

(2) 不凝縮가스량의 減少는 有効凝縮部の 長이를 增加시키고 傳熱抵抗에 影響을 미친다. 따라서 可變傳熱 히이트 파이프의 境遇 不凝縮가스량에 따라 傳熱抵抗을 變化시킬 수 있다.

(3) 本 實驗用 히이트 파이프의 こん덕턴스 H 는

$$H=10^{-1.4795} \times K'^{10.8621} \quad ; K' < 110$$

$$H=10^{-4.2890} \times K'^{2.2144} \quad ; K' \geq 110$$

$$\text{단 } K' = \frac{P_{sa} - P'}{P'} \cdot Q_e$$

와 같음을 알았다.

本 研究에서는 不凝縮가스 및 作動流量의 變化가 히이트 파이프에 미치는 影響에 대하여 基礎的 研究를 하였으나 웍스의 種類 및 히이트 파이프 直徑, 長이 등 여러가지 파라미터에 關하여서는 앞으로 더욱 많은 研究가 있어야 된다고 생각한다.

參 考 文 獻

- 1) Kosson R. et al, Development of a High Capacity Variable Conductance Heat Pipe, AIAA Paper 73--728, 1978.
- 2) Bienert W. et al, Study to Evaluate the Feasibility of a Feed Back Controlled Variable Conductance Heat Pipe, Contract NAS25772, Tech. Summary Report, DIM-70-4, Dynatherm., Sept. 1970.
- 3) 村上正秀. 松下正. 大島耕一, ヒートパイプ工學, pp.168, 朝倉書店, 日本, 1979.
- 4) Dunn P. D. Reay D. A. Heat Pipes, 2nd Edition pp.106-108, Pergamon Press, 1978.
- 5) 吉岡啓介. 本田節弘. 野田英彦. 浜武俊朗, 金網ウイシクをもつヒートパイプにおける封入液量と最大熱輸送量に關する 研究, 第18回 日本 傳熱シンポジウム 講演論文集, pp.94~96, 1981.
- 6) 金明煥. 金春植, 씨모싸이폰型 傳熱원의 熱傳達에 關한 研究, 韓國海洋大學 船舶工學研究所 論文集, pp.273~302, 1983.

平面 굽힘 疲勞荷重에 의한 알루미늄 合金材의 모서리 균열 傳播舉動에 관한 研究

金 英 鍾

An Investigation of the Behavior in the Corner Crack
Propagation of Al-Alloy by the Plane Bending Fatigue

Young-jong Kim

〈目 次〉

Abstract

記號說明

1. 序 論

2. 實驗方法

2.1 試驗材 및 試驗片

2.2 實驗裝置 및 實驗方法

3. 實驗結果 및 考察

3.1 모서리 균열의 傳播特性

3.2 모서리 균열의 形狀變化

3.3 板두께 및 材質의 變化에 따른 모서리 균열의 傳播舉動

3.4 모서리 균열의 傳播舉動에 미치는 過負荷의 영향

4. 結 論

參考文獻

Abstract

The 5086-H116 Al-Alloy plate specimens having an edge through-thickness notch were investigated to find out the characteristics of the corner crack propagation by the plane bending fatigue.

The experiments were also carried out in order to clarify the change of the corner crack propagation behaviour due to the various materials and their thicknesses.

In addition, the retardation effect of overload on the corner crack propagation was quantitatively studied.

Main results obtained are as follows;

1. In the case of estimating the crack propagation rate of the corner crack, it is more reasonable to consider the growth rate of fracture surface area than that of crack length.
2. The shape of the corner crack growing in the plane plate under the bending fatigue can be estimated as following equation.

$$\frac{b}{a} = 1 - \frac{b}{t}$$

where

a : crack length

b : crack depth

t : specimen thickness

3. The crack propagation rate increases with the increasing of the thickness and the decreasing of the Young's modulus of materials.
4. Regardless of a thickness and kind of materials of specimen, the characteristics of the corner crack propagation can be concluded as following equation.

$$\frac{da_E}{dn} = C \left(\frac{\Delta K}{E} \right)^n$$

$$C \doteq 2.6 \times 10^{-8}$$

$$n \doteq 2.44$$

where

$\frac{da_E}{dn}$: equivalent crack propagation rate

$\frac{\Delta K}{E}$: strain intensity factor range.

5. The retardation effect of overload is distinct in the corner crack propagation.

記號說明

ΔK : 應力強度係數範圍(Stress intensity factor range)	(kg/mm ^{3/2})
ΔS_b : 公稱應力範圍(Nominal stress range)	(kg/mm ²)
a : 균열 길이(Crack length)	(mm)
b : 균열 깊이(Crack depth)	(mm)
S : 破面面積(Fracture surface area)	(mm ²)
$\frac{da}{dn}$: 균열 길이 成長速度(Crack length propagation rate)	(mm/cycle)
$\frac{ds}{dn}$: 破面面積成長速度(Fracture surface area growth rate)	(mm ² /cycle)
b/a : 形狀比(Aspect ratio)	
E : 彈性係數(Young's modulus)	(kg/mm ²)
$\Delta \varepsilon_i$: 變形率範圍(Strain range)	
r_{po} : 過負荷後 塑性域의 크기(Plastic zone size after overload)	(mm)
ΔS_o : 過負荷의 應力範圍(Overload stress range)	(kg/mm ²)
ΔK_o : 過負荷 應力強度係數範圍(Overload stress intensity factor range)	(kg/mm ^{3/2})
σ_{ys} : 항복應力(Yield stress)	(kg/mm ²)
r_{pi} : i 번째 cycle의 塑性領域의 크기(i th cycle's plastic zone size)	(mm)
ΔS_i : i 번째 cycle의 應力範圍(i th cycle's stress range)	(kg/mm ²)
ΔK_i : i 번째 cycle의 應力強度係數範圍(i th cycle's stress intensity factor range)	(kg/mm ^{3/2})
$\frac{\Delta K}{E}$: 變形率強度係數範圍(Strain intensity factor range, $\frac{1}{2}\Delta \varepsilon_i \sqrt{\pi a}$)	(mm ^{1/2})
a_E : 相當 균열 길이(Equivalent crack length)	(mm)
$\frac{da_E}{dn}$: 相當 균열 길이 傳播速度(Equivalent crack length propagation rate)	(mm/cycle)
Δa_E : 相當 균열 길이 増分(Equivalent crack length increment)	(mm)
ϕ : 減速 매개 變數(Retardation parameter)	

1. 序 論

船舶, 航空機, 橋梁 등의 大形 構造物 및 各種機械 또는 壓力容器 등의 安全性 確保를 위한 設計에 있어서, 가장 重要한 問題는 이들 構造物의 疲勞破壞를 如何히 防止하느냐 하는 問題라 할 수 있다. 이러한 問題를 解決하기 위해서는, 構造物 内部에 存在하는 各種 應力集中部나 欠陷으로부터의 疲勞균열 發生機構가 解明되어야 하는 동시에, 일단 發生한 疲勞균열의 傳播舉動이 正確히 규명되어야 하며, 이를 基礎로 構造物의 形狀이나 使用環境에 따른 使用수명을 예측할 수 있어야 할 것이다.¹⁾²⁾

이러한 必要性에 의하여 疲勞균열의 發生 및 傳播에 關한 研究는 오래 전부터 活潑히 行하여져 왔고,³⁻⁹⁾ 특히 最近들어 電子顯微鏡의 開發에 힘입어, 各種 疲勞균열의 微視的 機構가 차츰 밝혀지고 있는 것은 刮目할만한 事實이다.¹⁰⁻¹²⁾

그러나 이들의 研究는 主로 鐵鋼材料를 中心으로 하여 通常의 引張, 壓縮 荷중에 의한 貫通疲勞균열(Through fatigue crack)의 發生 및 傳播에 局限한 것으로 船舶, 航空機, 橋梁등, 大型 構造物의 疲勞破壞에 있어서, 더욱 重要하다고 생각되는 平面 굽힘 反復荷중에 의한 表面균열(Surface crack or Part through crack)의 發生과 傳播에 關한 研究는 몇 편의 研究結果에도 불구하고 그 舉動이 충분히 밝혀져 있지 않다.⁶⁾¹³⁾¹⁴⁾

이러한 平面 굽힘 反復荷중에 의한 表面균열(Surface crack)은 降伏點(Yield point)보다 낮은 使用荷重下에서도 構造物은 熔接時에 수반되는 各種 熔接균열이나, 氣孔(Void), 介在物(Inclusion)등의 部材内部의 各種 欠陷, 또는 部材의 形狀不連續部 등의 應力集中部를 起點으로 發生하여 臨界균열 길이(Critical crack length)에 이르게 되면, 순식간에 構造物 全體의 破斷을 초래하게 된다.

이러한 表面균열(Surface crack)의 形狀에 따라 半圓形균열(Semicircular crack), 半橢圓形(Semielliptical crack), 四分圓形(Quarter circular crack), 四分橢圓形(Quarter elliptical crack) 등으로 細分되며, 이 중에서 특히 四分橢圓形 狀態로 傳播하는 모서리 균열(Corner crack)은 그것이 進展함에 따라 그 形狀變化가 현저하게 나타난다.¹⁵⁾ 따라서 모서리 균열(Corner crack)이 進展에 따른 균열의 形狀變化는 表面균열을 가진 部材의 疲勞균열 傳播特性을 究明하는 데 매우 重要한 要素라 할 수 있다.

各種 表面균열의 成長舉動에 대해서는 Irwin,³⁾ Rice,⁴⁾ Kawahara,⁶⁾ Mukai,¹⁴⁾ Koterazawa⁷⁾ 등의 報告가 있으나 특히 균열 進展에 따라 그 形狀變化가 현저히 나타나는 모서리 균열의 傳播舉動 및 形狀變化에 대해서는 충분히 밝혀져 있지 않다.

Kawahara,⁶⁾ 金¹⁶⁾ 등은 이와 같은 모서리 균열의 경우, 균열 길이(Crack depth)를 고려하지 않은 通常의 균열 길이(Crack length)만의 表面균열 傳播速度(Surface crack propagation rate) da/dn 와 應力強度係數範圍(Stress intensity factor range) ΔK 와의 相關關係에 의해 그 進展特性을 一意的으로 評價하는 데는 問題가 있음을 指摘하였다.

本 研究에서는 以上과 같은 結果를 토대로 모서리 균열(Corner crack)의 進展에 따른 形狀變化

를 定量的으로 究明하고 그 進展特性을 評價하는 새로운 方法을 確立하며, 過負荷(Overload)에 의 한 균열 進展速度의 減速效果(Retardation effect)를 檢討함과 아울러, 最近 小形高速船舶의 外板材 料로 使用하는 5086-H116 알루미늄 合金材의 균열 進展特性을 考察할 것을 目的으로, 自作한 平面 굽힘 疲勞試驗機에 의한 片振平面 굽힘 疲勞試驗을 行하였다.

2. 實驗 方法

2.1 試驗材 및 試驗片

本 實驗에서는 試驗材로서 5086-H116 알루미늄 合金材를, 比較材로서는 SS-41軟鋼材의 두 種類 로 하였다. 그 化學的 成分 및 機械的 特性은 Table 1.과 같다. 알루미늄 合金材의 板두께는 4.5, 6, 6.6, 8, 10, 12.5mm의 6種類로 變化시켜 두께에 따른 균열 進展特性과 形狀變化를 比較 考察 하였으며, 比較材인 軟鋼材에 대해서는 8mm, 10mm 두 種類의 두께에 대해서 實驗을 行하였다.

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of materials

Materials	Chemical compositions (wt%)											Mechanical properties		
	Mn	Cr	Cu	Mg	Si	Ti	C	P	S	Fe	Al	T.S kg/mm ²	Y.S kg/mm ²	El. %
5086-H116 Al-Alloy	0.36	0.132	0.02	3.7	0.05	0.015	—	—	—	0.27	Res.	42	30	12
SS-41	0.54	—	—	—	0.22	—	0.19	0.02	0.015	Res.	—	43	31	28

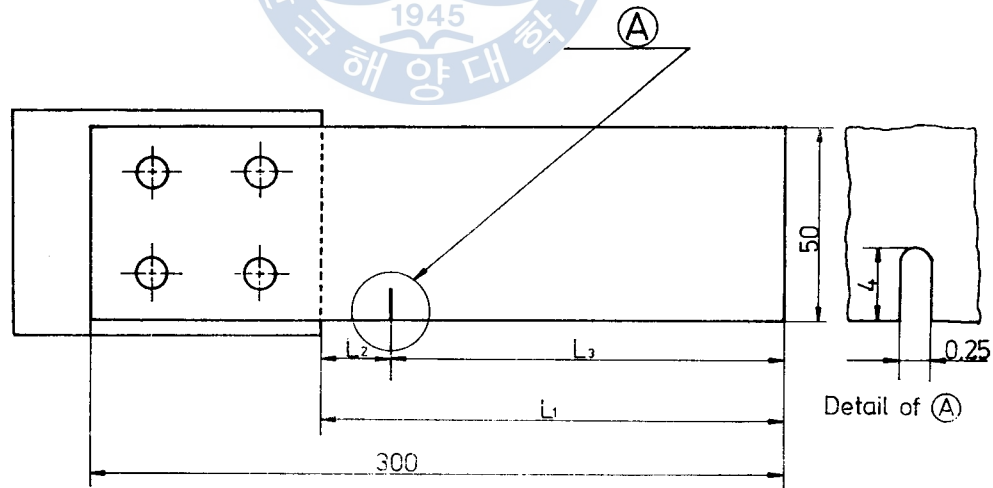


Fig.1 Configuration and dimensions of specimens

이 두 種類의 試驗片은 壓延方向을 길이 方向과 一致시켜, Fig.1과 같은 치수로 機械加工을 하였 고, 또 軟鋼材만은 별도로 研削加工한 두께를, 알루미늄 合金材는 固有의 두께를 최고 #2,000까지 의 사포(Sand paper)로 研磨加工하였다. 各 試驗片은 0.25mm 슬로팅 커터(Slotting cutter)를 使用

하여 片側貫通 노치(Notch)를 加工하였다. 片側貫通 노치의 形狀은 Fig. 1과 같다.

2.2 實驗裝置 및 實驗方法

本 研究室에서 創案 製作하여 이 實驗에 使用한 片心輪式 定變位 平面 굽힘 疲勞試驗機의 原理는 Fig. 2와 같고, 그 外觀은 Photo 1에 表示한다. 板狀 試驗片의 一端은 滾자를 以어 軸으로 固定하고 自由端은 片心輪의 回轉에 의하여 平面 굽힘 反復荷重을 받게 하였다. 이 片心輪의 外周에는 볼베어링을 끼워서 試驗片과의 사이에 磨擦을 피할 수 있도록 하였고, 試驗片은 同時에 3個까지 裝着할 수 있도록 하였다. 그리고 Fig. 1에 나타낸 片心輪의 片心量, 固定端과 荷重點과의 길이(L_1) 및 固定端과 노치와의 길이(L_2)를 變化시킴으로서 應力을 미세하게 調節할 수 있도록 하였다.

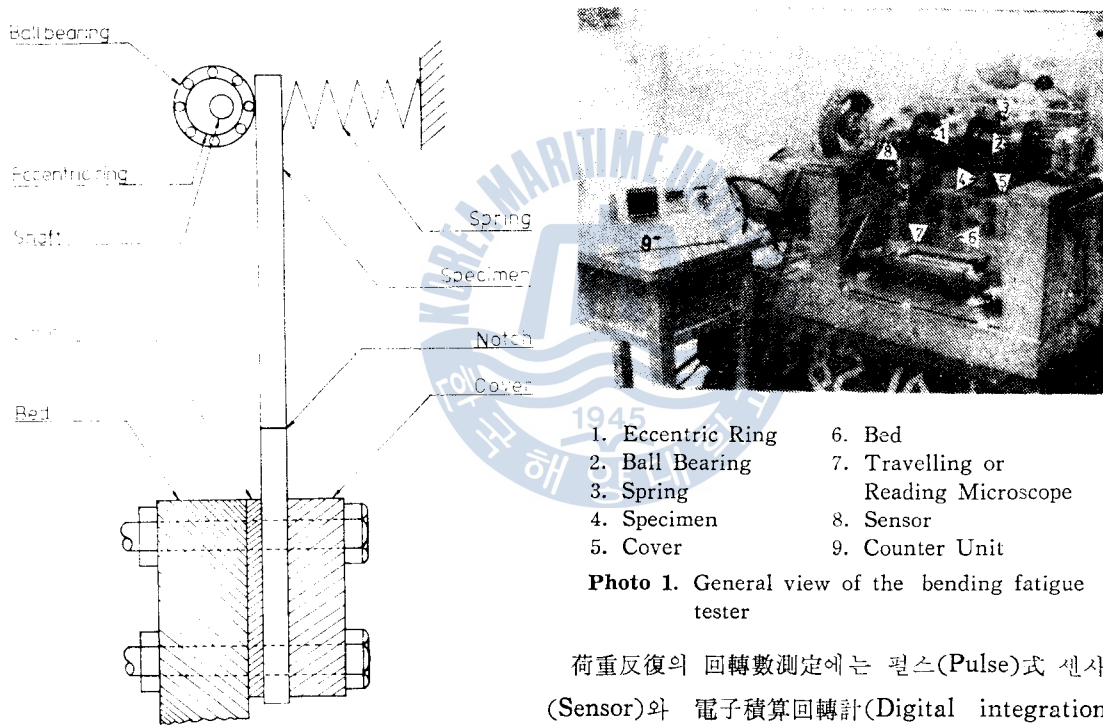


Fig. 2 Schematic diagram of the bending fatigue tester

荷重反復의 回轉數測定에는 펄스(Pulse)式 센사 (Sensor)와 電子積算回轉計(Digital integration counter)를 利用한 回轉數 測定器(Counter unit)를 製作하여 10°回까지 精密하게 測定하였다.

균열 成長길이(Crack growth length)는 一定한 反復荷重을 加한 후 移送顯微鏡(Travelling or Reading microscope)을 利用하여 0.01mm까지 測定하였다.

이 實驗에 使用한 應力의 各 形態는 Fig. 3 및 Fig. 4에 表示한 바와 같이 應力比 $R=0$ 인 片振應力이며, 또 反復荷重의 速度는 모두 600cpm으로 하였다. 여기서 Fig. 4의 2段 片振 平面 굽힘 應力形態를 利用하여 破面에 비이치 마크(Beach mark)를 만들어 모서리 균열의 形狀變化를 連續적으로 觀察하였고, 또한 이로써 過負荷의 影響을 檢討하였다.

微視的 進展學動은 走査型 電子顯微鏡에 의한 破面 觀察을 통해 調査하였다.

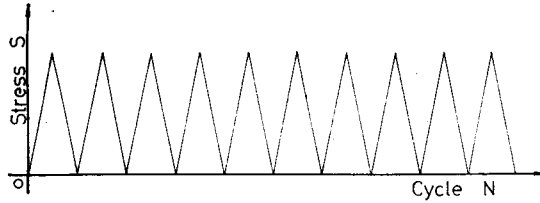


Fig. 3 Stress pattern for measurement of crack propagation rate in fatigue test

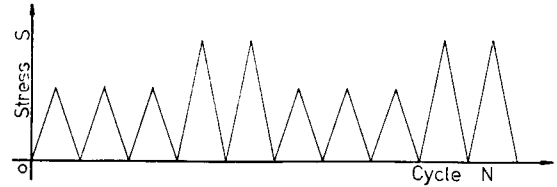


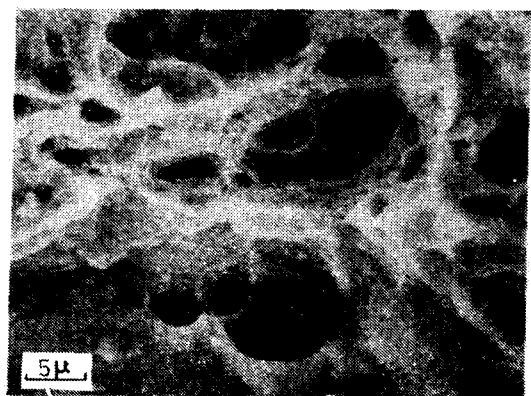
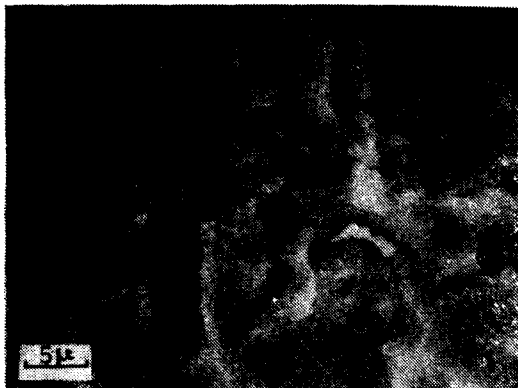
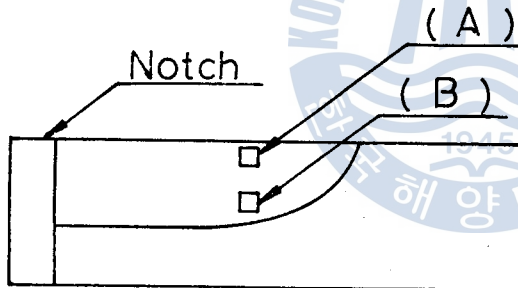
Fig. 4 Stress pattern for observation of fracture surface in fatigue test

3. 實驗結果 및 考察

3.1 모서리 균열의 傳播特性

SS-41 軟鋼材의 疲勞破面에 대하여 走査型 電子顯微鏡을 使用하여 촬영한 破面사진(fractograph)은 Photo 2와 같이, 이에 의하면 모서리 균열은 두께 방향의 깊이에 따라 그 破面樣相이 다르게 나타남을 알 수 있다. 즉, 板 두께의 表面部 및 中央部에 있어서는 疲勞破面의 特徵인 스트라이에이션(Striation)이 不規則하게 나타나 있으나 균열 下部에 있어서는 스트라이에이션보다도 延性破面의 特徵인 딴플(Dimple)이 많이 나타나 있음을 알 수 있다.¹⁷⁾ 따라서 板 두께의 表面部와 中央部 및 下部에서는 別個의 傳播機構에 의해 균열이 進展되는 것이 觀察된다.

모서리 균열의 경우, 이와 같이 균열 低部에서 延性破面을 나타나는 것은 다음과 같이 생각된다. 즉, 모서리 균열이 發生되면 그 傳播의 初期에는 거의 같은 速度로 板表面과 두께 方向



(A)

(B)

Photo 2. Fractographs of corner fatigue crack(SS-41)

으로 進展되나, 一定 크기에 到達한 후에는 두께 方向의 길이는 거의 停滯되고 板表面의 균열 길이만이 進展되나, 일단 板表面 균열 길이가 一定 길이 만큼 成長한 후에는 어느 순간에 두께 方向의 길이는 延性的으로 一定 길이 만큼 점프(Jump)하는 것으로 思料된다.

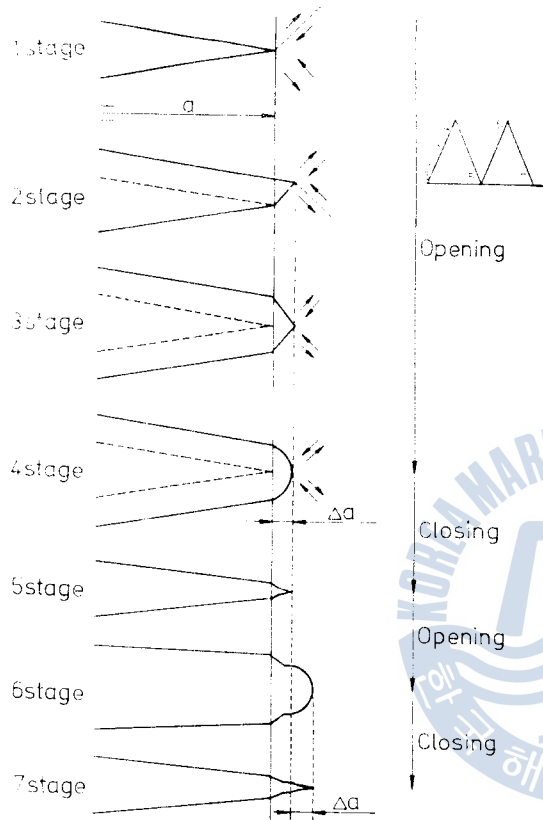


Fig. 5 A model for fatigue crack growth

閉口(Closing or Sharpening)의 反復으로 每回마다 典型的인 리플 패턴(Ripple patten)으로 스트라이에이션이 形成된다.¹⁸⁾

Photo 3은 균열 進展과 더불어 균열 주변과 균열 先端에서 形成된 塑性領域을 光干涉法(Optical interference method)에 의하여 촬영한 것으로 균열 進展길이가 增加함에 따라 塑性領域의 증가 현상을 나타내고 있다.

一般的으로 疲勞균열 傳播特性은 균열 길이만의 成長速度인 da/dn 와 應力強度係數範圍인 ΔK 와의 相關關係에 의해 評價된다.

Fig. 6은 本 實驗에서 求한 알루미늄 合金材에 대한 $da/dn-\Delta K$ 의 關係를 兩對數座標에 表示한 것 이며, 여기서 應力強度係數範 ΔK 는 Kawahara 등이 提示한 式(1)을 引用한 것이다.⁹⁾

$$\Delta K = \frac{1}{2} \Delta S_b \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots(1)$$

여기서 ΔS_b : 應力振幅(Stress amplitude) (kg/mm^2)
 a : 균열길이(Crack length) (mm)

따라서 板의 表面部와 中央部에서는 疲勞破壞가, 또 底部에서는 間歇的인 延性破壞가 균열 進展을 가져오는 것으로 생각된다.

板의 表面部와 中央部에서 스트라이에이션이 形成되면서 成長하는 疲勞균열의 傳播機構를 Fig. 5에 나타낸다. 最初에 發生한 疲勞균열 先端의 應力集中部를 起點으로 하여 最大 剪斷應力 方向을 따라 1, 2 段처럼 슬립(Slip)이 일어난다. 이 슬립으로 인하여 균열은 開口(Opening) 되어 成長하면서, 3 段에서처럼 또 다른 슬립면(Slip plane)이 나타나며 加工硬化와 應力增加로 또 다른 슬립면을 일으키면서 4 段에서처럼 균열 先端이 무디게 된다. 따라서 균열은 Δa 만큼 成長을 초래한다. 塑性變形은 균열 先端 주위에 形成되어 彈性領域으로 둘러싸이고 荷重이 除去되면서 壓縮塑性領域(Compressed plastic deformation)이 形成된다. 이 結果, Fig. 5의 5 段에서 나타난 바와 같이 균열 先端이 날카로워지면서 날카로운(Sharpening) 形狀을 이룬다. 이와 같은 균열의 開口(Opening or Blunting)와

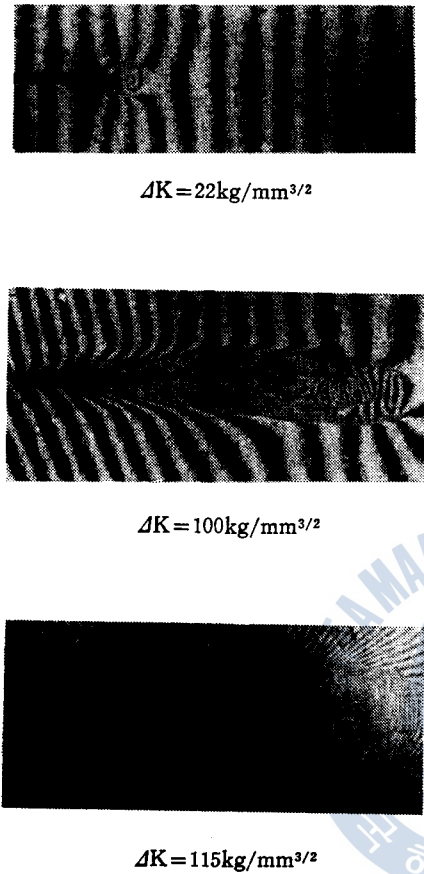


Photo 3. Plastic zone behaviour near the propagating crack in SS-41 steel

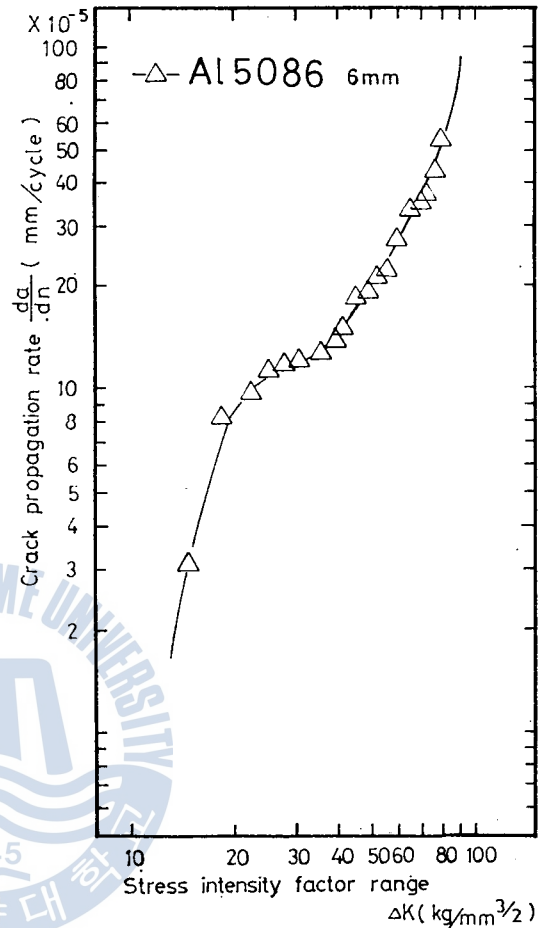


Fig. 6 Relation between stress intensity factor range and crack propagation rate

이 結果에 의하면 모서리 균열의 경우는 Paris rule에 입각한 $da/dn-\Delta K$ 의 相關關係에 의해 그 進展特性은 兩對數座標上에서 一次式으로 表示할 수 없음을 알 수 있다.

Fig. 7은 같은 實驗結果를 破面面積成長速度 ds/dn 와 應力強度係數範圍 ΔK 와의 相關關係에 의해 整理한 것이다. 여기서 모서리 균열의 破面形狀은 Fig. 8과 같이 四分橢圓形이므로, 균열 길이 a 와 균열 깊이 b 와의 關係를 利用하여 破面의 面積을 구하면 다음과 같다.

$$S = \frac{1}{4} \pi ab \dots\dots\dots (2)$$

여기서 a : 균열길이 (Crack length)
 b : 균열깊이 (Crack depth)

以上, Fig. 7의 $ds/dn-\Delta K$ 와의 相關關係는 兩對數座標上에서 좋은 直線으로 表示할 수 있음을 알 수 있다.

一般的인 貫通균열의 경우는 $da/dn-\Delta K$ 의 相關關係에 의해 그 進展特性이 잘 評價되나 모서리

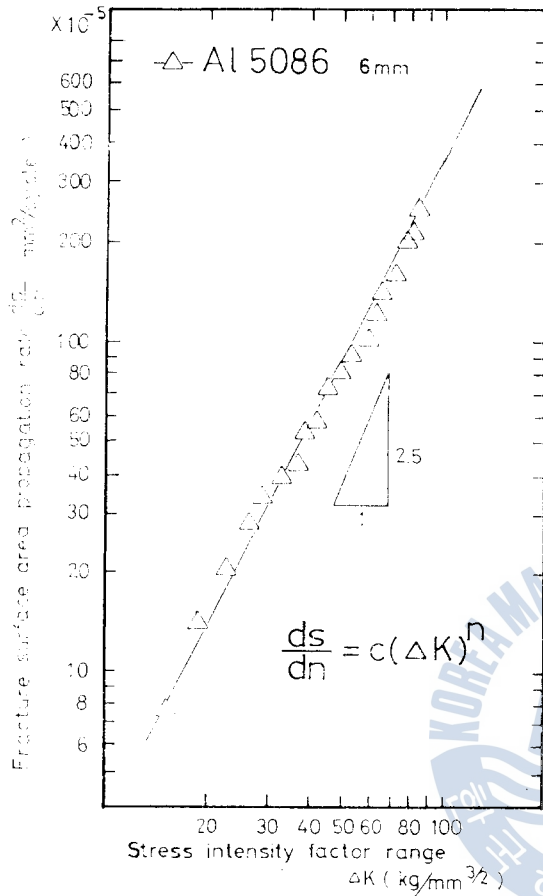


Fig. 7 Relation between stress intensity factor range and fracture surface propagation rate

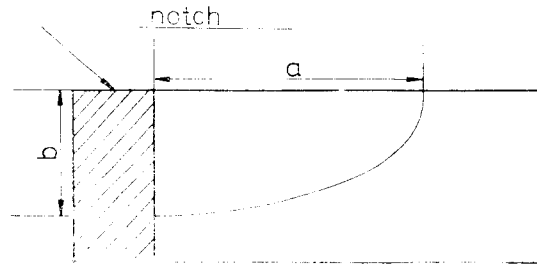
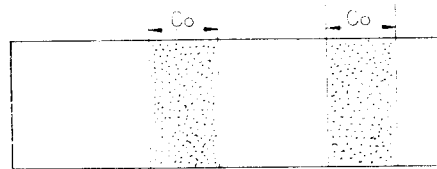
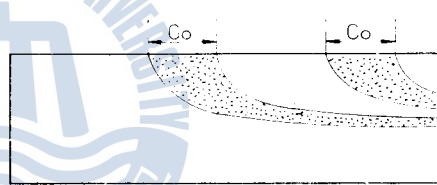


Fig. 8 Quarter elliptical corner crack



(A) Through crack



(B) Part through crack

Fig. 9 Comparison of fracture surface growth rate of through and part through crack

균열의 경우는 以上과 같이 $da/dn - \Delta K$ 의 相關關係보다는 $ds/dn - \Delta K$ 의 相關關係가 더 좋은 直線性을 보이는 것은 다음과 같이 考察된다.

Fig. 9의 (A), (B)는 貫通균열과 非貫通 균열 또는 表面균열의 傳播에 따른 破面成長을 比較하기 위한 것으로서 下部의 화살표는 균열 傳播方向을 나타낸다. 初期에 있어서 균열의 길이 Co 만큼 傳播하였을 때와 一定 길이 傳播한 후 같은 길이 Co 만큼 傳播하였을 때의, 增加된 破面面積을 比較해 보면, (A)의 貫通균열인 경우는 破面增加가 一定하나, (B)의 모서리 균열인 경우에는 균열의 成長과 더불어 增加된 破面의 面積은 일정치 않음을 알 수 있다.

따라서 斷面減少率의 견지에서 생각하면, 非貫通表面균열을 가진 材料의 疲勞균열 傳播特性을 評價함에 있어서는 ΔK 에 대한 破面面積成長速度 ds/dn 의 關係를 利用하는 것이 타당하다고 思料된다.¹⁰⁾

3.2 모서리 균열의 形狀變化

Photo 4는 6, 8mm 및 10mm 두께의 5086-H116 알루미늄 합금材 試驗片에 대하여 片側貫通 노치로부터 發生傳播한 모서리 균열의 巨視的 破面의 樣相과 비이치 마크를 나타낸 것이다. 이에 의하면 모서리 균열의 發生 初期에는 板表面에 나타난 균열 길이와 두께 方向에 나타난 균열 깊이는 거의 같거나, 균열 깊이가 더 크게 나타나나, 균열이 成長함에 따라 板表面에 나타난 균열 길이가 균열 깊이에 비해 현저하게 커지고 있음을 알 수 있다.

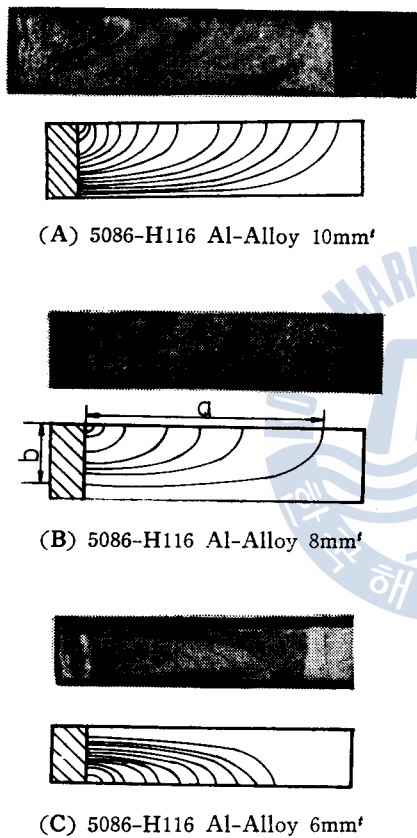


Photo 4. Macrographs and beach marks of fracture surface

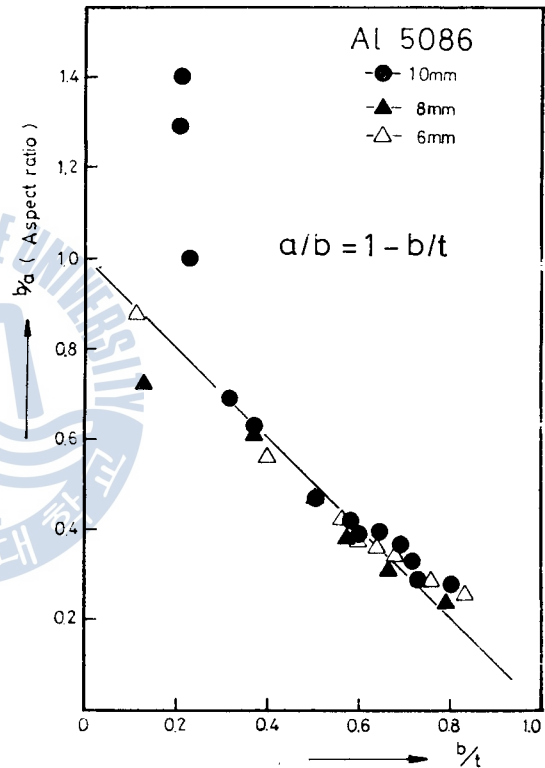


Fig. 10 Shape changes of corner fatigue crack

이와 같은 균열 形狀變化를 具體的으로 考察하기 위해 균열 길이 a 와 균열 깊이 b 와의 比인 形狀比(Aspect ratio) b/a 의 값과 균열 깊이 b 와 試驗片 두께 t 와의 比 b/t 의 값과의 關係를 나타내면 Fig. 10과 같다. 이 結果에 의하면 10mm 두께 試驗片의 균열 發生初期를 제외하고 3種類의 試驗片 다같이 一意的으로 모서리 균열의 形狀變化를 評價할 수 있음을 나타내고 있다.

이러한 結果로부터 균열의 形狀比 b/a 와 b/t 와의 關係를 구해 보면 式(3)과 같다. ⁶⁾¹⁴⁾

$$\frac{b}{a} = 1 - \frac{b}{t} \dots\dots\dots (3)$$

3.3 板 厚 及 材 質 의 變 化 에 따 른 傳 播 舉 動

5086—H116 알 루 미늄 합 金 材 의 두 께 4.5, 6, 6.6, 8, 10mm 및 12.5mm, 그 리 고 SS-41 軟 鋼 材 의 두 께 8mm, 10mm에 대 해 균 열 傳 播 速 度 da/dn 와 應 力 強 度 係 數 範 圍 ΔK 를 兩 對 數 座 標 에 一 括 하 여 나 타 내 면 Fig. 11과 같 다.

3.1절에서 說 明 한 바 와 같 이 균 열 寬 이 b 를 고 려 하 지 않 은 通 常 的 인 $da/dn-\Delta K$ 의 相 關 關 係 로 나 타 내 는 것 을 보 면 材 質 과 板 厚 께 에 따 른 全 試 驗 片 에 걸 처 直 線 性 이 나 타 나 있 지 않 음 을 알 수 있 다.

균 열 寬 이 를 고 려 한 식 (2), (3)을 利 用 하 여 구 한 破 面 面 積 成 長 速 度 ds/dn 와 應 力 強 度 係 數 範 圍 ΔK 를 兩 對 數 座 標 에 一 括 表 示 한 것 으 로 서 ds/dn 와 의 關 係 는 Fig. 12와 같 이 直 線 性 이 나 타 나 있 음 을 알 수 있 다.

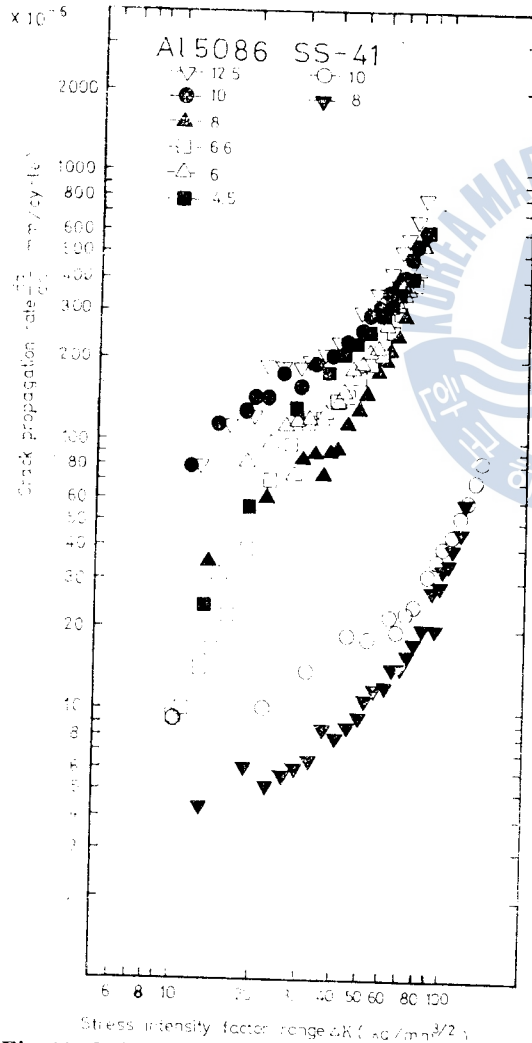


Fig. 11 Relation between stress intensity factor range and crack propagation rate

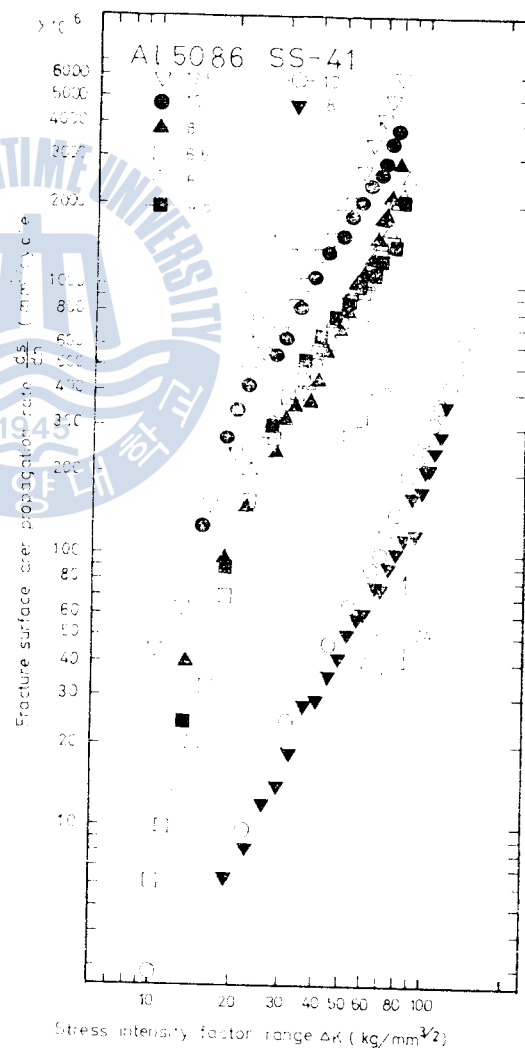


Fig. 12 Relation between stress intensity factor range and fracture surface propagation rate

또한 이 結果에 의하면 破面面積成長速度에 미치는 材質의 變化和 두께의 變化에 따른 効果도 나타나 있다. 즉, 破面面積成長速度는 알루미늄 合金材가 軟鋼材의 경우보다 크고, 같은 材質에 있어서는 板두께가 두꺼운 경우가, 작은 경우보다 크게 나타남을 알 수 있다.

여기서 알루미늄 合金材와 軟鋼材의 경우에 그 破面面積成長速度에 영향을 미치는 要因으로 생각되는 機械的 特性을 比較해 보면 引張強度, 降伏點 등은 큰 차이가 없으나, 材料의 彈性係數에 있어 軟鋼은 $E=2.1 \times 10^4 \text{kg/mm}^2$, 알루미늄 合金材는 $E=0.72 \times 10^4 \text{kg/mm}^2$ 로 큰 차이를 나타내고 있다. 따라서 破面面積成長速度는 材質의 彈性係數에 의해 지배를 받는 것으로 思料된다.

이러한 事實에 입각하여 ΔK 를 E (Young's modulus)로 나눈 값인, 變形率強度係數範圍(Strain intensity factor range)¹⁰⁾ $\Delta K/E$ 와 破面面積成長速度 ds/dn 과의 關係를 整理한 結果는 Fig. 13과 같다.

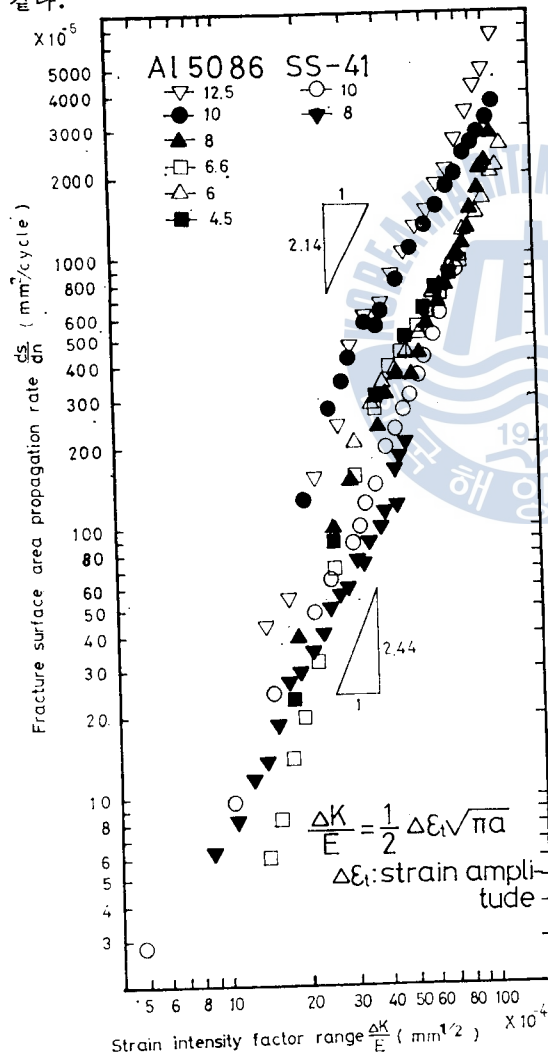


Fig. 13 Relation between strain intensity factor range and fracture surface propagation rate

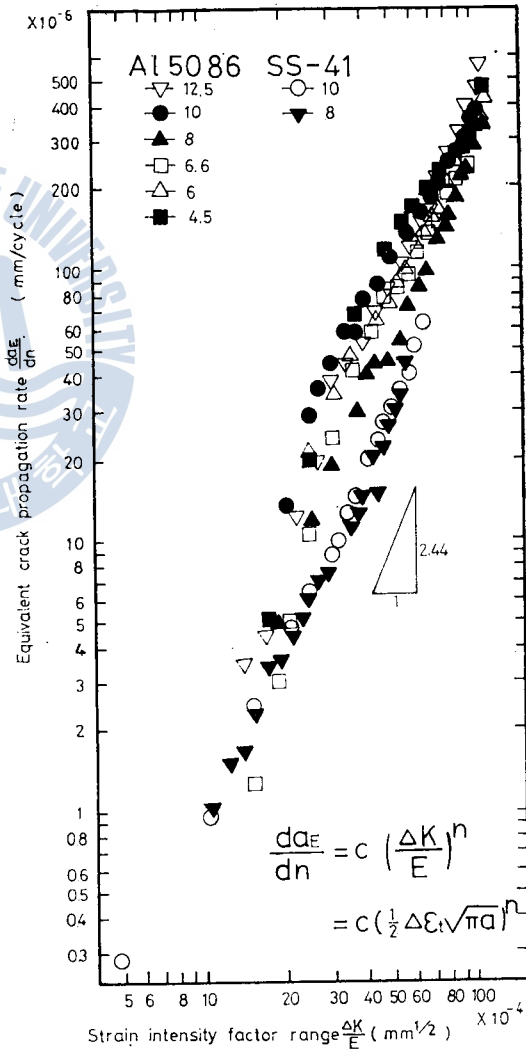


Fig. 14 Relation between strain intensity factor range and equivalent crack propagation rate

이와 관련하여 破面面積成長速度에 미치는 試驗片의 두께에 따른 依存性은 나타나나, 材質의 變化에 關係없이 하나의 그룹(Group)으로 整理될 수 있음을 나타내고 있다.

破面面積成長速度에 미치는 試驗片 두께 依存性을 考慮하여 破面面積의 增加分 ΔS 를 試驗片 두께 t 로 나눈 값 $\Delta S/t$ 를 相當 균열 길이 增加分(Equivalent crack length increment) Δa_E 로 취하여, 相當 균열 길이 成長速度(Equivalent crack length growth rate) da_E/dn 과 $\Delta K/E$ 값과의 關係를 整理하면 Fig. 14와 같이 나타낼 수 있다. 이 結果에 의하면 材質의 變化나, 試驗片 두께의 變化에 關係없이 모든 實驗結果는 하나의 Band內에 整理될 수 있음을 보이고 있다.

一般的인 貫通균열의 경우, 균열 成長速度 da/dn 과 應力強度係數範圍 ΔK 와의 關係를 規定짓는 Paris rule은 다음과 같이 表示된다.

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^n \dots \dots \dots (4)$$

여기서 C 와 n 는 材料常數이다.

本 實驗과 같이 균열 進展에 따라 균열의 形狀變化가 連續적으로 나타나는, 모서리 균열의 경우에 以上의 Paris rule을 引用하면, Fig. 14의 結果에 의해 다음과 같이 整理할 수 있다. 즉,

$$\frac{da_E}{dn} = C \left(\frac{\Delta K}{E} \right)^n = C \left(\frac{1}{2} \Delta \epsilon_i \sqrt{\pi a} \right)^n \dots \dots \dots (5)$$

여기서 $C \doteq 2.6 \times 10^{-8}$

$n \doteq 2.44$

$\Delta \epsilon_i : \frac{\Delta S_b}{E}$ 인 變形率 振幅(Strain amplitude)

以上의 式(5)를 利用하면 모서리 균열의 경우에 板두께나, 材質의 變化에 關係없이 균열 進展特性이 一意적으로 評價될 수 있다.

3.4 모서리 균열의 傳播舉動에 미치는 過負荷의 영향

實際 構造物에 있어서, 一定한 振幅의 反復荷重을 받는 경우는 드물고, 不規則한 크기의 反復荷重을 받는 것이 보통이다. 따라서 균열 成長舉動에 미치는 過負荷의 영향을 檢討할 必要가 있다.

모서리 균열의 成長舉動에 미치는 過負荷의 영향을 檢討하기 위하여 Fig. 4에 나타낸 2 段의 片振 平面 굽힘 應力을 加한 경우와, 一定한 振幅의 굽힘 應力을 加한 경우에 대하여 균열 進展 길이 a 와 反復回數 N 과의 關係를 片對數座標에 表示하면 Fig. 5와 같다. 이 結果에 의하면 균열 進展速度는 過負荷直後에 현저히 느린 樣相을 보이고 있다.

이와 같이 過負荷直後 균열 進展速度가 느리게 나타나는 理由는 다음과 같이 생각된다.

Fig. 16(A)에 나타나는 바와 같이 過負荷에 의하여 넓은 塑性領域이 초래되어 材料의 部分的인 變形이 일어나지만 應力을 제거하면 塑性域은 彈性材料에 둘러싸이게 된다. 彈性領域에 둘러싸인 균열 先端 周위의 塑性領域內에는 彈性領域의 材料에 의하여 壓縮應力이 作用하고, 그 結果 Fig. 16(B)와 같은 잔류 應力이 나타난다. 이 잔류 應力은 疲勞균열 傳播機構인 開閉作用이 일어나지 못하도록 방해하는 方向으로 作用한다. 그러므로 荷重反復回數 N 가 增加하여 이 잔류 應力을 극복해야

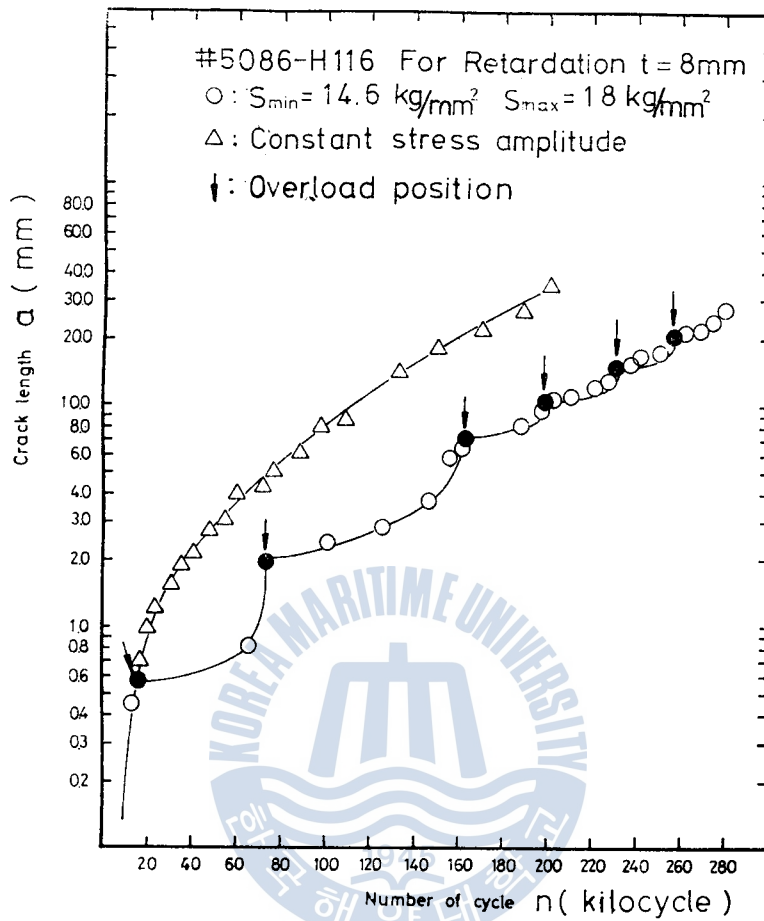


Fig.15 Retardation as a result of overload

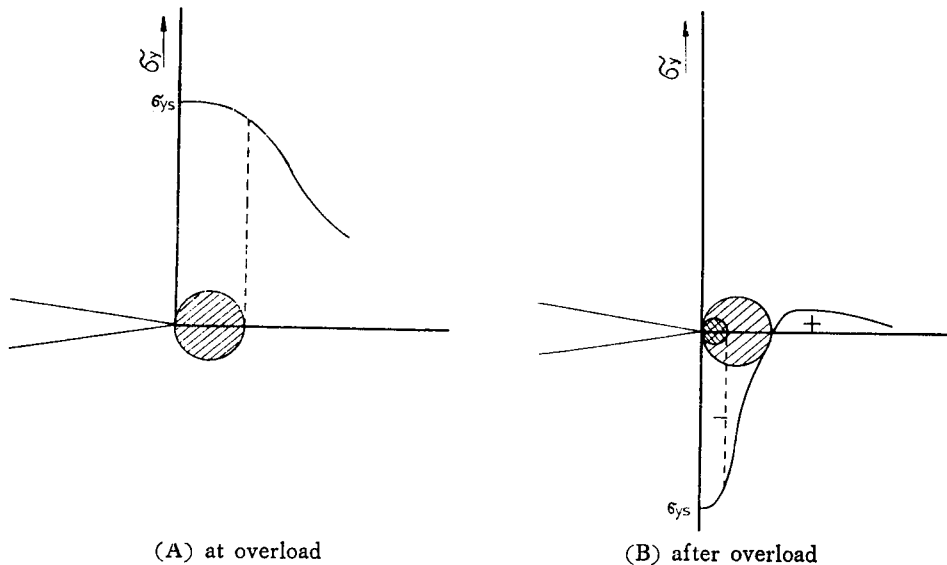


Fig.16 Residual compressive stresses at crack tip as a result of overload

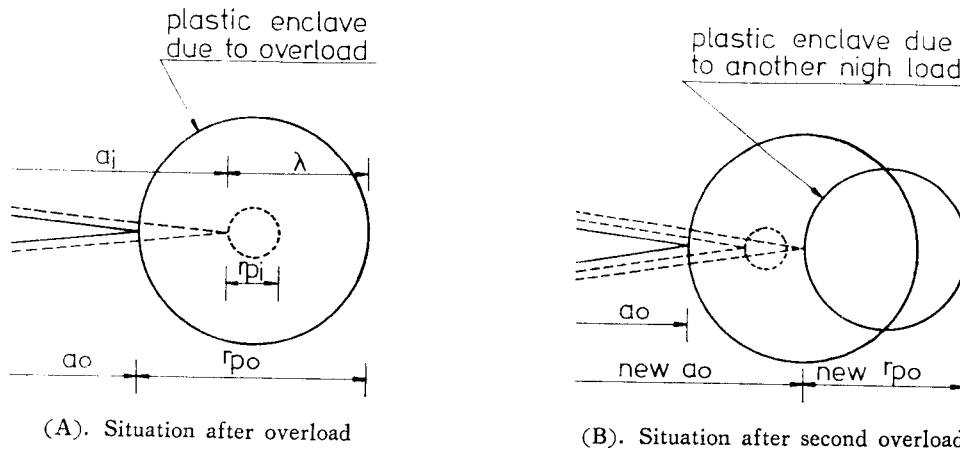


Fig. 17 The model of Retardation

만 다시 균열 成長이 일어나서 원래의 균열 傳播速度로 돌아오게 되는 것으로 思料된다.²⁰⁾

以上과 같은, 實驗結果를 利用하면 過負荷 直後 균열 進展速度 $\left(\frac{da}{dn}\right)_{retard}$ 와, 정상적인 균열 進展速度 $\left(\frac{da}{dn}\right)_{normal}$ 와의 사이에는 다음과 같은 關係가 成立한다.

Fig. 17(A)에서와 같이 過負荷가 있기 전까지의 균열 길이를 a_0 라 할 때 過負荷에 의해 生成된 塑性 領域의 크기 r_{po} 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$r_{po} = C_1 \frac{\Delta S_0^2 a_0}{\sigma_{ys}^2} = C \frac{\Delta K_0^2}{\sigma_{ys}^2} \dots \dots \dots (6)$$

여기서 ΔS_0 : 過負荷 應力振幅

ΔK_0 : 過負荷應力強度係數範圍

균열이 過負荷에 의하여 生成된 塑性領域의 크기 r_{po} 內에서 一定 길이 a_i 까지 成長하여, 그 先端에서 다시 生成된 塑性領域의 크기 r_{pi} 는 다음과 같다.

$$r_{pi} = C_1 \frac{\Delta S_i^2 a_i}{\sigma_{ys}^2} = C \frac{\Delta K_i^2}{\sigma_{ys}^2} \dots \dots \dots (7)$$

여기서 ΔS_i : i 번째 cycle의 應力振幅

ΔK_i : i 번째 cycle의 應力強度係數範圍

그러나 r_{pi} 는 r_{po} 內에 있고, 또한 減速 매개 變數(Retardation parameter)를 ϕ 라 하면, Fig. 17(A)에서와 같이 $\lambda = a_0 + r_{po} - a_i$ 이므로 減速 매개 變數 ϕ 는 다음과 같이 表示될 수 있다.²¹⁾

$$\phi = \left(\frac{r_{pi}}{\lambda}\right)^m = \left(\frac{r_{pi}}{a_0 + r_{po} - a_i}\right)^m \dots \dots \dots (8)$$

여기서 m : 材料常數

따라서, $a_i + r_{pi} < a_0 + r_{po}$ 일때 過負荷 直後 균열 進展速度 $\left(\frac{da}{dn}\right)_{retard}$ 은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{da}{dn}\right)_{retard} = \phi \left(\frac{da}{dn}\right)_{normal} = \phi f(\Delta K) \dots \dots \dots (9)$$

그리고 $a_i + r_{pi} \geq a_0 + r_{p0}$ 일 때에는 균열은 過負荷의 領域을 넘어서므로 減速 매개 變數 $\phi = 1$ 이다. 본 實驗結果를 이용하여 歸納的인 方法에 의해 指數 m 값을 求하면 $m > 1$ 이므로 過負荷에 의하여 生成된 塑性領域의 크기가 커지면 커질수록 ϕ 는 1보다 매우 작아져서 減速效果(Retardation effect)는 더 增加한다.

4. 結 論

本 實驗의 結果로 다음과 같은 結論을 얻었다.

1. 모서리 균열(Corner crack)의 경우, 균열 傳播舉動의 評價에 있어서는 貫通균열(Through crack)에 있어서와 같이 균열 길이의 傳播速度 da/dn 와 應力強度係數範圍 ΔK 와의 相關關係에 의한 것보다 破面面積成長速度 ds/dn 와 ΔK 의 相關關係에 의한 評價가 더 合理的이다.

2. 平滑平板에 있어서는 모서리 균열의 形狀變化는 균열 길이 a 와 균열 깊이 b 및 試驗片 두께 t 와의 相關關係에 의하여 다음과 같은 式에 의해 一意的으로 評價할 수 있다.

$$\frac{b}{a} = 1 - \frac{b}{t}$$

3. 모서리 균열은 試驗片 두께가 두꺼우면 두꺼울수록, 試驗材의 彈性係數(Young's modulus)가 작으면 작을수록 균열 傳播速度는 다같이 빠르다.

4. 모서리 균열의 경우에는 Paris rule의 da/dn 대신에 相當 균열길이 傳播速度 da_E/dn 와 變形率強度係數範圍(Strain intensity factor range) $\Delta K/E$ 를 適用함으로써 試驗片 두께나 材質의 變化에 關係없이 균열 傳播特性은 다음과 같은 關係式에 의해 評價된다.

$$\frac{da_E}{dn} = C \left(\frac{\Delta K}{E} \right)^n = C \left(\frac{1}{2} \Delta \varepsilon_i \sqrt{\pi a} \right)^n$$

5. 모서리 균열인 경우에도 過負荷의 影響에 의하여 減速效果(Retardation effect)가 있음은 明白하고, 그 減速 매개 變數 ϕ 는 다음과 같은 關係가 成立된다.

$$\left(\frac{da}{dn} \right)_{retard} = \phi \left(\frac{da}{dn} \right)_{normal} = \phi f(\Delta K)$$

$$a_i + r_{pi} < a_0 + r_{p0} \text{ 일 때만 } \phi < 1 \text{ 이다.}$$

參 考 文 獻

1. ASM; Failure Analysis and Prevention, Metal Hand-book, Vol.10, ASM, Ohio, pp.332~372 (1975).
2. J.C. NEWMAN, Jr.; FRACTURE ANALYSIS OF SURFACE AND THROUGH-CRACKED SHEETS PLATES, Engineering Fracture Mechanics, Vol.5, pp.667~689(1973).
3. G.R. Irwin; The Crack Extension Force for a Part-Through Crack in a Plate, Trans, ASME, J. Appl. Mech. pp.651~656(1962).
4. J.R. Rice, M. Levy; The Part-Trough Surface Crack in an Elastic Plate, Trans, ASME, J. Appl. Mech. pp.185(1972).

5. 李樂周等：無限平板에 橢圓形 Crack을 가진 圓周圍의 應力分布에 關한 研究, 大韓機械學會誌, Vol. 15, No. 4 pp. 398~403(1975).
6. 川原正言, 栗原正好：表面き裂の疲勞による傳播成長過程に關する豫備的考察, 日本造船學會 論文集, Vol. 127 pp. 297~306(1975).
7. 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, 日本材料學會誌, Vol. 26, No. 289, pp. 955~961(1977).
8. 長谷部宜男, 上田 稔：段他ぐう角部にき裂を有する半無限板の面外曲げ, 日本機械學會, 論文集, Vol. 46, No. 409 pp. 985~989(1980).
9. 宋智浩：破壞力學의 現況(Ⅱ), 大韓機械學會誌, Vol. 21, No. 1, pp. 10~20(1981).
10. ASM; Fractography and Atlas of fractography, Metal Handbook, Vol. 9, ASM, Ohio, pp. 49~62, 161~280(1975).
11. JWS; 鐵鋼溶接部の破面寫眞集, 黒木出版社, 大阪, pp. 398~403(1975).
12. 比川英夫, 小寺澤良一：フラクトグラフィ, 破壞力學と材料強度講座, 培風館, 東京, pp. 79~121(1982)
13. 金澤, 町田, 糸賀：表面缺陷からの疲勞龜裂傳播特性について(等一報), 日本造船學會 論文集, Vol. 132, pp. 395(1972).
14. 向井喜彦, 山崎信二：形狀不連續付平板の非貫通形缺陷に對する曲げ疲勞壽命豫測(等一報), 日本造船學會 論文集, Vol. 151, pp. 245~254(1982).
15. David Broek; Elementary Engineering Fracture Mechanics, Sijthoff & Noordhoff, Netherlands, pp. 80~86(1978).
16. 金永直, 趙相明：平均 굽힘 疲勞荷重에 의한 鋼溶接部の 모서리 균열 傳播特性, 大韓機械學會 論文集, Vol. 6, No. 3, pp. 232~238(1982).
17. 前掲書(11), p. 416~417.
18. 前掲書(15), pp. 48~53.
19. 村上裕則, 大南正瑛：破壞力學入門, オーム社, 東京, pp. 141~143(1976).
20. H. O. FUCHS, R. I. STEPHENS; METAL FATIGUE IN ENGINEERING, A Wiley-Inter science Publication, New York, pp. 204~213(1980).
21. 前掲書(15) p. 259.

韓國沿岸에 있어서 Loran C (GRI-5970) 利用을 爲한 Lattice Table의 表值計算에 關한 研究

黃 仁 秀

A study on the Computation of Tabulated Values of
Loran C (GRI-5970) Lattice Tables for Practical Use
near the Korean Coast

In-soo Hwang

目 次

- Abstract
記號說明
1. 序 論
 2. Loran C의 測位原理 및 利用範圍
 - 2.1 Loran C의 測位原理
 - 2.2 韓國近海에서의 Loran C의 利用範圍
 3. Loran C 表值計算의 理論解釋과 電算處理
 - 3.1 傳播經路長의 計算
 - 3.1.1 Anodyer-Lambert 式
 - 3.1.2 WGS-72 測地系의 境遇
 - 3.2 Loran C 電波의 傳播速度
 - 3.3 電算處理에 依한 表值計算
 - 3.3.1 Loran C 表值의 計算
 - 3.3.2 時間差 雙曲線의 緯度 經度의 增分計算
 4. 計算結果의 檢討 및 評價
 - 4.1 DMAHC Table과 計算結果의 比較
 - 4.2 計算結果를 利用한 位置線의 決定
 5. 結 論
- 參考文獻
附錄, 計算結果
1. Loran C Table (Pair; 5970-W)
 2. Loran C Table (Pair; 5970-X)
 3. Loran C Table (Pair; 5970-Y)