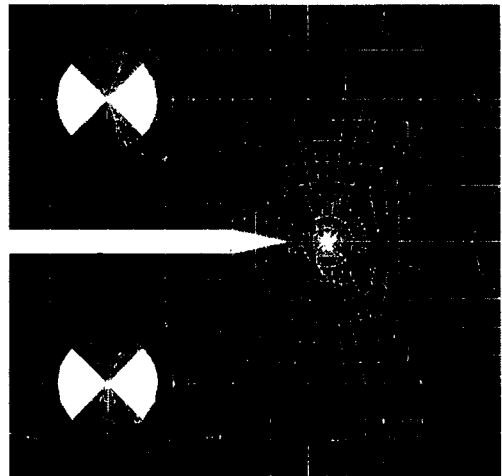


Fig. 12 Distribution of von Mises stress in CT specimen after tension loading (at point 1 in Fig. 2)

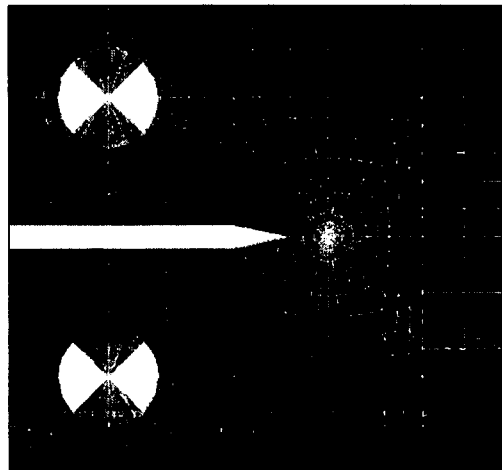


Fig. 13 Distribution of von Mises stress in CT specimen after tension-compression loading (at point 4 in Fig. 2)

4.3 균열열림하중

2차원 유한요소해석 모델을 이용하여, 이론적

해석 결과로부터 고찰한 인장-압축 반복하중 작용시의 압축하중에서의 균열열림현상을 검증하기 위해서 a/W 를 변화시켜면서 인장⇒압축⇒인장 형태의 반복하중을 주었을 때의 균열선단 절점의 변위를 측정하였다. 균열선단의 절점의 변위가 양의 값을 가지기 시작할 때의 하중을 균열열림하중(P_{open})으로 결정하였다. Fig. 14에는 a/W 변화에 따른 인장-압축하중하의 균열열림하중을 압축하중시의 최고하중(P_{max})으로 무차원화시켜 나타내었다. 이 그림에서 보이는 바와 같이, a/W 가 증가할수록 균열열림하중비가 높아지는 경향을 나타내었으며, 이론 해석 결과에서 a/W 가 증가할수록 잔류응력이 증가하므로 더 큰 압축하중에서 균열이 열림을 알 수 있어, 이론해석결과와 정성적으로 잘 일치함을 알 수 있다.

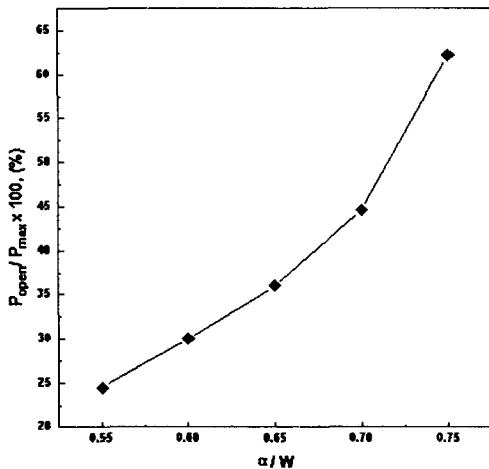


Fig. 14 Normalized comparison of cyclic results for determining crack opening load

5. 결 론

탄성한도를 넘는 인장-압축하중이 작용될 경우 각 단계별로 이론적인 응력해석을 하여 소성역의 크기와 응력장을 구하고, 이를 FEM 해석을 통하여 검증해 보았으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 이론적 해석모델로부터, 압축하중을 작용시킨

후 하중을 제거했을 때 균열선단 부근에는 인장잔류응력이 발생하고 사이클 수가 증가할수록 그 크기가 커짐을 확인하였다. 이러한 인장잔류응력은 균열진전에 필요한 인장하중의 크기를 저하시키고 그만큼 재료의 파괴저항치를 감소시킬 것이다.

- 이론 해석 결과에서 나타난 잔류응력과 소성역을 FEM 해석을 통하여도 확인하였으며, 이론적으로 해석한 결과와 FEM을 이용하여 구한 소성역의 크기를 비교할 때 정성적으로는 유사하게 나타났다.
- 인장-압축 하중이 반복적으로 작용할 경우 압축하중을 완전히 제거하기 전에 균열이 열리기 시작함을 알 수 있었으며, 균열이 있는 구조물에 이러한 하중이 작용할 경우, 이를 고려하여 파괴해석을 하여야 할 것이다.

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

참 고 문 헌

- P. Scott, G. Kramer, P. Vieth, R. Francini, and Gery M. Wilkowski, "The Effect of Dynamic and Cyclic Loading During Ductile Tearing on Circumferentially Cracked Pipe: Experimental Results", ASME PVP Vol. 280, pp. 207~220, 1994.
- Gery M. Wilkowski, G. Kramer, P. Vieth, R. Francini, and P. Scott, "The Effect of Dynamic and Cyclic Loading During Ductile Tearing on Circumferentially Cracked Pipe: Analytical Results", ASME PVP Vol. 280, pp. 221~239, 1994.
- 한지원, 우홍식, "Al 7075-T651의 부식피로 균열 성장 거동에 관한 연구(II)", 한국산업안전학회지, 제14권, 제2호, 1999.
- 김정규, 이종선, 김철수, "단일 및 혼합모드 하중하에서의 레일강의 파괴조건 및 피로균열진전거동", 대한기계학회논문집, 제23권,

- 제6호, 1999.
- 5) Naoki Miura, Koichi Kashima, Katsumasa Miyazaki, and Satoshi Kanno, "Effect of Negative Stress Ratio on Crack Growth for Cracked Pipe Subjected to Cycle Loading with Large-Scale Yielding", ASME PVP-Vol. 350, Fatigue and Fracture 1. Book No. G01062, 1997.
 - 6) C.S. Seok, Y.J. Kim and J.I. Weon, "Effect of Reverse Cyclic Loading on the Fracture Resistance Curve in C(T) Specimen", 2nd International Workshop on The Integrity of Nuclear Components, The Japan Welding Engineering Society Atomic Energy Reseach Committee, pp. 249~257, 1988.
 - 7) 원종일, 석창성, "역사이클하중이 원자력 배관재료의 파괴저항곡선에 미치는 영향", 대한기계학회논문집, 제23권, 제7호, 1999.
-