

<論 文>

7075-T651 Al 合金의 表面균열進展에 미치는 應力比의 影響

朴榮祖* · 金楨圭* · 辛龍承** · 金聖珉***

(1985年 9月 2日 接受)

The Effect of the Stress Ratio on the Surface Crack Growth Behavior in 7075-T651 Aluminum Alloy

Young Jo Park, Jung Kyu Kim, Yong Seung Shin and Sung Min Kim

Key Words: Fatigue Surface Crack(피로표면균열), Stress Ratio(응력비), Aspect Ratio(형상비), Crack Closure(균열닫힘), Effective Stress Intensity Factor Range(유효응력 확대계수 폭), Crack Growth Rate(균열 전진속도)

Abstract

Fatigue surface crack growth was studied in 7075-T651 aluminum alloy plates subjected largely to bending loads. The surface crack length and its depth were measured by the unloading elastic compliance method. The surface crack growth rate dc/dN , on the surface and da/dN , in the depth direction were obtained by the secant method. The stress intensity factor range ΔK was computed by means of Newman and Raju equation. The aspect ratio a/c was presented in form of $a/c=0.815-0.853(a/T)$. The effect of the stress ratio on the stable surface crack growth rates under increasing ΔK is larger in lower ΔK , while the relation between dc/dN , da/dN and the effective stress intensity factor range ΔK_{eff} is weakly dependent on the stress ratio.

1. 序 論

材料의 疲勞過程은 균열의 發生과 傳播로 大別되며 全 疲勞壽命 N_f 는 균열의 發生壽命 N_i 와 傳播壽命 N_p 의 合으로 構成된다. 그런데 實用部品이나 機械要

素의 部材에는 取扱過程에서 1 mm 以下の 缺陷이나 노치가 表面에 存在하는 경우가 많기 때문에 表面균열의 疲勞傳播壽命에 대한 評價는 重要하다고 할 수 있다⁽¹⁻⁴⁾.

線形破壞力學에서는 貫通균열을 가진 CT試片인 경우, 小規模降伏條件下에서의 定常的인 균열傳播速度 da/dN 은 應力擴大係數幅 ΔK 및 應力比 R 의 一價函數로써 나타내어지고 특히 第II段階에서는 $da/dN=C(\Delta K)^m$ 으로 된다는 것은 널리 알려진 法則⁽⁵⁾이다. 그

*正會員, 漢陽大學校 工科學 機械設計學科

**正會員, 京畿開放大學 機械工學科

***漢陽大學校 大學院

그러나 表面균열에 破壞力學을 導入한 進展速度의 評價法에 대해서는 이에 미치는 力學的 因子 및 微視組織的 因子의 影響에 관한 資料의 축적이 부족하여 아직도 불충분한 상태이다⁽²⁻⁴⁾.

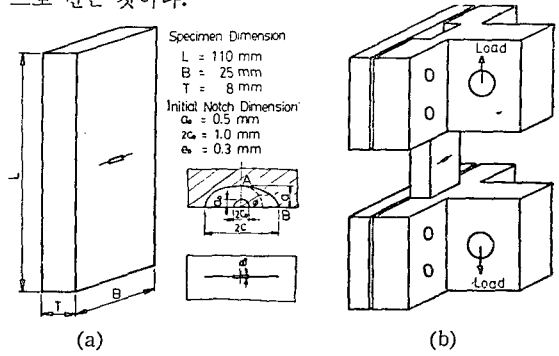
表面균열로부터 成長하는 疲勞균열에 관한 해석은 Irwin⁽⁶⁾으로 부터 시작되었고 그후 數直解析에 의해 表面균열의 形狀, 이에 作用하는 荷重方式에 關하여 報告⁽⁷⁻¹⁰⁾되고 있지만 表面균열의 成長機構를 解析하려는 엄밀한 해는 아직도 구하지 못한 실정이다. 더구나 最近 활발한 研究의 대상이 되고 있는 微小表面균열의 進展舉動은 表面균열의 길이方向의 進展速度 dc/dN 과 깊이 方向의 進展速度 da/dN 이 서로 다르고 da/dN 과 應力擴大係數幅 ΔK 와의 관계는 홀어짐이 너무 커서 相關關係가 적다고도 하며⁽¹¹⁾, 그리고 表面균열과 貫通균열의 進展速度는 다르지만 균열단힘을 고려하면 一致한다고 하는 報告도 있다⁽¹²⁾. 특히 동일한 ΔK 에 있어서 微小表面균열의 進展速度는 貫通균열의 것보다 빠르고 또한 應力擴大係數幅下限界값인 ΔK_{th} 以下에서도 微小균열은 傳播한다는 것이 밝혀져 긴 균열(long crack)의 法則을 基礎로 한 殘存壽命의 算出은 위험하다고 할 수 있다⁽¹³⁻¹⁶⁾.

本 研究에서는 表面균열의 傳播舉動에 관한 研究의 一環으로 경량화재료로서 항공기 구조용으로 널리 사용되고 있는 7075-T 651 알루미늄합금을 준비하고 除荷彈性 compliance法⁽¹⁷⁾을 이용하여 表面 및 깊이 方向의 균열進展舉動의 特性을 밝히고자 한다.

2. 實驗方法

使用한 材料는 두께가 50.8 mm인 7075-T 651 A1 合金材로서 Table 1과 Table 2는 이 材料의 化學的 成分과 機械的 性質을 나타낸 것이다. 試驗片 및 初期노

치의 모양은 Fig. 1(a)와 같고 초기노치는 放電加工에 의한 것으로, 이때 사용한 電極은 0.95 mm 市販銅線을 두께가 0.3 mm 되게 研磨한 후 그 한 끝을 半圓形으로 만든 것이다.



(a) Configuration of test specimen
(b) Fixture of specimen

Fig. 1 Configuration of test specimen and grip

試驗片은 Fig. 1(b)의 試驗片固定具와 같은 그립(grip)을 製作하여 사용함으로써 급힘 荷重이 支配的인 荷量이 되게끔 하였다. 試驗片採取方向은 L-T 方向이 되도록 하였고 試驗機로는 MTS社製 10톤용 油壓서어브식 疲勞試驗機를 사용하였으며 이때 荷重制御에는 試驗機에 부착된 로오드셀을 그대로 사용하였고 後述하는 除荷彈性-컴프라이언스⁽¹⁷⁾ 電子回路用으로는 1톤용 로오드셀을 별도로 제작하여 사용하였다.

荷重되풀이 速度는 9 Hz로 하였고, 試驗片 表面에 나타난 균열길이 c 및 깊이方向의 균열길이 a를 監視하는 데는 1톤용 로오드셀로부터의 信號와 試驗片背面에 부착한 變形率계이지로부터의 信號를 Fig. 2에서 보는 바와 같은 除荷彈性-컴프라이언스方法⁽¹⁷⁾의 減算用電子回路로 處理하였다. 이로부터 오실로스코프에 히스테리시스 루프(hysteresis loop)를 만들고 균열의

Table 1 Chemical composition, %

Designation	Zn	Cu	Mg	Cr	Mn	Fe	Si	Ti	Other		Al
									Each	Total	
7075-T 651	5.6	1.6	2.5	0.3	0.3	0.5	0.4	0.2	0.05	0.15	Remainder

Table 2 Mechanical properties

Designation	Yield strength MPa	Tensile strength MPa	Shear strength MPa	Elongation 1/16 in thick specimen, %	Fatigue endurance limit, MPa	Modulus of elasticity MPa
7075-T 651	503	572	310	10	159	72×10^3

進展에 따른 히스테리시스 루프의 변화와 포텐쇼미터 (potentiometer)의 抵抗値로써 측정하였다. 또한 균열 단립現象은 히스테리시스 루프의 模樣을 寫眞撮影으로부터 測定하였고, 균열깊이와 균열길이의 形狀의 변화는 여러 段階의 荷重되풀이 數에서 試驗을 中斷하고 試驗片을 일일이 破斷하여 그 破面을 工具顯微鏡으로 測定하였다.

表面균열進展速度評價에서의 應力擴大係數는 Newman과 Raju^(10,18)의 式을 사용하였는데 그 式은 다음과 같다.

$$K_I = (\sigma_t + H\sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} F(a/T, a/c, c/B, \phi),$$

$$(0 < a/c \leq 1.0, 0 \leq a/T < 1.0, c/B < 0.25, 0 \leq \phi \leq \pi) \quad (1)$$

이 式에서 σ_t, σ_b 는 각각 引張 및 굽힘應力이고 $Q = \phi^2$ 으로 ϕ 는 第二種完全橢圓積分이며 그 밖의 記號는 부록에 記述한 바와 같다.

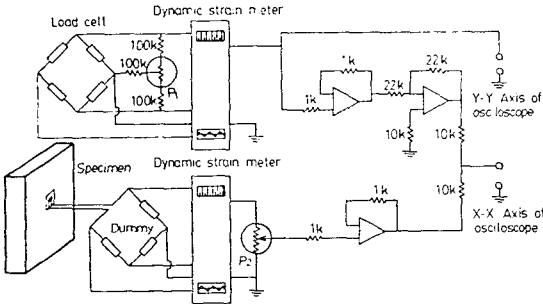


Fig. 2 Circuit diagram for monitoring crack length

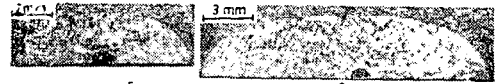
3. 實驗結果 및 考察

3.1 表面균열 形狀比의 變化

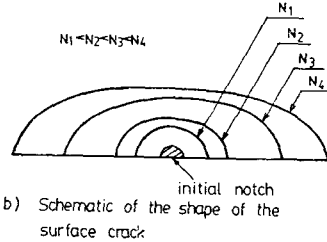
表面균열에 있어서 대부분의 경우 균열깊이는 測定이 可能하지만 균열길이는 測定이 거의 不可能하므로 表面균열의 形狀이 어떻게 變하는지를 아는 것은 重要하다.

Fig. 3(a)는 荷重되풀이 數의 增加에 따라 變하여 가는 균열形狀의 樣相을 나타낸 것이고 Fig. 3(b)는 이의 模式圖이다. 균열發生 初期段階에서는 圓에 가까운 形狀을 하고, 荷重되풀이 數가 增加함에 따라 表面쪽의 균열깊이가 균열길이보다 긴 橢圓形으로 되지만 더욱 進行하게 되면 깊이쪽에 平坦한 部分이 있는 모양을 가지게 됨을 보여준다.

그래서 表面에 나타난 균열깊이 $2c$ 와 균열길이 a 와의 關係를 Fig. 4에 나타내었다. $2c$ 와 a 와의 關係는 다른 報告⁽⁹⁾에서와 마찬가지로 應力比 R 에 關係없



(a) Variation of the shape of surface crack ($R=0.3$)



(b) Schematic of the shape of the surface crack

Fig. 3 Variation of the shape of surface crack in bending load

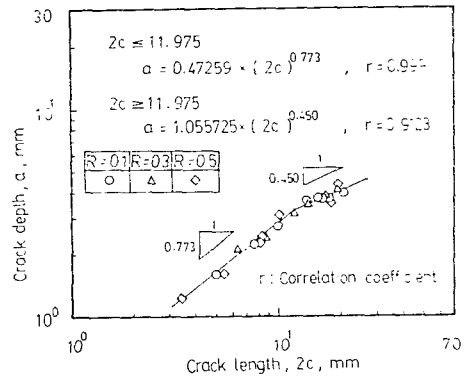


Fig. 4 Relation between surface crack depth(a) and crack length($2c$)

이 하나의 꺾어진 직선으로 回歸되며 따라서 균열깊이 $2c$ 를 測定하여 Fig. 4 中の 回歸式에서 깊이 a 를 算出할 수 있어서 균열形狀을 表現하는에는 單一媒介變數 $2c$ 로 할 수 있음을 알 수 있다. 또한 直線이 꺾어지는 것은 荷重되풀이 數가 커져서 균열깊이가 길어지면 깊이쪽의 增加率에 鈍化가 일어나서 Fig. 3에서 보는 바와 같이 平坦한 部分이 생기는 것을 말해준다.

Fig. 5는 균열깊이 a 에 대한 表面균열 形狀比 a/c 의 變化를 보기 위한 것이다. 橫軸에 균열깊이 a 를 두 軸 T 로 無次元化한 變數 a/T 를 취하고 縱軸에 表面 균열形狀比 a/c 를 취하여 實驗結果를 정리한 것으로 약간의 흠이 있기는 하나 最小自乘法에 의하여 直線으로 回歸하면

$$a/c = 0.815 - 0.853 a/T \quad (2)$$

의 關係가 얻어진다.

$$ASTM \text{의 } E740-80^{(18)} \text{에서는 引張荷重만을 받을 때 } a/c = 1 - 0.2(a/T)^2 \quad (3)$$

으로 되고 굽힘荷重을 받을 때는

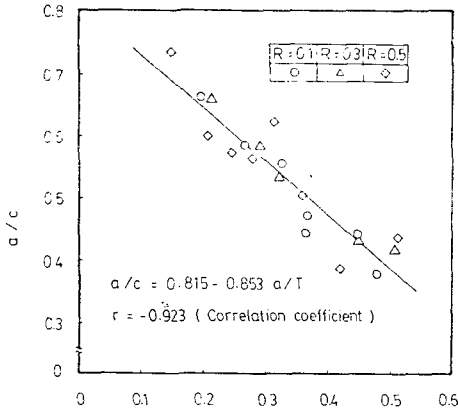


Fig. 5 Experimental fatigue crack patterns for a surface crack subjected largely to bending loads

$$a/c = 1 - a/T \quad (4)$$

의 形狀比로 成張한다고 報告하고 있다. 그러나 形狀比는 初期노치의 크기, 形狀應力場 및 Paris 法則의 指數에 의하여 影響을 받는다는 점^(2, 18, 20)을 考慮하면 式(2)에서의 常數 및 係數의 차이는 이러한 因子의 影響에 起因된 것이라고 생각된다.

川原⁽²¹⁾는 形狀比의 변화를, 初期노치의 形狀에 의하여 支配되는 균열成長段階, 應力負荷의 樣式에 의하여 支配되는 균열成長段階 및 이들 두 成長段階 사이의 遷移段階로 나누는데 本 研究의 領域은 應力負荷의 樣式에 의하여 支配되는 段階라고 생각된다.

3.2 荷重 되풀이 數에 의한 균열成長舉動

Fig. 6은 荷重 되풀이 數에 의한 균열成長舉動을 檢討하기 위하여 Fig. 2의 포렌소미터 P_2 의 初期抵抗值 P_0 와 任意 되풀이 수에서의 抵抗值 P 를 測定하여 無次元化한 變數 $P_0/P - 1$ 을 橫軸에 잡고 初期노치面積 A_n 과 균열의 進展에 의해 增加한 面積 ΔA 의 합을 試驗片斷面積 BT 로 無次元化한 變數 $(\Delta A + A_n)/(BT)$ 를 縱軸에 나타내어 整理한 것으로 이들 關係는 直線으로 써 잘 近似되고 이때의 回歸曲線의 식은

$$(\Delta A + A_n)/(BT) = 0.461 \times (P_0/P - 1)^{0.733} \quad (5)$$

으로 된다. 이 식으로부터 P 를 알면 $(\Delta A + A_n)/(BT)$ 를 구할 수 있다.

Fig. 7은 위에서 구한 $(\Delta A + A_n)/(BT)$ 를 알고 균열길이 c 및 균열깊이 a 를 구하기 위한 것으로서, 黑點으로 表示된 균열길이 a 는 變數 $(\Delta A + A_n)/(BT)$ 의 增加에 따라 直線적으로 增加해 가다가 약 3.4 mm 부

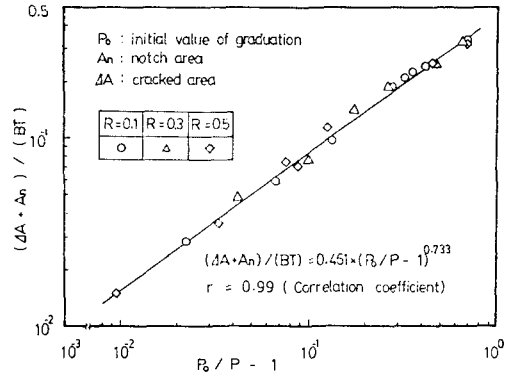


Fig. 6 Crack length and depth calibration curve

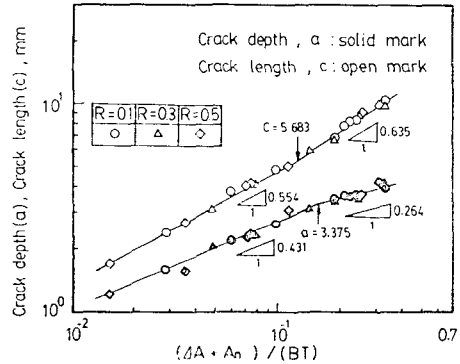


Fig. 7 Correlation of crack depth(a), crack length (c) as a function of $(\Delta A + A_n)/(BT)$

근에서 그 增加率이 鈍化되는 反面에, 白點으로 表示된 균열길이 c 는 약 5.7 mm 되는 곳에서 增加率이 더욱 上昇된다. 이러한 舉動은 균열이 成長할수록 앞에서 말한 바와 같이 깊이쪽에 平坦한 부분이 생길을 豫想케 하고 이러한 樣相은 複合荷重下에서 두드러진 現象이라고 한다.

균열길이 c 및 균열깊이 a 를 구하는 식은 각각

$$\left. \begin{aligned} c &= 17.629 \{ (\Delta A + A_n)/(BT) \}^{0.554}, & (\Delta A + A_n)/(BT) < 0.130 \\ c &= 20.760 \{ (\Delta A + A_n)/(BT) \}^{0.635}, & (\Delta A + A_n)/(BT) \geq 0.130 \\ a &= 7.476 \{ (\Delta A + A_n)/(BT) \}^{0.431}, & (\Delta A + A_n)/(BT) < 0.158 \\ a &= 5.490 \{ (\Delta A + A_n)/(BT) \}^{0.264}, & (\Delta A + A_n)/(BT) \geq 0.158 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

와 같이 된다.

Fig. 8은 균열길이 및 균열깊이의 荷重되풀이數에 대한 成長舉動을 나타낸 것으로서 應力比 R 의 變化에 관계없이 初期노치로부터 균열이 發生하여 進展하게

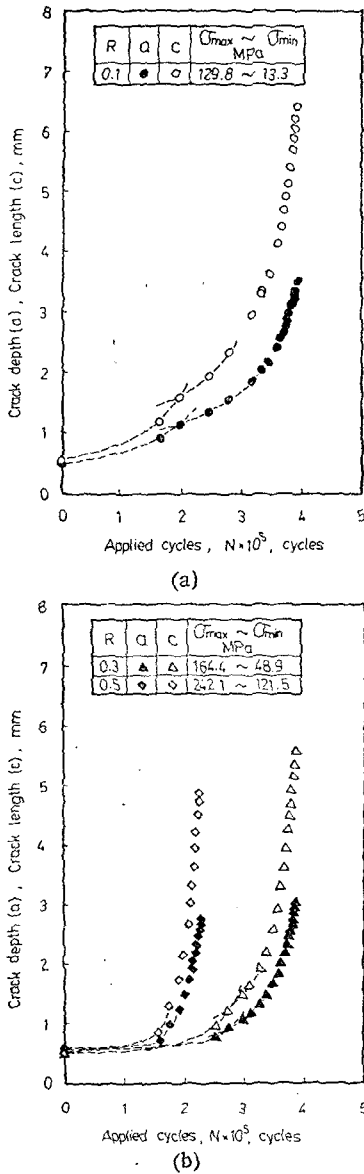


Fig. 8 Fatigue crack depth, length vs applied cycle

되면 初期成長段階에서는 균열길이 및 깊이가 나같이 완만한 進展을 하다가 荷重되풀이數가 增加하면 成長이 急激하여 지고 또한 균열길이쪽이 균열깊이보다 훨씬 빨리 成長하여 形狀比의 變化를 示唆하고 있다. 또한 $R=0.1$ 및 $R=0.3$ 에서는 荷重되풀이數가 각각 2×10^5 사이클 및 2.7×10^5 사이클 부근에서 약간 둔화됨이 보이는데 이러한 현상이 생기는 原因의 하나로서는 균열의 成長에 의하여 균열단합의 影響이 存在하기 때문이라고 생각된다.

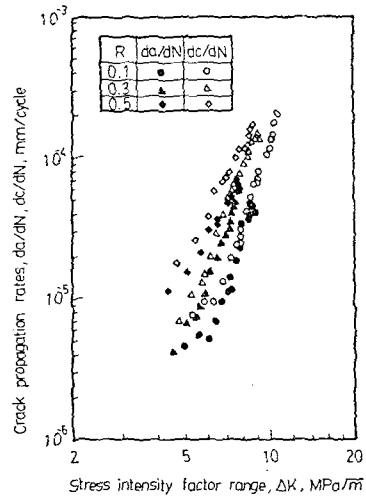


Fig. 9 Variation of fatigue crack propagation rates ($da/dN, dc/dN$) with the stress intensity factor range (ΔK)

3.3 균열進展速度評價

Fig. 9는 表面方向 및 길이방향의 균열進展速度 $dc/dN, da/dN$ 과 식 (1)에 의해서 구한 應力擴大係數幅 ΔK 와의 관계이다.

낮은 領域에서는 dc/dN 가 da/dN 보다 빠르지만 ΔK 가 上昇함에 따라 서로 접근되는 경향을 보이고 또한 $R=0.1$ 및 $R=0.3$ 의 결과에서는 $\Delta K=5 \sim 6 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ 부근에서 表面균열의 進展速度가 약간 減少하다가 다시 증가하는 현상을 나타내고 있다. 또한 表面 및 길이방향의 균열進展速度는 應力比 R 의 增加에 따라 빠르지만 이러한 현상은 ΔK 가 낮은 領域에서 더욱 顯著하고 ΔK 가 增加할수록 減少하는 것을 볼 수가 있다.

이상의 결과로부터 表面균열의 進展速度 dc/dN 및 da/dN 은 應力比 R 에 依存함을 알 수 있고 여기에서도 균열단합現象의 存在可能性이 豫想된다. 그래서 Fig. 9의 結果에 대하여 균열단합現象을 考慮한 有效應力擴大係數幅 $\Delta K_{\text{eff}}^{(17,19,22)}$ 로 整理하여 나타낸 것이 Fig. 10이다. 이 그림에서 알 수 있는 바와 같이, 균열進展速度에 미치는 應力比 R 의 影響은 상당히 減少되어 좁은 範圍에 모임을 볼 수 있는데 이것은 균열단합現象의 影響이 ΔK 가 높은 領域에서 보다 ΔK 가 낮은 領域에서 크게 存在하고 있기 때문이라고 생각된다.

Fig. 11은 有效應力擴大係數幅比 $U \left(= \frac{\Delta K_{\text{eff}}}{\Delta K} \right)$ 와 ΔK 와의 관계를 보여준 것으로 R 값이 0.5인 경우에는

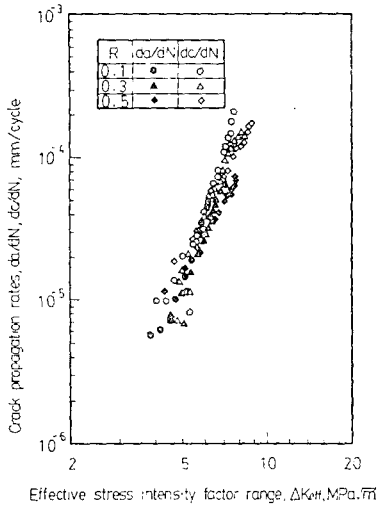


Fig. 10 Variation of fatigue crack propagation rates ($da/dN, dc/dN$) with the effective stress intensity factor range (ΔK_{eff})

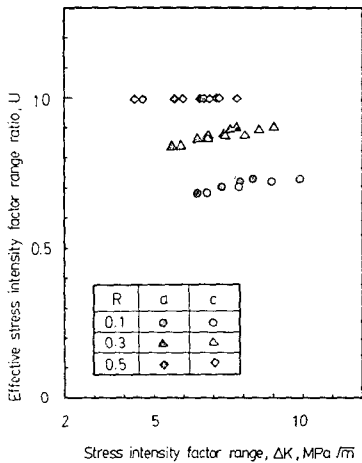


Fig. 11 Relation between effective stress intensity factor range ratio (U) and stress intensity factor range (ΔK)

균열단합現象이 存在하지 않지만 $R=0.3, 0.1$ 에서는 균열단합現象이 뚜렷하며, 특히 $R=0.1$ 의 경우는 이 影響이 가장 크고 또한 $R=0.1$ 및 $R=0.3$ 에서는 ΔK 가 增加함에 따라 U 가 增加하여 균열단합現象의 影響이 減少함을 나타내고 있다. 이상의 결과로부터 본 Al 合金材에서는 應力比가 낮을수록 그리고 낮은 ΔK 領

域에서 균열進展速度에 미치는 균열단합現象의 影響이 크다고 할 수 있다.

그런데 $R=0.1$ 실험에서 균열단합이 顯著했던 곳은 균열길이방향의 應力擴大係數幅이 $5\sim 6\text{MPa}\sqrt{m}$ 의 곳으로 이때의 대략적인 균열길이 및 길이는 $1\sim 1.5\text{mm}$ 의 범위에 속한다. 이러한 균열크기는 微小균열 (small crack)과 큰균열 (long crack)의 分岐領域이 되며, 균열단합의 影響은 微小균열에서 큰 균열로 됨에 따라 顯著해지고 균열이 더욱 커지면 그 效果는 줄어든다⁽¹⁶⁾. 또한 낮은 領域에서의 균열단합은 破面の 거칠기⁽²³⁾ 및 破面の 接觸에 의한 酸化物の 影響을 받는 것으로 報告되고 있어^(23,24) 이들의 影響을 나누어서 검토함은 어렵다고 생각된다. 그래서 $\Delta K=5\sim 6\text{MPa}\sqrt{m}$ 에서 균열단합이 현저한 $R=0.1$ 과 균열단합이 존재하지 않는 $R=0.5$ 의 微視破面에 대하여 觀察하였다. Fig. 12는 이 領域에서의 微視破面樣相을 보인 것으로 $R=0.1$ 의 破面이 균열단합이 없었던 $R=0.5$ 의 破面에서 보다 날카롭고 예리하며 組織에 敏感한 破面을 보이고 있어서 本材料에 있어서도 균열단합現象의 大小는 破面樣相의 차이와 關聯이 있음을 想起시켜 준다.

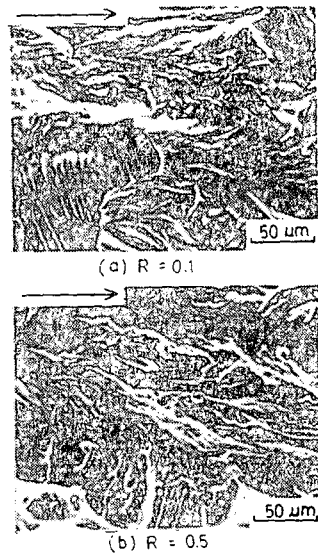


Fig. 12 Scanning electron micrographs of fracture surface ($\Delta K=5\sim 6\text{MPa}\sqrt{m}$)

4. 結 論

7075-T 651 Al 合金의 表面균열進展舉動을 밝히기 위하여 除荷彈性 Compliance 方法으로 複合荷重이 支配的인 疲勞試驗을 행하여 Newman 과 Raju 식으로 부

터의 應力擴大係數幅 ΔK 및 有效應力擴大係數幅 ΔK_{eff} 와 表面길이 및 깊이方向의 균열進展速度를 구하여 이들 사이의 관계에 미치는 應力比의 影響을 검토하였다. 얻어진 結果는 다음과 같다.

(1) 除荷彈性-크리프라이언즈법을 사용할 때 포텐쇼미터의 抵抗值 P 와 균열길이 c 및 균열깊이 a 사이에는 相關係數가 큰 關係式을 얻을 수 있어 表面균열의 길이 및 깊이를 測定하는 도구로써 사용이 可能하다.

(2) 균열길이 c 및 균열깊이 a 는 荷重되풀이數의 增加에 따라 각각 初期段階에서는 完만하게 增加하다가 차츰 急激히 增加해가고 길이쪽이 깊이쪽보다 빨리 成長해 간다. 또한 荷重이 支配的인 荷重下에서는 形狀比 a/c 는

$$a/c = 0.815 - 0.853(a/T)$$

이다.

(3) 길이方向 및 깊이方向의 균열進展速度 dc/dN , da/dN 을 應力擴大係數幅 ΔK 로 整理하면 낮은 ΔK 領域일수록 應力比의 影響을 크게 받지만 有效應力擴大係數幅 ΔK_{eff} 로 整理하면 應力比의 影響이 적어진다. 이것은 應力比가 낮을수록 그리고 낮은 ΔK 領域일수록 균열단합의 影響이 크기 때문이다.

(4) 균열길이 方向에서 進展速度가 같은 位置에 있어서의 $R=0.1$ 및 $R=0.5$ 의 破面을 比較하면 균열단합現象의 影響이 顯著的한 $R=0.1$ 쪽의 破面이 더욱 날카롭고 예리하며 組織에 敏感한 微視破面樣相을 보였다.

參 考 文 獻

- (1) 戶梶惠郎, 安藝善司, 水谷日出雄, 各種環境中における高強度鋼の疲勞微小き裂の發生と成長舉動, 材料, 第33卷, 第366號, pp. 331~337, 1984
- (2) M. Truchon and H.P. Lieurade, Experimental Study Surface Crack Propagation in an E36 steel, Advance in Fracture Research, Preprints of the International Conference on Fracture(ICF5), Vol. 1, pp. 3~10, 1981
- (3) P.H. Fransis, D.L. Davidson & R.G. Forman, An Experimental Investigation into the Mechanics of Deep Semielliptical Surface Cracks in Mode I Loading, Eng. Fract. Mech., Vol. 4, pp. 617~635, 1972
- (4) 宋智浩, 破壞力學의 現況(II), 大韓機械學會誌, 第21卷, 第1號, pp. 10~31, 1981
- (5) P. Paris and F. Erdogan, A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, Trans of ASME, Vol. 83, pp. 528~534, 1963
- (6) G.R. Irwin, Crack-Extension Force for a Part-through Crack in a Plate, Journal of Applied Mechanics, Trans of ASME, Vol. 84, pp. 651~654, 1962
- (7) F.W. Smith, Stress Intensity Factors for a Semi-Elliptical Surface Flaw, Structural Development Research Memorandum No. 17, Boing, pp. 1~29, 1966
- (8) R.C. Shah and A.S. Kobayashi, Stress Intensity Factor for an Elliptical Crack Approaching the Surface of a Plate in Bending, ASTM, STP 513, pp. 3~21, 1972
- (9) S.J. Maddox, Initiation of Fatigue Cracks in Fillet Welded Joints, International Journal of Fracture, Vol. 11, pp. 221~243, 1975
- (10) J.C. Newman Jr. and I.S. Raju, An Empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack, Eng. Fract. Mech., Vol. 15, No. 1~2, pp. 185~192, 1981
- (11) Kang-sian Lee, Len-ji Yu, Zi-hong Jin, and Kaizuo Liang, Experimental Research on Surface Crack Propagation Laws for Low Alloy Steels, Eng. Fract. Mech., Vol. 16, pp. 105~113, 1982
- (12) 小寺澤良一, 南坂繁, 繰返し曲げによる非貫通疲勞き裂の進展, 材料, 第26卷, 第289號, pp. 955~961, 1977
- (13) S. Pearson, Initiation of Fatigue Cracks in Commercial Aluminium Alloys and the Subsequent Propagation of Very Short Cracks, Eng. Fract. Mech., Vol. 7, pp. 235~247, 1975
- (14) J. Lankford, The Growth of Small Fatigue Cracks in 7075-T6 Aluminium, Fatigue Eng. Mater. Struct., Vol. 5, No. 3, pp. 233~248, 1982
- (15) S. Suresh, Crack Deflection: Implications for the Growth of Long and Short Fatigue Cracks, Metallurgical Transactions A, Vol. 14A, pp. 2375~2385, 1983
- (16) 田中啓介, 微小疲勞き裂の傳ば, 材料, 第33卷, 第371號, pp. 961~972, 1984
- (17) 菊川眞, 城野政弘, 田中建一, 高谷勝, 除荷彈性コンプライアンス法による低進展速度領域における疲勞き裂進展速度とき裂開閉舉動の測定, 材料, 第

26 卷, pp. 899~903, 1976

1526, 1984

- (18) ASTM Designation E740-80, Standard Practice for Fracture Testing with Surface Crack Tension Specimens.
- (19) 宋智浩, 朴榮祖, Notch 材의 疲勞와 Kikukawa Compliance 法, 大韓機械學會論文集, 第 2 卷, 第 1 號, pp. 10~18, 1978
- (20) D.L. Corn, A Study of Cracking Techniques for Obtaining Partial Thickness Cracks of Pre-Selected Depths and Shapes, Eng. Fracture Mechanics, Vol. 3, pp. 45~52, 1971
- (21) 川原正言, 溶接継手強度の 破壊力學による評價, “西山記念技術講座”, 鐵鋼材料のクロ組織と破壊力學”, 日本鐵鋼協會, 1979
- (22) Elber, Wolf, The Significance of Fatigu Crack Closure, ASTM STP486 pp. 230~242, 1971.
- (23) K. Minakawa and A.J. McEvily, On Crack Closure in the Near-threshold Region, Scripta Metallurgica, Vol. 15, pp. 633~636, 1981
- (24) S. Suresh, G.F. Zamiski, and R.O. Ritchie, Oxideinduced Crack Growth Behavior, Metall. Tran. A, 12A, pp. 1435~1443, 1981
- (25) 淺見古敏, 寺澤正男, 高强度鋼の下限界近傍の疲勞き裂傳ば擧動に及ぼす酸化物誘起き裂閉口と粒界破壊の影響, 材料, 第 33 卷, 第 375 號, pp. 1520~

附 錄

本文中의 Newman 과 Raju 의 식(1)은 다음과 같다.
(Fig. 1 參照)

$$K_I = (\sigma_t + H\sigma_b) \sqrt{\pi a/Q} F(a/T, a/c, c/B, \phi), \quad (0 < a/c \leq 1.0, 0 \leq a/T < 1.0, c/B < 0.25, 0 \leq \phi \leq \pi) \quad (1)$$

σ_t : 引張應力

σ_b : 굽힘應力

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}(a/c \leq 1)$$

$$F = [M_1 + M_2(a/T)^2 + M_3(a/T)^4] f_\phi \cdot g \cdot f_w$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$$

$$M_3 = 0.5 - 1.0/(0.65 + a/c) + 14(1.0 - a/c)^{24}$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(a/T)^2](1 - \sin\phi)^2$$

$$f_\phi = [(a/c)^2 \cos^2\phi + \sin^2\phi]^{0.25}$$

$$f_w = [\sec\{\pi(c/B) \sqrt{a/T}\}]^{0.5}$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^P \phi$$

$$P = 0.2 + a/c + 0.6(a/T)$$

$$H_1 = 1 - 0.34(a/T) - 0.11(a/c)(a/T)$$

$$H_2 = 1 + G_1(a/T) + G_2(a/T)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/T)^{1.5}$$