

## 7075-T651 AI 합금에 있어서 物理的 微小 表面 疲勞균열 成長舉動에 관한 研究

신 용 승\*, 서 성 원\*, 유 현 일\*\*

### A Study on Physically small Surface Fatigue Crack Growth Behavior in 7075-T651 Aluminum Alloy

Yong-Seung Shin\*, Seong-Won Seo\*, Heon-IL Yoo\*\*

#### Abstract

In this study, the propagation behaviour and the closure phenomena of physically small surface cracks were investigated by the technique of the Kikukawa-unloading elastic compliance method using a back face strain gage. The surface cracks initiated and propagated from notched specimens under constant amplitude bending load.

The crack shape (aspect ratio) with approximately semi-circular at the early stage was changed to semi-elliptical as the cracks grew larger. The crack depth (a) could be expressed uniquely by the crack length (c).

The dependence of the crack propagation rate on the stress ratio R was strongly related in the lower  $\Delta K$  range. The deceleration of the surface crack propagation rate was prominent in lower R during the crack length was small.

When the propagation rate was rearranged with the effective stress intensity factor range  $\Delta K_{eff}$  the dependence of the crack propagation rate on the stress ratio R was found to be diminished. These were caused by the crack closure phenomena that was most prominent at the lower propagation rate. The mechanism of crack closure phenomena was dominated by the plasticity-induced mechanism.

**Key words** : physically small surface cracks(물리적 미소 표면 균열), crack closure phenomena(균열 닫힘현상), plasticity-induced mechanism(소성-유기 기구), crack propagation rate(균열 전진 속도), effective stress intensity factor range(유효응력확대계수폭)

#### 1. 緒 論

科學과 工業의 發達로 構造物은 大型·輕量化 되었고 銲接構造物이 發達되어 사용이 擴大되었으며, 각종 高張力 材料가 開發, 사용되고 있다. 設計手法이나

材料力學의 手法은 재료의 熱處理 및 取扱過程中에 疲勞와 腐蝕에 생긴 微小缺陷, 또는 製造 過程中에 생긴 보다 큰 缺陷, 그리고 稼動中에 疲勞와 腐蝕에 의해 생긴 균열등 缺陷에 대하여 충분히 考慮하지 않기 때문에, 安全性 評價에 만족할 수 없게 되었다. 따라

\* 서울산업대학 기계공학과(총신회원)

\*\* 국민대학교 기계설계학과

서 근래에는 균열형 缺陷의 存在 또는 그의 發生이 豫想되는 機械·構造物의 構成部品를 強度上 安全하게 사용할 수 있도록 하는 하나의 工學的 環境條件으로서 應力이나 變形率 대신에 線形彈力論으로부터 얻은 結果를 基礎로 하여 計算한 應力擴大係數 K (또는 에너지 解放率 G)를 파라메트로 取扱하며, 특히 균열 先端 塑性域의 크기가 균열의 길이에 비하여 충분히 작아서 균열先端을 除外하고는 彈性變形을 하고 있는 (즉 小規模 降伏條件을 滿足하고 있는) 균열이나 예리한 노치를 가진 部材 또는 構造物의 舉動을 連續體力學中的 하나인 彈性力學으로 취급하는 線形彈力破壞力學이 발달하게 되었다.

또는 機械·構造物의 構成部品이나 部材가 使用中에 받는 荷重은 反復荷重이 많고, 그러한 荷重에 의하여 發生되는 破壞 즉 疲勞破壞는 대부분이 되풀이 應力에 의하여 發生되는 空孔(void), 缺陷, 또는 균열의 合體나 成長에 의하여 일어난다고 볼 수 있어서, 균열에 관한 力學的 研究에 適合한 破壞力學을 疲勞現象의 解析에 適用한다.

破壞力學의 發達로 균열 및 그것과 類似한 缺陷을 가지고 있는 部品이나 部材의 殘存壽命의 豫測에 많은 研究가 行해지고 있으나 現在까지의 大部分의 疲勞 破壞에 관한 研究는 큰 貫通균열(large through crack)에 대하여 이루어져 왔다. 그러나 荷重을 받는 實際 部品이나 部材 또는 構造物에서는 材料의 製造, 取扱, 加工 및 使用中에 소위 自然균열은 특수한 경우를 제외하고는 작은 表面균열(small surface crack)이나 部分 貫通균열이라 불리우는 三次元 特性을 지닌 균열 形態로 나타나는 것이 보통이다. 그런데 이러한 表面균열에 대한 應力擴大係數評價 및 進展舉動에 대한 데이터는 아직도 不足한 狀態이다. 따라서 機械·構造物의 設計나 安全性 向上을 위해서는 貫通균열보다 微小한 表面균열의 進展舉動에 대하여 더욱 研究·檢討할 필요가 있다.

즉 CT(compact tension)試驗片을 사용한 긴 疲勞 균열 (길이 약 10mm 이상)의 균열 進展 試驗結果에 의하면, 균열先端 塑性域의 크기가 균열길이 등의 치수에 비하여 충분히 작은 小規模 降伏條件 下에서는, 균열의 正常的인 進展速度가 應力擴大係數 및 應力比의 函數로서, 速度範圍가  $10^{-5}$ - $10^{-1}$  mm/cycle 인 제 II 領域에 있어서는 소위 Paris 法則<sup>1)</sup>

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (1)$$

으로 나타내지며, 여기서 C와 m은 材料特性과 應力比 R에 依存한다. 또한 균열進展의 下限界는 下限界 應力擴大係數幅  $\Delta K_{min}$ 가 되며, 不安定 破壞로의 移行은 應力擴大係數幅의 上限界值로 결정된다.

따라서 위의 應力擴大係數幅의 範圍내에서 임의의 應力擴大係數幅을 選擇하면 균열進展 速度가 一義的으로 정해지고 이것을 이용하면 실제 部材에서 檢出된 균열의 危險性의 判定이나 또는 殘存壽命을 算出할 수 있어서 現在의 損傷許容設計(damage tolerance design)의 基礎가 되고 있다.

한편 表面균열의 疲勞균열 進展舉動 및 균열進展의 下限界값은, 긴 균열(long crack)을 가진 試驗片을 사용하여 얻은 값들에 의하여, 이들 疲勞균열 進展特性이 應力擴大係數값으로 決定될 수 있다는 假定아래서 檢討되었다.

그런데 Fig. 1에서와 같이 應力擴大係數幅( $\Delta K$ )과 進展速度와의 關係를 그려볼 때 貫通균열과 表面균열 특히 微小 表面균열에서는  $\Delta K$ 의 領域에 따라 같은선으로 나타나지 않는다. 같은  $\Delta K$ 에서도 表面균열의 進展速度가 貫通균열의 그것에 비하여 빠르다고 하는 結

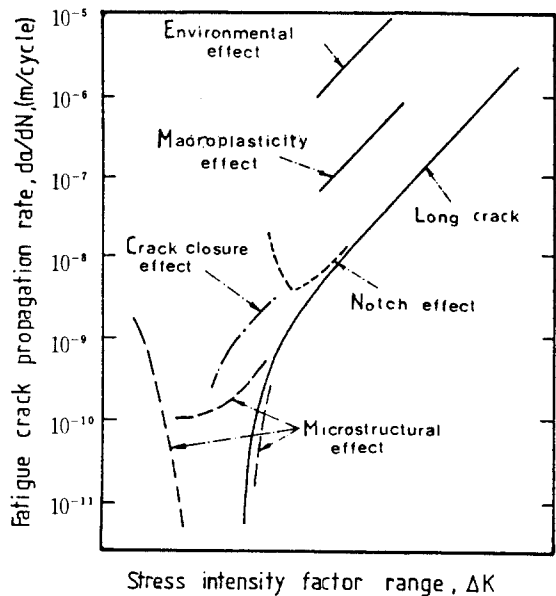


Fig. 1 Summary of  $da/dN$ - $K$  relation for small fatigue cracks

과<sup>2-5)</sup>가 있는가 하면 반대되는 결과<sup>(6)</sup>도 있고, 더구나 微小 表面균열의 進展速度는 同一  $\Delta K$ 에서 긴 表面균열의 그것보다 빠르다고 하는 보고<sup>(7-5,8-10)</sup>도 있어서 微小 表面균열을 가지고 있는 機械構造物의 疲勞壽命을 豫測할 때 긴 表面균열이나 貫通균열의 疲勞균열 進展 舉動을 그대로 적용하는데는 문제가 있다. 즉 微小 表面균열의 進展 舉動을 評價함에 있어 긴균열의 法則을 基礎로한 許容 缺陷 치수의 判定이나 殘存壽命의 算出이 安全性面에서 危險하게 되어 工學的으로 중요한 문제로 남게된다.

그리하여 이러한 舉動의 차이를 가져오는 원인으로서는 微視組織의 影響<sup>(3,4,6,9)</sup>, 塑性域의 影響<sup>(11,12)</sup>, 균열단합의 影響<sup>(13-18)</sup>, 노치의 影響<sup>(19)</sup> 및 環境狀態의 影響<sup>(20)</sup>에 대하여 研究 檢討하고 있지만 아직도 不充分한 狀態이므로 더욱 研究할 필요가 있다. 微小 表面균열이라고 하는 것은 微視組織의 次元에 비하여 작은 길이(예를 들면 粒子 尺寸 單位)를 가지는 表面균열과, 局部的인 塑性域의 次元에 比較될만한 表面균열(超高强度材料에 있어서는  $\leq 10^{-2}$ mm, 低强度材料에서는  $\leq 0.1-1$ mm) 그리고 단지 物理的으로 작은 表面균열( $\leq 0.5-1$ mm)등으로 分類 定義<sup>(7,21-22)</sup> 된다.

本 研究에서는 發生과 測定 어느면에서나 용이한 物理的인 微小 表面균열을 이용하여 큰 貫通 表面균열과 微小 表面균열사이의 進展 舉動의 차이를 가져오는 원인으로서는 表面균열 단합의 影響을 밝혀 보려고 한다.

表面균열 단합 現象은 Elber<sup>(15)</sup>에 의해 처음으로 제안되었는데 그 내용은 最小應力 以上에서 表面균열 단합이 일어날 때 線形 破壞力學에서 有效 應力擴 有效 應力擴 $K_{eff}$ 가 되며 이것은 最大應力擴大係數  $K_{max}$ 와 表面균열 열림점에서의 應力擴大係數  $K_{op}$ 에 의해

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (2)$$

로 表示된다. 따라서 有效 應力擴大係數幅比  $U$ 를

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (3)$$

로 定義할 때 Paris 法則으로 알려진 (1) 식으로 알려진  $\Delta K_{eff}$ 와  $U$ 를 써서 다음과 같이 나타내진다.

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K_{eff})^m = C'(U \Delta K)^m \quad (4)$$

## 2. 實驗方法

### 2.1 材料 및 試驗片

本 研究에 使用한 試驗片 材料는 輕量化 材料로써 航空機 構造用등으로 널리 使用되는 두께 25mm의 高强度 Al合金 7075-T651로서 이 材料의 化學的成分과 機械的 性質은 Table 1 및 Table 2와 같다.

試驗片의 形狀은 Fig. 2에서 보는 바와 같이 굽힘型(bending type)으로 하였고, 初期노치 部分은 높이를

Designation	Zn	Cu	Mg	Cr	Mn	Fe	Si	Ti	other		Al
									each	total	
7075-T651	5.6	1.6	2.5	0.3	0.3	0.5	0.4	0.2	0.05	0.15	remainder

Table 1. Chemical composition of 7075-T651 Al alloy(wt.%)

Designation	Yield strength MPa	Tensile strength MPa	Shear strength MPa	Elongation 1.6mm thick specimen, %	Fatigue endurance limit, MPa	Modulus of elasticity MPa $\times 10^3$
7075-T651	503	572	310	10	159	72

Table 2. Mechanical properties of 7075-T651 Al alloy

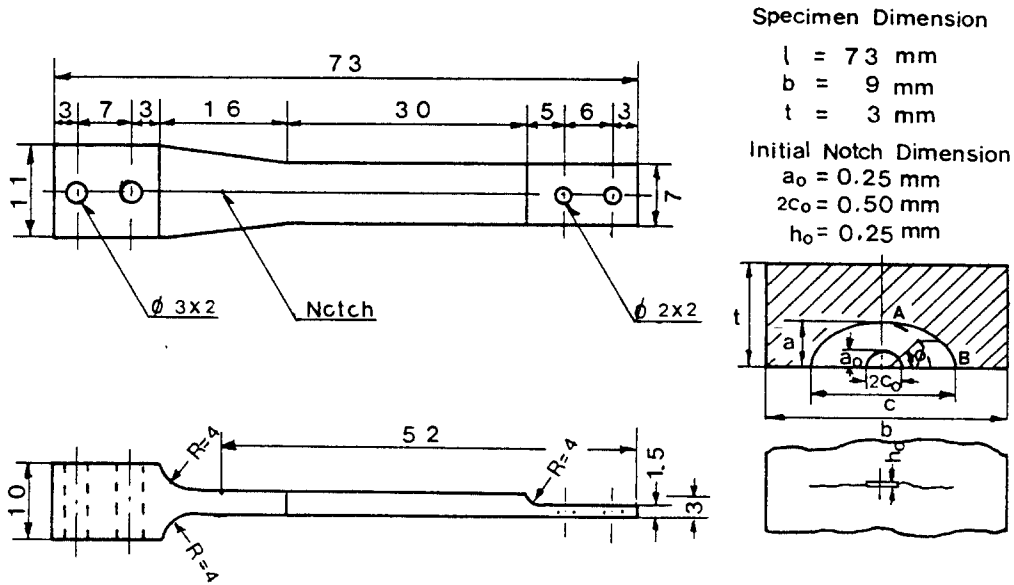


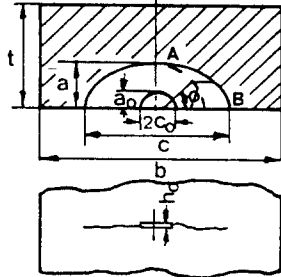
Fig. 2 Configuration of test specimen (unit : mm)

Specimen Dimension

$l = 73 \text{ mm}$   
 $b = 9 \text{ mm}$   
 $t = 3 \text{ mm}$

Initial Notch Dimension

$a_0 = 0.25 \text{ mm}$   
 $2c_0 = 0.50 \text{ mm}$   
 $h_0 = 0.25 \text{ mm}$



一定히 할 때 應力分布를 一定하게 하기 위하여 幅을 變化시켰으며, 이 때 初期노치의 形狀은 Fig. 2의 插圖와 같고, 加工은 放電加工으로 하였으며, 初期노치의 初期半徑  $R = a_0 = c_0 = 0.5$ 로, 그리고 깊이는 半徑과 같은 깊이로 加工하였다. 初期노치의 幅은 약 0.25mm 되게 하였다.

2.2 測定方法

疲勞試驗時 加하는 荷重을 測定하기 위한 信號는, 로드 셀 (load cell = 容量은 100N (뉴턴)으로 設計)<sup>(23)</sup> 상에 부착한 4개의 스트레인 게이지 (strain gauge)로 構成된 풀 브릿지 (full bridge)로부터 얻고, 이 信號를 Fig. 3에서 볼 수 있는 바와 같이 프리-直流 앰프로 (pre-DC amplifier module, 日本 유니필스社 製品 U-20)과 OP-앰프로 增幅하여 오실로스코우프에서 荷重을 測定하는데, 試驗에 앞서 既知의 荷重과 精密抵抗 (potentiometer)의 눈금사이에 만들어 둔 較正曲線 (calibration curve)<sup>(24)</sup>을 이용한다.

균열길이를 測定하기 위해서는 먼저 균열 面의 面積  $\Delta A$ 와 포텐쇼미터의 값 P사이에 較正曲線<sup>(24)</sup>를 만들어 P로부터  $\Delta A$ 를 구하고, 균열 斷面積  $\Delta A$ 가 균열길이 c나 균열깊이 a의 어느 한쪽으로도 나타낼 수 있으므로<sup>(24)</sup>,  $\Delta A$ 로부터 c나 a를 구하여 그 때의 균열의 길이

와 깊이로 한다. 따라서 같은 조건으로 실험하면서 그 때 그때의 P로 균열길이 (c) 및 깊이 (a)를 구한다.

그리고 表面균열 進展速度는 secant法<sup>(25)</sup>으로 다음과 같이 구하였다.

$$\left. \begin{aligned} \left( \frac{dc}{dN} \right)_{i+1} &= \frac{c_{i+2} - c_i}{N_{i+2} - N_i} \text{ (mm/cycle)} \\ \left( \frac{da}{dN} \right)_{i+1} &= \frac{a_{i+2} - a_i}{N_{i+2} - N_i} \text{ (mm/cycle)} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

여기서 아래 添字  $i$ 는  $i$ 번째 측정을 의미한다.

試驗片의 初期노치 背面에 120Ω, 2mm 溫度 補償形 스트레인 게이지 1개를 附着시키고 試驗機上에 固定한 3개의 스트레인 게이지로 1-게이지 브릿지를 構成하여 變位信號를 얻는다.

또 위의 變位信號와 로드 셀로부터 얻는 荷重信號를 減算回路<sup>(26)</sup>에서 增幅 減算하여 履歷曲線 (hysteresis loop)을 만들어서 균열 열림점 ( $K_{op}$ )을 찾고, 有效應力 擴 有效應力 擴大係數幅 ( $\Delta K_{eff}$ )을 구하여 균열단함을 研究한다.

2.3 表面균열의 應力擴大係數評價

表面균열의 進展速度評價에 있어서 應力擴大係數에

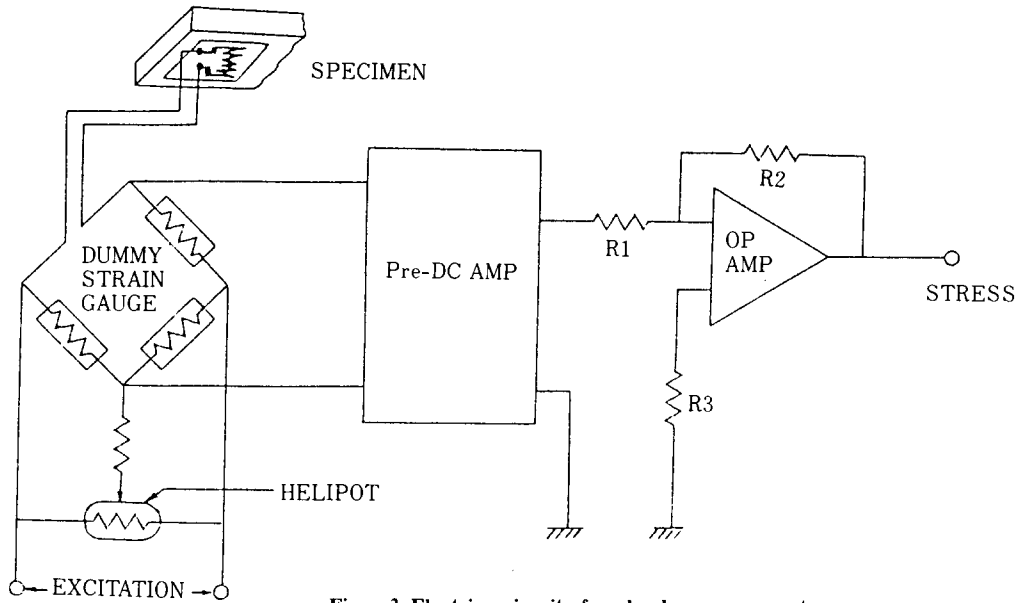


Fig. 3 Electric circuit for load measurement

관한 算出式은 前述한 바와 같이 不充分한 實情이지만 본 研究에서는 引張荷重이나 굽힘荷重이 동시에 作用할 때도 使用이 簡便하고 ASTM(E740-80)<sup>27)</sup>에서 推薦하고 있는 Newman and Raju의 式<sup>28)</sup>을 選擇하였다. 그 식은 다음과 같다.

$$K_I = (\sigma_t + 1k\sigma_b) \cdot \sqrt{\frac{\pi a}{Q} \left\{ M_1 + M_2 \left( \frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left( \frac{a}{t} \right)^4 \right\}}$$

$$f_o \cdot g \cdot f_w \quad (6)$$

여기서  $\sigma_t$ ,  $\sigma_b$ 는 각각 引張應力, 굽힘應力으로서, 軸方向 引張荷重을  $P_t$ , 橫方向 荷重을  $P_b$ 라 할때,  $\sigma_t = P_t/bt$ ,  $\sigma_b = 6P_b l/bt^2$ 이다.  $b, t, l$ 은 각각 시험편의 폭, 두께, 하중점에서 균열면까지의 거리이다. 그리고 彈性形狀係數  $Q$  및 各種 補正係數  $H, M_1, M_2, M_3, f_o, g, f_w$ 들은 文獻(26)에서 찾아볼 수 있다.

### 2.4 實驗方法

研究에 使用한 試驗機는 小型 動電形 굽힘 疲勞試驗機<sup>23)</sup>로써 最大 기진력은 100N(뉴턴) 정도이며 疲勞試驗時 荷重 되풀이 速度는 20Hz로 하였고 되풀이 荷重의 波形 形狀은 正弦波로 하였다.

Fig. 4의 試驗 시스템 블록 다이어그램에서 보는 바와 같이, 信號發生機(Function generator)로부터 正弦波

의 信號를 發生시키고, 그 信號를, 콘트롤러에서 스펜(span)과 셀 포인트(set point)를 調整하여 平均應力水準을 變更, 요하는 R 값을 가지는 荷重形態로 바꾼 후, 파워 直流 앰프로써 增幅하여 필요한 振幅의 荷重을 얻는다.

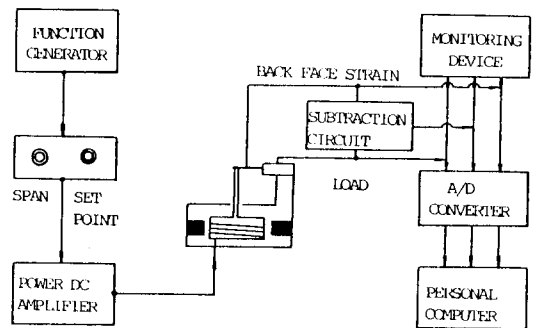


Fig. 4 Block diagram of testing system

이 荷重으로 試驗機를 稼動시키면서, 로드 셀로부터의 荷重信號와, 背面스트레인 게이지로부터의 變位信號를 減算回路<sup>26)</sup>로 처리하여 일부의 信號는 모니터에 보내 스크린으로 觀察할 수 있도록 하고, 또 일부의 信號는 A/D 컨버터에 보내 디지털화하여 퍼스널 컴퓨터에서 어느 시간마다 데이터를 얻은 후, 이것을 分析하여 균열 進展速度와 균열닫힘現象을 檢討하였다. 이때 데이터의 수집 速度는 200점/cycle로 하였다.

### 3. 實驗結果 및 考察

#### 3.1 表面균열 形狀比의 變化

균열의 形態의 變化를 觀察하는 데는 비치마크 (beach mark)를 만들어 觀察하는 方法과, 試驗片 하나 하나를 일일이 破斷하여 各各에 대하여 觀察하는 方法이 있다. 비치마크法이 더욱 바람직스럽지만 본 實驗에서와 같이 균열이 작을 때는 비치마크법에서 필수적인 速度差異를 크게 만들 수 없으므로 비치마크를 만드는 일이 어렵기 때문에, 후자의 方法을 택할 수밖에 없었다. 따라서 疲勞荷重으로 어느 位置까지 成長하게 한 후, 試驗機에서 떼어내서 나머지 부분의 어느 정도를 톱으로 자른후 靜荷重으로 破斷하여 破面을 顯微鏡으로 30倍 擴大 撮影하여 觀察하고 測定하였다.

Fig. 5는 이와 같이 하여 얻은 破面寫眞 중의 하나이다. Fig. 5(a)는 균열이 아직 작은 狀態에서의 균열의 形狀을 보이는 것으로 初期노치(중간에 검게 보이는 부분,  $a_0=0.250\text{mm}$ ,  $c_0/2=0.264\text{mm}$ ,  $a_0/c_0=0.947$ )와 큰 차이가 없이 거의 半圓에 가까운 形狀 ( $a=0.778\text{mm}$ ,  $c/2=1.097\text{mm}$ ,  $a/c=0.709$ )을 하고 있는

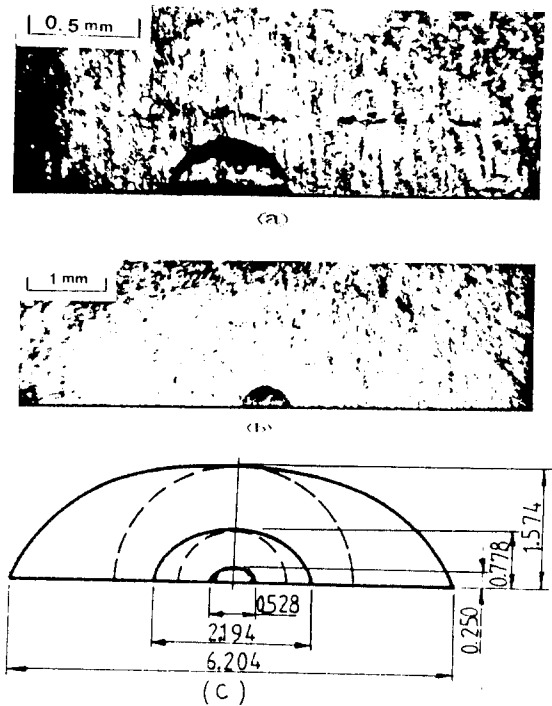


Fig. 5 Variation of surface crack shape in bending load

것을 Fig. 5(c)에서 볼 수 있다. Fig. 5(b)는 더욱 成長하여 보다 큰 狀態에서의 균열의 形狀을 보이는 것으로 두께 방향의 균열깊이보다 表面에서의 균열길이 가 빨리 成長하여 表面쪽을 長軸으로 하고 깊이쪽을 短軸으로 하는 半橢圓形 (初期에  $a_0=0.296\text{mm}$ ,  $c_0/2=0.315\text{mm}$ , 이던 것이  $a=1.574\text{mm}$ ,  $c/2=3.102\text{mm}$ ,  $a/c=0.507$ )으로 形狀이 변해있는 것을 Fig. 5(c)에서 볼 수 있다.

圓이 橢圓으로 변화하는 원인은 균열内部에서와 균열 表面에서는 應力狀態의 차이, 즉 内部(Fig. 2에서 A점)에서는 平面變形率狀態가 支配의인데 반하여 表面(Fig. 2에서 B, C점)에서는 平面應力狀態로, 균열進展에 대한 抵抗의 차이<sup>[28, 29]</sup>를 가져오는 것이 그 하나의 原因이고, 또한 面內굽힘이라는 荷重 특성 때문에 表面과 깊이 方向에서 굽힘 成分의 차이<sup>[31]</sup>를 가져오는 것이 주요한 원인이라고 생각된다.

Fig. 6은 균열形狀比 變化를 나타낸 것으로서 橫軸에는 위와 같은 方法으로 測定한 균열깊이 a를 두께 t로 無次元化한 變數 a/t를 취하고, 縱軸에는 균열길이 a를 균열길이 c로 無次元化한 表面균열의 形狀比 a/c를 나타낸 것이다.

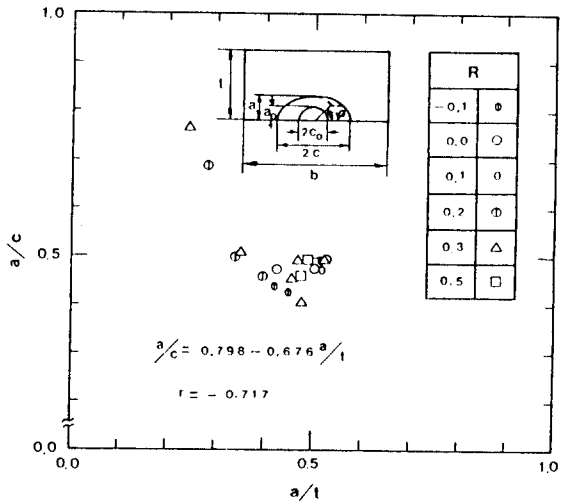


Fig. 6 Change of aspect ratio of surface cracks

形狀比 a/c는 a/t가 增加함에 따라, 흠어짐이 좀 크기는 하지만, 應力比 R에 관계없이 減少하여 離心率이 1에 가까운 長橢圓으로 되는 것을 알 수 있으며 이것을 最小自乘法으로 回歸하면 식

$$\frac{a}{c} = 0.798 - 0.676 \frac{a}{t} \quad (8)$$

$$r = -0.717 \text{ (相關係數)}$$

을 얻는다. 이것은 ASTM (E740-80)<sup>27)</sup>에서推奨하고 있는 굽힘하중 아래의 식

$$\frac{a}{c} = 1.0 - \frac{a}{t} \quad (9)$$

과 기울기가 다른데 그것은, 形狀比가 初期노치의 크기, 形狀, 應力場 및 Paris法則의 指數에 의하여影響을 받는다<sup>27)</sup>는 점과 荷重 負荷形式, 平均應力, 材料에 따라서 다르다는 점<sup>29)</sup>을 考慮할 때, 본 연구에서는 초기노치의 크기, 形狀, 材料의 特性과 面內굽힘이라는 荷重 特性<sup>30)</sup>, 그리고 背面의 影響<sup>31)</sup> 등과 關聯이 있다고 생각된다.

### 3.2 表面균열의 進展舉動

2.2항에서 언급한 바와 같이  $(P_0 - P)/P_0$ 와  $(\Delta A - \Delta A_0)/(A - \Delta A_0)$  사이에 만든 較正曲線으로부터 균열면의 斷面積  $\Delta A$ 를 구하는데, 그 관계식은 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} \frac{\Delta A - \Delta A_0}{A - \Delta A_0} &= 0.814 \left( \frac{P_0 - P}{P_0} \right)^{0.846}, \\ &P < 0.976, \\ &r = 0.999 \text{ (相關係數)} \\ \frac{\Delta A - \Delta A_0}{A - \Delta A_0} &= 1.021 \left( \frac{P_0 - P}{P_0} \right)^{0.954}, \\ &P \geq 0.976, \\ &r = 0.981 \text{ (相關係數)} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

여기서  $A = bt$ ,  $\Delta A_0 = \pi a_0 c_0 / 2$ ,  $\Delta A = \pi ac / 2$ 이다. 實驗中 임의 時間에서 精密抵抗의 抵抗值  $P$ 를 읽으면 그때의 均열斷面積  $\Delta A$ 를 算出할 수 있다.

均열길이  $c$ 와 均열깊이  $a$ 와의 關係는 相關係數가 큰 식으로서 나타낼 수 있으며 그 식은 다음과 같다.

$$\left. \begin{aligned} a &= 0.744 c^{0.459}, \quad c < 2.098, \quad r = 0.996 \text{ (相關係數)} \\ a &= 0.571 c^{0.818}, \quad c \geq 2.098, \quad r = 0.923 \text{ (相關係數)} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

따라서 均열斷面積  $\Delta A$ 는  $a$  또는  $c$ 만의 函數로되며,  $\Delta A$ 로부터  $a$  또는  $c$ 를 구하고, 均열進展速度  $da/dN$ , 및  $dc/dN$ 을 secant<sup>25)</sup>법에 의하여 계산한다.

應力擴大係數評價에 관한 Newman and Raju의 식<sup>28)</sup>으로부터  $a/c$ ,  $a/t$  및  $a/c$ 를 이용하여 그때의 應力擴大係數幅  $\Delta K$ 를 계산하였다. Fig. 7에 均열의 進展

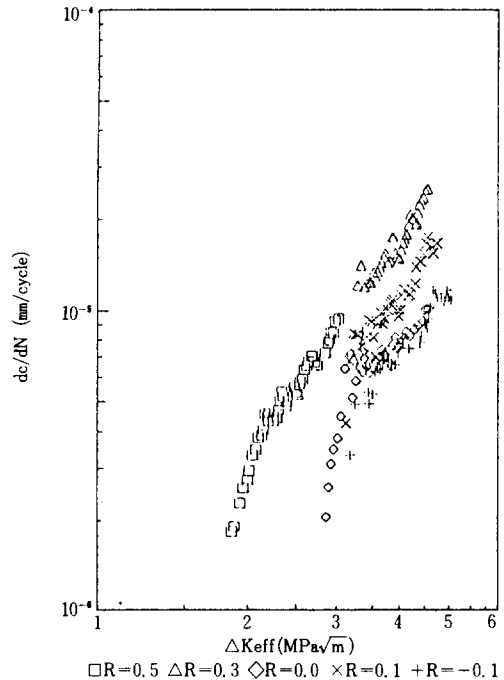


Fig. 7 (a) Variation of fatigue crack propagation rates ( $dc/dN$ ) with the stress intensity factor range ( $\Delta K$ ) of 7075-T651 aluminum alloy

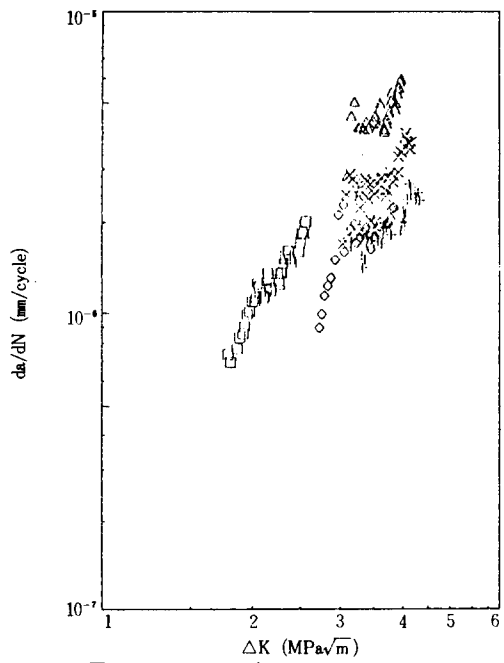


Fig. 7 (b) Variation of fatigue crack propagation rates ( $da/dN$ ) with the stress intensity factor range ( $\Delta K$ ) of 7075-T651 aluminum alloy

速度와 應力擴大係數幅과의 關係를 나타내었다. 균열 길이 방향의 進展速度  $dc/dN$ 과 應力擴大係數幅  $\Delta K$ 의 關係를 Fig. 7(a)에 나타내었으며, 균열깊이 방향의 進展速度  $da/dN$ 과 應力擴大係數幅  $\Delta K$  사이의 關係를 Fig. 7(b)에 나타내었다. 應力比  $R$  依存性에 관하여 檢討해보면 균열길이 방향이나, 균열깊이 방향중, 어느 경우에서나 마찬가지로이지만, 일반적으로 그 依存性이 분명히 나타나는 것을 볼 수 있다. 즉  $R=0.5$ ,  $R=0.3$ 에서는 제일 빠르면서 같은 선상에 있는 듯한 경향을 보이고 있고, 그러나  $R=0.1$ 과  $R=0.0$ 에서는 거의 같은 정도로 그리고 확실하게 영향을 나타내고 있으며, 좀 작기는 하지만  $R=-0.1$ 에서도 의존성은 찾아볼 수가 있다. 낮은  $\Delta K$  範圍에서는 작은 표면균열에 있어서 균열길이 방향의 進展速度( $dc/dN$ )가 균열깊이 방향의 進展速度( $da/dN$ )의 약 3배이나  $\Delta K$ 가 높은 범위에서는 5내지 10배 정도가 된다. 특히  $R=0.3$ 이하일 때는 낮은  $\Delta K$  領域에서 균열進展速度가 낮아졌다가 다시 增加하는 것을 볼 수 있다.

3.3 균열단합을 考慮한 表面균열 進展舉動

表面균열에 있어서 특히 작은 微小 表面균열에서 균열의 進展速度가 增加하는 原因으로서는, 노치의 影響<sup>(19)</sup>, 균열經路의 變化 또는 粒界에 의한 균열阻止로 인하여 有效한 균열 進展力의 減少<sup>3,4,5,9)</sup> 彈塑性效果<sup>11,12)</sup>, 균열 단합의 大小<sup>13,14-18)</sup>를 들고 있으나, 본 研究에서는 균열이 노치 底部(notch root)에서 發生한 것이 아니며, 균열의 크기가 微視組織的인 균열의 치수 보다는 크다는 점, 그리고 균열이 存在하는 試驗片의 表面 纖維가 받는 最大 굽힘應力을  $\sigma_b = 6P_b l / (bt^2)$ 으로 구해볼 때 약 200Mpa 임을 考慮하면 支配的인 彈塑性 效果의 影響도 排除할 수 있어서 균열단합影響의 大小만을 감안하여 정리해 본다.

Fig. 8은 균열진전속도  $dc/dN$  및  $da/dN$ 과 균열단합 現象을 考慮한 有效應力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$ 와의 關係를 表示한 것이다. Fig. 8(a)는 균열길이 방향의 進展速度  $dc/dN$ 과 表面에서의 有效 應力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$  사이의 關係를 그리고, Fig. 8(b)에서는 균열깊이 방향의 進展速度  $da/dN$ 과 깊이방향의 有效應力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$  사이의 關係를 그린 것이다. 각각의 그림에서 應力比  $R$ 의 依存性은 消滅되어서 약간의 흠여짐 幅 안에 包含되는 것을 認識할 수 있다. 위에서 말한

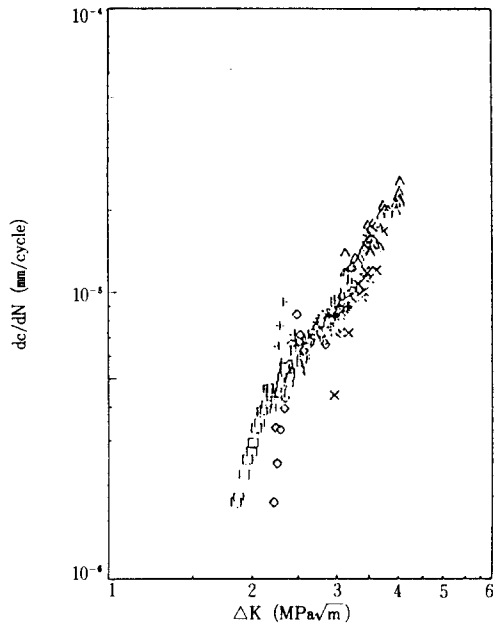


Fig. 8 (a) Variation of fatigue crack propagation rates ( $dc/dN$ ) with the effective stress intensity factor range ( $\Delta K_{eff}$ ) of 7075-T651 aluminum alloy

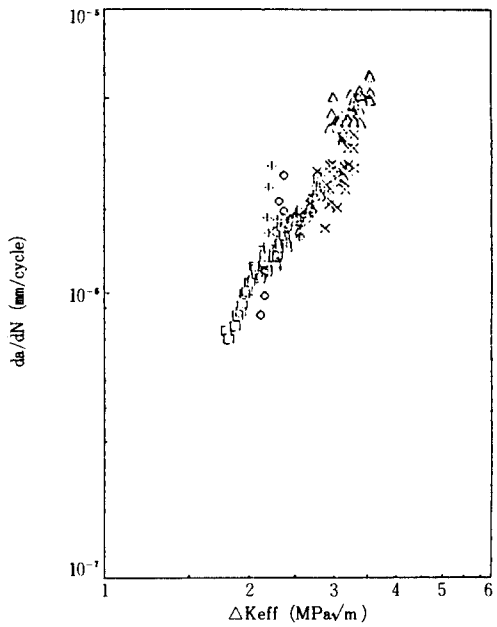


Fig. 8 (b) Variation of fatigue crack propagation rates ( $da/dN$ ) with the effective stress intensity factor range ( $\Delta K_{eff}$ ) of 7075-T651 aluminum alloy



바와 같이 식(2)로부터  $\Delta K_{eff}$ 를 구하고, 식(3)으로부터  $U$ 를 계산하면 식(4)와 같이 정리되는, 다음과 같은 표면균열進展速度的 식(12)이 만들어져 疲勞壽命豫想을 가능케 하여 실용할 수 있게 한다.

$$\left. \begin{aligned} \frac{dc}{dN} &= 4.690 \times 10^{-7} \Delta K_{eff}^{2.711} \\ &= 4.690 \times 10^{-7} (U \Delta K_c)^{(2.711)} \\ \frac{da}{dN} &= 1.707 \times 10^{-7} \Delta K_{eff}^{2.618} \\ &= 1.707 \times 10^{-7} (U \Delta K_a)^{(2.618)} \end{aligned} \right\} (12)$$

그러나 균열길이 방향의 속도가 균열깊이 방향의 속도보다 빠른 것은 여전히 남아있는 것을 알 수 있다. 이것은 시험편 표면의 平面應力 狀態와 균열의 가장 깊은 곳에서의 平面 變形率狀態 때문에, 試驗片의 局部的인 위치에 따라 균열 抵抗의 차이가 생기고, 특히 面內굽힘이라는 荷重 특성 때문에 表面과 깊이 方向에서 굽힘 成分의 차이<sup>(31)</sup>를 가져오는 것이 원인이라고 생각된다.

균열닫힘機構에 관하여 생각해보면, 이러한 균열닫힘現象에 대한 機構로서는 塑性誘起(plasticity-induced)<sup>(13, 15)</sup>, 酸化物誘起(oxide-induced)<sup>(16)</sup>, 및 破面거칠기誘起(roughness-induced)<sup>(17, 18)</sup> 균열닫힘 機構등이指摘되고 있으나 이들은 모두 疲勞에서 形成된 破面의 狀態에 依存하고 따라서 微小균열에서는 균열이 지나간 痕迹面(crack wake)이 작다는 사실을 생각할때 균열닫힘은 작고  $U$ 는 크므로 동일한  $\Delta K$ 에서도 균열進展速度는 높을 것이 豫想된다.

Fig. 9, Fig. 10은 각각  $U$ 와 길이방향에서의 最大應力擴大係數  $K_{max}$ , 및  $U$ 와 균열길이  $c$  사이의 關係를 보인 것으로 Fig. 9에서 보면  $U$ 는  $R$ 값이 일정할 때 應力擴大係數가 增加함에 따라 처음에는 減少하는 傾向을 보이다 어떤 값에 이르러서는 거의 一定한 값을 維持하는 傾向이 있으며,  $R$ 값이 커지면  $U$ 값도 커지고, 또  $R$  값이 작을수록 빨리 一定한 값에 到達하는 傾向을 보인다. Fig. 10에서도 위와 같이  $R$  값의 증가에 따라  $U$ 값이 증가하는 확실한  $R$  값의 의존성을 나타내는 傾向이 그대로 보이며, 균열길이가 1mm 정도가 되면  $U$ 는 벌써 일정한 값을 그 후로는 거의 그 값을 維持하고 있는 것을 볼 수 있다. 그러나 여기서는  $R$  값이 작을수록 빨리 일정한 값에 이르는 傾向은 나타나지 않는다.

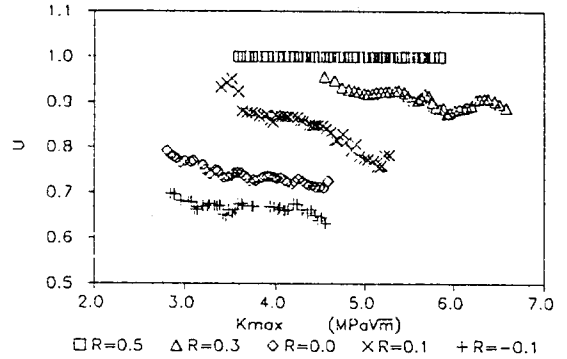


Fig. 9 Relation between effective stress intensity factor range ratio ( $U$ ) and maximum stress intensity factor ( $K_{max}$ )

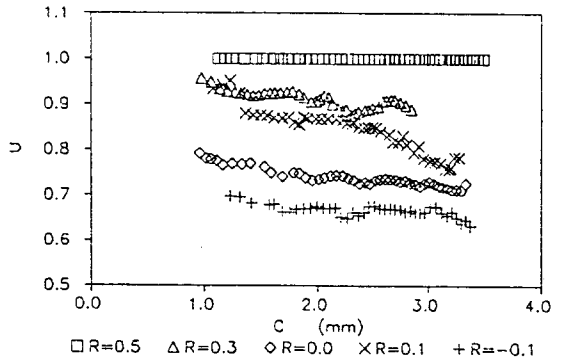


Fig. 10 Relation between effective stress intensity factor range ratio ( $U$ ) and crack length ( $c$ )

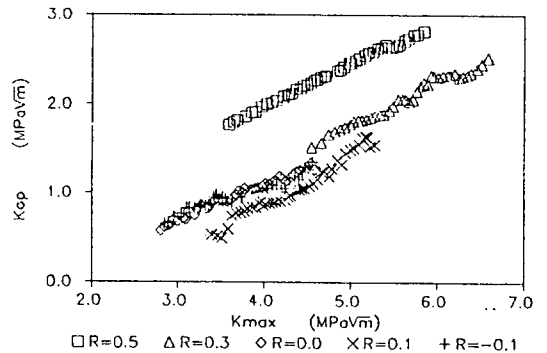


Fig. 11 Relation between stress intensity factor at crack opening point ( $K_{op}$ ) and maximum stress intensity factor ( $K_{max}$ )

Fig. 11은 균열길이 방향에 있어 균열 열림점에서의 應力擴大係數  $K_{op}$  最大應力擴大係數  $K_{max}$ 를 보인 그림이고, Fig. 12는  $K_{op}$ 와  $c$  사이의 關係를 보인

것이다. Fig. 11에서  $K_{op}$ 는  $K_{max}$ 의 증가와 함께 증가하고  $R=0.0$ 과  $R=-0.1$ 에서의  $K_{op}$  값이 포개지며,  $R=0.1$ 과  $R=0.3$ 에서의  $K_{op}$  값 사이에 위치하는 것을 보인다. Fig. 12에서  $K_{op}$ 는 균열길이  $c$ 의 증가와 함께 증가하나,  $R=0.5$ 의 경우와  $R=0.3$ 에서 겹쳐지고 있으며  $R=0.1$  내지  $-0.1$ 에서 겹쳐지는 것을 볼 수 있다. 특히  $c=1\text{mm}$  근처에서  $R=0.3, 0.1, 0.0, -0.1$ 의 모든 경우에서 증가되는 추세를 볼 수 있다.

이러한 작은 균열영역에 있어서  $K_{max}$ 와 균열길이에 대한  $K_{op}$ 의 상승과  $U$ 의 감소 현상은 Suresh Ritchie<sup>[32]</sup>의 결과에서 나타난 표면거칠기誘起 균열단합現象과 일치하는 現象이다.

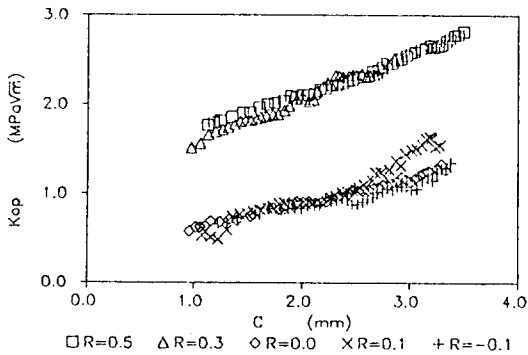


Fig. 12 Relation between stress intensity factor at crack opening point ( $K_{op}$ ) and crack length ( $c$ )

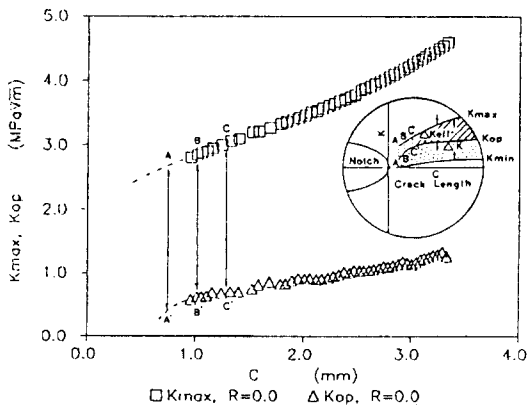


Fig. 13 Variation of stress intensity factors ( $K_{max}$ ,  $K_{min}$ ,  $K_{op}$ ) with increasing crack length ( $c$ )

Fig. 13은  $R=0.0$ 에서의  $K_{max}$ , 및  $K_{op}$ 와 균열길이  $c$  사이의 관계를 보인 것으로 插畫는 Liaws<sup>[31]</sup>가 提案한 塑性誘起 균열단합 機構를 模式的으로 說明하는 모델이다. 균열이 작은 근처에서  $K_{max}$ 와  $K_{op}$ 사이의 길이 AA', BB', CC', 사이에 AA' > BB' > CC' > BB'의 관계가 성립하여 균열이 작을 동안에는 有效應力擴大係數幅이 오히려 크고 차츰 작아지다 다시 커지므로 균열 進展速度는 균열이 작을 동안에는 상대적으로 빠르고 다시 느려진 후에 빨라진다고 보여진다. 본 研究에서는 AA'쪽 결과는 얻지 못하고 있지만 CC'쪽에서는 그러한 結果와 一致하는 結果를 보인다.

그리고 균열이 成長함에 따라 균열단합이 차츰 증가하여 균열이 어느 정도 커지면  $K_{op}$ 가 어떠한 正常값에 接近하는 現象은, Jono 및 Song<sup>[33]</sup>이 報告하는 바와 같이 微小균열의 進展過程이 成長初期의 理想균열에서 塑性誘起 균열단합이 현저하여지는 通常의인 小規模降伏아래서의 疲勞균열로 遷移하는 過程이라는 結論과 잘 符合된다.

따라서 작은 表面균열에 있어서는 낮은  $\Delta K$  領域에서 塑性誘起단합, 表面거칠기 誘起단합, 및 작은균열에 特有的 均열단합機構를 가지는 것이 분명하다.

#### 4. 結 論

본 研究에서는 表面균열의 進展舉動을 檢討하기 위하여 알루미늄合金 7075-T651을 사용하여 表面에 微小균열을 준 試驗片에 대해 表面균열 進展試驗을 施行하고 그 進展特性을 破壞力學의 手法 및 均열단합을 통하여 검토한 결과 다음과 같은 結論에 到達하게 되었다.

- 1) 表面균열의 形狀變化에 관하여 검토한 결과 표면 쪽이 깊이쪽보다 빨리 進展하여 두께의 반 정도에서  $a/c=0.5$ 되는 橢圓形으로 된다.
- 2) 均열길이방향 및 깊이방향에서의 均열 進展速度를  $\Delta K$ 로 整理할 때 각각 應力比 R의 影響을 받으며, 표면의 길이방향이 깊이 方向보다 빠르다.
- 3) 均열 進展速度를 均열단합現象을 考慮한 有效應力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$ 로 整理할 때 R 依存性은 消滅되어  $\Delta K_{eff}$ 로 잘 정리됨을 알 수 있다. 表面균열의 길이 方向 進展速度와 깊이방향의 進展速度와의 차이는  $\Delta K_{eff}$ 로 정리해도 減少만 할뿐 완전히 없애지 않는

다.

4) 균열단합現象의 機構로는 塑性誘起 균열단합機構와 破面거칠기 및 작은 균열에서 特有的 균열단합으로 설명됨을 알 수 있다.

参 考 文 獻

- (1) P. Paris and F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Transactions of ASME, pp. 528-534, Dec., 1963.
- (2) S. Pearson, Initiation of Fatigue Cracks in Commercial Aluminium Alloys and the Subsequent Propagation of Very Short cracks, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 7, pp. 235-237, 1975.
- (3) D. Taylor and J. F. Knott, Fatigue Crack Propagation Behavior of Short Crack; The Effect of Microstructure, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 4, pp. 147-155, 1981.
- (4) C. W. Brown and M. A. Hicks, A Study of Short Fatigue Crack Growth Behavior in Titanium Alloy IMI 685, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 16, pp. 67-76, 1983.
- (5) K. Tanaka, M. Hojo and Y. Nakai, Fatigue Crack Initiation and Early Propagation in 3% Silicon Iron, Fatigue Mechanisms: Advances in Quantitative Measurement of Physical Damage, ASTM STP 811, pp. 207-232, 1983.
- (6) J. Lankford, Initiation and Early growth of Fatigue Cracks in High Strength Steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 9, pp. 617-624, 1977.
- (7) 田中啓介, 微小疲労き裂の傳ば, 材料, Vol. 33, No. 371, pp. 961-972, 1984.
- (8) M. H. El Haddad, K. N. Smith and T. H. Topper, A Strain Based Intensity Factor Solution for Short Fatigue Cracks Initiating from Notches, Fracture Mechanics, ASTM STP 677, pp. 274-289, 1979.
- (9) J. Lankford, The Growth of Small Fatigue Cracks in 7075-T6 Aluminium, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 5, pp. 233-248, 1982.
- (10) R. Bu and R. I. Stephens, comparison of Short and Long Fatigue Crack Growth in 7075-T6 Aluminum, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 9, No. 1, pp. 35-48, 1986.
- (11) K. Danaka, T. Hoshide and O. Maekawa, Surface Crack Propagation in Plane-Bending Fatigue of Smooth Specimen of Low-Carbon Steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 16, No. 2, pp. 202-220, 1982.
- (12) M. S. Starkey and R. P. Skelton, A Comparison of the Strain Intensity and Cyclic J Approaches to crack growth, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 5, pp. 329-341, 1982.
- (13) P. K. Liaw and W. A. Logsdon, Crack Closure: An Explanation for Small Fatigue Crack Growth Behavior, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 1, pp. 115-121, 1985.
- (14) 小林英男, 疲労き裂進展 特性とき裂閉口, 日本機械學會論文集(A), Vol. 49, pp. 771-778, 1983.
- (15) Elber Wolf, The Significance of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 486, pp. 230-242, 1971.
- (16) A. F. Blom and D. K. Holm, An Experimental and Numerical Study of Crack Closure, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 6, pp. 997-1011, 1985.
- (17) K. Minakawa and A. J. McEvily, On Crack Closure in the Near-Threshold Region, Scripta Metallurgica, Vol. 15, pp. 633-636, 1981.
- (18) V. B. Dutta, S. Suresh and R. O. Ritchie, Fatigue Crack Propagation in Dual-Phase Steels: Effects of Ferritic-Martensitic

- Microstructures on Crack Path Morphology, Metallurgical Transactions A, Vol. 15, pp. 1193-1207, 1984.
- (19) M.H. El Haddad, N.E. Dowling, T.H. Topper and K.N. Smith, J-Integral Applications for Short Fatigue Cracks at Notches, International Journal of Fracture, Vol. 16, pp. 15-30, Feb., 1980.
- (20) J. Petit and A. Zeghloul, On the Effect of Environment on Short Crack Growth Behaviour and Threshold, The behaviour of Short Fatigue Cracks, EGF Pub. 1, pp. 163-177, 1986.
- (21) S. Suresh, Crack Deflection: Implications for the Growth Long and Short Fatigue Cracks, Metallurgical Transactions A, Vol. 14A, pp. 2375-2385, Nov., 1983.
- (22) K. J. Miller, The Behaviour of Short Fatigue Cracks and Their Initiation, Part I - A Review of Two recent Books, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol. 10, pp. 75-91, 1987.
- (23) 宋智浩, 辛龍承, 林允洙, 小型動電形굽힘 疲勞試驗機의 製作, 大韓機械學會論文集, 第13卷 第1號, pp. 199-203, 1989.
- (24) 朴榮祖, 金楨圭, 辛龍承, 金永運, 5083-H113 알루미늄合金의 表面균열 進展舉動과 균열닫힘 現象, 大韓機械學會論文集 第11卷 第2號, pp. 243-252, 1987.
- (25) ASTM Designation E647-83, Test Method for Constant-Load-Amplitude Fatigue Crack Growth Rates Above  $10^{-6}$ m/cycle, 1978.
- (26) 菊川眞, 城野政弘, 田中健一, 高谷勝, 除荷彈 性ルンプライアンス 法による低進進速度領域 における 疲勞き裂進展速度とき裂開閉口舉動の 測定, 材料, Vol. 25, pp. 899-903, 1976 (23).
- (27) ASTM Designation E740-80, Standard Practice for Fracture Testing with Surface Crack Tension Specimens, 1980.
- (28) J.C. Newman Jr. and I. S. Raju, An Emprical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 15, No. 1-2, pp. 185-192, 1981.
- (29) D. L. Corn, A Study of Techniques for Obtaining Partial Thickness Cracks of Pre-Selected Depths and Shapes, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 3, pp. 45-52, 1971.
- (30) 鷺田郎秀, 土田榮一郎, 小林英男, 表面疲勞き裂の進展および下限界特性, 第二回破損力學シンポジウム(講演論文集), pp. 26-30, 1983.
- (31) L. Hodulak, H. Kordisch, S. Kunzelmann and E. Sommer, Growth of Part-Through Cracks, Fracture Mechanics, ASTM STP 677, pp. 399-410, 1979 (27).
- (32) S. Suresh and R. O. Ritchie, A Geometric Model for Fatigue Crack Closure Induced by Fracture Surface Roughness, Metallurgical Transactions A, Vol. 13A, pp. 1627-1631, Sep., 1982.
- (33) M. Jono and J. Song, Growth and Closure of Short Fatigue Cracks, Current Research on Fatigue Cracks, Material Research Series Vol. 1, The Society of Material Science, Japan, pp. 35-55, 1985.