

노치 효과와 하중 속도 효과를 고려한 소형 노치 시편의 파괴인성 평가

李柏雨 · 張宰溢* · 權東一

서울대학교 재료공학부
*(주) 프론틱스 연구개발팀

Fracture Toughness Evaluation of Small Notched Specimen in Consideration of Notch Effect and Loading Rate

Baik-Woo Lee, Jae-il Jang* and Dongil Kwon

School of Materials Science and Engineering, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea
*Research and Development Team, Frontics Inc., Seoul 151-742, Korea

Abstract : Notch effect and loading rate dependency on fracture toughness were considered when evaluating fracture toughness of small notched specimens using the instrumented impact test. Notch effect was analyzed into stress redistribution effect and stress relaxation with a viewpoint of stress triaxiality. Stress redistribution effect was corrected by introducing effective crack length, which was the sum of actual crack length and plastic zone size. Stress relaxation effect was also corrected using elastic stress concentration factor, which would decrease if plastic deformation occurred. As a result, corrected fracture toughness of the notched specimen was very consistent with the reference fracture toughness obtained using precracked specimen. In addition, limiting notch root radius, below which fracture toughness was independent of notch radius, was observed and discussed. Loading rate dependency on fracture toughness, which was obtained from the static three point bending test and the instrumented impact test, was also discussed with stress field in plastic zone ahead of a notch and fracture based on stress control mechanism.

(Received August 1, 2000)

Key words : Small notched specimen, Fracture toughness, Instrumented impact test, Notch effect, Stress triaxiality, Limiting notch root radius, Loading rate effect.

1. 서 론

원자력 설비, 석유화학설비와 같은 대형 구조물은 초기 건설시 막대한 비용을 요구할 뿐만 아니라 사용 연수가 증가함에 따라 고온, 고압, 부식성 분위기, 조사 손상 등 여러 가지 요인으로 열화되어 노후화 됨으로서 구조물의 건전성에 대한 신뢰도가 저하된다. 따라서 이러한 구조물의 지속적이면서도 안정적인 사용과 더불어 경제적인 효용가치를 높이기 위해서는 결함의 모양, 크기 및 결함을 포함하는 구조물의 형상과 구조물에 작용하는 응력을 연관시킴으로서 파괴에 대한 저항성을 평가하는 파괴 역학적 인성 평가가 무엇보다도 중요하다.

현재 널리 이용되고 있는 파괴인성 시험법들은 오랜 기간의 검증을 통해 ASTM¹⁾, BS²⁾ 등에 의해 표준화되었다. 그러나, 이러한 표준시험법들은 시편의 크기 및 형상에 대해 일정한 조건을 요구하고 있어, 얻을 수 있는 시편의 크기와 양에 제한이 있거나 국부적인 영역에서 파괴특성을 평가할 경우에는 많은 어려움이 있게 된다. 이에 소형 시편을 이용하여 파괴인성을 평가하고자 하는 연구가 시작되었고^{3,9)}, 특히 계장화 충격시험(instrumented impact test)은 시험법의 간단함 및 신속함과 더불어 안정적인 파괴역학적 접근이 가능하다는 장점 때문에 다른 소형 시편 기법에 비해 보다 많은 주목을 받고 있다^{4,5,8-9)}.

계장화 충격시험은 충격 날(impact tup)에 하중 측정용

로드 셀(load cell)과 속도센서를 부착함으로써 시편이 파괴될 때의 흡수 에너지 뿐만 아니라 하중-변위의 연속적인 측정으로부터 파괴역학적으로 동적파괴인성을 구할 수 있고, 동적항복강도와 파괴의 개시 및 전파에 관한 정보를 얻을 수 있는 등 파괴의 시작에서 종료까지 파괴 전과정의 분석이 가능한 시험법이다. 한편, 소형 시편을 이용한 계장화 충격시험에 있어 시편이 소형화됨에 따라 파괴인성 평가 시 필수적인 파괴 예비균열의 도입과정이 더욱 어려워지게 되므로 보다 간편한 파괴인성 시편의 준비가 요구된다. 이를 위해 많은 연구자^{6,9)}들은 간단한 기계적 가공만으로도 시편 준비가 끝나는 노치 시편을 이용하고자 하였다. 따라서, 소형 파괴인성 시편으로서 노치 시편을 이용하기 위해서는 파괴인성에 대한 노치 효과의 해석이 무엇보다도 중요하게 된다. 또한, 계장화 충격시험으로부터 얻어진 동적 파괴인성과 지금까지 건전성 평가 시 많이 사용되어 온 정적 파괴인성과의 관계를 살펴보기 위해서는 파괴인성의 하중 속도 의존성도 규명되어야 한다.

노치 시편을 이용한 충격시험으로부터 파괴인성을 구하려는 기존의 연구로서는 Barsom과 Rolfe⁸⁾에 의해 상부 에너지(upper shelf energy) 영역과 천이온도 영역에서 파괴인성 K_{IC} 와 살피 노치 시편의 흡수 에너지 사이의 경험적인 관계가 유도된 것이 있으며, Corten과 Sailors⁹⁾ 처럼 정적하중에서의 파괴인성 값인 K_{IC} 대신 동적하중에서의 파괴인성 값인 K_{ID} 와 살피 충격 흡수 에너지 사이의 관계를 유도함으로써

하중 속도 효과를 고려한 것 등 많은 연구가 있어 왔다. 그러나 기존의 이러한 연구들은 주로 경험적인 관계에 의존하였으며, 그 적용범위가 한정되어 있는 등 노치 효과와 하중 속도 효과에 대한 체계적이고도 분석적인 연구는 이루어지지 못하였다.

본 연구에서는 샤프 노치 시편을 이용하여 파괴인성을 평가하기 위해 계장화 충격 시험과 정적 3점 굽힘 시험에서 노치 효과를 응력 삼축도의 관점에서 해석함으로써 노치 시편으로부터 얻은 겉보기 파괴인성을 보정하여 실제 파괴역학적 인성치를 얻고자 하였다. 그리고 정적 3점 굽힘 시험과 계장화 충격시험으로부터 얻어진 파괴인성 값에 대해 노치 첨단 소성역에서의 응력장을 이용하여 파괴인성을 결정하는 인자를 분석함으로써 파괴인성의 하중 속도 의존성을 살펴보았다.

2. 노치 효과의 이론적 해석

응력 삼축도

균열/노치를 가진 시편에 응력이 가해지면 그림 1과 같이 균열/노치의 첨단에서는 응력이 가해지는 방향으로 탄성변형 뿐만 아니라 Poisson 효과에 의한 측면(transverse) 방향으로의 수축변형도 일어나게 된다. 반면, 그림 1의 빗금친 면과 같은 균열/노치 면은 작용하는 응력이 존재하지 않으므로 어떠한 변형도 없게 된다. 즉, 응력을 받지 않는 균열/노치의 면은 원래 상태를 유지하려고 하는 반면 균열/노치 첨단에서는 y 축 방향으로의 변형 뿐만 아니라 x, z 축 방향으로도 변형이 일어나려 한다. 그러나 전체적인 재료의 관점에서는 연속성(continuity)이 유지되어야 하므로 이러한 변형을 억제하려고 하며, 이에 x, z 축 방향으로 σ_{xx} , σ_{zz} 의 응력이 각각 발생하게 된다. 따라서 응력이 가해지는 균열/

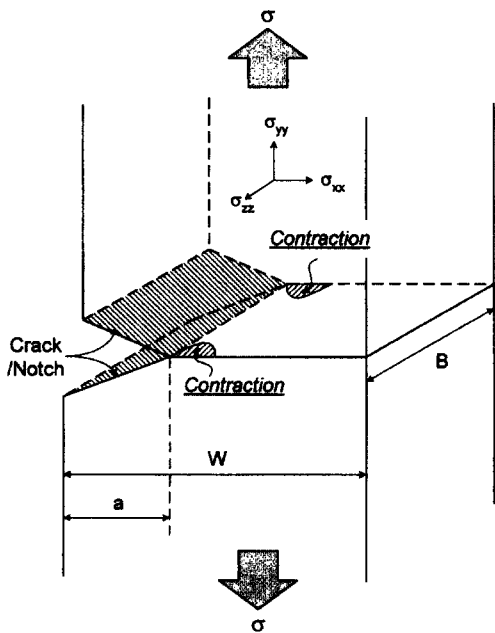


Fig. 1. Schematic illustration of transverse contraction that occurs ahead of a crack/notch.

노치 주위에서는 σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} 의 3축 응력이 존재하게 되는데 이를 응력 삼축도(stress triaxiality)라고 한다. 그리고 이러한 응력 삼축 효과에 의해 균열/노치 첨단에서 응력의 축적이 이루어져 소성변형을 억제하게 되는데 이를 소성 구속도(plastic constraint)라고 한다.

노치 반경이 증가함에 따라 노치 첨단에서의 응력 집중이 감소되므로 응력 삼축도 또한 감소하게 되고 이에 의해 소성 구속도도 감소하게 된다. 이는 곧 노치 아래에서의 소성역이 증가함을 의미하는 것이다.

따라서 노치 시편을 이용하여 파괴인성을 평가하기 위해서는 노치 주위의 소성변형을 고려하여 균열/노치 첨단에서의 탄성해 응력을 재분포(redistribution)하여야 하고, 또한 이러한 소성변형에 의한 응력 완화(relaxation)효과의 보정도 필요하게 된다.

응력 재분포의 보정

파괴역학은 무한히 날카로운 균열의 존재를 가정한다. 그리고 균열/노치 주위의 응력에 대한 탄성해에 따르면 이같이 날카로운 균열/노치첨단에서의 응력은 무한대가 된다. 그러나 실제로는 항복응력 이상의 응력에서는 소성변형이 일어나게 되어, 응력 σ_{yy} 가 평면응력상태의 경우는 항복강도를, 평면변형상태의 경우는 항복강도의 3배를 초과할 수 없으므로 균열/노치첨단에서 탄성해에 따른 응력은 재분포 되어야 한다. 본 연구에서는 노치 시편의 경우에도 노치 첨단에서 소성변형이 일어난다는 점에 착안하여, 노치 첨단에서의 응력 재분포를 고려하고자 하였다. 이러한 노치 첨단에서의 소성변형에 의한 응력의 재분포를 보정하기 위해 널리 알려진 Irwin¹⁰⁾의 소성역 보정방법을 응용하였다. Irwin의 소성역 보정방법은 그림 2와 같이 균열의 길이에 소성역의 크기를 더한 값을 유효균열길이(a_{eff} , effective crack length)로 정의한 후 이로부터 유효파괴인성($(K_I)_{eff}$, effective fracture toughness)을 구함으로써 응력의 재분포 효과를 보정하는 방법이다.

유효균열길이는 초기 균열길이에 소성역 크기 r_y 를 더하여 다음과 같이 정의된다.

$$a_{eff} = a + r_y \tag{1}$$

여기서, a 는 초기 균열 길이이고, 소성역의 크기는 노치 첨

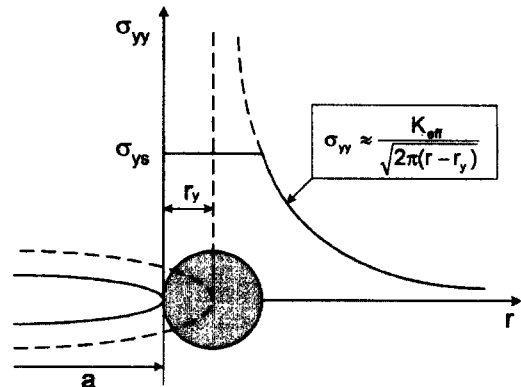


Fig. 2. Correction of Irwin plastic zone.

단에서의 응력상태에 따라서 다음과 같이 주어진다.
 평면응력상태의 경우

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2-a)$$

평면변형상태의 경우

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2-b)$$

여기서, K_I 은 응력확대계수이고, σ_{ys} 는 항복강도이다.
 노치 시편의 경우 노치 첨단은 자유표면($\sigma_{xx}=0$)이므로 평면응력 상태의 소성역인 식 (2-a)를 이용하여 유효파괴인성을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$(K_I)_{eff} = \lambda(a_{eff})\sigma_{nom}\sqrt{\pi \cdot a_{eff}} \quad (3)$$

여기서, $\lambda(a_{eff})$ 는 시편과 균열의 형상에 의존하는 인자 λ 가 a_{eff} 의 함수임을 의미하며, σ_{nom} 은 공칭 응력(nominal stress)이다. 그러나, Irwin의 소성역 보정방법에서 소성역 크기에 관한 식 (2)는 균열/노치 첨단에서 소성변형으로 인한 응력 완화 효과를 고려하지 않은 값이다. 따라서, 식 (3)의 유효 파괴인성에 대해 응력 완화 효과를 고려하는 것이 추가적으로 요구된다.

응력 완화의 보정

노치 시편에 가해지는 응력에 대해 노치 첨단에서의 소성 변형으로 인한 응력 완화 효과를 보정하기 위해 노치 첨단에서의 변형과 파괴의 거동을 지배하는 인자인 응력집중계수를 도입하였다.

탄성재료에서 응력집중계수는 다음과 같이 노치 첨단에서의 최대 응력과 공칭 응력의 비로 정의된다.

$$k_t = \frac{\sigma_{max,tip}}{\sigma_{nom}} \quad (4)$$

식 (3)에서 공칭 응력 σ_{nom} 을 식 (4)로 치환하게 되면 응력 완화가 없는 노치 시편에 대한 파괴인성을 탄성응력집중계수에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있게 된다.

$$K_I = \lambda \frac{\sigma_{max,tip}}{k_t} \sqrt{\pi \cdot a} \quad (5)$$

여기서, k_t 는 노치 아래에서 탄성 응력 상태가 유지되어 노치에 가해지는 응력에 대해 응력 완화가 일어나지 않는 경우의 값으로서 탄성론에 근거한 Neuber¹¹⁾의 계산도표(nomograph)로부터 노치 반경에 따라 다음과 같이 구할 수 있다.

$$k_t = 1 + \frac{(\alpha_{nk}-1) \cdot (\alpha_{tk}-1)}{\sqrt{(\alpha_{nk}-1)^2 + (\alpha_{tk}-1)^2}} \quad (6)$$

여기서, α_{nk} , α_{tk} 는 a/ρ , d/ρ 에 대한 각각의 함수이고, ρ 는 노치 반경, d 는 리가먼트(ligament) 길이로서 시편 폭(width)으로부터 노치 길이 a 를 뺀 값이다.

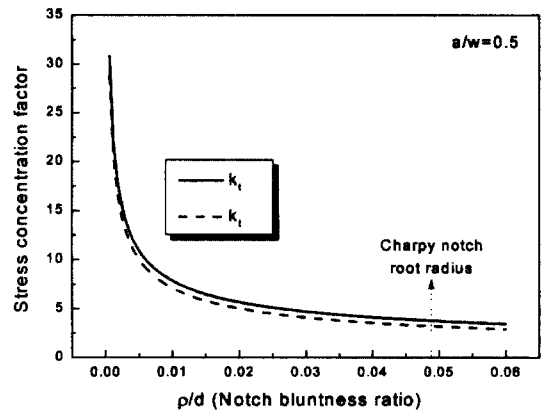


Fig. 3. Stress concentration factors as a function of notch bluntness ratio.

한편, 노치 아래에서 소성 변형에 의한 응력 완화가 있는 시편의 파괴인성을 K'_I 라고 하면 식 (5)와 유사하게 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K'_I = \lambda \frac{\sigma'_{max,tip}}{k'_t} \sqrt{\pi \cdot a} \quad (7)$$

여기서, σ'_{nom} , $\sigma'_{max,tip}$, k'_t 는 각각 이 때에 가해지는 공칭 응력, 노치 첨단에서의 최대 응력, 탄성응력집중계수이다. Dowling¹²⁾은 노치 주위의 응력장으로부터 k'_t 를 노치 길이와 동일한 길이의 균열에 대한 응력확대계수를 이용하여 다음과 같이 나타내었다.

$$k'_t = \frac{2K_I}{\sigma_{nom}\sqrt{\pi\rho}} \quad (8)$$

그림 3은 노치 반경에 대해 k_t 와 k'_t 를 나타낸 것으로서 노치 반경이 증가함에 따라 k'_t 가 k_t 보다 더 작게 된다. 따라서 k'_t 가 k_t 에 비해 작아지는 만큼, 즉 노치 아래의 응력 상태가 탄성응력상태에서 벗어난 만큼 소성변형이 일어나게 되고 이로 인해 응력 완화가 일어나게 되는 것이다.

한편, 식 (5)와 식 (7)로부터 파괴가 일어나기 위해서는 $\sigma_{max,tip}$, $\sigma'_{max,tip}$ 이 각각 임계 파괴강도 σ_f 에 도달하여야 하므로¹³⁾ 응력 완화 효과는 소성변형이 거의 없는 경우에서의 탄성응력집중계수와 소성변형에 의해 감소된 탄성응력집중계수의 비를 이용하여 다음과 같이 보정할 수 있다.

$$K_I = \frac{k'_t}{k_t} K'_I \quad (9)$$

따라서, 응력 재분포 효과가 보정된 유효파괴인성값을 식 (9)의 K'_I 에 대입하여 응력 완화 효과가 보정된 파괴인성 값을 얻음으로서 모든 노치 효과가 보정된 파괴인성을 구할 수 있게 된다.

3. 실험 방법

시험재료는 원자로 압력용기에 널리 사용되는 SA 508 3 급강을 이용하였다. 표 1에 사용된 재료의 화학조성과 기계

Table 1. (a) Chemical compositions (wt%) and (b) mechanical properties of materials used in this study.

(a)										
Elements	C	Mn	P	Si	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
Chemical composition(wt%)	0.21	1.36	0.007	0.24	0.92	0.21	0.49	0.005	0.03	0.022

(b)		
Temperature	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)
R.T.	457	602
-196°C	918	968

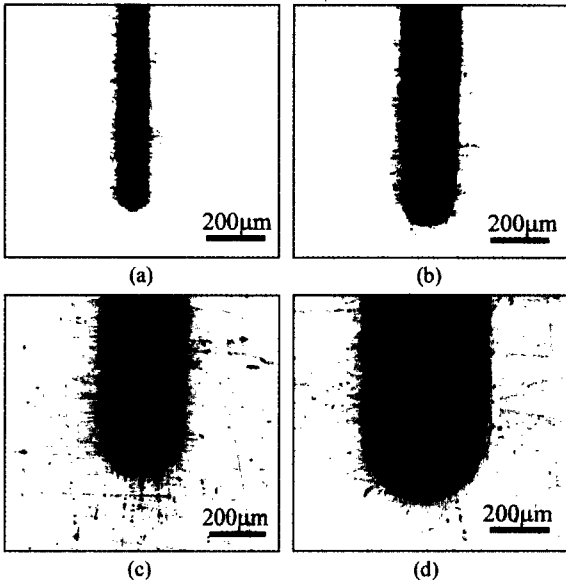


Fig. 4. Micro-views of various notch root radius specimens; (a) 60 μm, (b) 120 μm, (c) 180 μm and (d) 250 μm.

적 성질을 나타내었다. 시편의 크기는 표준 샬피 시편 크기 (10×10×55 mm)로 하였다. 예비균열이 도입된 시편에서의 파괴인성, 즉 기준 파괴인성(reference fracture toughness)을 얻기 위해 ASTM E1761¹⁾에 따라 시편에 예비균열을 생성시켰다. 노치 시편은 와이어 커팅을 통해 그림 4와 같이 60 μm에서 250 μm에 이르기까지 다양하게 준비하였다. 노치 반경의 크기는 광학현미경을 이용하여 측정하였으며, 모든 시편에서 결합 비(= 결합 크기/시편 폭)는 0.5가 되도록 하였다.

동적 파괴인성 시험을 위해 406J 용량의 Tinius-Olsen 사의 충격 시험기로 계장화 충격 시험기를 구성하였다. 계장화 충격 날(striking edge)은 ASTM E23¹⁴⁾ 규격의 날에 40 kN 용량의 로드 셀을 부착함으로써 계장화하였다. 그리고, 광 속도센서를 이용하여 충격 날이 시편에 충격을 가하기 직전의 충격속도를 측정하였다. 충격시험의 속도는 계장화 충격시험에서 발생하는 관성 효과(inertia effect)를 최소화할 수 있으며 충격시험의 특성을 살릴 수 있는 1.27 m/s로 하였다. 또한, 신호 조절기로 로드 셀과 속도센서에 전원을 공급하였으며, 각각에서 출력된 신호를 20~2000배까지 증폭이 가능하게 하여 충격신호의 감쇠가 방지되도록 하였다. 데이터 획득 시스템(data acquisition system)은 출력된 충격신

호의 고속 및 고분해능(2 bits)의 샘플링(5M/sec)과 더불어 충분한 메모리의 확보(16M)가 가능하도록 구성하였다.

정적 파괴인성 시험은 10톤 급 만능 시험기(Instron Model 5582)를 이용하여 3점 굽힘 방식으로 하중을 부가하였으며, 하중 속도는 0.5 mm/min로 하였다.

시험온도는 선형탄성 파괴역학적 접근을 위해 액체질소 온도(77K)로 하였다. 동적 파괴인성의 저온 실험은 ASTM E23에 따라 ±1°C로 제어된 액조에서 5분 이상 유지하고 시편을 꺼낸 후 5초 이내에 시험을 완료하였다. 정적하중의 경우는 만능 시험기에 저온 용기를 일체형으로 구성하여 시편을 냉매 속에 직접 담근 상태에서 ASTM E1761에 따라 시험을 하였다. 시험이 끝난 후 각 시편에서 파면(fracture origin)을 찾기 위해 파면을 노치 침단으로부터 아래쪽으로 내려오면서 주사전자현미경(SEM)을 이용하여 관찰하였다.

4. 결과 및 고찰

동적하중과 정적하중 상태에서 얻어진 하중-변위 곡선으로부터 그림 5(a), 6(a)와 같이 파괴인성을 구하였다. 피로 예비균열이 도입된 시편으로부터 얻어진 파괴인성이 동적하중에서는 32.78 MPam^{1/2}, 정적하중에서는 46.70 MPam^{1/2}로서 각 시편이 평면변형조건을 만족함에 따라 기준 파괴인성(reference fracture toughness)으로 결정하였다. 반면, 노치 시편에서 얻어진 파괴인성을 예비균열이 도입된 시편으로부터 얻어진 기준 파괴인성과 구별하는 의미에서 겉보기 파괴인성(apparent fracture toughness)이라 하고 노치 반경에 대해 나타내었다. 기존의 연구들에서 처럼 노치 반경이 증가함에 따라 불규칙하고 임의의 노치 반경까지는 파괴인성값이 일정한 임계 노치 반경(limiting notch root radius)을 관찰할 수 있었으며 이 임계 노치 반경 이후에는 파괴인성값이 노치 반경의 제곱근에 비례하여 증가하였다. 이는 노치 반경의 증가에 따른 응력 삼축도의 감소에 의해 파괴를 일으키기 위한 노치 주위의 응력이 감소하므로 파괴를 일으키기 위해서는 보다 큰 응력이 필요로 하게 되고 이로 인해 파괴인성이 증가하기 때문인 것이다. 임계 노치 반경 현상에 대해서는 아래에서 별도로 설명하였다.

다양한 노치 반경의 시편에서 얻어진 겉보기 파괴인성에 대해 식 (3)을 이용하여 응력의 재분포 효과를 보정하였다. 그림 5(b)와 6(b)는 응력의 재분포 효과가 보정된 유효파괴인성을 나타낸다. 그리고 유효파괴인성에 대해 식 (9)를 이용하여 소성변형에 의한 응력 완화 효과를 보정하였다. 그림

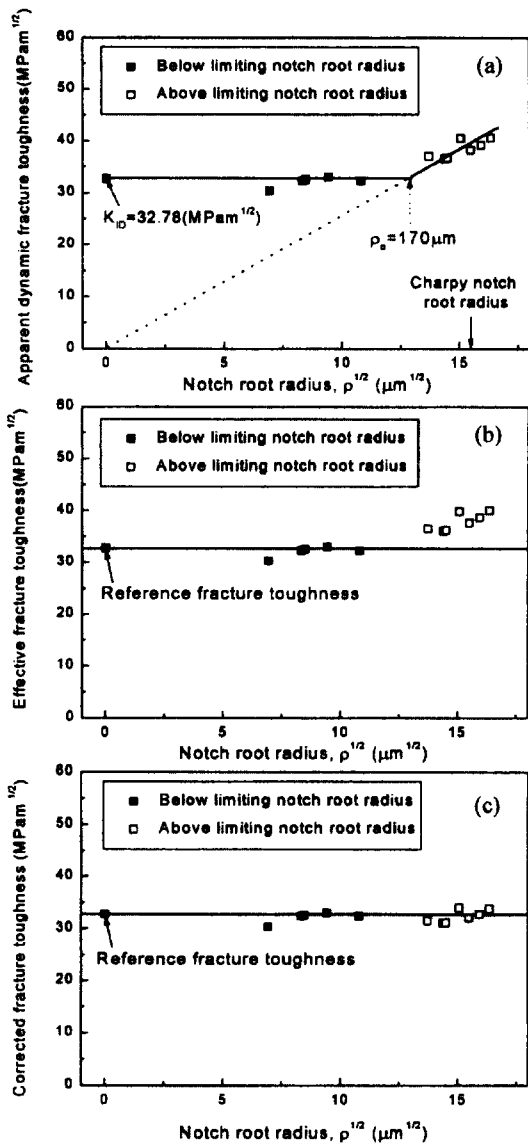


Fig. 5. Fracture toughness as a function of notch root radius under dynamic loading; (a) apparent, (b) effective and (c) notch effect corrected.

5(c)와 6(c)는 각각의 하중상태에서 응력의 재분포와 응력 완화 효과 모두를 보정한 파괴인성의 결과들이다. 각각의 경우에 있어서 보정된 파괴인성이 예비균열이 도입된 시편으로부터 얻어지는 기준 파괴인성에 일치함을 알 수 있다. 따라서 노치 효과에 대한 응력의 재분포와 완화 효과를 고려한 이론적 해석 및 보정 방법이 타당함을 확인할 수 있었다.

임계 노치 반경

그림 5와 6으로부터 노치 반경이 증가함에도 불구하고 파괴인성값이 일정한 노치 반경이 존재함을 확인하였다. 이는 Ritchie¹⁵⁾, Swanson¹⁶⁾ 등의 연구에서도 관찰된 현상으로서 미세조직적 인자와 관련이 있다고 보고되고 있다. 본 연구에서는 임계 노치 반경 현상을 파괴기로부터 보다 자세히 규명하고자 하였다.

그림 7은 본 실험재료의 미세조직으로서 헨칭과 템퍼링에

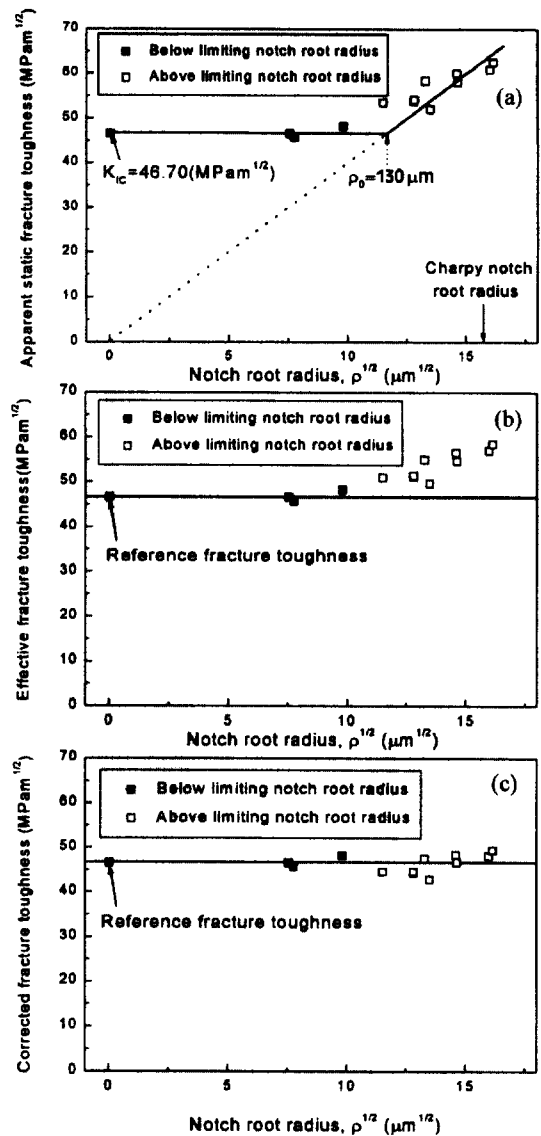


Fig. 6. Fracture toughness as a function of notch root radius under static loading; (a) apparent, (b) effective and (c) notch effect corrected.

Fig. 7. An optical micrograph of SA 508 cl. 3 steel.

의해 베이나이틱 페라이트 래스(lath)가 길게 발달된 모습을 보여준다. 한편, 이와 같이 헨칭과 템퍼링에 의해 제조된 강

Fig. 8. SEM micrographs of fracture origin locations; (a) precracked, (b) $\rho = 90 \mu\text{m}$, (c) $\rho = 150 \mu\text{m}$ and (d) $\rho = 210 \mu\text{m}$.

은 벽개파괴가 탄화물에서 일어난다고 보고되고 있다^{15,17}.

그림 8은 정적하중에서 파괴인성 시험이 끝난 시편의 파면을 SEM으로 관찰한 것으로서 모든 시편에서 벽개파괴의 거동을 확인할 수 있다. 벽개파괴는 임계 응력 제어(critical stress control)의 파괴기구로 파괴가 일어나는 것으로서 벽개파괴가 일어나기 위해서는 균열/노치 첨단에서 임계 파괴강도 σ_f 보다 큰 응력과 균열/노치 첨단의 특성거리(characteristics distance, x_c)에서 이러한 응력이 집중되어 벽개균열을 생성할 수 있는 탄화물 및 개재물 등의 2상 입자, 슬립 밴드(slip band), 트윈 밴드(twin band) 등과 같은 국부적인 불균질부를 필요로 한다^{13,15,17}.

그림 8에 의하면 파괴의 시작 장소인 파원의 위치가 임계 노치 반경 이상의 시편에서는 노치 반경이 증가함에 따라 노치 끝에서 멀어지는 경향을 보이지만 임계 노치 반경 이하의 시편에서는 파원의 위치가 균열/노치 끝에서 약 $30 \mu\text{m}$ 정도로 일정함을 알 수 있다. 파면에서 나타난 이러한 파원의 거동으로부터 임계 노치 반경이하의 시편 중 예비균열 시편($\rho = 0$)과 임계 노치 반경의 시편(정적하중에서는 $130 \mu\text{m}$, 동적하중에서는 $170 \mu\text{m}$)에 대해 그림 9와 같은 파괴모델을 고려하였다.

예비균열 시편의 경우 균열 첨단에서 임계 노치 반경 시편에서의 파괴를 일으키기 위한 응력보다 작은 응력이 가해지더라도 임계 파괴 강도보다 큰 응력이 확보될 수 있지만(그림 9(a)에서 점선으로 나타난 응력 분포) 이러한 응력이 벽개 균열 생성 장소인 탄화물에는 미치지 못하게 된다. 따라서, 파괴가 일어나기 위해서는 탄화물에서 임계 파괴 강도보다 큰 응력이 확보될 때까지(그림 9(a)의 실선으로 나타난 응력분포) 응력이 더 증가하게 되는 것이다(결국 그때의 파괴응력은 임계 노치 반경 시편에서 파괴를 일으키기 위한

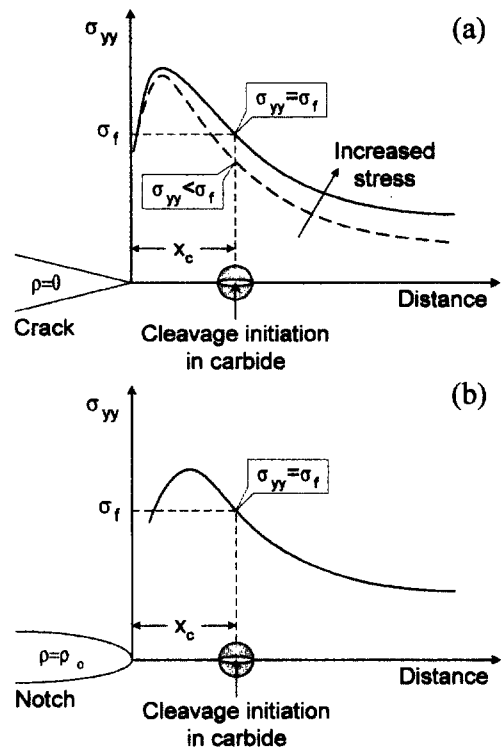


Fig. 9. Schematic of cleavage initiation at the carbide particle ahead of (a) a crack and (b) a notch.

응력과 동일해진다).

예비균열 시편의 파괴응력과 동일한 응력에서 파괴가 일어나는 임계 노치 반경의 시편은 응력 삼축도 감소에 의한 노치 첨단에서의 응력이 감소할지라도 그림 9(b)와 같이 그 감소 정도가 작아서 또한, 노치의 자유표면 효과로 인해 응

력의 삼축도 효과가 노치 첨단에서 떨어진 지점, 즉 벽개 균열 생성 장소인 탄화물 가까이에서 발생함으로써 예비균열 시편의 파괴용력과 동일한 응력상태에서도 파괴가 일어날 수 있게 된다.

따라서, 예비균열이 도입된 시편을 포함한 임계 노치 반경 이하의 시편에서는 동일한 균열 생성 장소에서 큰 동일한 응력 상태 하에서 균열이 생성되어 파괴가 일어나므로 파괴 인성이 같아지게 되는 것이다.

반면 임계 노치 반경 이상의 시편은 노치 첨단에서 소성 변형에 의한 응력 재분포 효과와 완화 효과가 커져서 벽개 균열의 생성을 위한 응력 집중부가 노치 끝으로부터 더욱 더 멀어지고 파원 또한 멀어지게 되는 것이다(그림 9(b) 참조).

한편, 그림 5(a)와 6(a)에 의하면 정적하중에서의 임계 노치 반경은 130 μm 인 반면 동적하중에서는 170 μm 이었는데 이는 하중 속도가 증가함에 따라 노치 첨단에서 응력의 삼축도가 증가하였기 때문이었다. 즉, 동적하중에서의 증가된 하중속도가 응력 삼축도를 증가시켜 노치 반경의 증가에 따른 노치 첨단의 응력 감소를 보상하여 노치 반경이 더 큼에도 불구하고 쉽게 임계 파괴강도에 도달할 수 있게 된다. 따라서, 동적하중에서 더 큰 임계 노치 반경을 가지게 되는 것이다.

따라서, 임계 노치 반경은 파괴기구와 관련하여 응력 삼축도의 감소에도 불구하고 노치 첨단에서의 응력이 임계 파괴강도에 도달할 수 있는 정도와 이러한 응력이 집중되어 균열을 발생시킬 수 있는 국부적인 불균질부의 위치에 의존할 것이라고 생각된다.

하중 속도 효과

파괴인성의 하중 속도 의존성 또한 파괴기구와 밀접한 관련을 갖는다. 그림 5와 6으로부터 0.5 mm/min 하중속도에서의 정적파괴인성(K_{IC})이 1.27 m/s 하중속도에서의 동적파괴인성(K_{ID})보다 큼을 알 수 있는데 이는 균열 끝의 응력이 임계치에 도달되었을 때 파괴가 일어나는 임계 응력 제어의 파괴기구와 관련이 있었다. 즉, 하중 속도가 증가함에 따라 임계 파괴 응력에 도달하기가 용이하여 파괴가 더 쉽게 일어날 수 있으므로 보다 낮은 파괴인성 값을 가지게 되는 것이다($K_{IC} > K_{ID}$). 반면 탄소성 파괴역학의 파괴인성 J 값은 균열 끝에서의 변형 에너지가 임계치에 도달했을 때 파괴가 일어나는 임계 변형 제어(critical strain control)의 파괴구구에 의해 결정되므로 반대가 된다. 즉, 하중 속도가 증가함에 따라 균열 끝에서의 변형이 제한되어 파괴를 일으키기 위한 변형 에너지가 낮아지므로 동적파괴인성(J_{ID} , 동적하중에서의 J_{IC})이 정적파괴인성(J_{IC})보다 크게 된다.

본 연구에서는 파괴인성에 대한 하중 속도 효과의 보다 정량적인 분석을 위해 노치 첨단 소성역의 응력장을 이용하였다. 소성역에서 응력 σ_{yy} 는 노치 끝으로부터의 거리(r , 또는 소성역의 크기)에 대해 다음과 같이 주어진다¹⁸⁾.

$$\sigma_{yy} = \sigma_{ys} \left[1 + \ln \left(1 + \frac{r}{\rho} \right) \right] \quad (10)$$

파괴를 일으키기 위해서는 σ_{yy} 와 r 이 각각 임계 파괴강도 σ_f 와 식 (2-a)로 주어지는 임계 소성역의 크기 r_c 에 도달되어

야 하므로 겉보기 파괴인성 (K_I)_{app}는 다음과 같이 노치 반경의 제곱근에 비례하게 나타낼 수 있다.

$$(K_I)_{app} = \sqrt{2\pi} \sigma_{ys} [\exp(\sigma_f/\sigma_{ys} - 1) - 1]^{1/2} \rho^{1/2} \quad (11)$$

이는 그림 5의 파괴인성 결과에서도 나타났듯이 겉보기 파괴인성값이 노치 반경의 제곱근에 비례하는 결과와 일치하는 것이다. 한편, 식 (11)에서의 임계 파괴강도 σ_f 는 동일한 파괴기구에 의해 파괴가 일어나는 경우 하중 속도, 온도 등에 영향을 받지 않지만¹³⁾, 항복강도 σ_{ys} 는 하중속도에 따라 증가하므로 동적항복강도가 정적항복강도보다 더 크게 된다⁸⁾. 따라서 정적하중에서의 겉보기 파괴인성값이 동적 하중에서의 경우보다 크게 된다.

5. 결 론

소형 노치 시편을 이용하는 계장화 충격시험으로부터 파괴역학적 인성을 평가하기 위해 노치 효과와 파괴인성의 하중 속도 의존성을 분석하였다.

1. 재료의 연속성 측면에서 노치 반경이 증가함에 따라 노치 첨단의 응력 삼축도가 감소되고, 따라서 소성변형을 억제하는 소성 구속도도 감소된다. 따라서 노치 시편을 이용하여 파괴인성을 평가하기 위해서는 노치 주위의 소성변형 때문에 탄성해에 따른 균열 첨단에서의 무한한 응력이 재분포되어야 하고, 또한 이러한 소성변형에 의한 응력 완화 효과의 보정도 필요하였다.

2. 응력 재분포 효과는 균열 길이와 소성역의 크기를 더한 유효균열길이에 대한 파괴인성인 유효파괴인성을 구함으로써, 응력 완화 효과는 탄성 응력 상태에서의 탄성응력집중계수와 소성 변형 시 감소되는 탄성응력집중계수의 비를 이용하여 보정하였다. 보정 결과 노치 시편의 파괴인성 값이 예비균열이 도입된 시편에서 얻어진 기준되는 파괴인성 값에 일치하였다.

3. 노치 반경에 대한 파괴인성으로부터 노치 반경이 증가함에도 불구하고 파괴인성 값이 일정한 노치 반경이 존재함을 확인하였다. 이는 임계 노치 반경 이하의 시편에서는 동일한 균열 생성 장소에서 임계 파괴강도 보다 큰 동일한 응력에 의해 균열이 생성되어 파괴가 일어나 파괴인성이 같아지기 때문이었다.

4. 정적하중에서의 파괴인성(K_{IC} , 46.70 MPam^{1/2})이 동적하중에서의 파괴인성(K_{ID} , 32.78 MPam^{1/2})보다 컸는데, 이는 선형탄성 파괴역학의 파괴기구인 임계 응력 제어의 파괴와 관련이 있었다. 즉, 하중 속도가 증가함에 따라 임계파괴 응력에 도달하기가 더 용이하여 파괴인성이 감소하게 되었다. 한편, 동적파괴인성으로부터 정적파괴인성의 예측은 파괴인성과 관련된 σ_{ys} , σ_f , ρ_0 등의 하중 속도 의존성으로부터 예측이 가능할 것으로 판단되었다.

REFERENCES

1. ASTM Standard E1761 (1995)

2. British Standard Institution, Document BS7448 (1997)
3. G. E. Lucas : Metal. Trans., **21A** (1990) 1105
4. W. Böhme and W. Schmitt : Small Specimen Test Techniques, ASTM STP 1329, American Society for Testing and Materials. Philadelphia (1998) 281
5. A. S. Kumar, B. S. Loudon, F. A. Garner and M. L. Hamilton : Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension, ASTM STP 1204, American Society for Testing and Materials. Philadelphia (1993) 47
6. M. A. N. Shabara, A. A. El-domiaty and M. D. Al-Ansary : Engng. Fracture Mech., **54** (1996) 533
7. S. Jitsukawa, M. Kizaki, A. Umino, K. Shiba and A. Hishinuma : Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension, ASTM STP 1204, American Society for Testing and Materials. Philadelphia (1993) 289
8. J. M. Barsom and S. T. Rolfe : Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics, 2nd ed., Prentice-Hall, New Jersey (1987)
9. J. T. Corten and R. H. Sailors : T. & A. M. Report No. 346, University of Illinois (1971)
10. G. R. Irwin : Sagamore Research Conference Proceedings, **4** (1961)
11. H. Neuber : Kerbspannungslehre, 2nd ed., Springer-Verlag, Berlin (1958)
12. N. E. Dowling : Engng. Fracture Mech., **20** (1984) 569
13. T. R. Wilshaw, C. A. Rau and A. S. Tetelman : Engng. Fracture Mech., **1** (1968) 191
14. ASTM Standard E23 (1996)
15. R. O. Ritchie, B. Francis and W. L. Server : Metal. Trans., **7A** (1976) 831
16. R. E. Swanson, A. W. Thompson and I. M. Bernstein : Metal. Trans., **17A** (1986) 1633
17. T. L. Anderson : Fracture Mechanics Fundamental and Applications, 2nd ed., CRC Press, Florida (1995) 285
18. R. Hill : The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University, Press, London (1950)