

< 論 文 >

# 연성 균열성장 개시의 미시적 파괴조건

구 인 회\*

(1987년 4월 6일 접수)

## Microscopic Fracture Criterion of Crack Growth Initiation

Inhoy Gu

**Key Words:** Ductile Fracture(연성파괴), Crack Growth Initiation(크랙성장개시), Crack Tip Opening Displacement(크랙선단열림변위), Fracture Toughness(파괴인성), Microscopic Fracture Criterion(미시적 파괴조건)

### Abstract

For the prediction of the crack growth initiation from a blunt notch or a precrack in a prestrained material under plane strain tension and small-scale yielding conditions, a microscopic fracture criterion is proposed in terms of the crack tip opening displacement(COD) needed for the attainment of fracture strain at a microstructural distance. Smooth blunting of a crack tip with an initial root radius is assumed, and strain distributions on the crack-line axis are calculated at each deformation stage until the distributions against an original distance normalized to the COD are insensitive to an initial root radius. This case of no initial-root-radius effect is taken as for a sharp crack tip, on which the criterion is applied to determine the characteristic length of material from a critical COD for a fatigue-precracked specimen. The predicted COD at the fracture initiation from a crack with an initial root radius or a prestraining shows reasonable agreement with experimental values.

### 1. 서 론

연성파괴단면의 현미경조사<sup>(1)</sup>에서는 대체로 다음 두 가지 미시파괴거동의 기구가 나타난다. 즉 비교적 작은 응력하에서 큰입자(large inclusion)와 그 모체의 경계면이 분리되거나 혹은 입자파손에서 생성된 기공이 성장하여 서로 맞닿는 기공결합의 경우와, 기공과 기공 사이 혹은 미세균열 사이의 연결단면에서의 판화

물입자(carbide particle)와 같은 1 $\mu$ m 이하 크기의 미세한 입자파괴가 극부적 전단에 의하여 모체로부터 분리되는 전단파괴의 경우가 있다. 평면변형조건에서 인장을 받는 연성재료에 존재하는 기존 크랙은 일반적으로 둔화되는 크랙선단 전면이 기공의 성장으로 결합하거나 혹은 크랙과 기공의 연결단면이 결합하기 전에 전단파괴에 의하여 분리되는 과정을 되풀이하면서 성장(crack growth)하는데 이것의 시작단계를 실험적으로 결정짓는 파괴인성치인 임계  $J$ -적분값( $J_{IC}$ )과 임계 크랙선단 열림변위(COD),  $\delta_{IC}$ 를 결정하기 위한 시편의

\* 정의원, 중앙대학교 공과대학 기계공학과

조건과 실험절차가 ASTM<sup>(2)</sup> E813와 BS<sup>(3)</sup> 5762에 각각 규정되어 있다.

이들 파괴인성 실험에서는 날카로운 크랙선단을 만들기 위해 낮은 응력하의 피로크랙을 도입하고 충분한 크기의 시편을 규정하므로써 자유응력표면의 영향을 줄이고 크랙선단에서의 변형영역이 시편의 어떤 다른 길이보다 아주 작아야한다는 제한을 둔다<sup>(2)</sup>. 이로써 일관된 실험치는 얻지만 시편이 파괴인성 실험에서의 조건을 만족시키지않는 경우에는 이 실험치를 그대로 적용할 수 없다. 예를들어 날카로운 크랙선단에 대한 파괴개시에서의 크랙선단 열림변위 (COD),  $\delta_{ic}$ 는 둔한 크랙선단에 대한 임계열림변위 (COD),  $\delta_{lc}$ 와는 같지 않다. 그래서 크랙선단에서의 미시적 파괴과정을 거시적 파괴변수로 연결시킬 수 있는 미시적파괴조건(microscopic fracture criterion)이 필요해진다. 기존하는 연성파괴조건은 변형전에 크랙선단으로부터 특성거리(characteristic length)에 있는 점이 하중을 받아 변형되어 재료의 파피스트레인에 도달한다는 조건<sup>(4)</sup>과 크랙선단으로부터 일정거리에 있는 기공이 성장하여 크랙선단 전면과 맞닿으면 파괴된다는 조건<sup>(5)</sup>과 특성거리에 있는 점이 하중을 받아 임계응력에 도달하면 파괴된다는 조건<sup>(6)</sup> 등이 있다. 이들 세 조건 모두 재료의 특성길이를 도입하고 있다. 이 길이의 필요성은 재료의 연성과 파괴인성 사이의 일관된 상관관계가 존재하지 않음으로 알 수 있다. 예를들어 임계스트레인 조건에서 특성길이를 제거하면 크랙선단에서의 절대적인 스트레인 크기가 임계치에 도달하면 파괴된다는 조건이 되고 따라서 파괴 인성은 연성에 비례해야 하나 실제로 비례관계는 존재하지 않는다.

지금까지 재료의 특성길이는 금속의 조직점사로부터 직접 얻은 평균입자간격 혹은 결정조직크기 등으로 설명되어 왔다. 그러나 여기서는 이 길이가 재료의 미세 조직상의 여러 인자가 복합적으로 영향을 끼치는 재료의 고유한 성질로 생각한다. 본 논문에서는 파괴조건(4)와 유사하게 임계 스트레인 조건을 사용하나 기존 스트레인이 없는 재료의 날카로운 균열선단을 가진 시편의 파괴인성실험치( $\delta_{ic}$ )로부터 재료의 고유상수인 특성길이를 결정하는 방법이 제안되었다. 이 파괴조건을 이용하여 처음노치선단의 유한한 반경과 재료의 기존 스트레인이 시편의 파괴개시에 미치는 영향을 예측하고자 한다.

2. 해 석

소규모 항복범위내의 크랙선단의 변형형태는 Fig.1

의 끝이 둥근 양면노치(double-edge-notch, DEN)에 대한 Prandtl 슬립라인장을 통해 논의되어 왔다<sup>(7,8)</sup>. 이것은 비경화성 재료에 대한 탄소성 유한요소 해석에서 유도된 것으로 예를들면 크랙선단의 3축 평균응력의 최대값이 유한요소해석<sup>(7)</sup>에서  $\sigma=2.34\sigma_0$ (여기서  $\sigma_0$ 는 단축응력에서의 인장항복강도)인데 슬립라인장에서는  $\sigma=2.4\sigma_0$ 이고 응력분포 양상도 비슷하다. Fig.1의 변형영역 ABDE에서  $\alpha$ -선이  $x$ 축과 이루는 각을  $\phi$ 로 표시하여 시편속도  $\dot{U}$ 에 대한 꼭면 DE에서  $\alpha, \beta$  방향 속도는 각각 다음과 같다<sup>(9)</sup>.

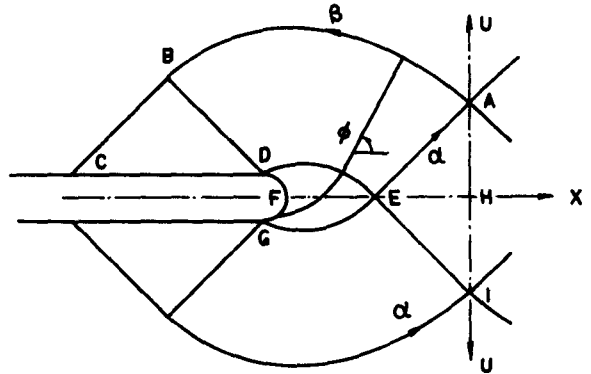


Fig.1 The slipline field for a deep double edge notch in plane strain tension

$$V_\alpha = \dot{U} \sin \phi \tag{1}$$

$$V_\beta = \dot{U} \cos \phi - \sqrt{2} \dot{U}$$

노치선단 부근의 확대된 슬립라인장이 Fig.2에 좌표 각( $\alpha, \beta$ )와 함께 주어져 있다. 식(1)을 경계조건으로 이용하여 로그곡선 내부에서의 속도는 다음의 Geiringer 방정식을 수치적분하여 얻는다.

$$dV_\alpha - V_\beta d\phi = 0 : \alpha\text{-line} \tag{2}$$

$$dV_\beta + V_\alpha d\phi = 0 : \beta\text{-line}$$

여기서 각각의 슬립라인을 따른 접선은 반시계 방향과 변화  $d\phi$ 를 나타내게 된다. 계산결과는 좌좌표 ( $\alpha, \beta$ )에서 속도벡터비 ( $V_\alpha/\dot{U}, V_\beta/\dot{U}$ )가 되고 이는 다시 미소시간 동안의 변위비 ( $u/\Delta U, v/\Delta U$ )와 같다. 여기서  $\Delta U$ 는 미소시간 동안의 시편의 미소변위이고 그동안  $\alpha, \beta$  방향으로의 미소변위는 각각  $u, v$ 로 표시한다.

처음에 원형인 노치선단은 변형후의 모양도 원형이 된다<sup>(10)</sup>. 이러한 노치끝 둔화는 파괴개시 때까지 적용된다. 따라서 식(1)에서  $\phi=135^\circ$ (Fig.1의 D점에서  $\alpha$ 선의 각)으로 노치끝반경  $\rho$ 의 증가와 크랙선단 열림 변위 (COD,  $\delta_c$ )를 얻을 수 있다. 즉 D점에서  $V_\alpha, V_\beta$ 는  $x$ 축과  $\pm 135^\circ$ 방향이므로  $y$ 방향속도에 해당되는 열

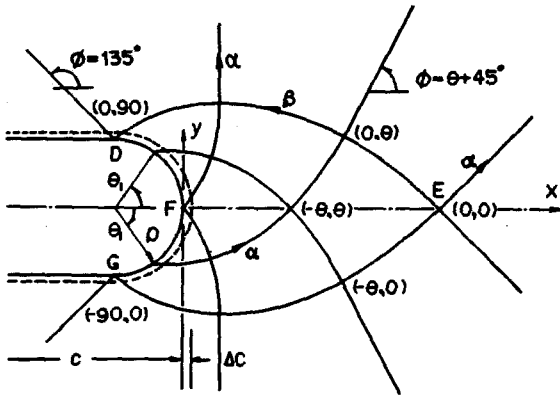


Fig. 2 The slipline field around a round root notch tip, with angular coordinates  $(\alpha, \beta)$  in  $\theta = (\pi - 2\theta_1)/4$

립변위의 속도는  $d\delta_t/dt = 2(V_o - V_s)/\sqrt{2}$ 가 된다.

$$\frac{d\rho}{dU} = 2 \tag{3}$$

$$\delta_t = 2(\rho - \rho_0) = 4U \tag{4}$$

여기서  $\rho_0$ 는 노치선단의 처음반경이고  $U$ 는 시편의 전체변위이다. Fig. 2의  $x$ 축선상의 점의 좌표는  $\alpha = -\beta$ 이고 변위도 대칭으로  $u = -v$ 가 된다. 따라서 크랙선 단점 (Fig. 2의 F점, 좌표  $\alpha = -\beta = -45^\circ$ )의 변위는 앞서 언급된 수치적분 결과로부터 다음과 같이 얻는다.

$$\Delta c = \sqrt{2}u(-45^\circ, 45^\circ) = 3.644\Delta U \tag{5}$$

Fig. 1의 DEN 시편(크랙문제의 관련하여  $FE \ll EH$ )에 대한  $J$ -적분값은<sup>(11)</sup>

$$J = 4kU(1 + \pi/2) \tag{6}$$

여기서 전단항복응력  $k = \sigma_o/\sqrt{3}$ 이다. 식(4)를  $J$ -적분값에 대해서 표시하면  $\delta_t = 0.674J/\sigma_o$ 이고 이는 소규모 항복에서 여러 유한요소 해석결과<sup>(12)</sup>의  $\delta_t = (0.65 \sim 0.7)J/\sigma_o$ 에 아주 근접한 결과이다. 또한 식(5)는 식(6)과 결합하여 다음식을 얻는다.

$$\sigma_o dc/dJ = 0.614 \tag{7}$$

ASTM E813<sup>(13)</sup>에서 크랙분화곡선 기울기로 알려진 값은 0.5로 가정되어 왔다. 이상의 변형변수의 비교로 소규모항복에서 크랙의 파괴영역에서의 변형장은 Prandtl 슬립라인장으로 대표된다.

크랙선 측상의 스트레인 분포를 얻기 위해 먼저  $\rho_0$ 의 반경을 갖는 노치선단을 도입하고 Fig. 2의  $x$ 축선 상에  $0.1\rho_0$ 의 간격을 갖는 점들을 다수 선택한다. 이

때 시편의 미소변위  $\Delta U = \rho_0/200$ 에 대한 각점의 변위를 계산한다. 이들은 대칭으로  $x$ 방향 변위만 있고 다음과 같이 표시된다.

$$u_x(\alpha, \beta) = (u-v)/\sqrt{2} = \sqrt{2}u(\alpha, \beta) \tag{8}$$

크랙선단 반경이  $\rho$ 이고 선단으로부터  $x$ 의 거리에 있는, 로그곡선 내부에 있는 점의 좌표각은

$$\alpha = -\beta = -\frac{\pi}{4} + \frac{1}{2}\ln(1+x/\rho) \tag{9}$$

이 점과 아주 가까이 이웃하는 점의 좌표는 아주 작은 각( $\epsilon = 0.1^\circ$ )을 선택하여  $(\alpha + \epsilon, \beta - \epsilon)$ 가 된다. 이 두 점간의 거리는  $\Delta x = (\rho+x)[\exp(2\epsilon) - 1]$ 가 되고 따라서 스트레인 증분은 이 두점의 상대변위로부터 다음과 같이 얻어진다.

$$\Delta \epsilon_s = \frac{\sqrt{3}}{2} \Delta \epsilon = \frac{u_x(\alpha, \beta) - u_x(\alpha + \epsilon, \beta - \epsilon)}{(\rho+x)[\exp(2\epsilon) - 1]} \tag{10}$$

크랙문제의 관련하여 Fig. 1의 일정응력 영역(EH)이 시편전체변위  $U$ 에 비하여 아주 커서 이 영역에서의 스트레인은 무시할 수 있다. 위와같이 변형된 크랙선 단반경, 각점의 변위와 그에 따른 좌표, 각점의 스트레인 증분의 단계적 계산이 시편의 미소변위  $\Delta U$ 에 대해서 반복적으로 수행되면서 이들 스트레인 증분을 더하여 전체 스트레인이 얻어진다. 이 계산과정에서 일정응력영역내의 EH 상에 있는 점이 변형후  $x < \rho[\exp(\frac{\pi}{2}) - 1]$ 를 만족하면 로그곡선 슬립라인장 내부로 들어온다.

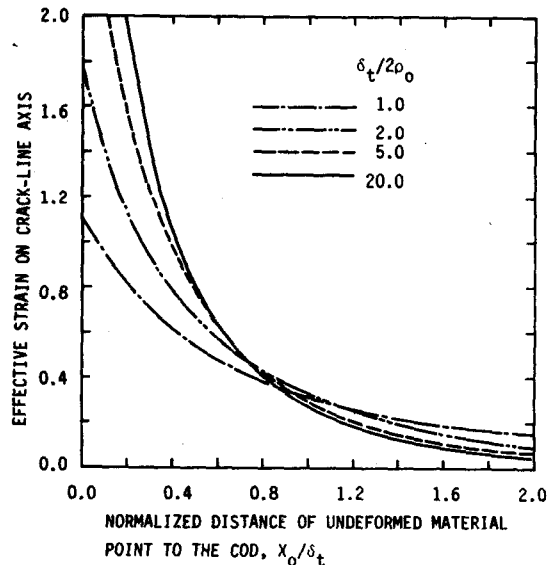


Fig. 3 Plastic strain distributions ahead of a crack tip for each crack opening displacement  $\delta_t$ , normalized to the initial tip opening  $2\rho_0$

Fig. 3은 각각의 크랙선단 열림변위(COD),  $\delta_i$ 에서 크랙선 축상의 스트레인 분포를 변형전 크랙선단으로부터 거리( $X_0$ )에 대해서 나타낸다. 그림의 분포곡선이  $\delta_i/2\rho_0 > 5$ 인 경우 서로 유사하므로 초기의 크랙선단반경  $\rho_0$ 의 영향이 무시된다. 이것이 날카로운 크랙선단에 대한 기준으로 사용될 수 있고 본 논문에서는  $\delta_i/2\rho_0 = 20$ 인 경우의 스트레인 분포를 날카로운 피로크랙 선단에 대한 스트레인 분포로 이용하였다. Fig. 3의 다른 형태가 Fig. 4에 주어졌고 이는 크랙선 축상의 원래길이  $X_0$ 에 있는 점이 0.6, 0.8, 1.0의 스트레인을 받기 위해 필요한 크랙선단 열림변위(COD),  $\delta_i$ 가 초기의 크랙선단 열림거리,  $2\rho_0$ 에 무차원화된 양으로 표시되어 있다.

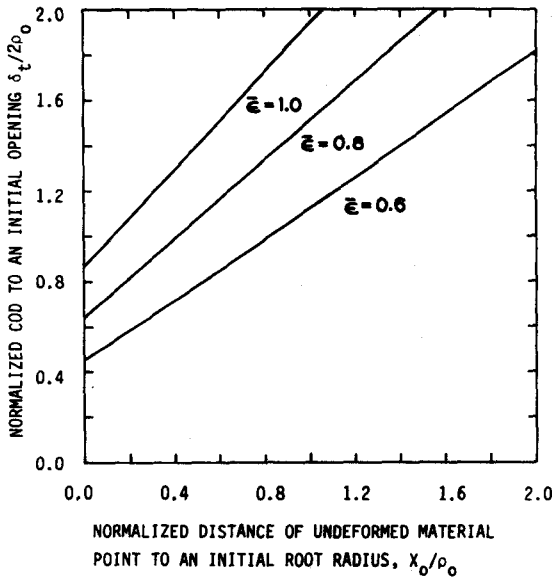


Fig. 4 The COD needed for a material point located initially at a distance  $X_0$  from the crack-tip front to get an effective strain of 0.6, 0.8, and 1.0 respectively

### 3. 파괴조건 및 검토

본 논문에서 제안된 파괴조건은 변형전 크랙선단으로부터 거리 ( $X_0$ )가 재료의 특성길이 ( $X_c$ )인 점이 변형을 받아의 재료의 파괴스트레인에 도달하면 파괴가 개시된다는 조건이다.

$$\delta_i = \delta_c \text{ when } \epsilon = \epsilon_f \text{ at } X_0 = X_c \quad (11)$$

여기서 크랙선단 열림변위 (COD);  $\delta_i$ 는 파괴개시에서 일반적인 시편의 임계값  $\delta_c$ 에 도달하고 이중에 특히 시편의 초기 크랙선단이 파괴인성 실험에서의 피로크랙

과 같이 날카로운 선단일 경우에는 (11)식의 임계 크랙선단 열림변위는  $\delta_i = \delta_{ic}$ 로 나타낸다. 재료의 특성길이  $X_c$ 는 날카로운 크랙선단에 대한 스트레인 분포곡선 (Fig. 3의  $\delta_i/2\rho_0 = 20$ 인 경우)에 파괴조건식 (11)을 적용하면 분포곡선은 파괴스트레인  $\epsilon_f$ 와 재료상수  $X_c/\delta_{ic}$ 의 관계식이 되고 여기서 피로크랙에 대한 임계 열림변위  $\delta_{ic}$ 로부터 특성길이  $X_c$ 가 결정된다. 이 분포곡선에 의한 관계에서 예를들어  $\epsilon_f = 0.3 \sim 1.0$ 의 범위에 있는 재료의 특성길이는  $X_c = (0.4 \sim 1.0)\delta_{ic}$  정도가 된다. 이렇게 얻은 특성길이는 재료의 고유한 상수이므로 시편의 모양, 부하조건, 가공정도에 무관하지만 재료의 미세조직에 따라 변한다.

시편의 파괴개시에 대한 크랙선단 초기반경  $\rho_0$ 의 영향을 계산하기 위한 절차는 근본적으로 크랙선단이 유한하게 둔화된 경우의 스트레인 분포곡선에 파괴조건식 (11)을 적용하는 것이다. 먼저 앞에서 언급한 방법으로 재료의 특성길이  $X_c$ 를 구한 후 임의의 초기 크랙선단반경  $\rho_0$ 에 대한 상대길이  $X_c/\rho_0$ 를 계산한다. Fig. 4에 파괴조건식 (11)을 적용하면 이는 크랙선단으로부터 특성길이  $X_c/\rho_0$ 에 있는 점이 파괴스트레인  $\epsilon_f = 0.6, 0.8, 1.0$ 에 도달하는데 필요한 임계 크랙선단 열림변위  $\delta_i/2\rho_0$ 를 나타낸다. 따라서 앞에서 초기에 둔한 크랙선단에 대해 계산된  $X_c/\rho_0$ 에 해당되는 임계 COD,  $\delta_i$ 를 Fig. 4에서 얻을 수 있다. Table 1은 이러한 방법으로 얻은 두 재료의 초기에 둔한 크랙선단의 시편에 대한 파괴개시에서의 임계 열림변위  $\delta_i$ 의 이론치와 실험값<sup>(13,14)</sup>을 비교한 것이다.

기존 스트레인이 있는 (prestrained) 재료에 있는 크랙문제는 가공 스트레인이 완전히 제거되지 않은 곳에 생긴 크랙의 낮은 파괴인성치에 관한 문제에 연관되어 있다. 이를 예측하기 위해 먼저 앞에서 논의된 방법으로 기존 스트레인이 없는 재료에 존재하는 날카로운 피로크랙선단에 대한 파괴인성실험에서 얻은 임계 열림변위  $\delta_{ic}$ 로부터 재료의 특성길이  $X_c$ 를 구한다. 그리고 날카로운 크랙선단에 대한 스트레인 분포곡선 (Fig. 3의  $\delta_i/2\rho_0 = 20$ 인 경우의 곡선)에 파괴조건식 (11)을 적용하되 먼저 기존 스트레인  $\epsilon_p$ 가 있으므로 재료의 파괴스트레인에 도달하기 위해 부가되어야 할 스트레인은  $\epsilon_f - \epsilon_p$ 이므로 식 (11)은  $\epsilon = \epsilon_f - \epsilon_p$ 로 대체된다. 또한 이 경우의 임계 열림변위를 기존 스트레인이 없는 경우의 임계열림변위  $\delta_{ic}$ 와 구별되도록  $\delta_i$ 로 표시한다. 이렇게 (11)식이 적용된 Fig. 3에서 부가되어야 할 스트레인에 해당되는 횡축에서의  $X_c/\delta_c$  값으로부터 파괴개시에서의 임계 열림변위  $\delta_i$ 가 계산된다. Table 1의 HY80

**Table 1** Comparison between theoretical and experimental crack opening displacement(COD) at fracture initiation from a round-rooted crack tip

	$X_c / \delta_{ic}$	$\rho_0 (\mu\text{m})$	$X_c / \rho_0$	$\delta_i / 2\rho_0$	Theory $\delta_i$	Experiment $\delta_i$
Mild steel <sup>(13)</sup> $\epsilon_f = 0.8$ $\delta_{ic} = 37\mu\text{m}$	0.51	75	0.25	0.86	129 $\mu\text{m}$	120 $\mu\text{m}$
		125	0.15	0.77	193 $\mu\text{m}$	203 $\mu\text{m}$
HY80 steel <sup>(14)</sup> $\epsilon_f = 1.0$ $\delta_{ic} = 120\mu\text{m}$	0.43	185	0.278	1.05	388 $\mu\text{m}$	440 $\mu\text{m}$

**Table 2** Comparison between theoretical and experimental CODs at fracture initiation from a crack in the prestrained HY 80 steel

Prestrain	$X_c / \delta_i$	Theory $\delta_i (\mu\text{m})$	Experiment $\delta_i (\mu\text{m})$
0.00	0.43	—	120
0.14	0.48	108	115
0.17	0.50	103	110
0.26	0.55	94	80
0.56	0.78	66	45

강의 특성길이는  $X_c = 0.43\delta_{ic} = 52\mu\text{m}$ 이다. 이 재료에 대한 이론치와 실험치<sup>(14)</sup>의 비교가 Table 2에 있는 때 기존 스트레인이 큰 경우( $\epsilon_f > 0.17$ )의 파괴계시에서의 임계 열림변위  $\delta_i$ 가 현저히 감소하는 것은 이론과 실험이 일치하는 부분이다.

#### 4. 결 론

Prandtl 슬립라인장을 이용하여 초기 반경을 가진 크랙선단이 둔화되면서 변형할 때에 크랙추선상의 스트레인 분포가 초기 반경에 무관할 때까지 차 단계적 크랙선단 열림변위(COD),  $\delta_i$ 에 대해 얻어졌다. 이 마지막 경우의 스트레인 분포를 초기 크랙선단이 날카로운 경우에 대한 스트레인 분포로 간주하였다. 해석결과로부터 다음의 결론을 얻었다.

(1) 초기 크랙선단에서 재료의 특성길이에 있는 점이 재료의 파괴스트레인에 도달하면 파괴가 개시된다는 연성파괴계시 예측을 위한 크랙선단 열림변위에 기초한 파괴조건이 제안되었다. 이 조건을 날카로운 크랙선단에 대한 스트레인 분포곡선에 적용하여 피로크랙의 임계 열림변위(COD),  $\delta_{ic}$ 로부터 재료의 특성길이를 구하는 방법이 제시되었다.

(2) 제안된 조건을 이용하여 경면변형과 소규모 항복의 조건을 갖는 다음 두 종류 시편의 파괴계시에서의

크랙선단 열림변위가 예측되었다. 즉 초기 크랙선단이 피로크랙이 아니고 유한한 반경을 가질 때의 증가된 시편파괴인성값과 기존 스트레인이 있는 재료에 존재하는 피로크랙의 감소된 시편파괴인성값이 계산되었다. 이들은 실험치와 비교하여 약 20% 이내의 오차를 나타내었다.

#### 참 고 문 헌

- (1) J.F. Knott, 1980, "Micromechanisms of Fibrous Crack Extension in Engineering Alloys", Metal Science, Sept./Oct., pp. 327~336.
- (2) ASTM, 1985, "Annual Book of ASTM Standards", Vol. 3.01, pp. 791~809.
- (3) British Standard Institution, 1979, British Standard 5762, "Crack Opening Displacement Testing".
- (4) F.A. McClintock and G.R. Irwin, 1965, "Plasticity Aspects of Fracture Mechanics", ATMS STP381, pp. 84~113.
- (5) J.R. Rice and M.A. Johnson, 1970, "The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Plane Strain Fracture", in Inelastic Behavior of Solids, M.F. Kanninen ed., pp. 641~671, McGraw-Hill, New York.
- (6) R.O. Ritchie, J.K. Knott, and J.R. Rice, 1973, "On the Relationship between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel", J. of Mech. Phys. Solids, Vol. 21, pp. 395~410.
- (7) D.M. Tracey, 1976, "Finite Element Solutions for Crack-Tip Behavior in Small-Scale Yielding", ASME J. of Eng. Mat. Tech., Vol. 98, pp. 146~151.
- (8) R.M. McMeeking, 1977, "Finite Deformation Analysis of Crack-Tip Opening in Elastic-Plastic

- Materials and Implications for Fracture", J. of Mech. Phys. Solids, Vol. 25, pp. 357~387.
- (9) J.E. Neimark, 1968, "The Fully Plastic, Plane-Strain Tension of a Notched Bar", ASME J. of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 111~116.
- (10) A.J. Wang, 1954, "Plastic Flow in Deeply Notched Bar with Semi-Circular Root", Quarterly of Applied Mathematics, Vol. 11, pp. 427~438.
- (11) F.A. McClintock, 1971, "Plasticity Aspects of Fracture", in Fracture, An Advanced Treatise III, H. Liebowitz, Ed., Academic Press, New York, pp. 47~225.
- (12) C.F. Shih, 1981, "Relationship between the  $J$ -integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks", J. of Mech. Phys. Solids, Vol. 29, pp. 305~326.
- (13) J.F. Knott, 1973, "Fundamentals of Fracture Mechanics", Chap. 6, Butterworth, London.
- (14) J.Q. Clayton and J.F. Knott, 1976, "Observation of Fibrous Fracture Modes in Prestrained Low-Alloy Steel", Metal Science, Feb., pp. 63~71.