

破壞靱性 및 그 評價法

金 楨 圭

(漢陽大 工大·工博)

1. 緒 言

근년 산업의 발달에 따른 材料의 多樣性때문에 構造物의 안전성 확보 및 신뢰성 향상을 위하여 使用材料의 破壞방지에의 연구의 중요성이 종래에 비해서 한층 더 높아지고 있으며, 현재 까지 행하여지고 있는 이들 연구를 大別하면 다음의 3가지 分野로 나눌 수 있다. 즉 第1은 純粹形態에서의 破壞의 本質을 結晶構造나 轉位論등에 기초를 두고 物性論의 立場에서 論하려고 하는 分野, 第2는 材料가 가진 冶金學의 因子(化學成分, 微視組織因子등)가 破壞에 미치는 영향을 微視組織學의 觀點으로부터 취급하는 分野, 第3은 材料를 보다 巨視的으로 보아서 均일한 彈塑性體로서 취급하고, 주로 力學의 觀點에서 규명하는 破壞力學分野이다. 특히 20수년간 비약적인 진보를 가져온 破壞力學의 手法는 構造物의 不安定破壞에 대한 안전확보라는 見地에서 커다란 성과를 가져왔다. 破壞力學에 있어서의 흥미대상은 예나 지금이나 破壞靱性(Fracture Toughness)의 문제에 향해져 있다.

本講座에서는 破壞力學 및 破壞靱성의 기본적 개념에 대하여 설명함과 동시에 破壞靱성의 評價法에 대해서 記述한다.

2. 破壞力學이란

構造物의 大型化 및 溶接기술의 採用등에 따라 일어난 여러가지의 脆性破壞사고는 많은 物的,

人的피해를 가져와 設計 기술자들의 심담을 싸늘하게 하였고, 본래의 設計기준에 대해서 많은 의문을 던졌다. 表1은 과거에 일어난, 脆性破壞의 事故例를 간추린 것이다. 이중 특히 유명

表 1. 脆性破壞事故例

1919년 Boston(미국)에서 糖密탱크破壞
1938년 Hasselt(벨기에)橋의 Albert 運河에 墜落
1940~1945년 戰時標準船(미국)의 脆性破壞
1943년 New York에서 GE 社의 球形水素탱크破裂
1944년 Cleveland(미국)에서 가스壓力容器破裂
1947년 소련에서 5개의 油일탱크 破壞
1952~1955년 미국 NASA의 Rocket Motor Case 破壞
1954년 World Concord號 北大西洋上에서의 두동강으로 破壞
1967년 川崎(日本)에서 熱交換器破壞
1971년 미空軍 F111戰鬥폭격기 破壞

한 사고는 1919年 보스톤에서 발생한 당밀 탱크의 破壞(死者 12名, 부상자 40名이상), 그리고 미국에서 건조된 Liberty型 全熔接船 4694척의 배 가운데 1289척은 대해서 構造破損, 그 가운데 233척은 파멸적인 사고를 일으킨 예이다. 그림 1은 해안에 정박중 순시간에 두동강으로 난 T-2탱크의 破壞사진이다.

또한 第2次 세계대전후 引張強度가 높은 材料 즉 高張力材料가 개발되어 實用에 기여하여 왔으나 이들의 材料는 일단 크랙이 발생하면 引張強度가 낮은 材料의 경우에 비하여 훨씬 낮은 應力에서도 脆性的으로 破壞하는 경향이 있

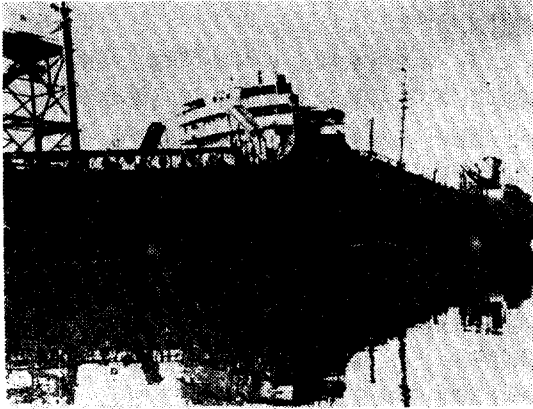


그림 1. 突然破壞한 T-2 탱크 (1943年 1月)

다. 그리고 通常 脆性破壞를 일으키지 않는 延性材料라 할지라도 가혹한 사용조건, 이를테면 저온에서 사용되면 脆性破壞를 일으키기 쉽다. 이러한 脆性破壞를 가져오는 요인은 工作物의 不良, 設計上의 不備(熔接에 의한 缺陷의 주위나 構造物中에 notch, crack의 존재등)에 의한 應力集中현상 및 鋼材의 性質 즉 脆성에 의해 크게 지배되어짐을 알고, 이것에 의해 종래 設計強度기준에서도 당연히 허용되어진 低應力下에서의 破壞임이 밝혀졌다. 따라서 構造物의 設計에 있어서는 종래의 設計기준, 즉 引張強度 혹은 降伏強度를 비판없이 안전율을 제외한 量의 사용은 禁物이며, 缺陷을 고려한 새로운 設計의 手法이 요구되어졌다. 이러한 工學的見地로부터 제안된 것이 破壞力學(Fracture Mechanics)* 이다.

바꾸어 말하면, 破壞力學의 目的은 構造物을 구성하는 材料에 어떤 크기의 缺陷의 존재나 크랙의 발생을 想定하여 안전한 사용에 있어서의 製作조건, 使用조건을 확립하는 것이다.

3. 破壞力學의 基本적개념과 破壞靱性의 物理的 배경

破壞力學은 前章에서 설명한 바와같이 材料缺陷을 크랙으로서 모델화한 連續力學의 材料破壞에의 應用學이고, 미국에 있어서의 公式定義

는 “缺陷의 존재 또는 발생이 예기된 材料를 強度上 安全히 사용하기 위한 工學的手法”으로 되어 있다.

Griffith의 脆性力學의 理論을 출발점으로 한 破壞力學의 개념은 그후 많은 연구자들에 의해 적용이 확장되어, 현재 缺陷의 安定成長開始, 成長速度, 停止, 不安定破壞開始, 破斷傳播 및 停止등의 문제를 통해서, 環境強度, 疲勞, 腐蝕 疲勞 드디어는 構造力學에 있어서의 振動, 剛性 不安全문제에까지 응용되고 있다. 또한 적용하는 材料의 대상에 대해서 말하면 完全彈性體로 간주되는 脆性材料를 비롯하여 延性材料, 粘彈性體, 더욱 近代의 材料로서 관심이 높아지고 있는 複合材料등에 그의 범위를 확장하고 있다. 이와같이 破壞力學은 광범위에 걸친 현상을 취급하고 있다.

3.1 不安定破壞의 개념

固體의 理論的破壞強度 σ_{th} 는 단순히 斷面에서의 原子間의 干涉의 에너지를 고려함에 의해서 次式과 같이 나타낸다.

$$\sigma_{th} = \sqrt{E\gamma/a} \quad (1)$$

여기에서 E : Young's Modulus, r : 形成面이 가진 表面 에너지, a : 原子間의 거리이다.

대부분의 金屬의 理論的 強度는 70,000~200,000kgf/cm²이다. 그러나 工業用으로 製造되어 市販되고 있는 構造物은 보통 이들 값의 1/10~1/100의 負荷應力에서 破壞하고, 理論的 強度는 工學的인 處理로서는 절대로 얻을 수 없다. 이것은 固體中에 應力集中源(crack, notch 등), 또는 脆弱面(粒界偏析)등의 존재때문에 거기로부터 크랙이 급속히 진행함에 기인하고 있다. 이와같은 크랙의 擴大條件은 크랙을 가진 力學系의 에너지 균형으로부터 다음 式이 成立된다.

$$\frac{d}{dc}(L+U) \geq \frac{dw}{dc} \quad (2)$$

* 破壞力學이라고 하는 단어는 1956~58년에 Irwin이 Fracture Mechanics라는 표제를 이용해서 脆性破壞의 criterion으로서 Griffith-Irwin-Orowan의 修正式을 더욱 명확히 해서 論文을 제출하였는데 이 論文의 표제로부터 시작되어진 것 같다고 한다.

□ 講 座

여기에서 L 은 外力의 일, U 는 크랙의 존재에 의해 해방되고 있는 彈性變形率 에너지, w 는 크랙 面을 가진 表面 에너지이다.

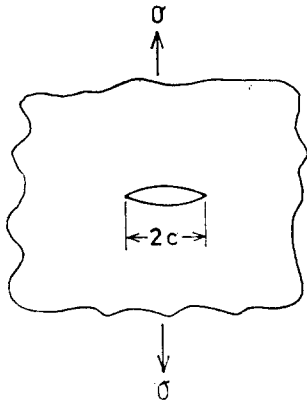


그림 2. 橢圓 크랙을 가진 彈性無限平板

1920年 Griffith는 上述과 같은 생각으로 부터 材料中에 본래 존재하는 缺陷을 크랙으로서 생각해서 그림 2에 보인 바와 같은 完全彈性體中에 길이 $2c$ 의 橢圓 크랙을 가진 無限平板을 모델로서 그 길이에 垂直方向의 應力 σ 가 작용했을 때의 不安定破壞의 條件式을 以下の 假定에 의해 유도하였다.

i) 應力狀態는 平面應力

ii) 荷重方式은 固定端負荷

따라서 外力은 일을 하지 않음으로 $dL/dc=0$, 이 경우 길이 $2c$ 의 크랙 존재에 의해 解放되는 彈性變形率 에너지 U 는

$$U = \pi c^2 \sigma^2 / E \quad (3)$$

으로 된다. 따라서

$$\frac{dU}{dc} = \frac{2\pi c \sigma^2}{E} \quad (4)$$

한편 크랙을 가진 全表面 에너지는

$$w = 2(2c)r = 4cr$$

$$\frac{dw}{dc} = 4r \quad (5)$$

로 된다. 以上の 結果를 크랙의 擴大條件式인 (2)에 대입하면

$$\frac{2\pi c \sigma^2}{E} \geq 4r \quad (6)$$

$$\therefore \sigma \geq \sqrt{\frac{2Er}{\pi c}} \quad (7)$$

가 얻어진다. 이것이 Griffith의 크랙의 擴大條件式이다.

그후, 第2次大戰을 사이에 두고 미국에서는 戰車등 각종 兵器의 破壞등에 關係해서 Griffith의 理論에 기초를 두고 연구가 활발히 되었다. 그러나 Griffith 理論은 유리와 같은 극히 脆性이 높은 材料에서는 성립하지만 金屬의 脆性破壞는 반드시 塑性變形을 동반하기 때문에 그 영향을 고려하지 않으면 안된다. 이러한 생각에 의해 1948年 Orowan, Irwin은 다음과 같이 Griffith 式을 修正하였다. 즉 破壞될 때 塑性變形이 破面근방에 局限되어 있는 경우를 생각해 보면 式 7中의 r 대신에 塑性일 r_p 를 r 에 더한 것을 사용해서 限界應力 σ_c 는 다음式으로 修正된다.

$$\sigma \geq \sigma_c = \sqrt{2(r+r_p)E/\pi c} \quad (8)$$

여기에서 실제로는 r_p 에 대해서 r 는 대단히 적기 때문에 $r+r_p \approx r_p$ 로 생각하여도 좋으므로 式 8은 다음과 같이 된다.

$$\sigma_c = \sqrt{2r_p E/\pi c} \quad (9)$$

이것이 유명한 Griffith-Orowan-Irwin의 式이다.

Griffith 式 및 Griffith-Orowan-Irwin 式은 不安定破壞에 대한 에너지 條件으로서 物理的意味가 깊은 것이지만 算術加算性이 없는 에너지를 사용하고 있으므로, 이대로의 形으로 실제 문제에 적용할 때에는 극히 복잡하게 되고, 따라서 보다 간편한 취급방법이 願하여 졌다.

Irwin은 1952年, Griffith 式에 있어서 그左邊을 單位길이의 크랙 擴大에 따르는 힘이라 생각하고, 이것을 G 로 표시하였다. 이 G 를 크랙의 進展力 (crack extension force) 또는 單位 길이에 대한 크랙의 擴大에 따라 해산되는 에너지라고 하는 意味로부터 에너지 解放率 (elastic energy release rate)이라고 부른다. G 를 사용해서 (6)式을 고쳐쓰면

$$G \geq dw/dc = 2r \quad (10)$$

여기서 G 는 荷重方式에 관계없는 力學量이지만, 右邊의 dw/dc 는 材料의 종류에 의해 一義的으로 정하는 物理量이다.

따라서 力學量 G 가 材料의 不安定破壞에 대한 抵抗值 Gc 에 달하면 不安定破壞가 일어난다.

이들을 이용하면 前述의 不安定破壞개시에 대한 條件式은

$$G \geq Gc (=2r) \quad (11)$$

이 되고, 이것을 G criterion이라고 부른다. 이렇게 해서 불리우는 物理量 Gc 는 材料가 가진 크랙의 擴大抵抗을 나타내는 것으로 破壞靱性 (Fracture Toughness)이라 부른다.

3.2. 應力擴大係數와 破壞靱性

材料中에 任意의 形狀을 가진 크랙이 존재하고, 任意의 方向에 外應力 σ 가 가하여 지고 있는 경우의 크랙 面 變位の 樣式으로는 그림 3과 같이

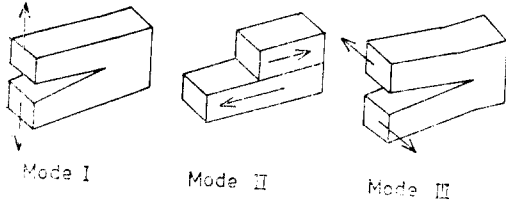


그림 3. 크랙 面의 變位樣式

Mode I : Opening Mode (開口樣式)

Mode II : Forward Sliding Mode (面內剪斷樣式)

Mode III : Parallel Sliding Mode (面外剪斷樣式)

의 3가지가 있다. 여기에서 그림 4에 보인바와 같은, 材料中에 任意인 形狀의 크랙을 想定하

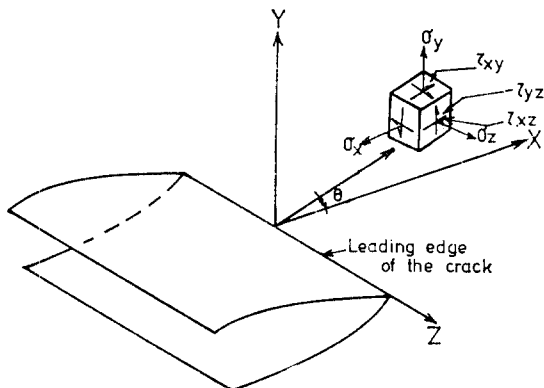


그림 4. 크랙 先端近方의 座標系와 應力成分

여, 그 前端上의 한점 0을 原點으로서 크랙 面에 포함되는 主法線을 x 軸, 크랙 面에 수직인 法線을 y 軸, 接線을 z 軸으로 하는 (x, y, z) 座標 및 (r, θ, z) 座標를 생각한다고 하면 크랙 先端에서의 應力狀態는 6개의 應力成分, $\sigma_{ij}(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz})$ 에 의해 완전히 나타낼 수 있다. 上述의 3種類의 크랙 面의 變位樣式的 각각에 대해서, 모든 應力成分 σ_{ij} 는

$$\sigma_{ij} = A_1 \left(\frac{r}{c} \right)^{-1/2} f_1^{ij}(\theta) + A_2 f_2^{ij}(\theta) + A_3 \left(\frac{r}{c} \right)^{1/2} f_3^{ij}(\theta) + \quad (12)$$

처럼 $r^{-1/2}$ 의 特異性을 가진 形으로 級數展開한 形으로 나타내려고 함이 밝혀지고 있다. 여기에서 c 는 크랙 길이, $f_1^{ij}(\theta)$, $f_2^{ij}(\theta)$ 는 各變位樣式에 대해서 정하는 θ 의 無次元函數, A_1, A_2, \dots 는 變形의 型, 荷重의 크기, 部材 및 크랙의 形狀치수에 의해 정하는 應力次元을 가진 係數이다. 지금 $r \ll c$ 인 범위를 생각하면, 거기에서의 σ_{ij} 는 級數展開한 第1項만으로서 近似的으로 나타낼 수 있다. σ_{ij} 를 크랙 面의 變位樣式에 대해서 具體적으로 나타내면 다음과 같다.

Mode I :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{Bmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (13)$$

Mode II :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} (2 + \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2}) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} (1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}) \end{Bmatrix} \quad (14)$$

Mode III :

$$\begin{Bmatrix} \tau_{xz} \\ \tau_{yz} \end{Bmatrix} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (15)$$

단, Mode I 과 Mode II 에 대해서는

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) \dots \text{平面變形率}$$

□ 講 座

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$$

이고, Mode III에 대해서는

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0$$

이다.

上式에 있어서 K_I , K_{II} , K_{III} 는 각각의 變位 상태下에서 크랙 先端근방에 分布하고 있는 強度의 정도를 나타내는 係數, 즉 應力擴大係數 (Crack Intensity Factor)이다.

이들 應力擴大係數 K^* 와 前節에서 설명한 G 와의 사이에는 깊은 관계가 있다.

즉 각각의 크랙面의 變位樣式에 대해서 K 와 G 와의 사이에는 次式과 같이 1:1의 對應關係가 있다.

Mode I :

$$G_I = (1-\nu^2) \frac{K_I^2}{E}$$

Mode II :

$$G_{II} = (1-\nu^2) \frac{K_{II}^2}{E}$$

Mode III :

$$G_{III} = \frac{K_{III}^2}{2G^*}$$

$$(16)$$

E : 縱彈性係數, G^* : 橫彈性係數

여기에서 실제로 가장 중요한 것은 Mode I의 경우이며 (11)式은 다음과 같이 記述할 수 있다.

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (17)$$

K_I 의 限界值도 破壞靱性이라고 부른다.

4. 破壞靱性的 種類

현재, 破壞靱性 또는 破壞에 관한 材料定數로서는

$$K_{Ic}, K_{IIc}, K_{IIIc}, G_{Ic}, G_{IIc}, G_{IIIc}$$

$$CTOD_{Ic}, CTOD_{IIc}, J_{Ic}, J_{IIc}$$

등이 있다.

K 는 應力擴大係數, G 는 에너지解放率, CTOD는 크랙 先端의 開口變位 (Crack Top Opening Displacement), J 는 J 積分, 添字의 I는 크랙이 Mode I임과 동시에 平面變形率상태임을 표시하고 있다. 그리고 c 는 靜的荷重, d 는 動的荷重, a 는 크랙 阻止現象에 있어서의 限界值

(Critical Value)를 나타내고 있다. 以下 K_{Ic} (G_{Ic}), $CTOD_{Ic}$ 및 J_{Ic} 에 대해서 간단히 설명한다.

K_{Ic} , G_{Ic} : 前章에서 說明한 바와같이 Griffith-Orowan-Irwin의 破壞力學의 體系에 있어서 크랙 先端의 橫수축이 완전히 억제된 平面變形率상태에서 材料가 보인 破壞에의 저항을 應力擴大係數의 形으로 表現한 것이다.

$CTOD_{Ic}$: Griffith-Orowan-Irwin의 線形破壞力學이 적용될 수 있는 것은, 實在 構造物에 존재하는 缺陷의 주변에 형성되는 塑性變形領域의 크기가 缺陷크기에 비해서 충분히 작은 경우에 限한다. 그러나 實在의 破壞는 平面變形率條件을 만족하여도 小規模降伏條件을 만족하지 않고 일어난다. 이와 같은 경우에 使用材料의 안전성을 보증하기 위해서는 彈塑性破壞靱性이 評價되어야 한다. 즉 線形破壞力學이 적용할 수 없는, 塑性變形이 존재하는 경우의 破壞에 대한 法則으로서 CTOD 限界條件을 사용한 criterion이 1961年 英國에서 Wells, Cottrell에 의해 제안되었다.

J_{Ic} : 小規模降伏에 제한되지 않고, 破壞靱성을 행하는 方法으로, 上述의 CTOD 개념과 本質적으로 동일하고 단순히 parameter를 CTOD에서 J 積分으로 바꾼 것에 지나지 않는다. 그 이론적 基반으로 된 것은 1968年 Rice의 J 積分에 의한 非線形破壞力學이다. J 積分의 定義는 다음 式으로 주어지고 있다.

$$J = \int \Gamma w dy - T \left(\frac{\partial U}{\partial x} \right) ds \quad (18)$$

여기에서, Γ ; 그림 5에서 보인 바와같이 크랙 先端을 反時計方向으로 둘러싼 曲線.

W : 變形率 에너지 密度 = $\int_0^c \sigma d\varepsilon$

T : 曲線 Γ 에 수직인 밖으로 향한單位 vector n 에 따른 Γ 上的 應力 vector $T_i = \sigma_{ij}n_j$

U : 變位 vector

S : 弧의 길이

* K 라고 하는 記號는 1958年 Irwin의 共同研究者 Kies의 K 를 따서 Irwin이 使用한 것이 처음이라고 한다.

* J 라고 이름 붙인것은 아마도 Rice의 initial J 를 취한 것으로 보고 있다.

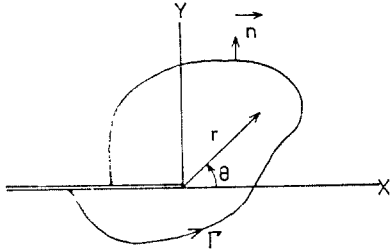


그림 5. 크랙先端의 座標系와 任意線積分徑路

이다. 平面變形率 破壞靱性으로서의 J_{IC} 는 1972年 Begley와 Landes 들에 의해 제안되어 J_{IC} 시험이 급속히 보급되었다.

그것은 線形破壞力學에 기초를 둔 平面變形率 破壞靱性 K_{IC} 시험의 엄격한 最小치수 조건에 유래하고 있다. 즉 ASTM E399-74에 의하면 K_{IC} 시험에 사용되는 시험편의 치수는 σ_y 를 降伏應力으로서

$$a, b_0, B \geq 2.5(K_{IC}/\sigma_y)^2 \quad (19)$$

여기에서 a, b_0, B 는 그림 7에 있어서 표시된 바와 같다.

을 만족하여야 한다. 이 때문에 中, 低, 高靱性 材料의 K_{IC} 를 구하기 위해서는 대단히 큰 시험편이 필요하게 되고 경우에 따라서는 素材로부터 시험편의 치수 또는 시험기 용량의 점으로부터 사실상 K_{IC} 를 구할 수 없는 경우가 많은 것이다. 한편 J_{IC} 시험에 있어서 最大치수의 제약조건은 σ_{flow} 를 降伏條件과 引張強度와의 평균치로서

$$a, b_0, B \geq 50J_{IC}/\sigma_{flow} \quad (20)$$

로 주어지고 있다. 이 式에서 定數 50은 25정도라도 관계없다고 하는 의견이 있고, 이 點에 관해서는 현재 論爭중이다. 아무튼 式(20)은 式(19)에 比하여 현저히 容易하게 만족되어진다. 따라서 K_{IC} 시험편보다 훨씬 작은 시험편을 사용하여도 有效한 平面變形率 破壞靱性值 J_{IC} 가 얻어지게 된다. 또한 K_{IC} 와 J_{IC} 의 사이에는 線形인 平面變形率의 경우에는

$$J_{IC} = (1-\nu^2)K_{IC}^2/E \quad (21)$$

의 관계가 있으므로 J_{IC} 로부터 간단히 K_{IC} 를 算出할 수 있다.

미국에서는 原子爐 壓力容器, 그리고, 대단히 두꺼운 鋼板熔接構造物의 設計기준에 K_{IC} 値를 구하는 것이 실제면에 있어서 絶對한 과제가 되는 것이 많은 이때 거대한 시험을 실시하지 않고도 적당히 小型의 시험에 의해 J_{IC} 値를 구하고 더욱 K_{IC} 値를 算出할 수 있어 J_{IC} 시험의 實用성은 대단히 높다고 할 수 있다.

그림 6은 각각의 破壞靱性值의 적용범위를 圖式的으로 나타낸 것이다.

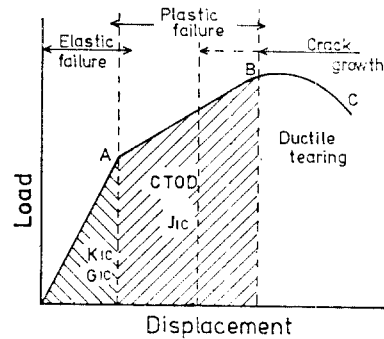


그림 6. 破壞靱性 試驗에 있어서의 荷重, 變位の 關係

5. 破壞靱性 시험법

5.1. 平面變形率 破壞靱性 시험 (K_{IC} 시험)

K_{IC} 시험은 현재 ASTM E 399에 상세히 규격화되어 있다. 이하에 이 시험법의 개요를 설명한다.

시험편은 그림 7에 보인 바와 같이 3點 굽힘 시험편과 compact 引張시험편의 2종류이다. 시험편에는 예리한 노치를 넣지만 그 형상은 chevron 또는 제작하기 용이한 貫通형의 어느 것이나 관계없다. 노치 先端에는 시험에 앞서서 반드시 규정의 형상과 길이의 疲勞 크랙 을 넣고, 疲勞 크랙 先端의 塑性領域을 충분히 작게하기 위하여 反復荷重의 조건도 엄밀히 규정되어 있다. 다음에 引張荷重에 의해 靜的으로 破斷시키고, 이때 노치 先端에 붙인 clip-gage에 의해 荷重 P 와 크랙 開口變位 COD

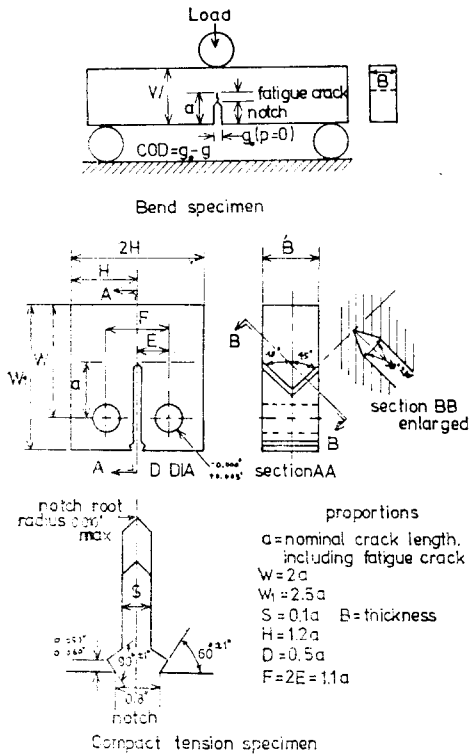


그림 7. 平面變形率 破壞靱性 試驗片

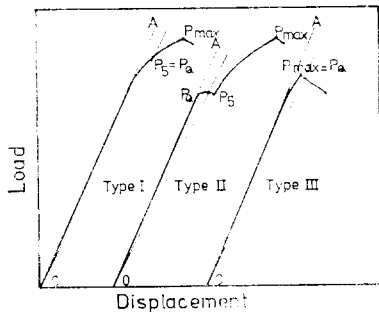


그림 8. ASTM E399에 있어서의 荷重 P_Q 의 定義

($=\delta$)와의 관계를 X-Y 기록계에 의하여 그린다.

K_{Ic} 계산에 있어서 필요한 P_Q 는 破壞가 개시할 때의 荷重을 말하며, 이것은 以下와 같은 방법으로 결정한다. X-Y 기록계에 의한 荷重 P 와 變位 δ 와의 곡선은 그림 8에 정의한 Type I, Type II, Type III의 어느 한 쪽으로 분류된다. 직선 OA는 시험의 초기단계 즉 塑性變形的 결과

만을 나타내는 직선부분의 勾配를 나타내고, 점 P_Q 는 직선 OA의 勾配보다 5%의 勾配감소를 가진 직선이 $p-\delta$ 곡線과 만나는 點이다. 시험편이 延性的으로 破壞하는 경우는 Type I, pop-in 현상을 일으키는 경우는 Type II, 그리고 단순한 脆性破壞의 경우는 Type III이 되지만, 破壞靱性値의 算出에 사용되는 荷重値는 각 Type 마다 圖中에 정의되고 있는 P_Q 의 값이다. 또한 破壞에 있어서 疲勞 크랙의 길이의 측정은 倍率 10~30倍의 顯微鏡으로 행하고 노치 치수를 포함한 有效 크랙의 길이 a 를 결정한다. 上述의 P_Q 와 a 로부터 임시의 破壞靱性値 K_Q 를 계산할 수 있다.

1) 3點 굽힘시험편

$$K_Q = (P_Q S / BW^{3/2}) [2.9(a/W)^{1/2} - 4.6(a/W)^{3/2} + 21.8(a/W)^{5/2} - 37.6(a/W)^{7/2} + 38.7(a/W)^{9/2}] \quad (22)$$

2) Compact 引張시험편

$$K_Q = P_Q / BW^{1/2} [29.6(a/W)^{1/2} - 185.5(a/W)^{3/2} - 655.7(a/W)^{5/2} - 1017(a/W)^{7/2} + 638.9(a/W)^{9/2}] \quad (23)$$

단, 各項의 係數는 應力과 길이의 單位를 각각 psi와 in로 하고 K_Q 의 單位를 $\text{psi-in}^{1/2}$ 로 한 경우에 對해서 的 값을 나타내고 있다. 그리고 여기에서 s 는 span의 길이이고, a, B 및 W 에 對해서는 以下에서 설명한다.

上記와 같은 순서를 거쳐서 算出된 임시의 破壞靱性値 K_Q 가 有效한 平面變形率 破壞靱性値 K_{Ic} 이기 위해서는 규격에 정해져 있는 諸條件式이 만족되어야 한다. 이들 條件中에서 중요한 事項은 다음과 같다.

1) 시험편 치수형상

a : 有效 크랙의 길이

W : 有效板의 幅 B : 板의 두께

σ_y : 降伏應力 또는 0.2%2耐力

b_0 : l:gement의 길이

$$b_0 = W - a \approx W/2$$

$$B = W/2$$

$$a, b_0 B \geq 2.5 (K_Q / \sigma_y)^2$$

(24)

2) 疲勞 크랙 插入의 最大應力擴大係數

$$K_{f,max} \left. \begin{aligned} K_{f,max} &\leq 0.6 K_Q \\ K_{f,max}/E &\leq 0.00032mm^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

3) $P-\delta$ 關係

$$P_{max}/P_Q \leq 1.10 \quad (26)$$

4) 疲勞 크랙의 形狀, 치수

$$\left. \begin{aligned} 0.45W &\leq a \leq 0.55W \\ \text{疲勞 크랙의 길이} &\geq 1.3mm, 0.05a \\ \text{表面에서의 疲勞 크랙의 길이 } a_f & \\ 0.9a &< a_f < 1.1a \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

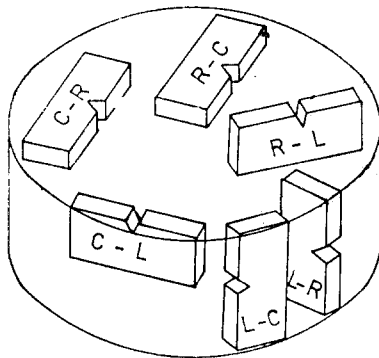


그림 9. 試驗片 採取方位의 表示 (ASTM E-399-74)

5) 시험편의 採取방법 (그림 9)

以上 K_{Ic} 시험법에 관해서 설명하였지만, 선박, 교량, 도시가스 球形탱크 등 各種의 熔接 構造物에 사용되고 있는 鋼材에 이 시험법을 적용하는 것은 일반적으로 불가능하다. 말하자면 破壞力學的인 靱性시험은 構造物에 있어서 鋼材의 最低溫度를 그대로 시험溫度로서 실시하는 것에 특징이 있음에도 불구하고 이들 鋼의 경우에는 極低溫에서 시험하지 않는 한 式(24)의 平面變形率條件은 만족되지 않는다, 原子爐壓力容器 등에 사용되고 있는 極厚鋼板의 경우에는 시험편 두께 B 를 鋼板의 본래의 두께 혹은 그것에 가까운 것으로 한 巨大치수의 시험편을 사용하면 最低溫度에서 이 條件을 만족시키는 것은 가능한 것이나 경비 및 노력의 면에서 대단한 것이다.

5.2. CTOD_{Ic} 시험

小規模降伏條件에 있어서 크랙 先端開口變位 CTOD는 式(11)처럼 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$CTOD \geq CTOD_{Ic} \quad (28)$$

즉 K_{Ic} 에 대응하는 CTOD_{Ic}도 단일 parameter CTOD로서 記述되는 破壞靱性이다. 더구나 大規模降伏상태에 있어서 應力擴大係數 K_1 이 그 의미를 완전히 잃어버림에 반하여 CTOD는 小規模降伏상태에서와 마찬가지로 적어도 實在하는 것은 틀림없다.

CTOD를 직접 측정하는 완전한 방법은 현재 까지 개발되어 있지 않지만, 간접적으로는 CTOD를 그림10과 같은 방법에 의한 clip-gage에 의해, 破壞가 개시할 때까지 연속적으로 측정이

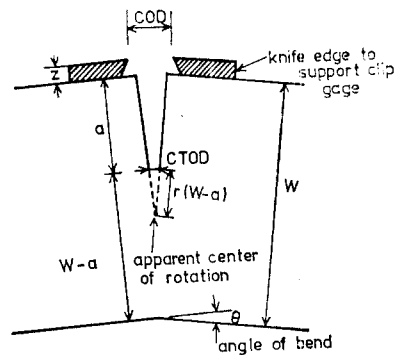


그림 10. Clip gage에 의한 크랙 先端開口 變位 CTOD 測定의 實際

가능하다. 더구나 이와같은 측정은 K_{Ic} 시험과 똑 같은 장치에서 행하여지므로 實用性이 좋고, 現在 CTOD의 측정에 clip-gage를 사용하는 것은 가장 일반적인 방법으로 되고있다.

破壞靱性시험의 표준화는 Wells의 흐름을 탄 연구자들에 의해 進行되어 英國規格案 DD19: 1972 Methods for Crack Opening Displacement Testing 이 있다. 그림11는 DD19의 COTD 시험편의 形狀치수이다. 荷重方式은 ASTM E 399의 굽힘시험편의 것과 같은 靜的 3點굽힘으로 되어 있지만 疲勞 크랙을 넣기 위한 反復荷重에 관한 제약이 약간 완화되어 있는 이외에 P_Q 의 정의도 도입되어 있지 않다. 破壞發生時의 clip-gage 變位 COD로 부터 CTOD의 환산이

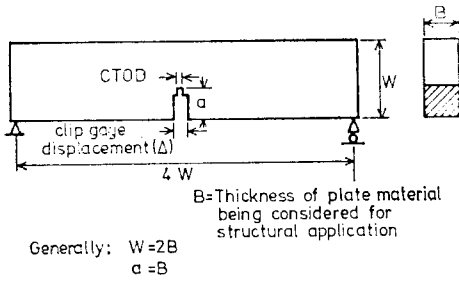


그림 11. DD19의 CTOD 試驗片

행하여 지고 있다.

CTOD를 COD로부터 구하는 방법에 대해서는 제안이 몇개 있지만 대표적인 것은 英國의 Wells에 의해 도입된 다음의 식이다.

1) $COD \geq 2\eta\sigma_y W(1-\nu^2)/E$ 의 경우

$$CTOD = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + z} \left[\frac{COD - \eta\sigma_y W(1-\nu^2)}{E} \right] \quad (29)$$

2) $COD \leq 2\eta\sigma_y W(1-\nu^2)/E$ 의 경우

$$CTOD = \frac{0.45(W-a)}{0.45W + 0.55a + z} \left[\frac{COD^2 E}{4\eta\sigma_y W(1-\nu^2)} \right] \quad (30)$$

여기에서 W, a 및 z 는 그림 10, 그림 11에 각각 표시한 대로이고, σ_y 는 COD測定時의 온도에 있어서 材料의 降伏點을 각각 표시한다. η 에 대해서는 $\eta\sigma_y W(1-\nu^2)/E$ 를 COD의 彈性限으로서 荷重과 COD의 X-Y 기록에서 구하여도 좋지만 읽는 방법의 개인차를 줄이기 위하여

a/W	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
η	0.70	1.03	1.35	1.54	1.72

에 의한 값을 사용해도 좋다고 되어 있다.

CTOD를 사용해서 정리되고 있는 실험결과는 현재까지 대단히 많지만, DD19가 그대로 사용되고 있는 예는 적다. 또 DD19에 있어서의 시험편은 굽힘시험편 뿐이고 compact 引張시험편은 포함되어, 있지 않고, 두께 B는 원칙적으로 鋼板의 두께로 되어 있다.

5.3. J_{IC} 시험

J_{IC} 를 구하는 規格은 현재 없지만 지금까지 제안되고 있는 J_{IC} 시험법은 大別해서 다음과 같다.

1) R 曲線法 (Crack Growth Resistance Curve) : 1972年 Begley들이 제안한 방법으로 ASTM 推獎시험법으로서 가까운 장래에 ASTM 規格에 넣어질 것이라고 생각되고 있다.

鈍化曲線 ($J=2\sigma_{flow}\Delta a$)과 이를테면 加熱着色에 의해 실측한 R曲線과의 交點으로부터 J_{IC} 를 결정하는 방법으로 상세한 내용에 관해서는 다음節에서 설명한다.

2) Stretch zone 法 : 1977年 Kobayashi 들에 의해 활발히 연구된 방법으로 鈍化曲線 (J-stretch zone 幅 曲線)을 실측하고 이것과 J에 의존하지 않는 破壞開始後의 한계 stretch zone 幅 (SZW)과의 交點으로부터 J_{IC} 를 결정하는 방법.

3) Compliance法 : 1976年 Carke들에 의해 제안된 방법으로 시험편에 荷重을 負荷후, 荷重을 조금 除荷하고, 除荷할 때의 荷重-變位曲線의 기울기로부터 크랙 길이를 구하고, 그후 다시 負荷한다. 이러한 조작을 反復하면 시험편을 破斷시키지 않고 크랙 成長率이 구하여지므로 1本の 시험편으로부터 R 曲線이 그려진다. J_{IC} 는 R 曲線과 같은 방법으로 구하여 진다.

4) 電位差法, AE 法, 電位差 또는 AE (Acoustic Emission) 등의 非破壞檢査법에 의해 破壞開始를 직접 檢査하는 방법으로, 1975年 三好, 1976年 岸들의 연구가 있다.

이하에서는 (1) 및 (2)의 방법에 대하여 상세

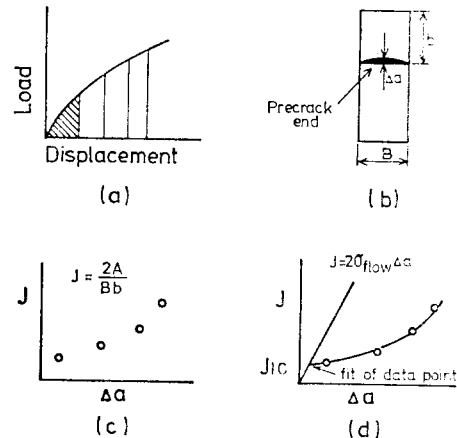


그림 12. R曲線에 의한 J_{IC} 測定

히 설명한다.

1) R曲線法

시험편으로서는 疲勞 크랙을 도입한 ($a/W \geq 0.5$) 3點 굽힘시험편 또는 Compact 引張시험편을 사용한다. 시험방법은 그림 12에 보인 바와 같으며 그것을 요약하면 다음과 같다.

(1) 여러가지의 變位까지 시험편에 荷重을 가하여 그후 除荷 (a).

(2) 荷重 變位 기록 (a).

(3) 除荷하여 加熱着色 (一例, 電氣爐中에서 加熱해서 액체窒素속에 시험편을 침적시킨 후 충격적으로 脆性破壞) 또는 疲勞破壞 (b).

(4) 着色된 破面으로부터 크랙 進展量 Δa 를 측정 (變位가 작으면 stretch zone 幅만이고, 變位가 증가하여 延性 크랙이 발생하면 stretch zone 幅 + dimple 形成幅이다) (b).

(5) 各各의 荷重-變位曲線으로부터 J 를 계산 (3點 굽힘의 경우, $J=2A/Bb$. Compact 引張시험의 경우는 軸荷重補正을 행함) (c)

(6) 鈍化曲線(Blunting line)으로서

$$J = 2\sigma_{flow} \Delta a$$

를 사용한다. R 曲線의 결정은 4點 이상을 필요로 하고, 여러가지 제약이 있다. 交流의 J_{in} 이 $B, b \geq 50J / (\sigma_y + \sigma_B)$

(σ_B 는 引張強度)를 만족할때 J_{in} 를 J_{IC} 로 한다 (d)

(7) 不安定破壞가 생겼을 때에는 어떤 제약하에서 最大荷重點을 J_{IC} 로 보아도 된다.

그림 13은 1974年 Landes들에 의해서 연구한 R 曲線法의 實驗結果의 一例를 나타낸 것이다.

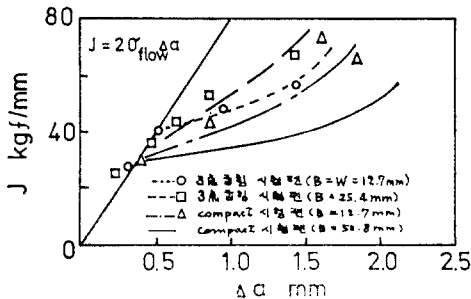


그림 13. R 曲線法의 實驗結果

2) Stretch Zone 法

破壊靱性시험편의 破面에 남아있는 stretch

zone의 치수는 塑性鈍化에 의한 크랙의 開口 또는 進展量을 나타내고 있다.

특히, 破壞開始후의 限界 stretch zone 幅, SZW_c 가 K_{IC} 혹은 $CTOD_{IC}$ 등의 破壊靱성과 一義的인 대응관계에 있음은 잘 알려져 있다. 물론 stretch zone은 破壞開始이전부터 형성되어 있고, 어떠한 방향으로서 그의 幅 SWZ가 검출되어지면 鈍化線의 形이 실험적으로 확인할 수 있다. 그것이 stretch zone 法의 本質的인 부분이다. 그림 14에 시험방법을 나타낸다.

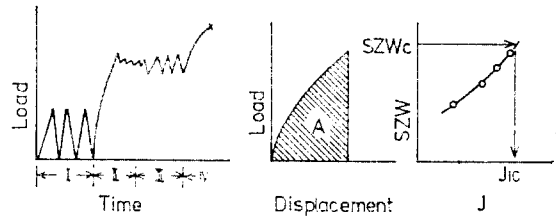


그림 14. Stretch zone 法

疲勞 크랙을 도입한 후에 破斷開始이전의 소정의 變位까지 負荷하여 J 의 평가를 행함과 동시에, 더욱 疲勞에 의해 試驗片을 破斷시킨다. SZW는 fractography 的측정에 의해 얻어진다. 所定의 變位가 다른 몇개의 시험편에 대해서, SZW를 J 에 대해서 plot 하면 鈍化曲線이 얻어진다. 한편, 하나의 시험편을 過荷重破斷시켜, SZW_c 를 측정한다. J_{in} 은 鈍化曲線과 J 에 의존하지 않는 SZW_c 와의 交點에서 결정되어진다.

그림 15에 板의 두께를 변화시킨 경우의 실험 결과를 나타낸다.

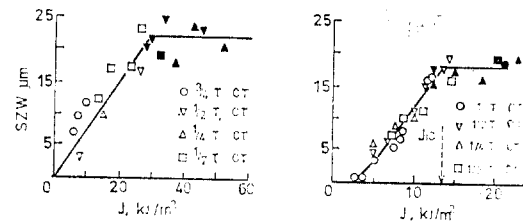


그림 15. Stretch zone 法에 의한 실험결과 (a) Ti-6Al-4V (b) Al 合金 5083

이와 같은 stretch zone 法에 의한 방법은 여러가지 실험결과, 이를테면

□ 講 座

(i) 小規模降伏상태에서 K_{Ic} 개념이 성립하는 材料 (4340 鋼, 10B35鋼, Ti-6Al-4V)에 대해서는 ASTM 規格의 K_{Ic} 시험으로 유효한 K_{Ic} 의 값을 얻는것에 필요한 시험편보다 훨씬 작은 치수의 시험편을 사용하여 J_{Ic} 의 값에서 K_{Ic} 의 값을 추정할 수 있다.

(ii) 破壊가 개시될 때의 限界 stretch zone幅 SZW_c 와 J_{Ic} 의 관계는 降伏應力에 의존하지만, 破壊가 개시하기 이전의 stretch zone幅 SZW 와 J 의 관계는 오히려 縱彈性係數 E 에 강하게 의존한다.

(iii) 板두께의 中央部の stretch zone幅을 취하면, 板두께 方向으로 변화하는 얇은 板에서도 平面變形率상태의 유효한 J_{Ic} 를 구할 수 있는 가능성이 있다. 등 破壊靱성의 본질과 직접으로 관련하는 정보가 얻어진다고 하는 利點은 누구도 부정할 수 없다. 그러나 측정치에 임의성과 無作爲가 많은 fractography 的 방법을 사용하고 있기 때문에 工業시험으로서 채용함에 저항이 있고, 또한 stretch zone이 크랙의 先端에 따라 반드시 균일하게 나타나지 않는 材料에 대해서는 이 방법의 적용에는 검토를 필요로 하는 등의 문제점도 가지고 있다.

5.4. 動的破壞靱性

脆性破壞사고예의 대다수는 衝擊的이 아닌 負荷狀態下에서 일어나고 있으므로, 破壞力學的인靱性시험은 지금까지 설명한 靜的荷重에 의해 실시되는 것이 기본으로 되어 있다. 그러나 原子力發展用機器등 비교적 제한된 예로서, 衝擊的荷重下에서의 안전성 평가가 필요하게 된다. 이러한 목적에서 행하는 衝擊荷重에 의한 破壞力學的인靱性시험을 動的破壞靱性시험이라고 한다.

중대, 動的破壞靱性 K_{Ia} 를 구하기 위하여 실시된 組織的인 연구로서 미국에 있어서 HSST 프로그램 (Heavy Section Steel Technology Program)의 연구가 알려져 있다. 여기에서는 그때 채용된 방법을 간단히 소개한다. 動的發生の 破壞靱性值 K_{Ia} 는 Westing house 社에 의해 그림 7의 compact 引張시험편을 사용하여 실시

되었다. 板두께 B 는 1", 2", 4" 및 8"까지가 시험되었고, 4"까지의 시험편은 open loop의 accumulator를 가진 高速시험기에 의해 시험되고 있다. 8" 시험편의 경우는 高速押出裝置 (Dyna-pac)을 일부 개조한 시험기를 사용해서 실험이 행하여 졌다. 어느쪽의 실험에 있어서도 荷重變化는 Brown 管 Oscilloscope를 사용하여 관측되고 있고, 실험기술로서는 시험편에 衝擊的으로 荷重이 작용하여 振動的인 荷重變動을 방지하는 데에 많은 노력을 기울이고 있다. 그림 16은 얻어진 실험결과중 K 值의 上昇速度가 動的破壞靱性 K_{Ia} 에 미치는 영향을 나타낸 것이다.

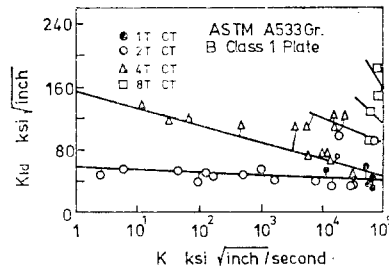


그림 16. K 值의 上昇速度가 K_{Ia} 值에 미치는 영향

그리고 脆性破壞의 發生箇所가 많은 경우, 즉 展部的인 材質劣化部分이나 局部的인 應力集中箇所가 많아 破壞의 發生條件을 완전히 파악하는 것이 곤란하다고 생각되는 경우, 構造物全體로서의 안전을 확보하기 위하여 크랙 阻止의 破壞靱性 K_{Ia} 가 채용되어 진다.

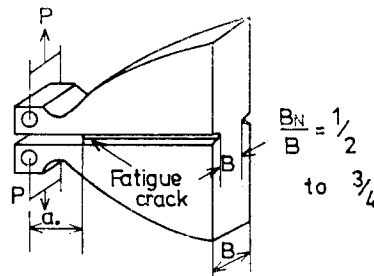


그림 17. K 值 一定型의 DCB 試驗片

K_{Ia} 는 MRL (Material Research Lab., Inc. Glenwood, Illinois)에서 그림 17의 DCB (Double Cantilever Beam) 시험편(시험편의 中央部の 어떤 범위에서 荷重이 一定하면 크랙길이에 관

제없이 K 가 一定하도록 形을 취한것)을 사용하여 실험되었다. 시험편의 크랙 發生部가 低溫度로 되도록 溫度勾配를 붙이고, 荷重은 高速度 시험기에 의하여 주어지고, 시험편의 두께 B 는 1'', 2'', 3'' 이다. 變位와 荷重의 관계가 Brown 管 Oscilloscope에 의해 관측되고, 크랙 發生時의 荷重 및 크랙 停止時의 荷重을 읽어 이를 값으로부터 각각의 K 值, K_{Ia} 및 K_{IIa} 를 구할 수 있다.

6. 結 言

破壊靱성은 溫度, 變形率속도, 環境條件등의 外的要因과 結晶粒度, 化學成分 및 熔接에 의한 材質的, 強度的變化 그리고 第二相의 크기, 分布등의 內的要因등에 의해 변화한다. 이 때문에 對象으로 되는 構造物의 製作條件 및 使用條件을 잘 이해하고 그것에 對應한 破壊靱성을 선택하여 채용하는 것이 가장 중요하다. 지금까지 행하여온 破壊力學的인 연구는 많지만, 設計者가 이용할 수 있는 形으로서의 破壊靱성의 값이 나타나고 있는 경우는 많지 않다. 또한 필요로 하는 破壊靱성을 구하려고 해도 대부분의 경우, 이를테면 量産되는 材料는 組織不均質性 때문에 塑性鈍化 및 破壊가 均일하게 일어나지 않음으로 破壊開始에 대한 靱性值를 평가하는 것은 곤란하고, 불가능한 경우도 있다. 이때문에 보다 간편하게 할 수 있는 시험에 의해 破壊靱성을 推定하는 기술이 필요하게 된다.

以上 本講座의 內容에 관해서는 以下에 열거한 參考文獻에서 발췌하여 정리한 것이다.

參 考 文 獻

1. 岡村弘之, 線形破壊力學入門, 1976, 培風館,
2. A.S. Tetelman and A.J. McEvily, Jr., Fracture of Structural Materials, 1967, John Wiley & Sons, Inc.
3. 横堀, 破壊力學의 歷史的展望, 機械の研究, Vol. 31, no. 10(1979), pp. 1167.
4. 中澤, 小林, 固體의 強度, 1976, 1共立出版社.
5. J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, Trans. ASME, 35 (1968), pp. 379.
6. 大路, 小倉, 久保, 彈塑性破壊力學의 現狀及 將來, 機械の研究, Vol. 30, no. 10 (1978), pp. 1134.
7. Standard Method of Test for Plain-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, ASTM Designation E399-74, Part 10, ASTM Annual Standards.
8. Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, British Standards Institution Draft for Development 19, London 1972.
9. 越賀, 破壊靱性評價における力學的問題點, 鐵と鋼, Vol. 64, no. 7 (1978), pp. 917.
10. J.D. Landes and J.A. Begley, Test Results for J-Integral Studies, An Attempt to Establish a J_{Ic} Testing Procedure, ASTM STP 560, 1974, pp. 170.
11. 小林, 破壊靱性とその評價方法, 材料, Vol. 27, no. 299, (1978), pp. 711.
12. W.O. Shabbits, Dynamic Fracture Toughness Properties of Heavy Section A533 Grade B Class 1 steel Plate, Heavy Section Steel Technology Program Technical Report, no. 13(1970-12).