

# X-線 回折을 利用한 Al 7075-T651合金의 破損解析<sup>+</sup>

吳 世 旭\* · 朴 洙 瑩\*\* · 金 得 鎭\*\*\* · 夫 明 煥\*\*\*\*

(1993년 8월 31일 접수)

## Failure Analysis in Al 7075-T651 Alloy using X-Ray Diffraction Technique

Sae-Wook Oh, Soo-Young Park, Deug-Jin Kim, Myung-Hwan Boo

Key Words : X-ray diffraction(X線 回折), Plane spacing(面間距離), Half-value breadth(半價幅), Diffraction pattern(回折圖形), X-ray fractography

### Abstract

X-ray diffraction analysis technique was used for the fatigue damage analysis and fatigue life prediction in Al 7075-T651 alloy. The tensile test, fatigue strength and fatigue crack propagation test with change of stress ratio were carried out. As a result, half-value breadth was increased with the plastic deformation in the specimen increasing at all test conditions. In particular, half-value breadth at the surface of the specimens fractured by fatigue was increased as stress intensity factor range and effective stress intensity factor range were increased. In addition, the good relationship between half-value breadth and diffraction pattern was shown.

### I. 序 論

機械要素에 대한 破損事故의 原因究明 手段으로서 電子顯微鏡을 利用한 破面解析(electron fractography)方法이 널리 使用되고 있으며, 事故의 再發防止와 設計法·製造法의 改良에 크게 寄與

하고 있다. 이 方法은 破面에 殘存하는 凹凸으로부터 力學的條件 혹은 破壞機構에 관한 情報를 얻기 때문에 表面層이 酸化 또는 腐蝕등에 의해 損傷되었을 경우, 또는 주철·세라믹등의 無特徵破面과 類似破面의 경우 電子顯微鏡을 利用한 破面解析은 困難하다.

한편 X線 回折法에 의한 破面解析, 즉 X線 프

+ 92年度 大韓機械學會 秋季學術發表 (1992年 11月)

\* 東亞大學校 機械工學科

\*\* 東亞大學校 材料實驗室

\*\*\* 東亞大學校 大學院

\*\*\*\* 日本金澤大學校 大學院.

랙토그래피(fractography)는 破面의 X線 觀察에서 얻어지는 X線 파라미터(殘留應力, 半價幅, 回折圖形)의 特徵으로 破壞樣式의 判別, 破壞의 力學的 條件과 龜裂傳播壽命의 推定 또는 破壞의 微視的 機構를 論하는 方法이다.<sup>1)2)</sup> 이 方法은 破面狀態를 나타내는 것이 아니라 破面近方의 格子變形狀態에 관한 情報를 나타내는 것으로, 表面을 電解 研磨 등으로 除去하면 破面뿐 아니라 破面直下의 材料內部에 관한 情報를 알 수 있기 때문에 새로운 方法으로서의 가치가 있다.<sup>3)~8)</sup>

本 研究에서는 高强度 및 耐蝕性이 요구되는 構造材料에 使用되고 있는 Al 7075-T651合金에 대하여, 첫째 재료의 가장 기본적 評價方法인 引張實驗을 행한후, 여기서 얻어지는 應力-變形率 曲線과 X線 파라미터의 關係를 檢討하였고, 둘째 應力比 變化에 따른 疲勞實驗 및 疲勞龜裂進展實驗으로 既存의 破壞力學的 考察을 행한다음, 다시 破壞力學 파라미터와 X線 파라미터를 比較하여 破損解析의 可能性을 檢討하였다.

II. 實驗裝置 및 方法

1. 試驗片

本 實驗에 使用된 材料는 航空機 構造用으로 널리 使用되고 있는 두께 25.4mm의 Al 7075-T651 合金의 板材로서, 壓延加工에 의하여 강한 集合組織(texture structure)으로 되어 있으며, 化學的 成分 및 機械的 性質은 Table 1 및 2와 같다.

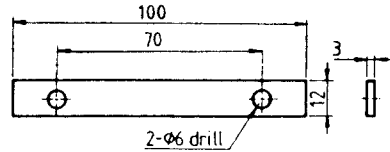
Table 1 Chemical composition of Al 7075-T651 alloy.(wt.%)

Zn	Mg	Cu	Cr	Al
5.61	2.4	1.57	0.19	Bal.

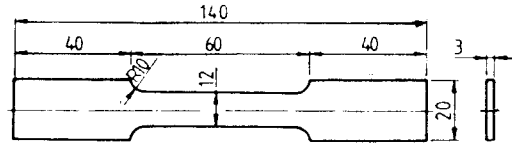
Table 2 Mechanical properties of Al 7075-T651 alloy

Yield Strength $\sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength $\sigma_{uts}$ (MPa)	Elongation (%)	Hardness (Hv)	Poisson's ratio (v)	Young's modulus (GPa)
515.42	575.66	6.72	174	0.31	70.31

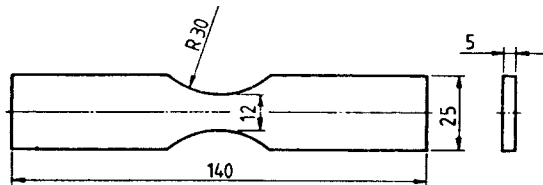
Fig. 1은 各 實驗條件에 따른 試驗片의 形狀 및 치수를 나타내고 있다. 모든 試驗片은 T-L 方向으로 加工하였으며, 機械加工 後 샌드페이퍼 및  $Al_2O_3$ 粉末粒子로써 폴리싱하고, 表面을 50 $\mu$ m程度 電解研磨하였다.



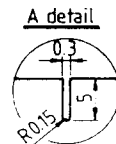
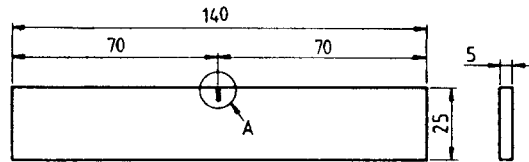
(a) tension specimen for elastic region



(b) tension specimen for plastic region



(c) fatigue test specimen(smooth specimen)



(d) fatigue crack propagation test specimen

Fig. 1 Geometry and dimensions of test specimens(units : mm)

2. 引張實驗

引張實驗은 自作한 引張治具와 萬能材料試驗機 (INSTRON model 1137, 147KN)를 使用하였다. 彈性領域( $\epsilon_s=0.02, 0.04, 0.06, 0.08, 0.1, 0.12\%$ )에서의 實驗은 自作한 引張治具로서 볼트로 負荷하였다. 또한, 塑性領域( $\epsilon_s=0.5, 1, 2, 4, 6\%$ )에서의 實驗은 萬能材料試驗機를 利用하여 0.2mm/min의 負荷速度로 引張負荷한후 하중을 제거하였다.

3. 疲勞實驗 및 疲勞龜裂進展實驗

疲勞 및 疲勞龜裂進展實驗은 電氣油壓서어보式 萬能疲勞試驗機 (INSTRON model 1331, 98KN)를 使用하였으며, 實驗條件으로는 常溫·大氣中에서 周波數 10Hz, 一定振幅荷重, 正弦波形, 一定荷重方式으로 하였다. 疲勞實驗에 있어서 各 應力比별 應力振幅은 最大荷重과 最小荷重이 連動的으로 變하면서 一定應力比가 되도록 荷重을 설정하였다. 한편, 疲勞龜裂進展實驗에 있어서 應力比( $R=0.4, 0, -0.4$ )변화는 最大荷重을  $0.06\sigma_y$ 정도인 3136N으로 고정하고 最小荷重을 조정하는 방식을 채택하였다. 應力擴大係數K의 計算은 Brown修正式을 利用하여, 式(1)에 의하여 計算하였다.

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F(\alpha) \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{여기서, } F(\alpha) = 1.12 - 0.231\alpha \times 10.55\alpha^2 - 21.72\alpha^3 + 30.39\alpha^4$$

$$\sigma = \frac{P}{B \cdot W}, \alpha = a/W$$

B : 시험편 두께, W : 시험편 폭, a : 균열길이

또한, 疲勞龜裂成長速度 da/dN에 대한 應力擴大係數幅  $\Delta K$ 는 7點增分 多項法(seven point incremental polynomial method)을 使用하였다. 한편 龜裂先端에서의 開閉口點측정은 감산회로를 利用한 탄성컴플라이언스(compliance method)를 利用하였다. 荷重-減算變位곡선으로 부터 最大, 最小 및 열림荷重을 계산한 후, 式(2)에 의하여 有效應力擴大係數幅比 U를 計算하였다.

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{min}}{K_{max} + K_{min}} = \frac{P_{max} - P_{min}}{P_{max} + P_{min}} \dots\dots\dots (2)$$

4. X線 回折實驗

가. X線 回折條件의 決定

Al 7075-T651合金의 主成分元素인 Al은 面心立方構造이다. 結晶構造가 面心立方構造인 경우, 特定 (h k l)면의 面間거리는 式(3)으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{1}{d^2} = \frac{h^2 + k^2 + l^2}{a^2} \dots\dots\dots (3)$$

순 Al에 대한 格子常數( $a=4.049\text{\AA}$ )와 Cu K $\alpha$ ( $\lambda=1.54178\text{\AA}$ )를 利用하였을 때, Bragg의 條件式  $n\lambda=2d\sin\theta$ 를 滿足하는 回折面과 回折角 2 $\theta$ 의 값을 실험에 利用하였다.

또한, 精密한 X線 파라미터를 測定하기 위해서는 다음의 條件을 滿足하여야 한다. 1) 回折角 2 $\theta$ 가 180°에 가까울 것, 2) 回折強度가 높을 것, 3) 獨立 peak인 것. 本 實驗에서는 위의 조건을 만족하기 위하여 背面反射法을 利用한 라우에 카메라 (Laue camera)의 경우, 回折角 2 $\theta$ 가 가장 高角度에서 回折되는 (333)면을 利用하였고, X線 回折裝置(diffractometer)에 의한 回折角度 및 半價幅 測定은 (422)면을 利用하였다.

Table 3은 半價幅 및 回折圖形을 測定하기 위한 實驗條件을 나타낸 것이다.

Fig. 2는 앞에서 設定된 條件에 의해 X線 回折裝置의 X-Y 레코드에 그려지는 대표적인 回折圖形的 모습을 나타낸 것이다. 여기서 回折圖形的의 백그라운드(back ground)에 平行한 基準線을 긋고, 最高 回折強度와의 거리가 1/2인 지점에서 基準線과 平行한 線을 그었을 때, 그 中心位置에서의 角度를 回折角 2 $\theta$ 라 하고, 그 幅을 半價幅 B라고 정의한다.

나. 各種試驗에서의 X線 파라미터 測定

引張實驗에서 얻어진 試驗片을 X線 回折裝置 및 라우에 카메라에 부착하여 彈·塑性變形量에

Table 3. X-ray diffraction conditions

test conditions	parallel-beam method	Laue method
characteristic X-ray	Cu-K $\alpha$	Cu-K $\alpha$
diffraction plane	(422)	(333)
filter	Ni	Ni
tube voltage	30kV	40kV
tube current	30mA	30mA
divergence angle	0.5°	—
height limit slit	5mm	—
scanning speed	0.5°/min	—
chart speed	20mm/min	—
time constant	10sec.	—
distance from the specimen to film	—	50mm
collimeter diameter	—	$\phi$ 1mm
exposure time	—	2hr

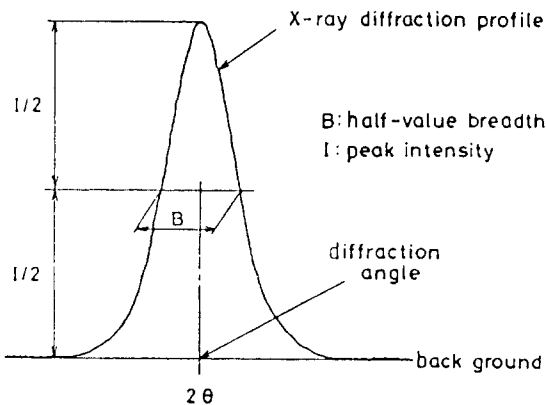


Fig. 2 Schematic illustration of X-ray diffraction angle

대응하는 X선 파라미터를測定하였다. 또한 疲勞實驗에서 얻어진 S-N曲線을 基礎로  $1 \times 10^5$ 사이클의 範圍內에서 各各 5段階 사이클( $N=1 \times 10^4, 2 \times 10^4, 4 \times 10^4, 6 \times 10^4, 8 \times 10^4$ )마다 疲勞試驗片 損傷程度에 對한 X線 파라미터를 측정하였다. 또한 疲勞破斷面에서의 破面觀察도 走査式電子顯微鏡으로 行하였다. 그리고 疲勞龜裂進展實驗에서

얻어진 破斷面에 對하여 應力比變化에 따른 半價幅의 變化를 測定하였다. 또한 應力比變化에 따른 破斷面의 特徵的 形態를 測定하기 위하여 同一  $\Delta K=10\text{MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$ 에서 走査式電子顯微鏡에 의한 破面觀察 및 라우에 카메라에 의한 回折圖形의 撮影도 아울러 行하였다.

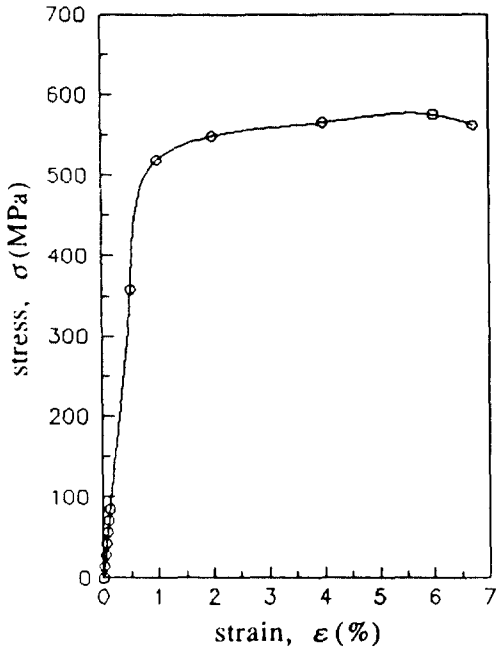
### III. 實驗結果 및 考察

#### 1. 引張變形率 增加에 따른 X線 파라미터 變化 舉動

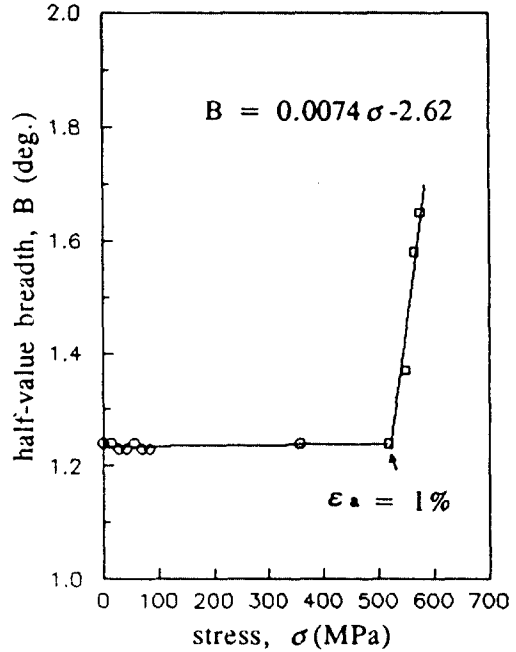
Fig. 3은 引張實驗에서의 應力-변형율곡선 및 彈性領域에서 引張負荷되어 있는 狀態의 試驗片 과 塑性領域에서 變形시킨 뒤 荷重이 제거된 試驗片에서의 半價幅의 變化를 나타낸 것이다. Fig. 3.(a)는  $\epsilon_a=6\%$  變形率 實驗時 그려진 應力-變形率曲線을 나타낸 것으로, 各 點은 彈·塑性領域에서 實驗된 位置를 나타내고 있다. 이 그림으로부터 Al 7075-T651合金의 加工硬化指數는 매우 낮음을 알 수 있다. Fig. 3 (b) 및 (c)는 X線 回折裝置에 由하여 測定된 半價幅을 變形率 및 應力 과의 關係로 나타낸 것이다. Al 7075-T651合金의 경우  $\epsilon_a=1\%$  變形實驗時 負荷된 應力이 518.78 MPa였고, 0.2% 耐力(proof stress)에 對當하는 負荷應力이 515.42MPa였기 때문에  $\epsilon_a=1\%$ 까지 變形시킨 뒤 除荷한 試驗片은 塑性變形이 거의 없을 것이다. 따라서 半價幅은 無應力狀態에서의 값과 類似할 것으로 豫想되어 졌으며, 實驗結果 역시 (b) 및 (c)에서 보는바와 같이  $\epsilon_a=1\%$ 까지 半價幅은 變化가 거의 없었다. 또한 이때의 半價幅은 대략  $1.24^\circ$ 로 一定함을 알 수 있었다. 그러나  $\epsilon_a=1\%$ 以上에서는 塑性變形量의 變化에 따라 半價幅은 直線的으로 增加하였으며, 특히 (c)의 경우 直線을 最小自乘法으로 近似化시켰을때 다음과 같은 式을 얻을 수 있었다.

$$B = 0.0074\sigma - 2.62 (r = 0.973) \dots\dots\dots (4)$$

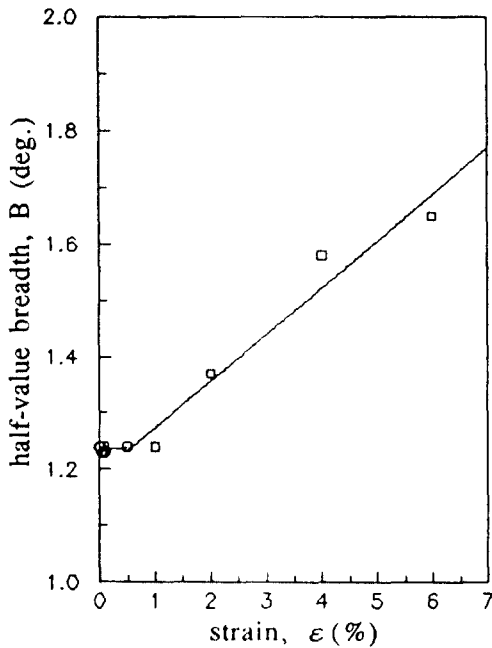
式(4)는 Al 7075-T651合金이 引張負荷에 由하여 塑性變形이 생겼을때, X線 應力測定裝置를 利用하여 半價幅을 測定하면 그때 負荷된 應力을 豫測할 수 있음을 意味한다.



(a) monotonic stress-strain curve



(c) half-value breadth-stress curve



(b) half-value breadth-strain curve

Fig. 3 Relation between the monotonic stress-strain and the half-value breadth by X-ray diffraction technique

Fig. 4는 引張負荷된 試驗片의 (333)面에 대하여 라우에 카메라로 撮影하였을때 나타난 回折圖形의 모습이다. (a)는 無應力狀態에서의 回折圖形으로  $K\alpha_1$ 에 의한 外側圓과  $K\alpha_2$ 에 의한 內側圓으로 分離되어 있으며, 圓周方向에는 析出粒子 및 (333)面에서 回折된 微小斑點이 存在하고 있다.<sup>9)</sup> 이러한 舉動은  $\epsilon_a=1\%$ 以下인 (b) 및 (c)까지는 거의 類似한 舉動을 나타내고 있다. 한편, 加工硬化가 進行되는  $\epsilon_a=2\sim 6\%$ 까지 範圍에서는 微小斑點은 圓의 半径방향 및 접線방향으로 퍼져나가는 것을 알 수 있다. 이것은 塑性變形에 의한 副結晶粒의 形成, 結晶粒內의 轉位の 蓄積 및 結晶粒間의 微視的 不均一變形에 의한 回折의 非간섭성산란 때문에 일어나는 것이다.<sup>9)</sup> 이와 같은 事實은 Fig.3에서의 半價幅 變化舉動과 比較하여 볼 때 거의 같은 傾向임을 알 수 있다. 結果적으로 引張負荷에 의한 彈·塑性領域에서의 半價幅과

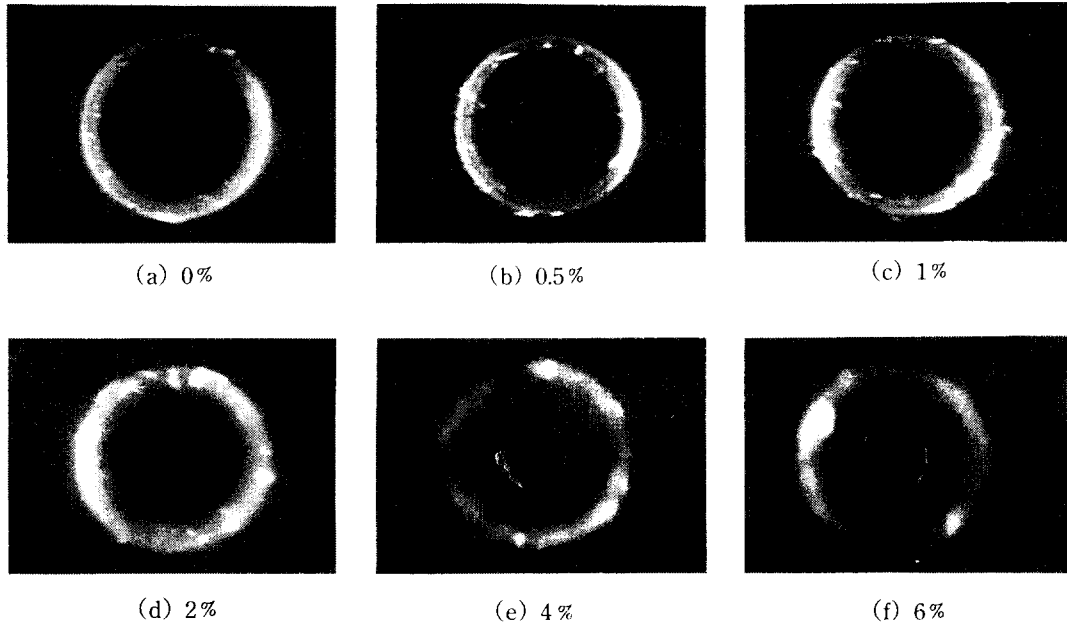


Fig. 4 Diffraction patterns of tensioned specimens, (333)plane (Macro beam camera method)

回折圖形은 變形率增加에 따라 滿足할 만한 對應關係가 있음을 알 수 있다. 따라서 Al 7075-T651 合金이 引張負荷에 의해 變形되었을때 이들 2가지 X線 파라미터를 相互補完시켜 檢討하면 보다 精確한 負荷應力을 豫測할 수 있을 것으로 判斷된다.

2. 應力比變化에 따른 疲勞限度曲線 및 X線 파라미터 變化舉動

Fig. 5는 應力比 및 最大應力 變化에 따른 S-N曲線의 變化舉動을 표시한 것이다. 一定應力比에서 모든 試驗材는  $1 \times 10^5$ 사이클을 基準으로 하여 볼때 應力振幅이 增加할수록 疲勞壽命이 급격히 減少하다가  $1 \times 10^5$ 사이클 이후에는 完만하게 減少하고 있으며,  $6 \times 10^6 \sim 7 \times 10^6$ 사이클에서도 疲勞坡斷되었다. 이것은 시효경화 Al합금의 特 징적 피로과정으로서 Al 7075-T651合金의  $5 \times 10^8$ 기준 疲勞限度가 159MPa인점을 감안하면,<sup>10)</sup>  $6 \times 10^6 \sim 7 \times 10^6$ 사이클 이후에도 反應應力에 따라 結晶粒內의 미소영역(1 $\mu$ m이하)에서 슬립이 발생하여 서

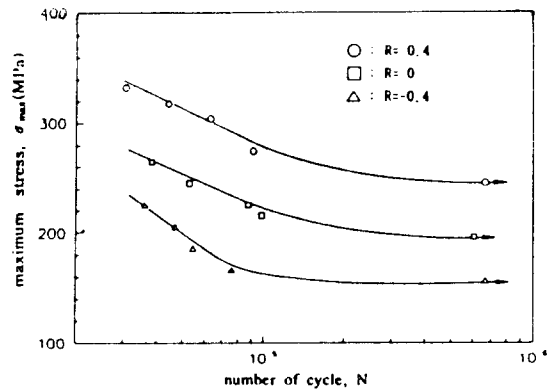


Fig. 5 S-N curves for Al 7075-T651 alloy at various stress ratios(R :  $P_{min}/P_{max}$ )

서히 성장한다는 사실을 알수있다. 즉, 철강재료에서는  $6 \times 10^6$ 사이클정도에서는 미소균열이 성장하지않고 정류하기 때문에 대부분  $1 \times 10^7$ 이전에서 疲勞限度가 존재한다. 그러나, Al 7075-T651合金은 한 결정립이하의 균열길이에서도 開口되고 龜裂先段에서 軟化와 應力集中이 일어남으로서 5

$\times 10^8$ 이전까지 계속 재료열화가 진행되는 재료적 특성이 있음을 알 수 있다.<sup>11)</sup>

한편, 同一 最大應力下에서 응력비  $R=0.4$  및  $R=0$  를 比較하면 最大荷重을 固定하고 最小荷重을 變化시키는 形態로 應力비가 바뀌어진것과 같은 형태가 되므로 應力비가 낮을 수록(平均應力 減少) 應力振幅은 相對的으로 增加한다. 實驗結果, 同一 最大應力下에서는 應力비가 낮을수록 疲勞壽命이 低下되었으며, 그 原因은 應力振幅이 커짐에 기인한다. 또한,  $R=0$ 과  $R=-0.4$ 의 경우는 疲勞龜裂進展에 기인하는 引張側 應力振幅이 同一하며, 단지  $R=-0.4$ 의 경우 壓縮사이클이 存在할 뿐이다. 그럼에도 불구하고  $R=-0.4$ 의 경우가 相對的으로 疲勞強度가 低下하는것은 壓縮荷重이 疲勞壽命의 대부분을 차지하는 疲勞龜裂 發生時期에 負荷됨으로서 材質劣化를 促進시킨것으로 생각된다. 그러나 疲勞龜裂進展 期間동안에 負荷되는 壓縮荷重은 破面接觸에 의하여 磨耗粉末 및 酸化물을 生成시킴으로서 피로균열단힘을 誘導하기 때문에 오히려 疲勞壽命은 改善될 것이다. 이에 대한 상세한 내용은 Fig. 7 및 Fig. 9에서 다시 고찰하기로한다. 全體的으로 볼때, 平滑材 疲勞試驗片에 있어서 疲勞龜裂進展期間은 疲勞龜裂 發生時期의 극히 一部分에 해당하므로 壓縮荷重은 疲勞龜裂 發生時期에 集中되므로서 疲勞壽命을 저하시키는 因子로 작용함을 알 수 있다.

Fig. 6은 應力比 및 反復回轉數 增加에 따른 半價幅의 變化舉動을 나타낸 것이다. 각 應力比에서의 負荷應力은  $1 \times 10^8$ 時間強度를 基準으로 하였다. 一般的으로 Hv400以下の 材料에서는 殘留應力 및 半價幅이 反復回轉數 增加에 따라 3段階 減少 또는 增加하는 경향을 가지고 있으며, Hv 400以上の 材料에서는 그 變化는 確認되지 않는 것으로 報告되었다.<sup>12)</sup> 그러나 本 試驗材의 비커스 경도는 Hv174임에도 불구하고 그림에서 보는바와 같이 反復回轉數에 따른 半價幅의 變化는 確認되지 않았다.

이러한 現象은 本 試驗材가 析出硬化에 의하여 轉位密度가 높고 加工硬化指數가 대단히 낮은 材料的 特性때문인 것으로 생각된다. 즉, 이와 같은 材料的 特性이 있으면 龜裂發生地點은 特定部位

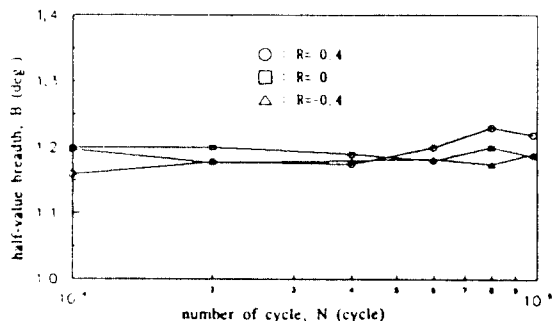


Fig. 6 Relation between half-value breadth and number of cycles at various stress ratios in Al 7075-T651 alloy

에 限定되며, 主龜裂 周圍의 結晶粒에서는 疲勞 損傷으로 인한 微小龜裂發生은 相對的으로 어려워진다. 또한, 龜裂이 發生하면 그 龜裂先端에서만 集中的으로 加工軟化되기 때문에 龜裂發生領域은 限定되고, 主龜裂 周圍의 微小龜裂은 生成되지 않을 것이다. 따라서, 本 實驗에서 X線이 照射된 領域은 主龜裂 및 微小龜裂이 存在하지 않는 領域이므로 X線 應力測定裝置로 檢出할 수 있을 정도의 材質劣化는 發生하지 않았으며, 應力 反復數 增加에 따른 半價幅 變化 역시 確認되지 않았다.

### 3. 應力比變化에 따른 疲勞龜裂進展實驗 및 X線 파라미터 變化舉動

Fig. 7은 疲勞龜裂進展實驗을 통하여 얻어진  $a-N$ 關係로 부터 疲勞龜裂進展速度  $da/dN$ 을 應力擴大係數幅  $\Delta K$ , 有效應力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$ 에 대하여 나타낸 것이다. 여기서 화살표는 式(1)에서 規程하고 있는 測定有效範圍인  $a/w \geq 0.6$  ( $a=15$  mm)인 지점을 나타내고 있다. 그림에서 알 수 있듯이 이 지점은 應力比에 관계없이 疲勞龜裂進展 제 2단계에서 急速破斷 領域으로 遷移하는 刻임을 알 수 있다. Fig. 7(a)는 應力比 變化에 따른 應力擴大係數幅  $\Delta K$ 에 대한 龜裂進展速度  $da/dN$ 의 關係를 나타내고 있다. 龜裂進展速度는 應力比에 따라 큰 差異를 나타내고 있다. (b)는 (a)의 結果에 대하여 龜裂開口수舉動을 고려한 有效應

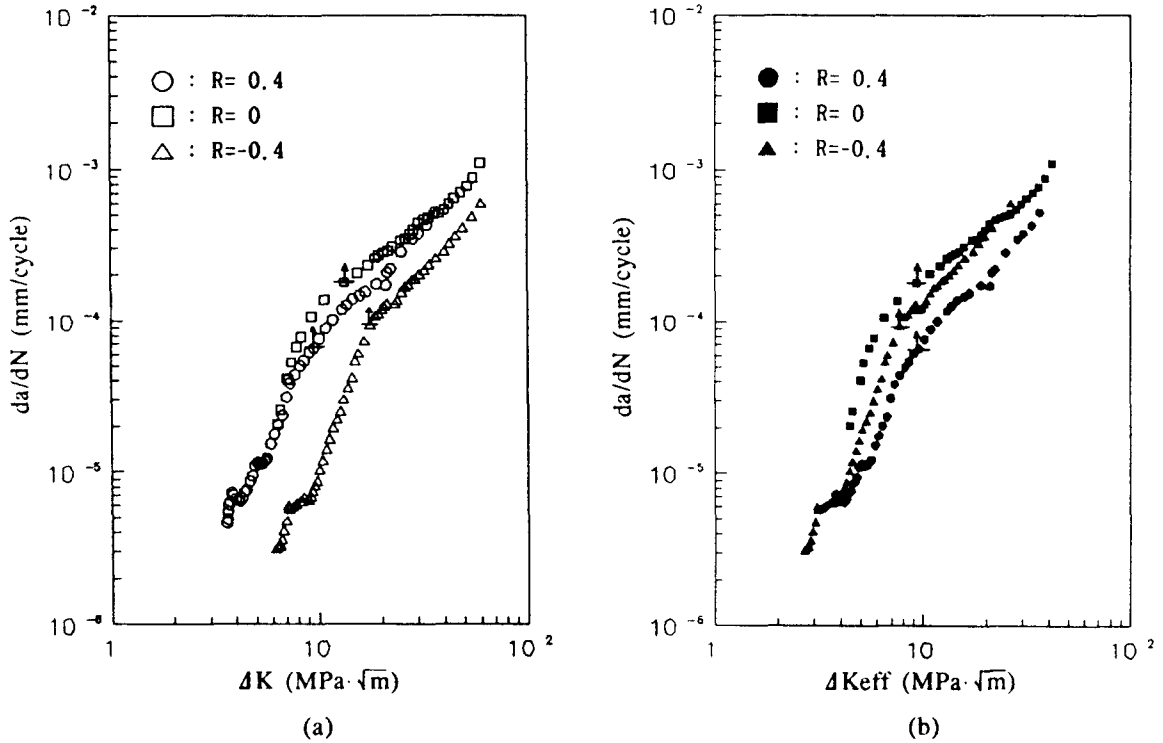


Fig. 7 Relation between crack propagation rate and fracture mechanics parameters( $\Delta K$ ,  $\Delta K_{eff}$ ) at the various stress ratios( $\uparrow$  :  $a/W \geq 0.6$ ,  $a \geq 15mm$ )

力擴大係數幅  $\Delta K_{eff}$ 로써 정리한 것이다.  $a/w \leq 0.6$  ( $a=15mm$ )에서는 應力比의 影響이 (a)에 비하여 減少됨을 알 수 있으며  $\Delta K$ 가 낮을수록 그 효과가 뚜렷함을 알 수 있다. 따라서 本 試驗材에서도 균열단합현상을 고려한  $\Delta K_{eff}$ 의 力學的 有效性은 認定된다고 볼 수 있다.

그리고 彈性 컴플라이언스법에 의한 균열열림 점 測定으로 부터 最小荷重( $P_{op}$ )은  $R=0$ 에서 901.6N,  $R=0.4$ 에서 1254.4N,  $R=-0.4$ 에서 1705.2N였으며, 여기서 式(2)에 의해 計算되어진 有效應力擴大係數幅比  $U$ 와 應力比  $R$ 과의 사이에는 다음과 같은 關係가 成立하였다. 결국 應力比가 增加하면 有效應力擴大係數幅比  $U$ 도 增加함을 알 수 있다.

$$U = 0.68R + 0.72 (-0.4 \leq R \leq 0.4) \dots\dots\dots (5)$$

한편, 疲勞龜裂進展速度와 應力擴大係數는 領

域 II에 해당하는 區間(보통  $10^{-6}mm/cycle \sim 10^{-3}mm/cycle$ )에서 直線의 關係가 成立하는것이 一般的이지만, 本 實驗結果에서는 應力比에 關係없이 대략  $1 \times 10^{-4}mm/cycle$ 近方에서 기울기가 遷移되고 있다. 이러한 현상은 최근 2017-T3<sup>13)</sup>, 5083-0 알루미늄 합금<sup>14)</sup> 및 Ti-6Al-4V합금<sup>15)</sup>재료에서 보고되고 있다. 그 原因으로서 微視組織크기와의 關係<sup>15)</sup>, 應力狀態의 遷移<sup>16)</sup>(平面變形率狀態→平面應力狀態) 및 塑性領域의 크기  $r_p$ 로 說明되고 있지만, 本 實驗의 경우 Fig. 7.에서 화살표로 표시된 部分이 式(1) 有效範圍의 상한치이고 曲線의 遷移點에 해당되며, 또한 그 점에서의  $K_{max}$ 값은 대략  $22MPa \cdot \sqrt{m}$ 이었다. Al 7075-T651合金의 T-L方向에서  $K_{Ic}$ 값이  $22.0 \sim 25.3MPa \cdot \sqrt{m}$ 範圍<sup>17)</sup>인것을 감안한다면 천이점에서 부터 不連續 破壞가 開始됨을 알 수 있다. 결국  $a/w=0.6$  ( $a=15mm$ )以上の 範圍에서 實驗된 結果는 線形破壞力



學을 適用할 수 없음을 의미한다. 따라서  $da/dN - \Delta K$ 線圖上에서 疲勞龜裂進展速度가 遷移하는 것은 특이한 현상이 아니며, 그 原因으로서는 疲勞龜裂進展速度가 第II段階에서 III段階로 전이함에 따른 現象인것으로 判斷된다.

Fig. 8은 疲勞龜裂進展實驗에서 얻어진 각각의 破斷面에서 측정한 半價幅과 最大應力擴大係數  $K_{max}$ 과의 關係를 나타낸 것이다. 應力擴大係數  $K$ 가 增加할수록 龜裂先端에서의 塑性變形量은 增加하기 때문에 半價幅 역시 應力比의 變化에 關係없이 最大應力擴大係數가 增加할 수록 이에 對應하여 增加함을 알 수 있다. 또한, 同一  $K_{max}$ 에서 볼때 疲勞龜裂先端에서의 균열단힘이 現저할 수록 半價幅은 減少함을 알 수 있다.

Fig. 9는  $\Delta K = 10 \text{MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$ 의 破斷面에서 走査式電子顯微鏡 및 라우에 카메라를 利用하여 破斷面 寫眞과 回折圖形을 撮影하여 그 상이점을 검토한 것이다. 균열단힘이 가장 심한  $R = -0.4$ 의 경우는  $R = 0, 0.4$ 에 비하여 상하파면이 서로 접촉되어서 파면이 손상되어있으며 스트라이에이션 (striation)間隔도 가장 좁음을 確認할 수 있다. 또한 回折圖形 역시 無應力狀態와 유사하게 二重線分離가 있는것으로 부터 龜裂先端에서의 塑性

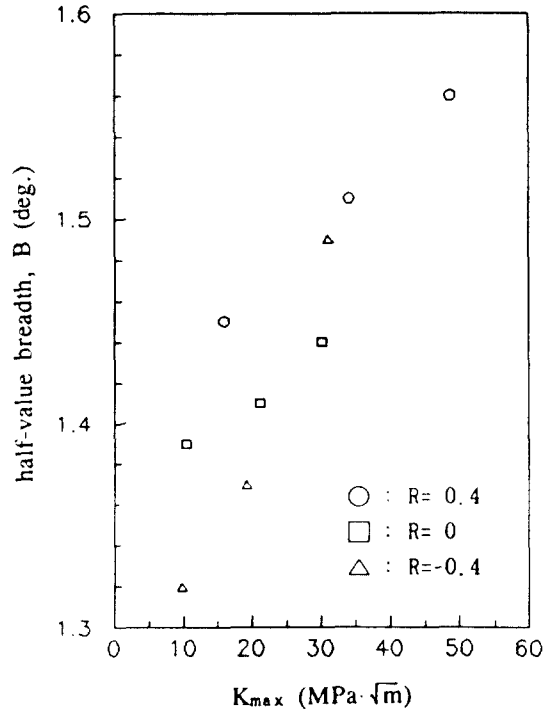


Fig. 8 Relation between half-value breadth and maximum stress intensity factor at various stress ratio

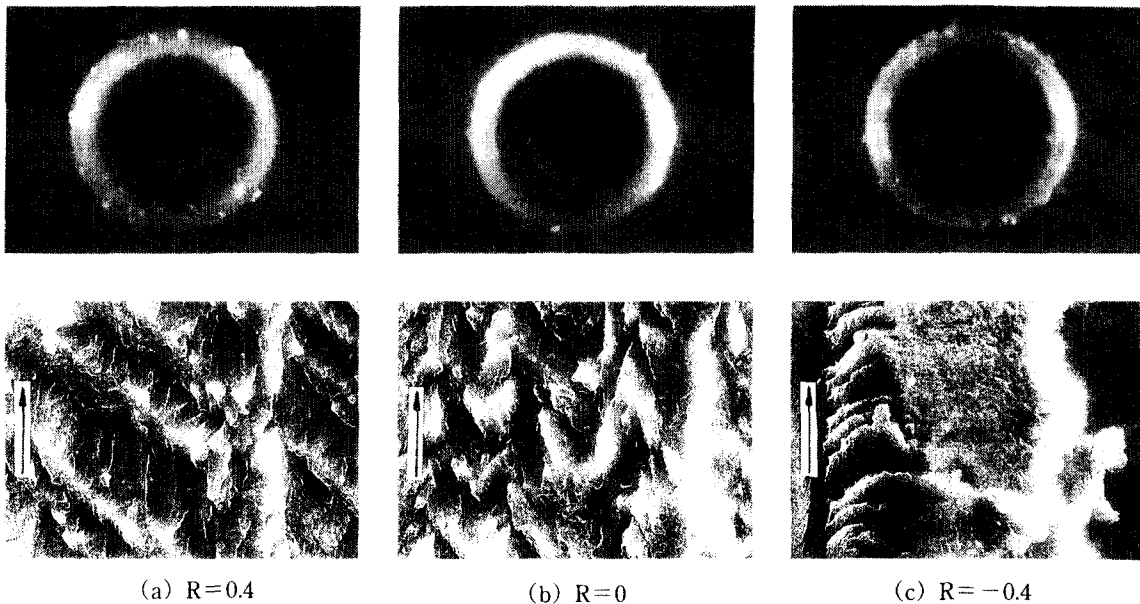


Fig. 9 Photographs of fracture surface by Laue camera and SEM at  $\Delta K = 10 \text{mpa} \cdot \sqrt{\text{m}}$

變形 및 材質劣化가 다른 應力比에 비하여 가장 작음을 알 수 있다. 결국 이 모든 결과를 종합하여 볼때  $R = -0.4$ 가 가장 龜裂進展速度가 느린 것으로 결론지을 수 있다. 한편, 단형현상이 일어나지 않는  $R = 0.4$ 의 경우는  $R = -0.4$ 에 비하여 破斷面이 예리하고 集合組織의 影響을 심하게 받고 있음을 확인할 수 있다. 또한, 전형적인 脆性스트라이에이션機構(brittle striation mechanism)에 의하여 疲勞龜裂이 進展하였음을 알 수 있다. 즉 最大荷重에서는 龜裂先端이 鈍化되고 負荷荷重이 작은영역에서 特定 劈開面을 따라 脆性的 전과를 함으로서 리버 패턴(river pattern)무늬가 스트라이에이션간격 사이에 존재하고 있다. 또한 回折圖形에 있어서는  $R = 0, -0.4$ 에 비하여 二重線 分離現象은 없으며 半徑方向으로 回折線이 擴張되어 있음을 관찰할 수 있다. 이러한 사실은 龜裂先端에서의 應力反復에 따라 材質劣化가 현저히 深化되었음을 뒷받침해 주고 있다.

결국 破斷面에서 X線에 의하여 測定된 半價幅 및 回折圖形은 負荷履歷에 따라 特徵的 變化를 나타내는것으로 부터 기존의 破損解析法과 아울러 相互 補完되는 解析法임을 알 수 있다.

#### 4. 結 論

Al 7075-T651合金을 使用하여 引張實驗, 疲勞強度實驗 및 疲勞龜裂進展實驗을 實施하고, 各各의 實驗條件으로 試驗片에 X線을 照射하여 負荷履歷, 應力比 및 塑性變形量에 대한 半價幅 및 回折圖形의 變化를 調査하였으며, 그 實驗結果는 다음과 같다.

- 1) 각 塑性領域에서 一定 變形 후 除荷시킨 引張 試驗片의 경우, 半價幅 B와 應力  $\sigma$ 는 아래식과 같이 對應하였으며, 回折圖形 역시 同一한 變化舉動을 나타내었다.

$$B = 0.0074\sigma - 2.62 (r = 0.973)$$

- 2) 疲勞龜裂進展速度는 應力比 變化에 따라 현저한 차이가 있으며, 龜裂先端에서의 단형현상이 클수록 疲勞龜裂進展速度는 減少되었다. 또한, 有效應力擴大係數幅比 U와 應力比 R과의 사이에는 다음과 같은 關係가 成立하였다.

$$U = 0.68R + 0.72 (-0.4 \leq R \leq 0.4)$$

- 3) 疲勞龜裂進展實驗에서 얻어진 破斷面에서의 半價幅은 應力擴大係數 K 및 有效應力擴大係數幅比 U가 增加할수록 이에 對應하여 增加하였다.
- 4)  $\Delta K = 10 \text{MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$ 인 位置에서 應力比 變化에 따른 回折圖形의 形態는 龜裂先端에서의 材質劣化程度 및 龜裂進展速度에 對應하는 特徵的 形態를 나타내었다.
- 5) Al 7075-T651 合金의 龜裂進展은 脆性스트라이에이션機構에 의하여 傳播하였고, 균열단형이 현저할수록 壓搾磨滅程度는 增加하였다.

#### 參 考 文 獻

- (1) 日本材料學會 X線材料強度部門委員會, X線 應力測定法標準, 1982.
- (2) 松田和幸, 廣瀨幸雄, 茶谷明義, 田中啓介, “X線フラクトグラフィによる實機部品の事故解析”, 材料強度學會誌, 第24卷, pp. 117~128, 1990.
- (3) 矢島善次郎, 廣瀨幸雄, 田中啓介, 小河 弘, “高張力鋼の切欠きCT試験片の破壊じん性試験破面のX線的研究”, 材料, 第32卷, pp. 783~789, 1983.
- (4) 小倉敬二, 三好良夫, 川口眞廣, “高温疲勞破面のX線フラクトグラフィ”, 材料, 第35卷, pp. 719~724, 1986.
- (5) 矢島善次郎, 廣瀨幸雄, 田中啓介, “低合金鋼の空氣中および3.5%食鹽水中での疲勞破面のX線フラクトグラフィ”, 材料, 第35卷, pp. 725~730, 1986.
- (6) 矢島善次郎, 島津 晴, 石川憲一, 廣瀨幸雄, 田中啓介, “球狀黑鉛鑄鐵材の疲勞き裂傳ば試験片破面のX線フラクトグラフィ的研究”, 日本材料強度學會誌, 第22卷, pp. 121~132, 1988.
- (7) 松田和幸, 廣瀨幸雄, 茶谷明義, 田中啓介, “機械構造部品の破壊事故解析とX線フラクトグラフィ”, 材料, 第39卷, pp. 614~619, 1990.

- (8) 松田和幸, 廣瀬幸雄, 茶谷明義, 田中啓介, “回轉曲げ疲勞破壊とX線フラクトグラフィ”, 日本材料強度學會誌, 第25卷, pp. 67~79, 1991.
- (9) 後藤 澈, “X線回折法による材料強度評價と損傷検出”, 材料, 第37卷, pp. 1118~1124, 1988.
- (10) 西谷弘信 外 7名, 疲勞強度學, 總合材料學講座, 第6卷, pp. 18~23, 1985.
- (11) American Society for Metal, “Metals Handbook Ninth Edition”, Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Pure Metals, Vol.2, pp. 130, 1979.
- (12) 日本材料學會, X線 應力測定法, 養賢堂, pp. 178~184, 1981.
- (13) 宋智浩, 金一鉉, 辛龍承, “2017-T3 알루미늄 合金의 疲勞龜裂進展과 龜裂단합現象”, 大韓機械學會論文集, 第4卷, 第2號, pp. 47~53, 1980.
- (14) 城野政弘, 宋智浩, 岡部雅彦, 上杉雅彦, 大垣雅田, 江口直紀, “發生初期微小疲勞き裂から弾塑性巨視疲勞き裂までのき裂速度と開閉口舉動”, 材料, 第33卷, pp. 560~565, 1984.
- (15) Yoder, G.R., Cooly, L.A. and Crooker, T.W., “Fatigue Crack Propagation Resistance of Beta-Annealed Ti-6Al-4V Alloys of Differing Interstitial Oxygen Contents”, Metall. Trans., A, Vol.9A, pp. 1413~1420, 1984.
- (16) 角田, Pelloux, R.M., “高力 Al 合金における微小切欠きの疲勞き裂傳ばおよび破斷壽命への影響”, 材料, 第27卷, pp. 961~966, 1978.
- (17) ASM, “Metals Handbook Vol.2”, p. 132. 1991.