

<論 文>

COD-저항곡선을 이용한 불안정 균열 성장에 관한 연구

韓 昌 洙* · 嚴 潤 鎔** · 宋 智 浩**

(1987年 8월 12日 接受)

Crack Growth Instability Based on COD-R Curve

Chang Seok Han, Youn Young Earmme and Ji Ho Song

Key Words: COD-R Curve(COD-저항곡선), Tearing Modulus(찢어짐 계수), Applied Tearing Modulus(負荷찢어짐 계수), Material Tearing Modulus(재료 찢어짐 계수), Crack Opening Displacement(균열열림 변위), Crack Opening Angle(균열열림각), Rotational Factor(회전중심 계수)

Abstract

Using COD-R curves, instability of crack growth in ductile material is studied here. Tearing modulus T_t , based on the COA concept is defined and the instability criterion $T_{\delta app} > T_{\delta mat}$ is compared with experiments. Variations of the COD-R curve and the location of rotation center are experimentally investigated as the initial crack ratio varies. Three-point bend specimens of alloy steel SCM4 are used here and two clip-on gauges are installed in order to obtain the COD-R curve. The results show that the tearing modulus T_t is a good measure to characterize the instability of crack growth. Also it is found that the location of rotation center is almost constant regardless of the initial crack ratio and the amount of the crack growth.

1. 서 론

구조물에 內在하는 缺陷 또는 균열의 不安定 成長에 의한 破壞問題는 구조물의 사용상의 안전문제와 밀접한 관계가 있어, 현재까지도 많은 연구가 이루어져, 일반 脆性재료의 급격 불안정파괴에 관해서는 線形파괴 역학을 기본으로 하는 평가體系가 거의 확립되어 있는 상태에 있다.

한편 구조물의 대부분을 차지하는 延性재료의 불안정 파괴문제에 관해서도 Paris 등의 연구⁽¹⁾ 以來, 彈塑性파괴역학파라미터에 의한 평가가 널리 검토되고 있다.

일반적으로 延性재료에 있어서는, 불안정파괴가 일어나기 전에 상당기간 결함이나 균열이 安定成長을 하는 것이 普通이며, 그 成長樣式은 대체로 窪플(dimple) 파면을 수반하는 찢어짐(tearing) 形式이어서, 불안정 파괴문제도 이 찢어짐에 대한 재료의 저항과 관련하여 검토되는 것이 常例이다.

延性재료의 불안정파괴 또는 불안정균열성장을 평가하는 대표적 因子로서는, Paris 등⁽¹⁾에 의해 제안된, J 積分을 사용하는 찢어짐 係數(tearing modulus) T_t

* 현대자동차 마복리연구소

** 정희원, 한국과학기술원 기계공학과

와 Shih 들⁽²⁾에 의해 제안된, 균열열림각(crack opening angle) COA 에 기초를 둔 찢어짐 係數 T_0 가 있다.

T_I 와 T_0 는 각각 다음과 같이 定義되는 量이다.

$$T_I = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ}{da} \quad (1)$$

$$T_0 = \frac{E}{\sigma_0} \frac{d\delta}{da} \quad (2)$$

여기서 E 는 탄성계수, σ_0 는 유동응력(flow stress), δ 는 균열열림변위(crack opening displacement), a 는 균열길이이다.

일반적으로 불안정균열성장 조건은, 시스템의 全變位 Δ_{tot} = 일정한 負荷 조건하에서 얻어지는 찢어짐계수 T_{app} 가 재료의 찢어짐抵抗 T_{mat} 보다 클 경우 일어난다는 것으로 간단히 다음과 같이 기술된다.

$$T_{app} \geq T_{mat} \quad (3)$$

Paris 들이 제안한 J 적분에 기초를 둔 찢어짐계수 T_I 는, J 의 평가가 解析的 및 實驗的으로 매우 容易하다는 利點이 있어, 현재까지 많이 이용되어 그 有用性이 認定되고 있으나, 大體로 適用가능한 균열성장범위가 작다는 것과 J 적분 使用上 시험편치수에 대한 조건이 존재한다는 등의 短點이 있다. 또한 通常의인 J 抵抗曲線은 균열進展에 따라 그 기울기가 변하는 경우가 있어, 이로 부터 얻어지는 재료의 찢어짐抵抗 T_{mat} 를 一定한 재료特性值로 생각하기에는 문제가 있는 경우도 있다.

Shih 들이 제안한 균열열림角 COA 에 기초를 둔 찢어짐계수 T_0 는, 균열進展時 COA 가 비교적 一定하여 재료의 찢어짐抵抗 T_{0mat} 가 거의 一定하며, 넓은 범위의 균열成長에 대해서 적용할 수 있다는 長點을 지니고 있다. 그러나 COA 의 직접적 측정 또는 균열열림 변위를 통한 실험적 및 해석적 평가가 그다지 容易하지 않아, T_0 를 이용한 안정균열성장 연구자체도 그다지 많지 않은 실정에 있다.

본 연구에서는 COA 와 COD 저항곡선의 기울기가 밀접한 관계가 있다는 점을 고려하여 COD 저항곡선을 이용하여 현재까지 거의 연구결과가 없는 T_0 에 의한 不安定균열성장문제를 검토하기로 하고, 이때 필요한 의 부하중에 의한 負荷찢어짐계수 T_{0app} 의 평가방법에 대해서도 생각해 보기로 한다.

2. 균열열림변위 COD 의 定義 및 측정방법

균열열림변위 COD 는 측정위치에 따라서 달라지므로, 大概의 경우 Fig. 1 과 같이 $\delta_0, \delta_I, \delta_r$, 3 개 정도로

구분하여 사용하는 것이 일반적이다⁽³⁾. 여기서 δ_0 는 初期피로균열先端에서의 열림변위이며, δ_r 는 進展하는 균열先端의 실제열림 변위, δ_I 는 그림에 보이는 바와 같이 초기피로균열면을 延長하였을 때 실제균열先端 위치에서 얻어지는 假想적인 열림변위이다. 그림중의 δ_i 는 균열성장開始時의 열림 변위 또는 鈍化量이며, r 은 균열면의 회전중심위치를 나타내는 회전중심계수(rotational factor)로서, 이 회전중심계수 r 을 사용하면 δ_0 와 δ_r 사이에는 다음과 같은 관계가 있다.

$$\delta_r = \frac{\delta_0 r(w-a)}{r(w-a) + a - a_0} \quad (4)$$

여기서 w 는 시험편의 폭이다.

진전하는 균열先端의 실제열림변위 δ_r 는 切斷法 혹은 樹脂注入法 등에 의한 직접적인 측정의에 합리적인 평가법이 거의 제안되어 있지 않으나, δ_0 또는 δ_I 에 관해서는 공학적으로 有用한 評價式이 다수 제안되어 있으며⁽⁴⁻⁶⁾, 실험적으로도 비교적 쉽게 측정할 수가 있다. 굽힘시험편에 대하여 균열先端에서 떨어진 任意의 위치에서의 열림변위 V 를 측정하여 초기균열先端 열림 변위 δ_0 를 평가하는 式中 대표적인 것으로 Wells 의 式⁽⁴⁾이 있다. Fig. 1 에서 균열入口 시험편표면의 위치 A 에서의 열림변위를 V_A 라 하면, Wells 의 식에 따르면, 初期균열先端의 열림변위 δ_0 는 다음과 같이 된다.

$$\delta_0 = \frac{r(w-a) + (a-a_0)}{r(w-a) + a} \left[V_A - \gamma \sigma_0 \frac{(1-\nu^2)w}{E} \right] \quad (5)$$

여기서 γ 는 균열길이비 a/w 에 따라 결정되는 계수이며, ν 는 포아송비이다. Wells 의 식에서는 회전중심계수로서는 $r=0.45$ 를 사용한다. 식 (4)를 이용하면 진전균열先端에서의 假想열림변위 δ_I 도 얻을 수 있다.

δ_0 에 대한 既存의 평가식을 이용하지 않고, 균열先端에서 떨어진 任意의 두 위치의 열림변위를 측정하여 실험적으로 δ_0 를 구하는 방법⁽⁷⁾도 있다. Fig. 1 에서 A, B 두 위치의 변위 V_A 및 V_B 를 측정하면, 회전중심 O 점에 관해 剛體회전한다는 假定아래 δ_0 및 δ_r , 그리고 회전중심계수 r 을 다음과 같이 얻을 수 있다.

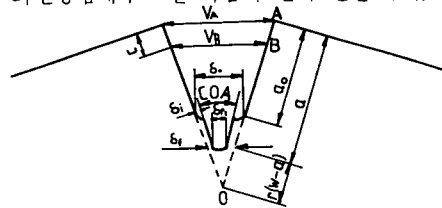


Fig. 1 Crack opening displacement

$$\delta_0 = \frac{V_B a_0 - V_A (a_0 - c)}{c} \quad (6)$$

$$\delta_f = \frac{V_B a - V_A (a - c)}{c} \quad (7)$$

$$r = \frac{V_B a - V_A (a - c)}{(V_A - V_B)(w - a)} \quad (8)$$

여기서 c 는 A, B 두 위치간의 거리이다.

본 연구에서도 두개의 클립온 게이지 (clip-on gage) 를 사용하여 위의 실험적방법으로 균열열립변위 δ_0, δ_f 및 회전중심계수 r 을 구하기로 하고 또한 Wells의 식에 의한 δ_0 와도 비교해 보기로 한다.

3. COD-저항곡선과 찢어짐 계수 T_δ

初期퍼로균열先端에서의 균열열립변위 δ_0 에 의한 저항곡선의 기울기가 균열열립角 COA 에 대응한다는 Green 과 Knott⁽⁸⁾ 및 Shih 등⁽²⁾의 결과를 고려하여, COA 에 기초를 둔 재료의 찢어짐계수 $T_{\delta_{mat}}$ 를 식 (2)의 Shih 등⁽²⁾의 定義에 따라 다음과 같이 나타내기로 한다.

$$T_{\delta_{mat}} = \frac{E'}{\sigma_0} \frac{d\delta_0}{da} \quad (9)$$

$E' = E$: 평면응력

$= \frac{E}{1-\nu^2}$: 평면변형률

따라서 재료저항으로서의 찢어짐계수 $T_{\delta_{mat}}$ 은 δ_0 저항곡선을 구하면, 그 기울기를 이용하여 식 (9)로 부터 직접 얻을 수가 있다.

한편 負荷찢어짐계수 $T_{\delta_{app}}$ 는 서론에서 言及한 바와 같이 다음과 같이 정의된다.

$$T_{\delta_{app}} = \frac{E'}{\sigma_0} \frac{d\delta_0}{da} \Big|_{A_{tot}} \quad (10)$$

$T_{\delta_{app}}$ 에 관해서는, $T_{J_{app}}$ ⁽⁹⁾와는 달리 현재 정식화 (formulation)된 것이 없으므로 본 연구에서는 다음과 같이 평가하기로 하였다. 즉 경제조건 $A_{tot} =$ 일정으로부터 다음식이 성립한다.

$$dA_{tot} = dA + dA_m = dA_{el} + dA_{pl} + dA_m = 0 \quad (11)$$

여기서 A 는 시험편변위에 의한 하중선변위성분으로서 탄성변위 A_{el} 과 소성변위 A_{pl} 의 합으로 나타내지되며, A_m 은 荷重系에 존재하는 스프링의 하중선변위성분이다.

탄성변위성분 A_{el} 은 일반적으로 하중 P 와 균열길이 a 의 함수로 나타낼 수가 있으며^(10,11) 시험편의 유효두께를 B_e 라 하면 다음과 같이 표시된다.

$$A_{el} = \frac{P}{B_e \cdot E'} f\left(\frac{a}{w}\right) \quad (12)$$

여기서 B_e 및 $f\left(\frac{a}{w}\right)$ 에 관해서는 5.1 절 및 5.4 절에

서 설명하기로 한다.

塑性변위성분 A_{pl} 은 다음과 같이 初期균열先端열립 변위의 소성성분 $(\delta_0)_{pl}$ 과 균열길이 a 의 함수로 나타낼 수가 있다⁽⁶⁻¹²⁾.

$$A_{pl} = (\delta_0)_{pl} g\left(\frac{a}{w}\right) = \{\delta_0 - (\delta_0)_{el}\} g\left(\frac{a}{w}\right) \quad (13)$$

여기서 탄성성분 $(\delta_0)_{el}$ 은 일반적으로 응력강도계수 K 와 a 의 함수로서 결과적으로 하중 P 와 균열길이 a 의 함수가 된다. K 와 $g\left(\frac{a}{w}\right)$ 에 대한 자세한 설명은 5.4 절에서 하기로 한다.

한편 스프링의 변위 Δ_m 은 스프링상수를 K_m 이라 하면

$$\Delta_m = \frac{P}{K_m} \quad (14)$$

이다.

식 (12)~(14)를 식 (11)에 대입하여 정리하면

$$\begin{aligned} \frac{d\delta_0}{da} \Big|_{A_{tot}} = & \frac{d(\delta_0)_{el}}{da} - \frac{1}{g\left(\frac{a}{w}\right)} \left\{ \frac{f\left(\frac{a}{w}\right)}{B_e E'} \frac{dP}{da} \right. \\ & + \frac{P}{B_e E'} \frac{\partial f\left(\frac{a}{w}\right)}{\partial a} + \{\delta_0 - (\delta_0)_{el}\} \\ & \left. + \frac{\partial g\left(\frac{a}{w}\right)}{\partial a} + \frac{1}{K_m} \frac{dP}{da} \right\} \quad (15) \end{aligned}$$

가 얻어진다.

한편 찢어짐균열성장이나 일어나기 전에 시험편 리거먼트 (ligament) 부분은 완전소성 변형을 하고 있다고 가정할 수 있으므로 식 (15) 우변의 P 에는 限界하중 (limit load) P_L 을 사용할 수가 있으며⁽¹⁾, P_L 은 일반적으로

$$P_L = \sigma_0 B_s w h \left(\frac{a}{w}\right) \quad (16)$$

과 같이 a 의 함수가 된다. 한가지 특기할 점으로는, 모든 재료가 다소간의 가공경화를 보이고 있으므로, 하중 $P = P_L$ 은 엄밀하게 성립하지 않으나, $\sigma_0 = 1/2$ (항복응력 + 인장강도)로 함으로써 가공 경화의 영향을 고려하고 있다. $h\left(\frac{a}{w}\right)$ 에 대해서는 5.4 절에서 설명한다.

P 대신에 限界荷重 P_L 을 사용하면 $(\delta_0)_{el}$ 역시 a 만의 함수가 되므로, 식 (16)을 식 (15)에 대입하고, 그 결과를 식 (10)에 사용하면, 負荷찢어짐계수 $T_{\delta_{app}}$ 를 매순간의 δ_0 와 a 의 값으로부터 평가할 수가 있다.

4. 시험재료 및 시험방법

시험재료로서는 구조용 合金鋼 SCM4 를 850°C 에서 담금질, 645°C 에서 뜨임처리하여 사용하였다. 그 화

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of testing material

(a) Chemical composition(wt. %)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Cu
0.40	0.24	0.87	0.021	0.029	0.93	0.19	0.13

(b) Mechanical properties

0.2% proof stress $\sigma_{0.2}$ (kgf/mm ²)	Tensile strength σ_b (kgf/mm ²)	Elongation δ (%)	Reduction of area ψ (%)	Young's modulus E (kgf/mm ²)	Poisson's ratio ν	Hardening coefficient n
82.4	94.8	19.7	61.0	21600	0.3	0.0825

합성분 및 기계적성질은 Table 1 과 같다.

시험편은 Fig. 2에 보이는 바와 같은 ASTM⁽¹³⁾에 규정되어 있는 標準인 3점굽힘시험편으로서, 균열 성장이 가급적 평면변형률상태에서 일어나도록 양측에 각각 10%의 측면홈을 가공하였다. 시험편 採取방향은 LT 방향이며, 初期균열은 限界荷重 P_L 의 0.4 배 이하의 피로하중(응력비 $R=0.1$)을 8Hz로 부하하여 웨브론노치로부터 피로균열을 발생, 성장시켜 작성하였다. 본 연구에서는 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 로서는 0.6, 0.65, 0.7 세가지를 사용하였다.

시험기로서는 50t 용량의 MTS사 유압써어보시험장치를 사용하였으며, 하중부하 및 각종측정은 소형컴퓨터를 이용하여 자동화하여 수행하였다. 그 시스템블록선도가 Fig. 3이다.

균열열림변위를 평가하기 위하여 본 연구에서는 clip-gage 2개를 사용하여 Fig. 1의 A 및 B 점($c=$

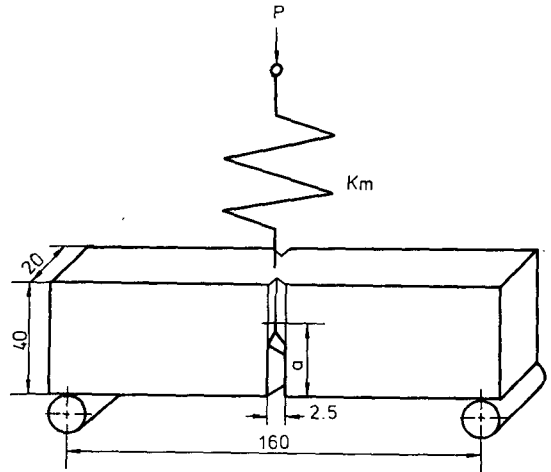


Fig. 2 Dimensions of specimen and simplified configuration of loaded specimen

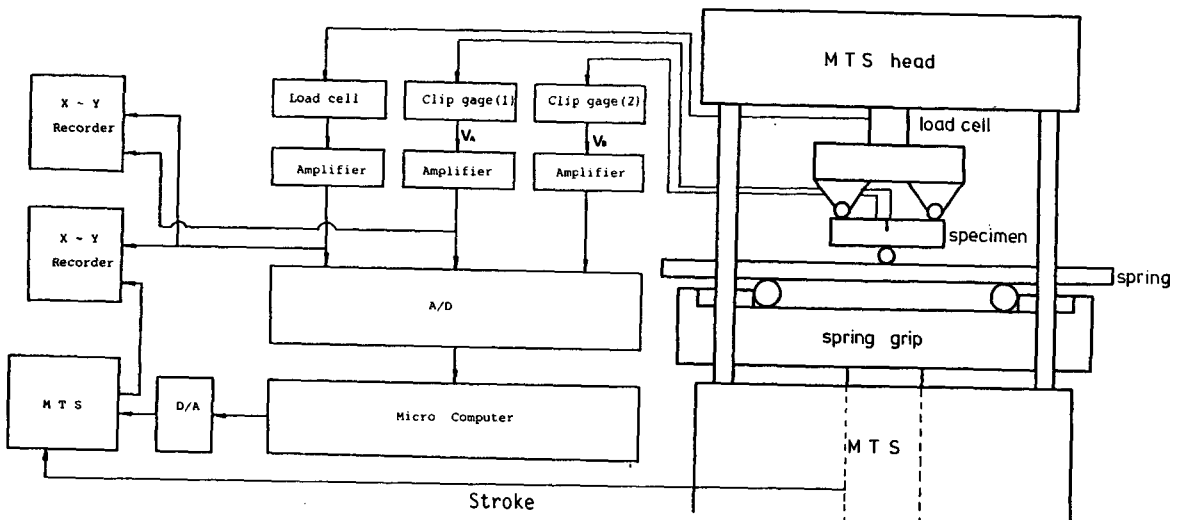


Fig. 3 Testing and measurement system

20mm)의 열림변위 V_A 와 V_B 를 측정하였으며, 균열길이는 A점의 열림변위 V_A 를 이용하여 解荷컴플라이언스(unloading compliance)법으로 구하였다. 이 경우 解荷하중幅은 解荷직전하중의 15%로 하였다.

균열성장시험은 Fig. 3의 스프링의 支持점거리(span 거리)를 바꿈으로서 스프링상수 K_s 을 비교적 광범위하게 변화시켜, 안정균열성장에서 불안정 균열 성장에 이르는 넓은 범위에 걸쳐 시행하였다.

5. 시험결과 및 검토

5.1 균열길이와 컴플라이언스의 관계

본 연구에서는 균열입구열림변위 V_A (Fig. 1 참조)를 이용하여 해하컴플라이언스법으로 균열길이를 측정하고 있으나, 현재까지 제안된 균열길이와 컴플라이언스의 관계식^(13~15)이 반드시 충분하지 않아 여기서는 실제로 보정(calibration)하여 사용하였다. 그 관계식이

$$\frac{a}{w} = 1.14467 - 8.37937U_x + 46.17009U_x^2 - 141.56559U_x^3$$

$$U_x = \frac{1}{\left(\frac{B \cdot E' V_A}{P}\right)^{\frac{1}{2}} + 1} \quad (17)$$

이며, 여기서 B_s 는 유효시험편두께로서

$$B_s = B - \frac{(B - B_n)^2}{B}, \quad B_n \text{은 측면홈시험편의 최소두께 (net thickness)이다.}$$

Fig. 4는 본 보정식과 현재까지 제안된 식들을 비교한 것으로, Albrecht의 식⁽¹⁴⁾이 넓은 범위에 걸쳐 본 보정식과 비교적 잘 일치하고 있으며, ASTM E813에서 주어진 값⁽¹³⁾ 및 Jablonski들의 식⁽¹⁵⁾은 균

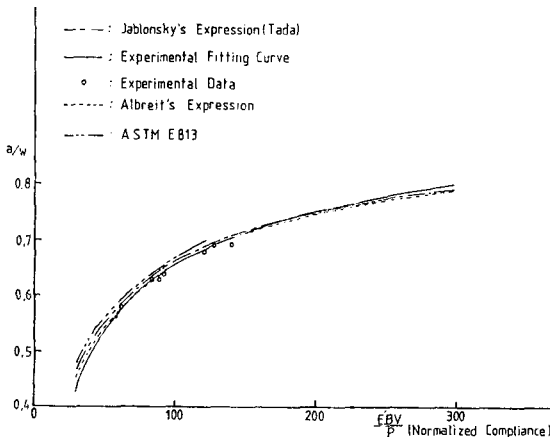


Fig. 4 Crack length calibration curve

열길이를 약간 과대평가하는 경향이 있다.

본 보정식에 의한 균열진전량 측정의 오차는 평균 2% 정도이다.

5.2 회전중심계수 r

Fig. 5는 두개의 클립은 게이지에 의해 얻어진 열림 변위 V_A, V_B (Fig. 1 참조)로부터 식 (8)에 의해 얻어지는 회전중심계수 r의 열림변위 V_A 에 따르는 변화를 나타낸 것이다. 회전중심계수 r은 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 에 거의 관계없이 열림변위 V_A 가 매우 작은 경우 0.3 정도의 값으로부터 V_A 가 증가함에 따라 즉시 증가하여, V_A 가 0.5mm 이상에서는 거의 일정값 0.34 정도가 되고 있다. 이러한 경향은 Willoughby와 Garwood의 열림변위와 회전중심계수 r에 관한 연구결과⁽¹⁶⁾와 매우 類似하나, 그들의 결과에서는 r은 약 0.33에서 0.5의 넓은 범위에 걸쳐 변하며 열림변위가 큰 경우의 일정 값 r은 0.45 이상이 되고 있다.

본 연구의 $r=0.34$ 의 값은 Ingham들⁽¹⁷⁾이 COD推定을 위해 假定한 $r=0.33$ 과 또는 영국규격협회의 DD 19에서 판두께 50mm 이하, $\delta_0=0.0625-0.625$ mm의 범위에서 실용적인 평가방법으로서 인정하고 있는 $r=\frac{1}{3}$ 과 거의 같은 값이나, Veerman과 Muller의 보고⁽¹⁸⁾와 같이 회전중심계수 r은 열림변위의 塑性성분과 彈性성분의 비율에 따라 0.2에서 0.47까지 변할 가능성도 있다. 따라서 r이 재료의 변형특성 및 변위의 크기에 의존할 우려가 있어, 본 연구에서와 같이 가급적

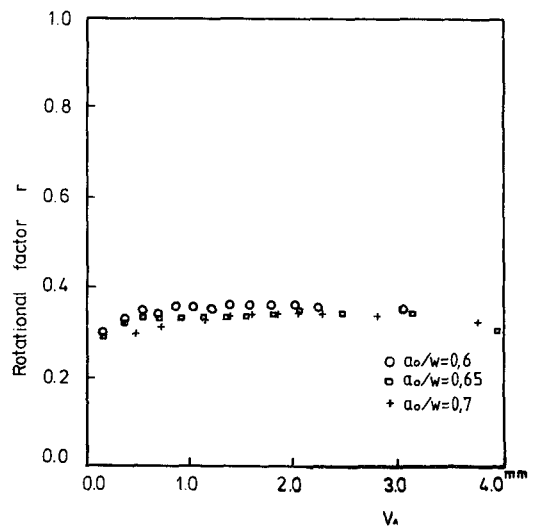


Fig. 5 Variation of overall rotational factor with clip-on-gage displacement

정확한 균열선단열립변위를 평가할 필요가 있을 때에는, 예컨대 2클립은 게이지 범등을 사용하는 것이 바람직한 것으로 생각된다.

5.3 COD-저항곡선, COD_{IC} 및 $T_{\delta mat}$

Fig. 6은 식 (6), (7)에 의해 얻어진 초기피로균열선단에서의 열립변위 δ_0 와 δ_I 의 균열진전량에 따르는 변화, 즉 저항곡선의 예로서, 이 경우는 시스템의 스프링剛性이 커 실험범위 내에서는 안정균열성장만을 한 경우이다. 그림중에서는 Wells의 식(본문식 5)에 의해 δ_0 를 평가한 결과도 함께 표시하고 있다.

식 (6)에 의해 얻어진 δ_0 에 관한 저항곡선이 초기균열비에 관계없이 넓은 균열진전범위에 걸쳐 양호한 直線性을 지니고 있는 반면, 식 (7)에 의해 평가한 가상적인 균열열립변위 δ_I 에 관한 저항곡선은 균열진전량 Δa 가 1mm까지는 直線性을 지니나, Δa 가 1mm 이상이 되면 Δa 에 따르는 δ_I 의 변화가 緩慢하게 되어 曲線形態가 된다.

Wells의 에 의한 δ_0 저항곡선도 全 實驗범위에 걸쳐 거의 直線이 되고 있으나, 균열진전량 Δa 에 대한 δ_0

값은 2-클립은 게이지 측정결과를 이용하여 식 (6)에 의해 얻어지는 δ_0 값에 비해 작은 경향이 있다.

이상과 같이 2-클립은 게이지에 의해 얻어지는 δ_0 -저항곡선이 양호한 直線性을 지니는 등의 결과는 시스템의 스프링剛性이 낮아, 최종적으로는 불안정균열성장을 일으키는 Fig. 7의 경우에도 그대로 나타난다.

Fig. 6과 7중의 두 實線은 각각 鈍化線(blunting line)

$$\delta_0 = 2\Delta a \tag{18}$$

과, 이 鈍化선을 橫軸으로⁽¹⁸⁾ 0.15mm 平行移動시킨 0.15mm 윗젯선 右側의 실험점을 一次復歸(linear regression)한 직선이다. ASTM E813⁽¹³⁾의 J_{IC} 시험법과 유사한 방법으로, 鈍化선과 복귀선의 교점으로 부터 균열성장개시에 대한 臨界(critical) COD, 즉 COD_{IC} 를 구할 수 있으며, 또한 복귀선의 기울기로 부터 재료의 찢어짐계수 $T_{\delta mat}$ 를 얻을 수가 있다. 그 결과가 Table 2이다. 같은 균열비(a_0/w)에 대하여 $T_{\delta mat}$ 의 값이 다른 것은, 실험 오차로 생각되며, 따라서 그 평균치를 주어진 균열비에 대한 $T_{\delta mat}$ 로 하였다. 이 경우 평균치와 각 시편에서의 $T_{\delta mat}$ 은 최대 약 15%의 오차를

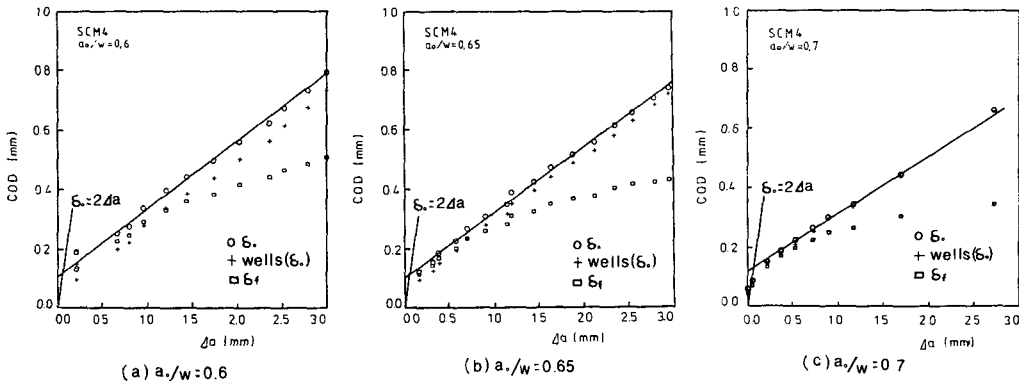


Fig. 6 COD-resistance curves for the case of stable crack growth

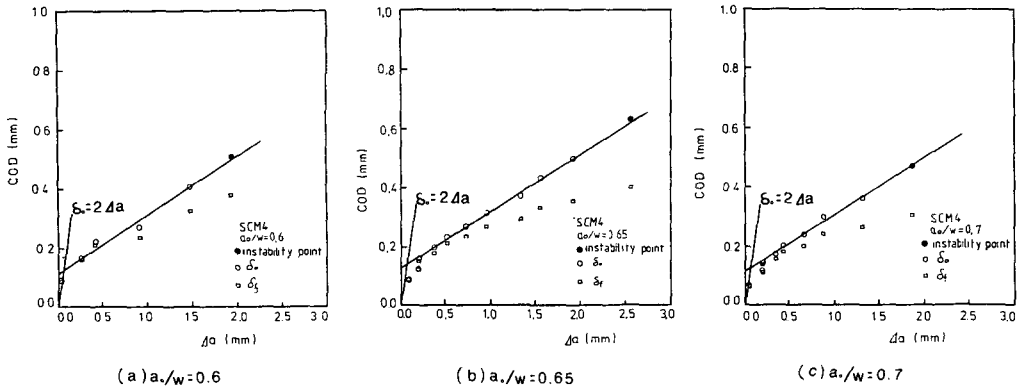


Fig. 7 COD-resistance curves for the case of unstable crack growth

Table 2 Experimental results

Initial crack ratio $\frac{a_0}{w}$	Spring constant K_m (kgf/mm)	Critical COD COD _{1c} (mm)	Material tearing modulus $T_{\delta mat}$	Stability
0.6	2000	0.12	61.08	Stable
	828	0.12	65.05	Stable
	614	0.14	63.76	Limited-stable*
	518	0.11	61.48	Unstable
	449	0.13	53.42	Unstable
	449	0.10	60.35	Unstable
Average		0.12	60.86	
0.65	2000	0.11	59.13	Stable
	449	0.11	61.26	Stable
	481	0.15	47.95	Stable
	399	0.14	51.75	Unstable
	357	0.11	55.46	Unstable
	340	0.11	53.60	Unstable
Average		0.12	54.86	
0.70	2000	0.13	51.60	Stable
	449	0.13	48.20	Stable
	332	0.10	51.94	Stable
	307	0.12	52.32	Limited-stable*
	261	0.13	51.59	Unstable
	249	0.14	50.72	Unstable
	235	0.10	47.50	Unstable
Average		0.12	50.55	

* Limited-stable : Stable crack growth resumed after some amounts of unstable crack growth (see Appendix)

보이고 있다. COD_{1c}는 초기균열비, 시스템의 剛性에 관계없이 일정값 0.12mm 가 되고 있으며, T_{δmat}도 시스템의 강성에 관계없이 거의 일정한 값을 가지고 있다. 다만 T_{δmat}은 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 가 증가함에 따라 약간 감소하는 경향이 있다.

以前부터 널리 인정되어 實用的으로도 많이 이용되고 있는 바와 같이, COD가 균열성장개시 또는 延性破壞發生에 대한 재료의 破壞韌性を 評價하는 데에 매우 좋은 파라미터라고 하는 것은 본 연구의 위의 결과로부터도 잘 알 수가 있다. 또한 初期피로균열先端에서의 COD, 즉 δ_0 에 관한 抵抗곡선의 기울기가 넓은 균열進展領域에 걸쳐 一定하다는 본 연구 결과는 Garwood와 Turner의 실제측정결과⁽¹⁹⁾ 및 DeCastro의

결과⁽²⁰⁾와도 一致하여, 균열성장時 균열先端열립角 CT-OA가 일정하다는 假說⁽²⁾에 符合하며, 이를 근거로 하여 평가되는 찢어짐계수 T_{δmat}가 거의 일정한 값을 갖고 있다는 결과는 T_{δmat}이 균열 성장에 대한 재료의 抵抗을 나타내는 有用한 파라미터임을 말해 주고 있다.

위에서 지적한 바와 같이 본 연구결과에서는 T_{δmat}이 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 의 증가에 따라 약간 감소하는 경향이 있다. 이러한 경향은 DeCastro의 결과⁽²⁰⁾에서도 관찰되나 그 이유에 관해서는 현재 不分明하여 금후 검토해 나갈 예정이다.

5.4 부하찢어짐계수 T_{δapp}의 평가와 불안정 균열성장

앞의 3節에서 記述한 방법에 따라 부하찢어짐계수 T_{δapp}를 다음과 같이 평가하였다.

먼저 식 (12)의 하중선 탄성변위 Δ_{el} 에 관해서는 비교적 최근에 발표되어 정확도가 높다고 생각되는 Wu의 결과⁽¹¹⁾를 이용하였다. 즉

$$\Delta_{el} = \frac{P}{B \cdot E'} f\left(\frac{a}{w}\right),$$

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 21.07 + 72\left[-0.3645\left(\frac{a}{w}\right)^5 + 1.326\left(\frac{a}{w}\right)^4 - 2.710\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 3.870\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 8.614\frac{a}{w} - 2.268 + 6.018\ln\left(1 + 2\frac{a}{w}\right) - 1.015\ln\left(1 - \frac{a}{w}\right) + \frac{2.829\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 4.437\frac{a}{w} + 2.268}{\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)\left(1 - \frac{a}{w}\right)^2}\right] \quad (18)$$

식 (13)의 하중선 소성변위 Δ_{pl} 에 관해서는 먼저 균열입구열립변위 즉 Fig. 1의 A점의 열립변위 V_A의 소성성분 (V_A)_p와의 관계를 구해 보면, 소성상태에서의 시험편의 幾何學的 관계로부터 다음 식이 얻어진다.

$$\Delta_{pl} = \frac{1}{r_p(w-a) + a} \cdot \frac{(V_A)_p}{2} \cdot \frac{S}{2}$$

여기서 r_p는 소성회전중심계수(plastic rotational factor)이며, S는 3점 굽힘시험편의 스패(span) 길이로서 標準시험편인 경우 S=4W이다. 따라서 본 연구의 경우 윗 식은 다음과 같이 된다.

$$\Delta_{pl} = \frac{w}{r_p(w-a) + a} (V_A)_p \quad (19)$$

한편 (V_A)_p와 초기피로균열先端(균열길이 a)의 열립변위의 소성성분(δ₀)_{pl}과는

$$(\delta_0)_{pl} = \frac{r_p(w-a) + (a-a_0)}{r_p(w-a) + a} (V_A)_p$$

의 관계가 있으므로 식 (19)는 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} \Delta_{\delta_i} &= \frac{w}{r_p(w-a) + (a-a_0)} (\delta_0)_{\delta_i} \\ &= \frac{w}{r_p(w-a) + (a-a_0)} [\delta_0 - (\delta_0)_{\delta_i}] \\ &= [\delta_0 - (\delta_0)_{\delta_i}] g\left(\frac{a}{w}\right) \end{aligned} \quad (20)$$

$$\text{여기서 } g\left(\frac{a}{w}\right) = \frac{w}{r_p(w-a) + (a-a_0)} \quad (21)$$

식 (20)의 우변에 나타나는 初期피로균열先端의 탄성 열림변위 $(\delta_0)_{\delta_i}$ 에 관해서는 사용상의 간편함을 생각하여, 實際균열선단(균열길이 a)에서의 탄성열림변위 δ_{δ_i} 가 試驗片의 剛性回轉에 의해 확대된 값이라 假定하면 다음과 같이 평가할 수가 있을 것이다.

$$(\delta_0)_{\delta_i} = \frac{r_p(w-a) + a - a_0}{r_p(w-a)} \delta_{\delta_i} \quad (22)$$

여기서 실제균열선단의 탄성열림변위 δ_{δ_i} 은 영국의 COD에 관한 규격 BS5762⁽⁶⁾에서와 같이

$$\delta_{\delta_i} = \frac{K^2}{2\sigma_y E'} \quad (23)$$

를 이용하여 평가할 수 있으며 應力強度係數 K 로서는 標準 3점굽힘시험편의 ASTM E399⁽²¹⁾의 다음 식을 사용하였다.

$$\begin{aligned} K &= \frac{P\sqrt{w}}{B_N} \cdot Y\left(\frac{a}{w}\right), \\ Y\left(\frac{a}{w}\right) &= \frac{6\sqrt{\frac{a}{w}} \cdot \left\{1.99 - \frac{a}{w} \left(1 - \frac{a}{w}\right)\right\} \cdot \left\{2.15 - 3.93\frac{a}{w} + 2.7\left(\frac{a}{w}\right)^2\right\}}{\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)\left(1 - \frac{a}{w}\right)^{\frac{3}{2}}} \end{aligned} \quad (24)$$

따라서 $(\delta_0)_{\delta_i}$ 은 다음과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} (\delta_0)_{\delta_i} &= \frac{r_p(w-a) + a - a_0}{r_p(w-a)} \cdot \frac{1}{2\sigma_y E'} \\ &\quad \left(\frac{P\sqrt{w}}{B_N} \right)^2 \cdot \left[Y\left(\frac{a}{w}\right) \right]^2 \end{aligned} \quad (25)$$

한편 荷重 P 로서는 3節에서 論한 바와 같이 限界 荷重 P_L 을 사용할 수가 있으며, 본 연구에서는 ASTM E813⁽¹³⁾에서의 다음식을 이용하기로 하였다.

$$P_L = \frac{1}{3} B_N \cdot w \cdot \sigma_0 \left(1 - \frac{a}{w}\right)^2 \quad (26)$$

또한 소성회전중심계수 r_p 에 대해서는 영국규격 BS 5762⁽⁶⁾에서는 $r_p=0.4$ 를 사용하고 있으나, 최근의 연구⁽¹²⁾에 의하면 $r_p=0.45$ 가 더욱 좋다는 結果가 있어 본 연구에서도 $r_p=0.45$ 를 적용하기로 하였다.

이상에서 얻어진 식 (18), (21), (25) 및 (26)의 $f\left(\frac{a}{w}\right)$, $g\left(\frac{a}{w}\right)$, $(\delta_0)_{\delta_i}$ 및 P_L 을 사용하여 3절의 식 (15), (10)으로부터 $T_{\delta_{app}}$ 를 구하면 다음과 같다.

$$T_{\delta_{app}} = \frac{E'}{\sigma_0} \cdot \frac{d\delta_0}{da} \Big|_{\delta_{i,1}}$$

$$\begin{aligned} &= p\left(\frac{a}{w}\right) + \frac{E' \cdot B_N}{K_N} q\left(\frac{a}{w}\right) \\ &\quad + \frac{E' \cdot \delta_0}{w \cdot \sigma_0} r\left(\frac{a}{w}\right) \end{aligned} \quad (27)$$

여기서

$$\begin{aligned} p\left(\frac{a}{w}\right) &= -\left[0.45\left(1 - \frac{a}{w}\right) + \frac{a - a_0}{w}\right] \left[\frac{B_N}{B_c} \cdot \frac{1}{3} \left(1 - \frac{a}{w}\right)^2 F_1\left(\frac{a}{w}\right) - \frac{B_N}{B_c} \cdot \frac{2}{3} \left(1 - \frac{a}{w}\right) f\left(\frac{a}{w}\right) - F_2\left(\frac{a}{w}\right) \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_1\left(\frac{a}{w}\right) &= 72 \cdot \left[-1.8225\left(\frac{a}{w}\right)^4 + 5.304\left(\frac{a}{w}\right)^3 - 8.13 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 7.74\left(\frac{a}{w}\right) - 8.614 + \frac{12.036}{\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)} \right. \\ &\quad \left. + \frac{1.015}{\left(1 - \frac{a}{w}\right)} + \frac{5.568\frac{a}{w} - 4.437}{\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)\left(1 - \frac{a}{w}\right)^2} \right. \\ &\quad \left. + \left\{ 2.829\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 4.437\frac{a}{w} + 2.268 \right\} \cdot \frac{\left(1 - 4\frac{a}{w}\right)}{\left[1 + \frac{a}{w} - 2\left(\frac{a}{w}\right)^2\right]^2} \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_2\left(\frac{a}{w}\right) &= \frac{4\sigma_y}{0.45 \times 2 \times \sigma_0} \cdot \frac{1}{\left(1 + 2\frac{a}{w}\right)^4} \left\{ \left(1 + 2\frac{a}{w}\right)^2 \cdot \left[3.9601 - 17.114\frac{a}{w} + 86.467\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 210.1256 \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 387.107\left(\frac{a}{w}\right)^4 - 553.3848\left(\frac{a}{w}\right)^5 \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + 537.5233\left(\frac{a}{w}\right)^6 - 286.416\left(\frac{a}{w}\right)^7 + 68.61 \left(\frac{a}{w}\right)^8 \right\} - 4\frac{a}{w} \cdot \left\{ 3.9601 - 8.557\frac{a}{w} + 28.8209 \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 52.5314\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 76.2214\left(\frac{a}{w}\right)^4 \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 92.2308\left(\frac{a}{w}\right)^5 + 76.7889\left(\frac{a}{w}\right)^6 - 35.802 \left(\frac{a}{w}\right)^7 + 7.29\left(\frac{a}{w}\right)^8 \right\} \cdot \left(1 + 2\frac{a}{w}\right) \right\} \end{aligned}$$

$$q\left(\frac{a}{w}\right) = \frac{2}{3} \left[0.45\left(1 - \frac{a}{w}\right) + \frac{a - a_0}{w} \right] \left(1 - \frac{a}{w}\right)$$

$$r\left(\frac{a}{w}\right) = \frac{(1 - 0.45)}{\left\{ 0.45\left(1 - \frac{a}{w}\right) + \frac{a - a_0}{w} \right\}}$$

Fig. 8은 식 (27)로부터 구해지는 $T_{\delta_{app}}$ 의 δ_0 에 대한 변화를 나타낸 例로서, 초기균열비 $\frac{a_0}{w}=0.6$, 시스템의 스프링상수 $K_N=449\text{kgf/mm}$ 인 경우이다. $T_{\delta_{app}}$ 는 δ_0 가 커짐에 따라 증가하여, 그 값이 재료의 찢어 집저항 T_{mat} 을 넘으면 不安定균열성장(Instable crack growth)이 일어남을 알

수가 있다.

Fig. 9는 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 가 재료의 찢어짐 저항에 미치는 영향까지도 고려하여 $T_{\delta mat}$ 에 관한 불안정균열성장 조건을 검토한 것으로 전체적으로 $T_{\delta app} > T_{\delta mat}$ 일 때 불안정균열성장이 일어나고 있어, COA에 기초를 둔 찢어짐계수 T_{δ} 가 불안정균열성장을 평가할 수 있는 좋은 力學的 파라미터라고 하는 것과 함께 본 연구에서의 $T_{\delta app}$ 평가법이 비교적 합리적이라는 것을 알 수가 있다. 이상 본 연구결과로부터 알 수 있듯이, 초기피로균열선단의 열림변위 δ_0 는, 균열성장개시 및 안정균열성장은 물론 불안정균열성장까지도 지배하는 중요한

역학적 양으로서, 연성재료의 파괴문제에 그 積極的 이용이 기대되나, 현재 연구 축적이 거의 없는 불안정균열 성장에 대한 응용에 있어서는 무엇보다도 부하찢어짐계수 $T_{\delta app}$ 의 평가에 대한 定式化(formulation) 문제를 해결할 필요가 있다. 본 연구 내용으로부터도 알 수 있듯이, 현재로서는 많은 任意性이 존재하여, 예컨대 소성회전중심계수 r_p 에 대해 어떤 값을 취하느냐에 따라 $T_{\delta app}$ 가 경우에 따라서는 상당히 변할 가능성이 있으며, 또한 δ_0 의 탄성성분 $(\delta_0)_e$ 의 평가에도 문제가 있다. 이러한 문제들은 많은 연구축적을 통해 해결되리라 생각되어 금후의 연구성과가 기대된다.

6. 결 론

延性재료의 不安定균열성장문제를 COD-저항곡선에 기초를 둔 찢어짐계수 T_{δ} 를 이용하여, 合金鋼 SCM4의 3점굽힘시험에 대해 검토하였다. 본 연구에서 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) 2-클립은 제이지에 의해 얻은 初期피로균열先端의 열림변위 δ_0 에 관한 저항곡선은 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 에 관계없이 넓은 균열진전 범위에 걸쳐 良好한 直線性을 지녀, 이로부터 얻어지는 찢어짐계수 $T_{\delta mat}$ 이 균열 성장에 대한 재료의 저항을 나타내는 유용한 파라미터임을 알 수가 있다.

(2) 그러나 본 연구의 범위내에서는 $T_{\delta mat}$ 이 초기균열비 $\frac{a_0}{w}$ 의 증가에 따라 약간 减小하는 경향이 있다.

(3) 外部하중에 의한 負荷찢어짐계수 $T_{\delta app}$ 를 평가하는 식을 제안하고, 이를 이용하여 不安定균열성장문제를 검토한 결과, 이른바 균열열림角 COA에 기초를 둔 찢어짐계수 T_{δ} 의 개념이 불안정성장을 비롯한 연성재료의 균열성장문제에 매우 有用함을 알 수가 있었다. 그러나 부하찢어짐계수 $T_{\delta app}$ 의 평가에 관해서는 금후 더욱 검토할 필요가 있다.

후 기

본 연구는 1986년도 한국과학재단의 목적기초연구의 일환으로 이루어진 것으로, 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) Paris, P.C., Tada, H., Zahoor, A., and Ernst, H., 1979, "The Theory of Instability of the Tearing

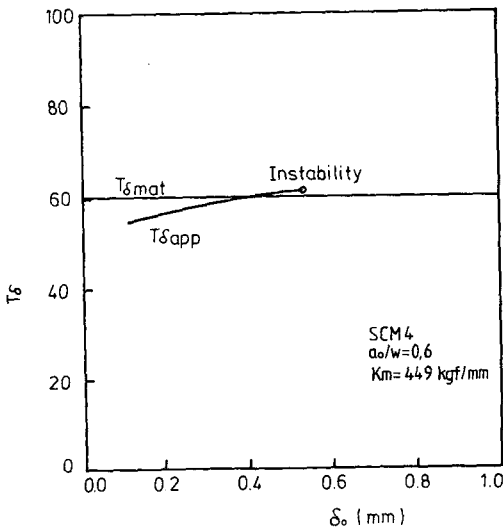


Fig. 8 Variation of $T_{\delta app}$ with δ_0

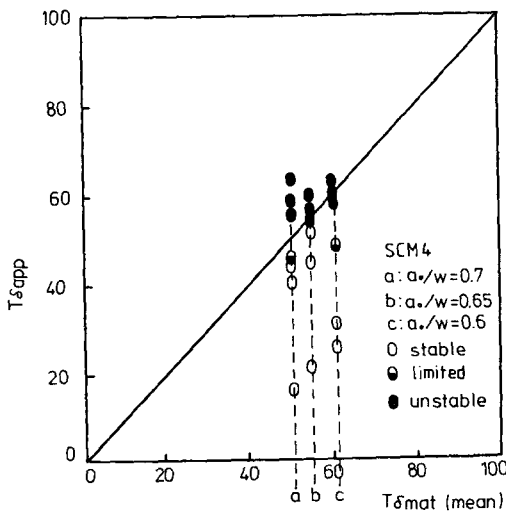


Fig. 9 Comparison of $T_{\delta app}$ with $T_{\delta mat}$

- Mode of Elastic-Plastic Crack Growth", ASTM STP668, pp. 5~36.
- (2) Shih, C.F., deLorenzi, H.G., and Andrews, W.R., 1979, "Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth", ASTM STP668, pp. 65~120.
- (3) Willoughby, A.A., Pratt, P.L., and Turner, C.E., 1981, "The Meaning of Elastic-Plastic Fracture Criteria during Slow Crack Growth", International Journal of Fracture, Vol. 17, pp. 449~465.
- (4) Wells, A.A., 1971, "The Status of COD in Fracture Mechanics", 3rd Canadian Congress of Applied Mechanics, Calgary, pp. 59~77.
- (5) Venzi, S., 1973, "Determination of a Generalized Relationship for COD Calibration", Centro Sperimentale Metallurgio Report.
- (6) British Standard Institution, BS5762, 1979.
- (7) Veerman, C.C., and Muller, T., 1972, "The Location of the Apparent Rotation Axis in Notched Bend Testing", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 4, pp. 25~32.
- (8) Green, G. and Knott, J.F., 1975, "On Effects of Thickness on Ductile Crack Growth in Mild Steel", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 23, pp. 167~183.
- (9) Ernst, H.A., Paris, P.C., and Landes, J.D., 1981, "Estimations on J-Integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record", ASTM STP743, pp. 476~502.
- (10) Saxena, A., and Hudak, S.J., "Review and Extensions of Compliance Information for Common Crack Growth Specimen", International Journal of Fracture, Vol. 14, pp. 453~468.
- (11) Wu Shang-Xian, 1984, "Crack Length Calculation Formula for Three Point Bend Specimens", International Journal of Fracture, Vol. 24, pp. R33~R35.
- (12) Wu Shang-Xian, 1983, "Plastic Rotational Factor and J -COD Relationship of Three Point Bend Specimen", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 18, pp. 83~95.
- (13) ASTM Designation E813-81, "Standard Test for J_{Ic} , a Measure of Fracture Toughness".
- (14) Albrecht, P., Andrews, W.R., Gudas, J.P., Joyce, J.A., Loss, F.J., McCabe, D.E., Schmidt, D. W., and VanDerSluys, W.A., 1982, "Tentative Test Procedure for Determining the Plane Strain J_1 - R Curve", Journal of Testing and Evaluation, Vol. 10, pp. 245~251.
- (15) Jablonski, D.A., Journet, B., Vecchio, R.S., and Hertzberg, R., 1985, "Compliance Functions for Various Fracture Mechanics Specimens", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, pp. 819~827.
- (16) Willoughby, A.A., and Garwood, S.J., 1983, "On the Unloading Compliance Method of Deriving Single-Specimen R -Curves in Three-Point Bending", ASTM STP803, pp. II-372~II-397.
- (17) Ingham, T., Elliot, G.R., and Harrison, T.C., 1971, "Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology", Institute of Mechanical Engineer, London, pp. 200~208.
- (18) British Standard Institution, DD19, 1972.
- (19) Garwood, S.J., and Turner, C.E., 1978, "Slow Stable Crack Growth in Structural Steel", International Journal of Fracture, Vol. 14, pp. R195~R198.
- (20) DeCastro, P.M.S.T, 1984, " R -Curve Behaviour of a Structural Steel", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 19, pp. 341~357.
- (21) ASTM Designation E399-83, Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials.

부 록

Fig. A. 1, Fig. A. 2 및 Fig. A. 3는 각각 안정(stable) 균열성장, 준안정(limited-stable) 균열성장 및 불안정(unstable) 균열성장하는 경우의 하중-균열입구 열림 변위 V_A 선도 및 하중-시스템의 총변위 Stroke 선도이다.

불안정 균열성장은 총변위의 증가없이 하중이 급격히 영으로 떨어지는 것이 특징으로, 하중-시스템 총변위 Stroke 선도를 관찰하고 있으면 쉽게 알 수가 있다.

준안정 균열성장은 Fig. A. 2에서 보는 바와 같이 stroke의 증가에 따른 하중감소속도가 불안정 균열성장에 비해서는 급격하지 않으나, 안정균열성장보다는 빠른 경우로, 그림중의 A점 이후에도 어느 기간 동안은 균열성장이 계속되는 경우이다.

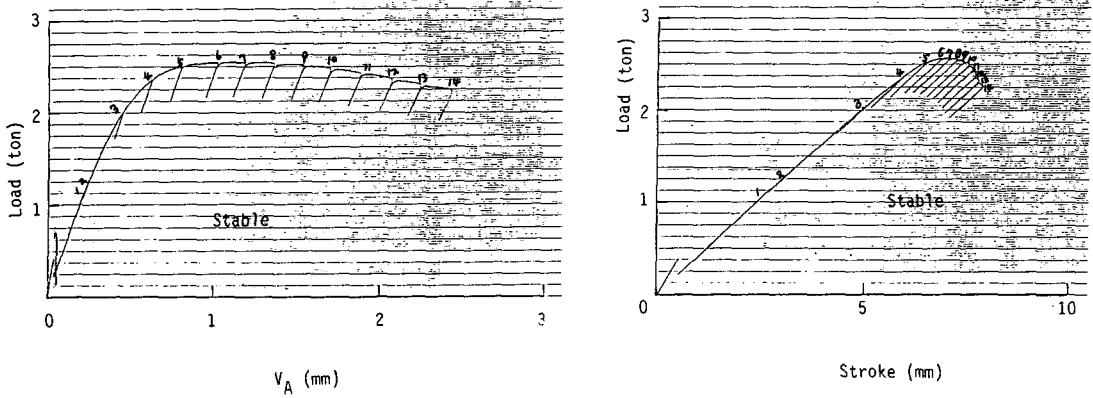


Fig. A1 Curves for P vs. V_A and P vs. Stroke, respectively for stable crack growth.

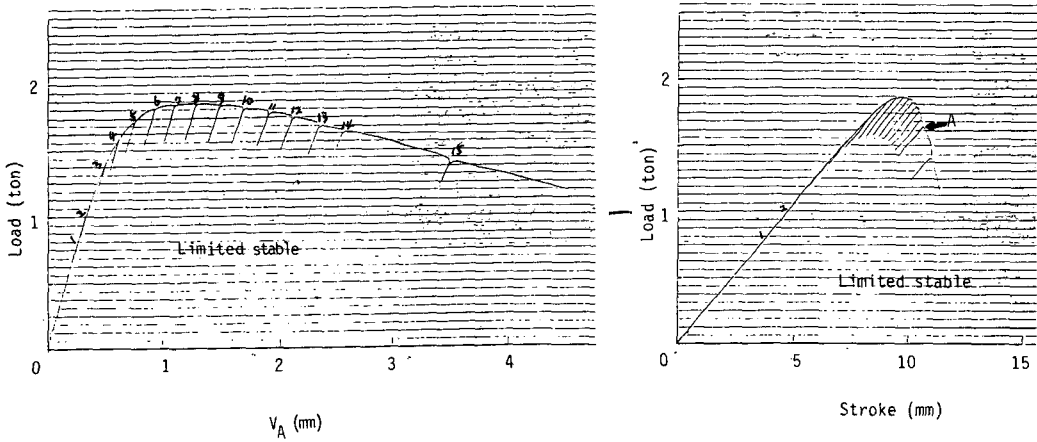


Fig. A2 Curves for P vs. V_A and P vs. Stroke, respectively for limited-stable crack growth

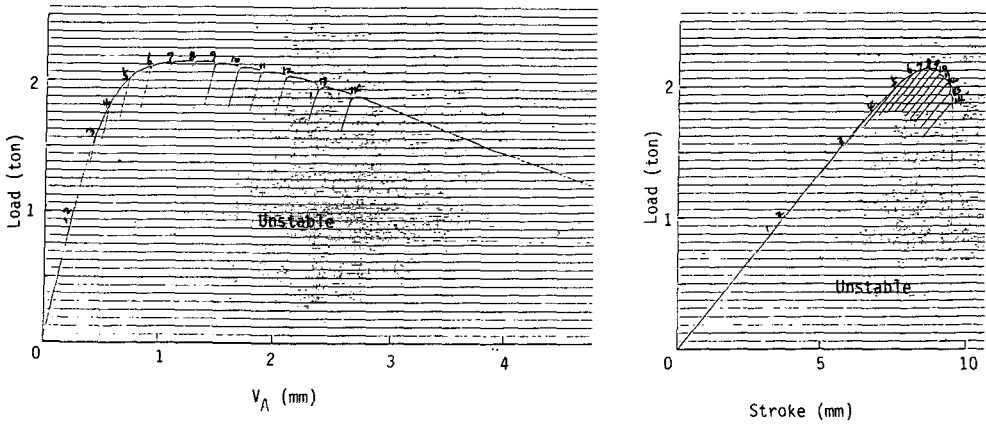


Fig. A3 Curves for P vs. V_A and P vs. Stroke, respectively for unstable crack growth