

鎔接 鋼部材의 疲勞龜裂成長에 대한 殘留應力特性에 관한 研究

Experimental Investigation of the Residual Stress on Fatigue Crack Growth of Welded Steel Members

張 東 一*
Chang, Dong Il
金 斗 煥**
Kim, Doo Hwan

Abstract

Annealing were performed to investigate the behaviors of the residual stress remaining on the member of a steel structure. According to the fatigue test, the welding part has higher fatigue crack growth rate than the base metal part because the hardening of welding part reduce fracture toughness. However, the heat treatment decrease the hardness and increase the resistance to failure. Thus, the fatigue crack growth rate is improved and it reaches the minimum at 650°C.

Elber's equation includes the effect of the crack-close so that this equation provides a lower the fatigue crack growth rate than Paris-Erdogan's equation, the Elber's curves show no significant difference to indentify the effect of the residual stress.

The Pop loading along the crack length increases as the hardness goes higher. The heat treatment not only decrease the hardness, and the fatigue crack growth rate, but increase the absorption energy and fracture toughness on the member of a steel structure. As the result, the heat treatment produces the resistant ability to cracking which can reduce the degree of danger to failure.

要 旨

鎔接 鋼構造物의 疲勞龜裂成長舉動에 관한 鎔接殘留應力의 舉動을 把握키 위하여 熱處理를 實施하고 疲勞龜裂成長 및 破壞靱性を 檢討한 結果 鎔接部는 硬化되어 靱성이 減少되므로 素材部보다 疲勞龜裂成長率이 높았으며 이를 熱處理한 結果 硬度나 抵抗力이 增加되어 改善되었으 며 650°C 程度에서 가장 理想的 이었다.

Elber 式은 Paris-Erdogan 式에 비해 龜裂닫힘現狀을 考慮하므로 더 낮은 龜裂成長率을 가지며 各 熱處理에 의한 曲線들이 서로 비슷하므로 殘留應力의 效果를 考慮할 수 없었다.

龜裂길이에 따른 開口荷重은 硬度가 높을수록 큰 값을 가지나 熱處理 後는 硬度값의 低下로

* 正會員 · 漢陽大學校 工科學 教授, 土木工程學科

** 正會員 · 京畿工業開放大學 助教授, 土木工程學科

疲勞龜裂 成長率이 낮아지며 吸收에너지와 破壞靱性を 增大시켜 龜裂沮止能力을 가져 破壞의 危險性を 減少시킨다.

1. 序 論

構造物은 大型化, 輕量化 및 高性能化의 要求가 增大되고, 使用條件도 相當히 酷甚하여지는 傾向이 있으므로 構造物의 信賴性 確保 및 殘存壽命評價를 위하여 實動狀態의 疲勞龜裂 進展壽命의 높은 精密度를 갖는 推定法의 確立은 重要한 課題로 대두되고 있다.

材料의 破壞를 一般적으로 分類하면 큰 變形을 同伴하는 延性破壞와, 거의 變形을 일으키지 않고 破損되는 脆性破壞로 나눌 수 있으며 脆性破壞 現狀은 脆性材料의 破壞, 疲勞破壞 또는 衝擊에 의한 破壞 등에서 볼 수 있으며 大部分事故의 主原因이 되고 있다.⁽¹⁾

脆性破壞의 主原因은 使用條件으로서 溫度, 荷重條件으로서 크기와 負荷速度, 缺陷條件으로서 龜裂의 크기와 形狀, 製作條件으로서 鎔接熱에 의한 殘留應力의 存在, 腐蝕雰圍氣 등으로 부터 起因된다고 볼 수 있는데, 이러한 경우 龜裂 끝部近에서는 應力集中의 發生으로 部材의 降伏點보다 낮은 公稱應力에서도 靱性の 不足으로 龜裂이 成長되어 破壞되는 傾向이 있다.⁽²⁾

鎔接構造物에 外力의 作用없이 存在하는 殘留應力은 構造物 破損에 影響을 미치는 相當히 重要한 要因으로 看做되는데 높은 引張殘留應力은 脆性破壞, 疲勞, 應力腐蝕 龜裂 등을 促進시키며 壓縮殘留應力과 初期變形은 疲勞強度를 低下시킨다.

部材가 받는 殘留應力의 影響은 殘留應力뿐만 아니라 材料의 特性에 의해서도 支配받는데 材料가 脆性이면 殘留應力은 鎔接部의 破壞強度를 減少시키며, 延性이면 反對로 殘留應力의 効果는 나타나지 않는다. 實際로 破壞의 原因을 分析하면 延性破壞에 의한 것은 별로없고 主로 脆性破壞에 의한 것으로 밝혀지며 특히 거의 모든 脆性破壞는 長時間의 規則的 또는 不規則的인 反復荷重을 받아 생기는 疲勞에 의한 것이며 이와 같은 破壞는 塑性을 隨伴하지 않고 突發的

로 發生하여 危險성이 크다.

疲勞強度에 미치는 殘留應力의 影響은 많은 研究에도 불구하고 反復荷重 後 償却되어 無視할 수 있다는 것과 影響을 끼친다는 見解로 아직까지 完全히 定立되지 않은 狀態이므로 鎔接構造物에 있어서 疲勞龜裂成長學에 관한 鎔接 殘留應力의 影響을 把握하는 것은 鎔接構造物의 安全性 確保에 相當히 重要하므로 本 研究는 鎔接 後 熱處理를 實施하여 殘留應力에 따르는 疲勞龜裂成長 特性을 淸明하기 위하여 疲勞龜裂成長率을 應力擴大係數變動範圍만을 考慮한 경우와 疲勞龜裂成長時 龜裂단형現狀을 考慮하여 有效應力擴大係數變動範圍를 解析한 두 式사이의 疲勞龜裂成長率을 比較하여 鎔接部의 疲勞破壞에 있어서 線形破壞力學의 有用性を 檢討하였고 鎔接殘留應力이 疲勞破壞에 끼치는 影響을 機構學적으로 把握하고 定量的으로 分析하기 위하여 遂行하였다.

2. 疲勞龜裂과 線形破壞力學

一般적으로 龜裂과 銳利한 缺陷을 包含하는 外力을 받을 경우 龜裂 끝 附近에 塑性域을 同伴하는 것이 普通이다. 이 塑性域의 크기는 破壞力學의 媒介變數 K, J 혹은 COD 등으로 適用範圍를 定하는데 線形破壞力學⁽³⁾에 基礎를 둔 K 는 塑性域值數가 그다지 크지 않은 範圍 즉 小規模降伏(small scale yielding)의 範圍에 대한 것이며, 여기에 대하여 J 및 COD는 大規模降伏(large scale yielding) 혹은 全面降伏(general yielding)의 範圍에 있어서 有效하다.

2.1 龜裂成長率과 應力擴大係數와의 關係

疲勞龜裂 끝의 塑性域이 작은 SSY 조건에서는 塑性變形이 K ⁽⁴⁾에 의해 規定되고 있기 때문에 成長率도 그 係數로써 表示되며 最大應力 σ_{max} 과 最小應力 σ_{min} 이 反復負荷된 경우를 考慮하면 K 의 最大值 K_{max} 및 K_{min} 은

$$K_{max} = \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \cdot F, \quad K_{min} = \sigma_{min} \sqrt{\pi a} \cdot F \quad (1)$$

로 된다. 따라서 K 의變動幅 ΔK 는

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \cdot F \quad (2)$$

이고, $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ 이다. 平均應力은 應力比 R 로表示되며

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (3)$$

여기서 $\sigma_{\min} < 0$ 결국 $R < 0$ 일때 ΔK 로서 ΔK_{\max} 을 사용하는 경우가 많다⁽⁵⁾.

Paris-Erdogan⁽⁶⁾은 疲勞龜裂成長率 da/dN 는 ΔK 와 가장密接한關係가 있으므로 冪函數로써表示하였다.

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

이式을 Paris式이라고하며 C, m 은實驗常數이다. 알미늄合金에 관한整理에서 $m=4$ 였지만 그후實驗結果에서는 반드시 4가 아니라 0.5~8의範圍를 취하는 수가 많았다. 특히 R 이一定한條件에서 행한擴範圍한實驗結果에 의하면 da/dN 와 ΔK 의關係에서 Paris式이成立하는 것은中間領域에限하는 것으로 밝혀졌다

ΔK 가 작을때는 da/dN 도 작아져서實驗적으로龜裂成長되지 않는 것으로看做되는下限界應力擴大係數變動範圍(threshold stress intensity factor range) ΔK_{th} 가存在하고 ΔK 가 커지면不安定破壞에 이르며 이不安定破壞條件은 ΔK 보다 K_{\max} 이一定하게되는條件에서決定되며 이 K_{\max} 値는疲勞破壞靱性(fatigue fracture toughness) K_{fc} 로부른다^(7,8).

2.2 疲勞龜裂開口舉動과 有效應力擴大係數變動範圍

疲勞龜裂式的適用에 있어서龜裂이引張負荷에서는 반드시開口하며壓縮負荷에서는逆으로 반드시閉口한다고 생각하여 ΔK 를求하는疲勞龜裂에對해 이假定이 옳지않다는 것을指摘한 것이 Elber⁽⁹⁾이다.

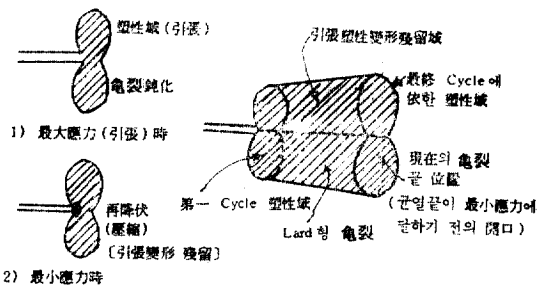
Elber는 2024-T3 알미늄合金板을使用하여龜裂끝附近的龜裂을微小한 2點間的變位와荷重의關係를實測하여龜裂開口와龜裂閉口の荷重—變位關係가龜裂開口를領域으로하여變化하는 것을利用해서龜裂開口點을測定했으며龜裂의開口應力(σ_{op})을負荷의最大應力 σ_{\max} 및最小應力 σ_{\min} 을使用하여比의形態로表

示했다.

$$U = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{op}}{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}} = \frac{\Delta\sigma_{eff}}{\Delta\sigma} \quad (5)$$

이 U 는龜裂開口比(effective stress range ratio)이다⁽¹⁰⁾.

그림 1은 이過程을模式的으로表示한 것이다. 그림 a)는前歷이 없는龜裂材에 1cycle 分の負荷를加한 경우의,龜裂近處의塑性域의狀態이다. 引張負荷에서 생겨진塑性域은除荷, 특히壓縮($R < 0$ 은 경우)의過程에서一部再降伏하지만,壓縮荷重이 매우 크지않는 한,塑性域全體로서는正의塑性變形을남긴狀態로되어 있다. 이 때문에除荷에 의해, 주위의塑性域의復元力에 의해, 이領域은壓縮殘留應力을받고 있다. 疲勞龜裂은 위와 같은荷重의反復에 의한龜裂끝의鈍化和再銳化에 의해 이殘留應力域의속을前進해가기 때문에結果적으로그림의 b)에 나타난 바와 같이龜裂 가장자리에殘留變形을남긴狀態로 된다. 이 때문에 주위의彈性域으로부터의復元力에 의해除荷過程에서負荷가 0으로되기前에龜裂은 닫혀지게 된다.



a) 第 1cycle 的 龜裂 先端近處 b) 定常的 龜裂 成長過程
그림 1. 龜裂開口의 形成過程

이와 같은過程은有限要素法을使用한疲勞龜裂의 시뮬레이션의 의해 잘實證되고 있다⁽¹¹⁾.

龜裂開口가負荷의引張壓縮을 만나지 않는다면, ΔK 를負荷로부터形式的으로計算하는 것이 아니고實際의開口에 바탕을 두어龜裂이實際로開口하고 있는應力範圍에 대하여決定할必要가 있다. 이 ΔK 相當量은有效應力擴大係數變動幅(effective stress intensity factor range) ΔK_{eff} 라하며, 다음式으로表示된다.

$$\Delta K_{eff} = U \Delta\sigma \sqrt{\pi a} F = U \Delta K \quad (F; 形狀修正係數) \quad (6)$$

3. 實 驗

3.1 實驗材料

本 實 驗 에 使 用 된 鋼 材 는 SWS 58 을 使 用 하 였 고 그 化 學 的 成 分 및 機 械 的 性 質 은 表 1 및 2 와 같 으 며 疲 勞 試 驗 片 은 ASTM E647-78T 에 의 한 CT(Compact tension)試 驗 片 으 로 그 림 2 와 같 고 衝 擊 試 驗 片 은 ASTM E32-72 에 의 하 여 그 림 3 과 같 이 製 作 하 였 다.

표 1. 母材의 化學的 成分

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.31	1.37	0.2	0.008

표 2. 母材의 機械的 性質

Tensile Strength	Yield Point	Elongation	Impact Value
67.6kg/mm	57.7kg/mm	28%	31.4kg·m

표 3. 鎔接棒의 化學的 成分

C	Si	Mn	P	S
0.07	0.48	1.08	0.011	0.008

표 4. 鎔接棒의 機械的 性質

항 목 점 N/mm ² (kg/mm ²)	인 장 강 도 N/mm ² (kg/mm ²)	연 신 율 (%)	충 격 치 J(kg·m) (0°C)
530(54)	660(67)	29	160(16.0)

표 5. 鎔接條件

Plate Alloy	Diame-ter (mm)	No of Passes	Current (A)	Voltage (V)	Travel speed (cm/min)
S-7016 .H	4	4	100	200	20

은 表 5 에 表 示 하 였 으 며 이 에 鎔 接 線 은 노 치 끝 에 沿 하 여 龜 裂 成 長 方 向 과 一 致 하 도 록 試 片 을 採 取 하 였 으 며, rolling 方 向 도 鎔 接 線 方 向 으 로 統 一 시 켜 졌 다.

풀림(annealing)溫 度 에 따 르 는 殘 留 應 力 의 影 響 을 比 較 하 기 위 하 여 試 驗 片 의 熱 處 理 溫 度 를 350°C, 500°C, 650°C, 800°C 의 네 가 지 方 法 으 로 熱 處 理 를 實 施 한 後 한 시 간 동 안 維 持 시 켜 均 質 化 시 킨 後 爐 冷 시 켜 졌 다.

3.2 實驗方法

疲 勞 實 驗 은 Shimadzu 社 30 t 電 氣 油 壓 Servo 式 實 驗 機 로, load cell 과 controller 에 의 해 荷 重 을 一 定 하 게 維 持 시 키 는 stress 制 御 方 式 을 택 하 였 다.

波 形 은 正 弦 波 로, 反 復 回 數 는 10~25Hz, 應 力 比 ($R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$) 는 $\frac{1}{13}$ 範 圍 의 部 分 脈 動 으 로 하 였 고, 荷 重 은 1.8 σ ~0.1 σ 로 하 였 다.

龜 裂 은 그 림 2 에 나 타 난 것 과 같 이 처 음 에 ASTM E647~789 에 의 거 해 人 工 노 치 를 주 었 고, 疲 勞 龜 裂 을 發 生 시 키 기 위 한 初 期 龜 裂 은 1.7mm 이 상 으 로 주 어 ligament 길 이 의 變 化 를 주 었 다.

有 效 應 力 擴 大 係 數 變 動 範 圍 (ΔK_{eff}) 를 計 算 하 기 위 한 龜 裂 開 閉 現 狀 의 特 徵 은 clip-on gage 를 附 着 하 고 X-Y Recorder 에 의 해 荷 重-變 位 曲 線 을 얻 은 後 開 口 荷 重 을 찾 았 다. 龜 裂 길 이 測 定 은 移 動 式 顯 微 鏡 (travelling microscope) 에 의 해 $\frac{1}{50}$ mm 가 지 測 定 하 였 다. 또 한 材 料 가 破 壞 될 때 材 料 의

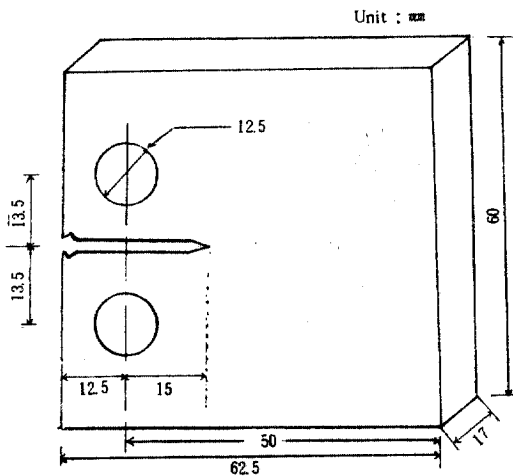


그림 2. C.T 시험편

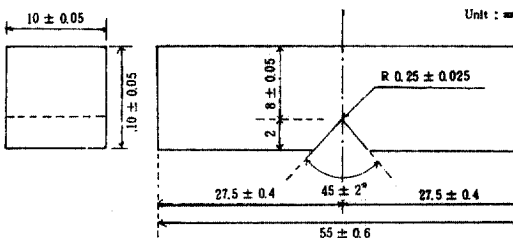


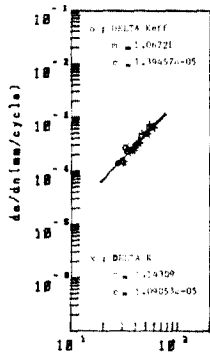
그림 3. Charpy 衝 擊 試 驗 片

鎔 接 方 法 은 arc welding 의 위 보 기 姿 勢 로 實 施 하 였 고, 使 用 된 鎔 接 棒 은 高 張 力 鋼 鎔 接 棒 으 로 KSE 5016 에 의 한 S-7016H 로 써 그 化 學 的 成 分 및 機 械 的 性 質 은 表 3 과 4 에, 鎔 接 條 件

특성을把握키 위하여 標準 charpy impact 試驗機(30kg-m)를 使用하여 衝擊試驗을 實施하였다.

4. 實驗結果 및 考察

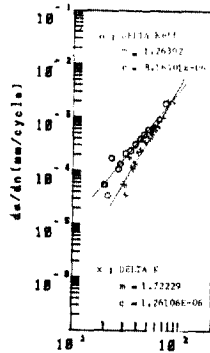
SWS 58 鋼材를 使用하여 各 試驗溫度 條件下에서 疲勞龜裂成長試驗을 行하여 이의 結果를 龜裂成長率(da/dN)와 應力擴大係數範圍(ΔK) 및 有效應力擴大係數範圍(ΔK_{eff})의 關係로 整理한 것이 그림 4~9 와 같고 Paris-Erdogan 의 式 및 Elber 式에의 m, C 常數 값을 구한 것이 表 6 이다.



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(Base metal)

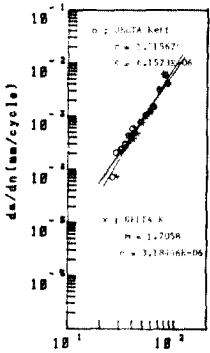
그림 4. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(As welded)

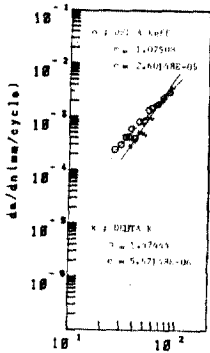
그림 5. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(350°C SR)

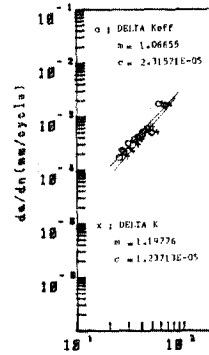
그림 6. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(500°C SR)

그림 7. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(650°C SR)



DELTA K & K_{eff} (MPa√E.S)

- ΔK_{eff} 의 관계
(800°C SR)

그림 8. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$ 그림 9. $\frac{da}{dN} - \Delta K$ 및 $\frac{da}{dN} - \Delta K_{eff}$

표 6. Paris-Erdogan, Elber 식에 의한 m, C 값

사용식 시편 종류	Paris-Erdogan 식		Elber 식	
	m	C	m	C
Base metal	1.14309	1.09053E-05	1.06721	1.39457E-05
As welded	1.72229	1.26106E-06	1.26392	8.16401E-06
350°C	1.7058	3.18446E-06	1.51567	6.1573 E-06
500°C	1.47444	5.67148E-06	1.07508	2.60148E-05
650°C	1.19776	1.23713E-05	1.06655	2.31571E-05
800°C	1.3536	5.65376E-06	1.18825	1.1031 E-05

4.1 疲勞龜裂成長舉動

金屬材料가 反復應力을 받으면 그의 最大應力은 彈性限度以下의 경우에도 미끄러짐(slip)이 일어나기 쉬운 方向의 結晶粒에 塑性變形이 생기며, 塑性變形의 進行에 따라 硬度가 上昇하고, 거의 어떤 一定值에 達하여, 그後 얼마간의 反復應力이 經過되면 龜裂이 發生하게 되는데, Paris-Erdogan 에 의한 式에 의해 實驗值로 計算된 指數 m 은 1.72~1.14의 範圍로 많은 研究로 보고된 範圍에 속한다⁽¹²⁾.

素材부와 鎔接部를 比較하면 鎔接熱에 依한 殘留應力의 影響으로 硬化되어 韌性의 低下 및 鎔接熱에 의해 組織이 綑粒化 되었으므로 指數 m 값은 鎔接部가 훨씬 큰 값을 가져 疲勞龜裂 成長率이 增加되며 ΔK 가 낮은 곳에서는 이의 現狀이 특히 심했는데 이는 龜裂成長時 發生하는 塑性域이 引張殘留應力에 의하여 初期에는

적게 形成되었기 때문이다⁽¹³⁾.

鎔接過程中的加熱 및 冷却過程 중에서 發生하는 鎔接應力 및 鎔接變形的 影響을 解消시켜 주기 위하여 熱處理를 實施한 試驗片들은 溫度變化에도 불구하고 대체로 類似한 龜裂成長의 樣相을 보이고 있으나, 詳細히 觀察하면 指數의 기울기가 熱處理의 溫度가 增加함에 따라 鎔接材보다 減少하는데 이는 鋼은 전혀 彈性的이 아니고 塑性的이 되므로 內部應力은 局部的 塑性變形에 의해 消滅되므로 組織이 微細化되고 方向성이 적게 되어 偏析이 적게 일어나는 均一狀態로 되므로 安定化되어 硬度나 抵抗力이 增加되어 疲勞龜裂成長率이 減少됨을 알 수 있다⁽¹⁴⁾.

350°C 부터 800°C 까지의 四段階에 의해 풀림 한 結果 650°C의 것이 800°C의 것보다 疲勞龜裂成長率이 작으므로 이 溫度帶가 殘留應力除去에 理想的인 溫度로 看做된다^(15,16).

4.2 疲勞龜裂開口舉動

殘留塑性變形에 의한 龜裂단힘은 平面應力 狀態에서는 크게 나타나지만 平面變形 狀態인 下限界값 部近에서의 疲勞龜裂成長에는 큰 效果를 나타내지 않으므로 이 機構에 의하여 龜裂단힘을 評價하는 것은 不適當하므로 中間領域에 대하여 評價를 하였다⁽¹⁷⁾.

龜裂단힘을 測定하기 위한 荷重—變形 히스테리시스 曲線의 例로서 낮은 ΔK 領域에서 龜裂단힘이 存在하고 있음을 알 수 있으므로 따라서 疲勞龜裂成長率 da/dN 을 龜裂단힘 效果를 고려하여 有效應力擴大係數變動範圍 ΔK_{eff} 에 대해서 整理한 것이 그림 4~9이다.

龜裂단힘의 機構로서는 一般的으로 殘留塑性變形的 影響, 酸化物的 影響, 表面거칠기의 影響, 相變態의 影響 및 粘性的 影響등이 알려져 있는데 이중 相變態에 의한 龜裂단힘은 高溫高壓하에서 龜裂面이 水素가스에 露出되어 있는 경우에 粘性的으로 인한 龜裂단힘은 龜裂面이 粘性流體에 接해 있는 경우에 한한다.

本 研究에서는 殘留塑性變形에 관한 龜裂끝의 단힘現狀을 荷重增加過程과 荷重除去 過程中에 發生하는 塑性變形的 差異로 因하여 發生하는 現狀으로 看做하였으므로 龜裂단힘現狀은 開口荷

重의 減少를 意味 하는데 이것은 有效應力比(U)를 減少시켜 da/dN 을 減少시키기 때문이다⁽¹⁸⁾.

그러므로 Paris 式에서 보다 疲勞龜裂成長率이 더 낮은 것을 알 수 있었으나 이들은 거의 區別치 못할 程度로 同一하여 殘留應力の 影響은 거의 없었다⁽¹⁹⁾.

開口荷重(P_{op})과 龜裂길이에 대한 關係를 表示한 것이 그림 10이다. 部材에 비해 鎔接部가 相當히 높은 開口荷重을 보이는 것은 鎔接에 의해 硬化되어 組織이 網粒化되고 硬度가 增加되었기 때문이며 풀림에 의해 鎔接材는 開口荷重값이 減少되므로 殘留應力이 消去되었음을 알 수 있다⁽²⁰⁾.

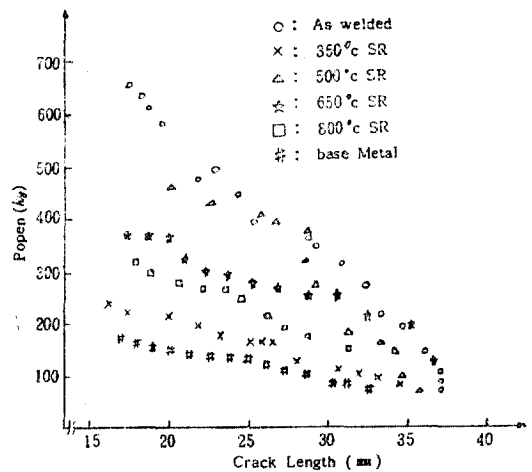


그림 10. 龜裂 길이와 開口荷重의 關係

殘留應力이 疲勞龜裂成長에 미치는 影響을 把握기 위하여 疲勞龜裂成長率과 龜裂길이의 關係를 나타낸 것이 그림 11이고, 이것을 考察해 보면 全體的으로 限界龜裂길이 28mm까지는 da/dN 가 거의 一定하게 維持되다가 갑자기 增加함을 나타내는데, 이는 ligament의 減少로 龜裂끝의 拘束減少를 가져와 龜裂成長을 沮止하지 못하여 粒界分離가 隨伴되어 急性脆性破壞現狀을 나타내는 것으로 破面에는 壁開, dimple 등의 靜的인 破壞樣式이 나타나 疲勞龜裂成長 過程中 第三段階 區間에 該當되기 때문이다. 이 區間에서는 da/dN 는 複雜한 變化를 하므로 精密히 測定키 곤란하여 一般的으로 中間段階까지를 假定

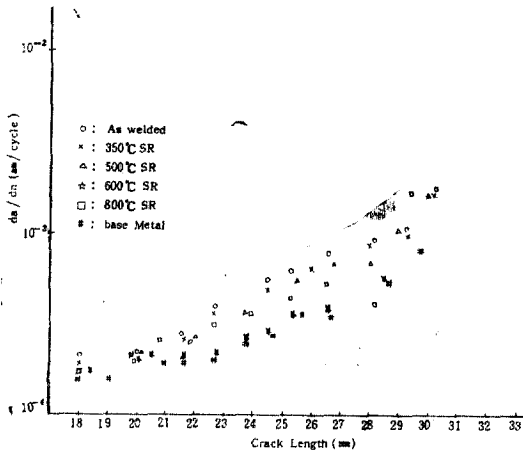


그림 11.龜裂 길이와 疲勞龜裂成長率의 關係

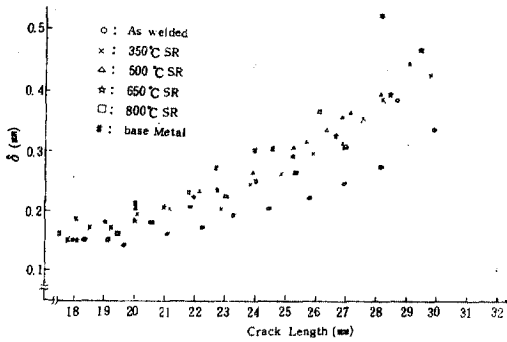


그림 12.龜裂 길이와 變位の 關係

하는데 풀림溫度 條件別에 따라 鎔接상태에서 da/dN 가 점차 減少함을 알 수 있었다.

變位와 龜裂길이와의 關係를 整理한 것이 그림 12이다. 龜裂길이 (a)가 增加할 때 As welded (未處理鎔接試片)는 變位가 작게 形成되는데 이는 鎔接을 행하였으므로 硬度가 增加한 상태이므로 彈性係數가 커지기때문이다. 그러나 As welded는 變位가 작음에도 da/dN 가 커지는 理由는 硬度의 增加로 인한 破壞靱性值의 減少를 가져와 龜裂成長率이 增加되는 것으로 考察된다.

4.3 吸收에너지와 破壞靱性值

鋼材의 破壞靱性을 把握하기 위하여 Rolfe와 Barsom⁽²¹⁾등이 提案한 σ_{ys} -CVN關係式 즉 破壞靱性值 $K_{IC} = \sqrt{5(CVN - 0.05\sigma_{ys})}$ 로 整理되어

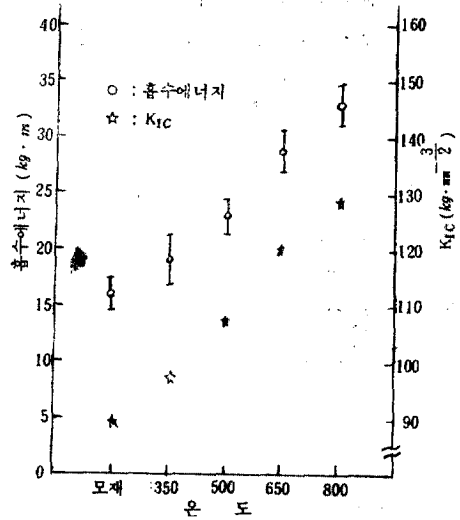


그림 13. 溫度—흡수에너지— K_{IC} 의 關係

CVN(charpy V-notch 衝擊吸收에너지)값과 σ_{ys} (0.2% offset yielding stress)를 求하여 決定할 수 있으며 K_{IC} -CVN 關係는 衝擊試驗의 노치에서 平面變形拘束條件이 이뤄지고 있다는 것이 밝혀져서 妥當성이 立證되었으며, 本 研究에서 各 풀림溫度에 따라 衝擊試驗을 통해 얻어진 結果를 整理한 것이 그림 13이다.

그림에서 熱處理溫度가 增加할수록 鋼材의 靱性이 增大되어 吸收에너지 및 破壞靱性值가 增加됨을 알 수 있으며 800°C SR에서는 As welded 상태 보다 약 2倍의 吸收에너지와 1.3倍의 破壞靱性值를 갖고 있어 龜裂阻止能力을 갖고 있음을 알 수 있다⁽²²⁾.

5. 結 論

鎔接殘留應力이 疲勞破壞에 미치는 影響을 把握하기 위하여 各 部材에 均質化 熱處理를 시킨後 疲勞實驗과 衝擊實驗을 實施하여 分析한 結果 다음과같은 結論을 얻었다.

1. 鎔接部는 硬化되어 靱性이 減少되므로 素材部보다 疲勞龜裂成長率이 상당히 높았으며 이들 풀림한 結果 硬度나 抵抗力이 增加되어 疲勞龜裂成長率이 減少되었으며 650°C程度에서 가장 理想的이었다.

2. Elber式은 Paris-Erdogan式에 비해 龜裂 단형 現狀을 考慮하므로 全般的으로 작은 疲勞

龜裂成長率을 가지나 各 溫度條件에 따른 疲勞 龜裂成長은 서로 비슷하므로 殘留應力의 效果를 分別할 수 없었다.

3. 龜裂길이에 따른 開口荷重은 硬度가 높은 材質일 수록 높은 값을 가지나 熱處理 後 硬度 값의 低下로 疲勞龜裂成長率이 낮아져 破壞에 대한 危險性을 減少시킨다.

4. 高溫 熱處理는 As welded 상태보다 높은 吸收에너지 및 破壞靱性值를 가져 鋼材의 靱性을 增大시켜 龜裂沮止能力을 擴大시킨다.

參 考 文 獻

1. 阿部 武治編, "強度解析學" pp.138~152, 1984, 호-ム社
2. Kozmanovic, B.O. & Willems N., "Steel Design for Structural Engineers" Prentice, 1977, pp. 2~63.
3. J.E. Knott, "Fundamental of Fracture Mechanics" Tower Press, 1981 pp.94~113.
4. J. Schijive, A.V.D.E. Koning, "A Specimen for A Constant Stress Intensity Factor", *Engineers Fracture Mech.*, Vol. 9, 1977, pp.331~340.
5. J.A. Begley and J.D. Landes, "Mechanics of Crack Growth" ASTM, STP 590, 1976, p.128.
6. P.C. Paris and F. Erdogan; "A critical analysis of crack propagation laws," *Trans. ASME J. Basic Eng.*, 85 p. 528, 1963.
7. R.O. Ritchie: "Influence of Microstructure on near-threshold fatigue crack propagation in ultra-high strength steel," *Met. Sci.*, 11, p. 368, 1977.
8. G. Birkbeck, A.E. Inckle and G.W.J. Waldon; "Aspects of stage II fatigue crack propagation in low carbon steel," *J. Mater. Sci.*, 64, p. 319, 1971.
9. Wolf Elber; "The significance of fatigue crack closure: ASTM STP 486 pp.230~242, 1971. Amer. Soc. Test. Mat.
10. M. Katcher, M. Kaplan, "Effects of R-Factor and crack closure on Fatigue crack Growth for Aluminum and Titanium Alloys" ASTM STP 559, 1973, pp. 264~282.
11. 小倉敬二 外; "變動荷重下の疲勞き裂はに關する解 析的研究", 日本機械學會論文集, 42, 358, pp. 1615~1624, 1976.
12. S.T. Rolf and J.M. Barsom, "Fracture and Fatigue Control in Structures" Prentice-Hall pp. 232~267, 1977.
13. 村上理一外, "溶接殘留應力場での疲勞き裂成長速度の評價 溶接學會誌 第2卷(1984) 第4號, pp. 144~150.
14. Campbell, Gerberich, Underwood, "Application of Fracture Mechanics for Selection of Metallic Structural Materials" American Society for Metals, 1982, pp. 68~73.
15. R.R. Seeley, L. Kartz and J.R.M. Smith, "Fatigue Crack Growth in Low Alloy Steel Submerged Arc Weld Metals" STP 648, 1978, pp. 261~287.
16. T.T. Shih and G.A. Clarke, "Effects of Temperature and Frequency on the Fatigue crack growth rate properties of a 1950 vintage crmov Rotor Material, STP 677 1978, pp.125 ~143.
17. R.O. Ritchie, S. Suresh, "Some Considerations on Fatigue Crack Closure at Near-Threshold Stress Intensities due to Fracture Surface Morphology" *Met. Trans* Vol. 13A, 1982 pp.931~940.
18. M.S. Miller, J.P. Gallagher, "An Analysis of Several Fatigue Crack Growth rate Descriptions: ASTM STP 738, 1981, pp.205~251.
19. 城野政弘, 菅田 淳, 變動荷重下の疲勞き裂進展速度と開閉口舉動(殘留應力の影響), 第18回 疲勞シンポジウム 前刷集, 昭和 61年, pp.156~160.
20. 向井喜彦, 四村 新, 金應俊, "疲勞き裂の開閉口舉動に及ぼす溶接殘留應力の影響に關する研究" 溶接學會論文集, 1987 第一號, pp. 113~118.
21. S.T. Rolfe and S.R. Novok, "Slow bend K_{Ic} testing of Medium strength high toughness steel", *ASTM, STP*, 463, 1970, pp.124~159.
22. David K. Felbeck, Anthony G. Atkins, "Strength and Fracture of Engineering Solids" Prentice-Hall, 1984, pp. 228~230.

(接受: 1987. 4. 27)