

研 究 論 文

大韓熔接學會誌
第6卷, 第2號, 1988年6月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 6, No. 2, Jun., 1988.

鋼熔接部の 表面龜裂 成長舉動에 關한 研究(I)

鄭世喜* · 林載圭* · 李宗基**

A Study on Growth Behaviour of the Surface Crack in Weld HAZ for Steel(I)

S.H. Chung, J.K. Lim, J.K. Lee

Key Words; Surface Crack(표면균열), PWHT(용접후열처리), HAZ(용접열영향부), Aspect Ratio(형상비), Crack Growth Rate(균열진전속도), Stress Intensity Factor Range(응력확대계수범위)

Abstract

Generally, as the welded region of weld structures has the incomplete bead and welded deposit which are able to behave like the surface cracks occasionally, there is a high possibility that the fatigue fracture of the weld structures is due to the surface cracks on the welded region.

This study was done to investigate the effects of post weld heat treatment(PWHT) on the fatigue behaviors of the surface crack of the heat affected zone (HAZ) for the multi-pass welds under the repetitive pure bending moment.

The obtained results are summarized as follows:

1. The crack grows to the depth direction initially as the number of cycles increases, the amount of crack length is increased for the surface direction and vice versa for the depth direction.
2. The fatigue life is increased in a order of as weld, PWHT specimens and parent.
3. As the number of cycles increases, the crack length is increased to the surface direction. The increase of the depth length is blunted at the center of specimen thickness.
4. The fatigue crack growth of PWHT specimens to the surface direction is dependent upon the holding time and applied stress during PWHT. In other words, the crack growth rate decreases with the holding time and increases with the applied stress during PWHT.
5. As the crack grows, the aspect formed in the course of crack propagation approaches to semi-circle for parent and ellipse with the largest semidiameter for PWHT (1/4hr, 15kgf/mm²)
6. At depth direction, it is difficult to apply to the Paris' equation because of the scattered data between the crack growth rate and the stress intensity factor range.

* 全北大學校

** 全北産業大學

1. 序 論

熔接 機械構造物의 破損의 大部分은 熔接部, 특히 熔接熱影響部(heat affected zone: HAZ)에서 發生하며, 이런 原因은 熔接 熱履歴의 相異와 熔接時의 周圍環境 여건에 따라서 매우 複雜하고 多樣的 組織이 生成되어 硬度 및 韌性 等の 機械의 性質이 複雜하게 變化하고 있다.^{1~2)} 더구나 熔接時에 三軸性의 不均一한 殘留應力과 熔接變形이 複合的으로 作用하고 있어서 熔接施工時의 低溫龜裂, 熔接後熱處理(post weld heat treatment: PWHT)과정에서의 再熱龜裂, 長時間 使用時의 뜨임脆化 等이 發生함으로서 破壞韌性を 低下시키는 原因이 된다고 報告되고 있다.^{3~5)} 한편, 機械構造物, 壓力容器 等の 製作過程에서 多層熔接을 行하는 것이 불가피할 경우가 많으며, 이 때에 發生하는 缺陷은 熔接構造物의 熔接部表面에 存在하는 것이 大部分이기 때문에 表面龜裂에 對해서 破壞力學의 解析을 行하는 것이 重要한 課題이다. 그러나 一般 金屬材에서 길이방향의 龜裂길이 測定의 어려움과 有限板 表面龜裂에 對한 應力擴大係數의 理論的 解析이 困難함으로서, 이 分野에 對한 研究가 많이 行하여지지 않았다. 종래 表面龜裂에 對한 研究로서 Smith,⁶⁾ Kobayash,⁷⁾ Newman과 Raju⁸⁾ 等이 數值解析法으로 應力擴大係數를 구하였지만, 各者의 結果는 많은 差異가 나타났다.

따라서 本 研究에서는 熔接部의 表面으로부터 成長하는 疲勞龜裂에 對하여 Nishioka, Hirakawa,⁹⁾ Pierce¹⁰⁾ 等이 實驗的으로 구한 結果와 잘 일치하는 Newman과 Raju式을 利用하여서 熔接後熱處理時의 維持時間과 熔接部에 加한 壓縮應力이 表面龜裂의 傳播學動에 어떠한 影響을 미치는지 알아 보기 위하여 多層熔接材의 熔接熱影響部에 半橢圓 노치를 機械加工한 後, 純粹굽힘狀態에서 疲勞試驗을 行하고 熔接部에 存在하는 表面龜裂의 成長學動을 考察하고자 한다.

2. 試驗片 및 實驗方法

2-1 試驗片

本 實驗에 使用된 材料는 板 두께 25mm의 SS41鋼板으로 化學的 成分과 機械的 性質은 Table 1과 같다.

먼저 板을 200mm×350mm의 小板으로 切斷한 後, 大韓熔接學會誌, 第 6 卷, 第 2 號, 1988年 6 月

Table 1. Chemical composition and mechanical properties

A. Chemical composition (wt%)				
C	Si	Mn	P	S
0.19	0.06	0.64	0.012	0.014
B. mechanical properties				
Yield strength (kgf/mm ²)		Tensile strength (kgf/mm ²)		Elongation (%)
26.5		43.2		42.4

壓延方向과 直角으로 길이 20mm의 45°톱날형 홈을 加工하였다. 노치부를 아세톤으로 깨끗히 닦아낸 다음 200°C까지 豫熱을 行한 後, 감호용접기를 使用하여 Table 2에 表示한 條件으로 熔接을 行하였다. 使用된 熔接棒은 US80BN이고 프릭스는 PFH80A이었다. 層別로 熔接을 해나갈 때 發生하는 스패그가 熔接缺陷이 될 可能性이 많으므로 스패그를 完全히 제거하였다.

Table 2. Welding condition

Heat input (KJ/cm)	Pre-heating temperature (°C)	Current (A)	Voltage (V)	Welding Speed (cm/min)	Wire dia. (mm)
30	200	700	35	49	4.0

熔接된 板은 所定의 크기로 切斷한 後, 2% 나이탈 溶液으로 腐蝕하여 熔接組織을 확인한 다음 Fig. 1과 같은 尺寸로 機械加工하였다. 노치는 壓延方向과 직각이 되도록 HAZ에 두께 0.14mm의 Cut off Wheel을 使用하여서 ASTM E740¹¹⁾에 의거, 길이 1mm, 표면방향의 길이 10mm의 形狀을 가진 半橢圓 노치를 加工하였다.

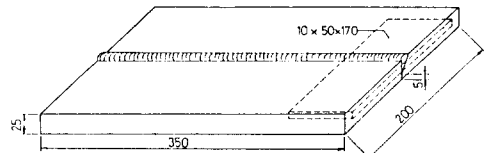


Fig. 1. Welding plate configuration and specimen dimensions

熔接後熱處理(PWHT)에 提供된 試驗片은 實驗하고자 하는 試驗片보다 0.2mm 만큼 크게 加工하여 PWHT를 실시한 後, 表面研削機를 使用하여 所定의 疲勞試驗片으로 製作하였다. Fig. 2는 熱處理爐의 概略圖이며, 이 材料의 適正 熱處理溫度로 알려진 650°C까지 自動溫度調節器를 使用하여 加熱하였다. 加熱速度는 220°C/hr이며, 熱處理 維持時間은 1/4時間,

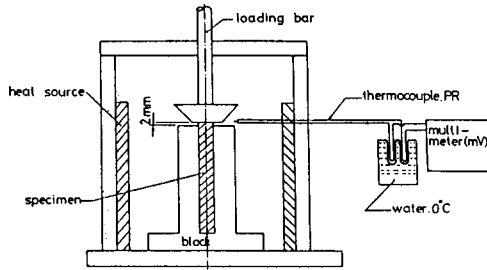


Fig. 2. Schematic diagram of heat treatment furnace

10시간의 두 종류로써 PWHT를 행한 후 爐冷시켰다. 또한, 壓縮應力을 加하면서 熱處理를 행한 試驗片의 製作過程은 試驗片을 爐中에서 200°C까지 豫熱한 後, 10톤형 인스트론 萬能試驗機를 使用하여 크로스 헤 드속도 0.2mm/min로 15kgf/mm²까지 壓縮應力을 加 하였으며, PWHT를 행한 後에 200°C에서 荷重을 撤 거하였다.

2-2 實驗方法

本 實驗에 使用된 疲勞試驗機는 25톤형 電氣油壓 式 시험기이며, 試驗片에 反復荷重을 加하는 裝置의 概略圖는 Fig. 3과 같다. 疲勞試驗은 25°C 大氣中에서 最大荷重 1660kgf, 3Hz의 正弦波形으로 實施하였 으며 應力比는 0.05이다. ASTM E647¹²⁾에 의거하여 初期疲勞龜裂을 만들었다. 또한 길이방향의 龜裂進 展量을 測定하기 위하여 空氣中에서 周波數의 變化가 疲勞壽命에 거의 影響을 미치지 않는다는 報告¹³⁾에 따라 一定 反復回數에서 周波數(3Hz)를 15Hz로 上昇시켜 10⁴回 反復荷重을 加해서 비치마크를 나타 나게 하였다. 表面方向의 龜裂길이는 移動式 測定顯 微鏡을 使用하여 測定하였으며, 길이방향의 龜裂進 展量은 實驗 終了後, 試驗片을 完全히 破斷한 다음 投影機를 使用하여 破斷面의 비치마크에서 읽었다.

PWHT로 因한 熔接熱影響部의 機械的 性質의 變化는 各 實驗材料의 硬度值로서 考察하였다. 硬度는 龜裂進展 경로인 熔融線 近處, HAZ를 對 象으로 하여 10點 以上 測定하였고, 그것의 平均硬度值를 求하였다. 硬度測定은 微小硬度計를 使

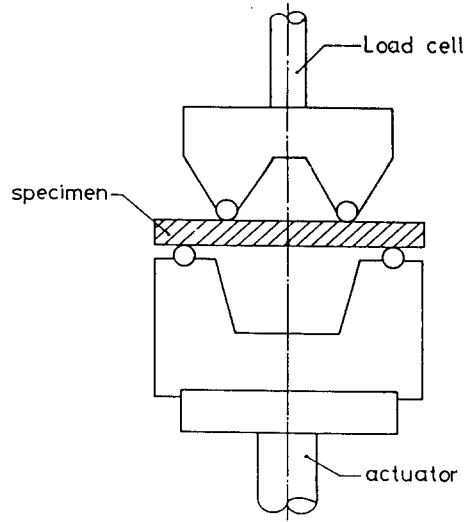


Fig. 3. Schematic diagram of bending fatigue

用하였으며, 測定荷重은 200gf이었다. 硬度測定의 結果는 Table 3과 같다.

3. 本實驗에 適用된 理論式의 檢討

三次元 龜裂인 表面龜裂을 갖는 有限平板이 引 張 및 굽힘荷重을 받을 때 Newman과 Raju는 有限 要素法을 利用하여 龜裂先端의 應力擴大係數에 대한 式을 다음과 같이 수립하였다(Fig. 4 참조).

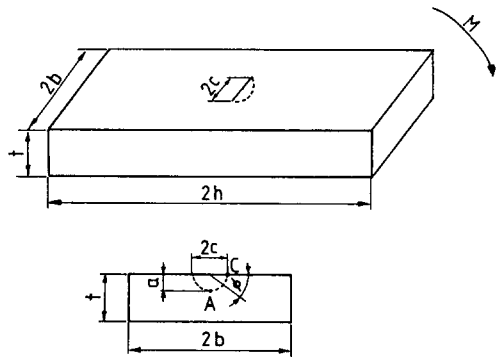


Fig. 4. Specimen dimensions and notch shape

Table 3. Hardness values(Hv)

Parent	As weld	PWHT($\frac{1}{4}$ hr)		PWHT(10hr)	
		$\sigma_n = 0\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n = -15\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n = 0\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n = -15\text{kgf/mm}^2$
162	185	178	201	168	181

$$K = (\sigma_t + H\sigma_s) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \cdot F\left(\frac{a}{t}, \frac{c}{b}, \frac{a}{c} \cdot \phi\right) \quad (1)$$

여기서 $0 < \frac{a}{c} \leq 1.0$, $0 \leq \frac{a}{t} < 1.0$, $\frac{c}{b} < 0.5$, $0 \leq \phi \leq \pi$ 일 때 위 식이 만족한다.

또, Q 는 Rawe⁹⁾에 의해 提案된 形狀係數로 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \frac{a}{c} \leq 1 \text{ 일 때 } Q &= 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \\ \frac{a}{c} > 1 \text{ 일 때 } Q &= 1 + 1.464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.65} \end{aligned}$$

式(1)에서 H 와 F 는 引張應力과 굽힘應力이 作用할 때 修正係數로써 $\frac{a}{t}$, $\frac{c}{b}$, $\frac{a}{c}$, ϕ 의 函數이며 σ_t 는 引張應力, σ_s 는 굽힘應力이다. 式(1)을 純粹굽힘의 狀態에서 整理하면은 다음과 같다.

$$\Delta K = \frac{3l}{bt^2} H(P_{max} - P_{min}) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \cdot F\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{b}, \phi\right) \quad (2)$$

여기서 P_{max} : 最大荷重(kgf)

P_{min} : 最小荷重(kgf)

l : 試驗片의 支持點과 荷重作用點 사이의 거리(mm)

修正係數(H, F)의 變數中에서 離心角(ϕ)이 0과 $\frac{\pi}{2}$ 인 龜裂先端에서 應力擴大係數의 最大值와 最小値를 나타내고 있으므로 $0 < \phi < \frac{\pi}{2}$ 에서의 應力擴大係數는 考慮해 볼 필요가 없다고 생각된다. 따라서 $\phi = 0$ 일 때 C 點의 應力擴大係數를 K_c 라 하고, $\phi = \frac{\pi}{2}$ 일 때 A 點의 應力擴大係數를 K_a 라 하여 龜裂先端에서 두 點만을 考慮하였다. 또한 $\frac{a}{t}$ 와 $\frac{a}{c}$ 의 關係를 考慮하면 龜裂傳播時의 破斷面 形狀을 알 수 있으므로 $\frac{a}{t}$ 와 $\frac{a}{c}$ 의 關係로써 龜裂進展舉動을 檢討한다.

4. 實驗結果 및 考察

4.1. 龜裂進展量과 荷重反復回數의 關係

Fig.5는 as weld와 母材의 表面方向과 깊이방향의 龜裂進展量과 荷重反復回數의 關係를 나타낸 경우로써, 表面方向(a)에서는 荷重反復回數의 增加와 더불어 龜裂進展量이 서서히 증가하다가 어떤 荷重反復回數에서 龜裂進展이 急증하는 現象을 보이고 있으며, as weld는 2.5×10^6 회, 母材는 4.7×10^6 회 附近에서 發生한다. 또한 龜裂進展壽命은 as weld가 4.2×10^6 회, 母材가 6.1×10^6 회로써 母材가 as weld 보다 疲勞壽命이 增加하고 있음을 알 수 있다. 한편, 깊이방향의

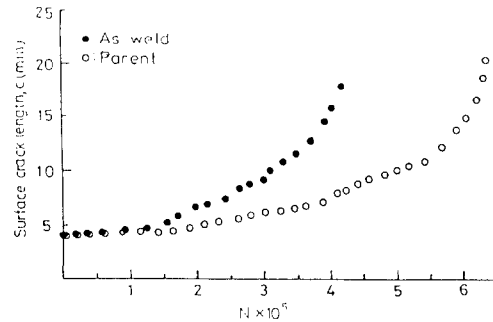


Fig.5(a). Surface crack length vs. number of cycles

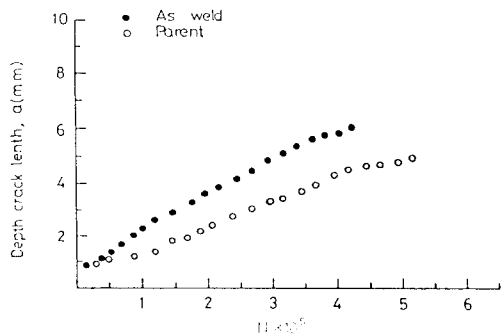


Fig.5(b). Depth crack length vs. number of cycles

龜裂進展量과 荷重反復回數의 關係를 나타낸 것이 Fig.5(b)로써 表面方向의 龜裂進展舉動과는 아주 다르다. 荷重反復回數의 增加와 더불어 龜裂進展이 鈍化하는 現象을 $a=5\text{mm}$ 정도에서 나타내고 있다.

Fig.6은 as weld와 無應力下에서 $\frac{1}{4}$ 時間, 10時間의 PWHT를 行한 경우로서, as weld 보다는 PWHT材가 PWHT維持時間의 增加에 따라 疲勞壽命이 增加한다. 疲勞壽命은 $\frac{1}{4}$ 時間의 PWHT材가 4.8×10^6 회, 10時間의 것이 5.8×10^6 회로 나타났다. Fig.7은 as weld와 無應力과 壓縮應力을 加하면서 $\frac{1}{4}$ 時間 PW-

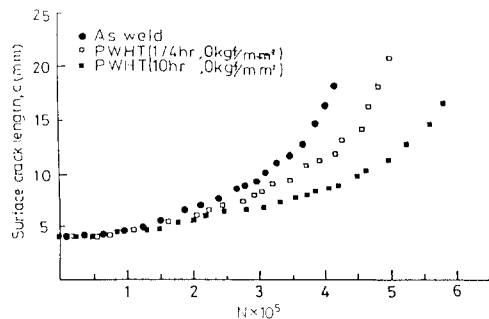


Fig.6(a). Surface crack length vs. number of cycles

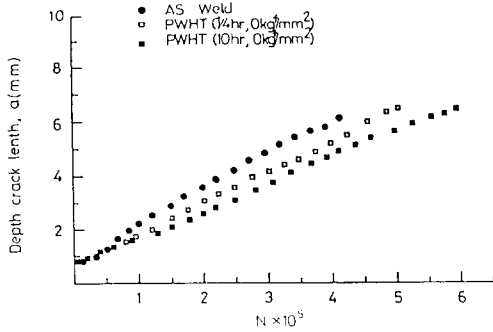


Fig. 6(b). Depth crack length vs. number of cycles

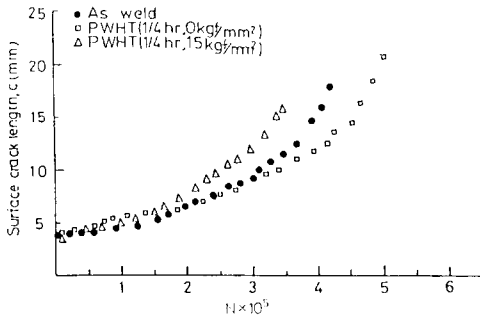


Fig. 7(a). Surface crack length vs. number of cycles

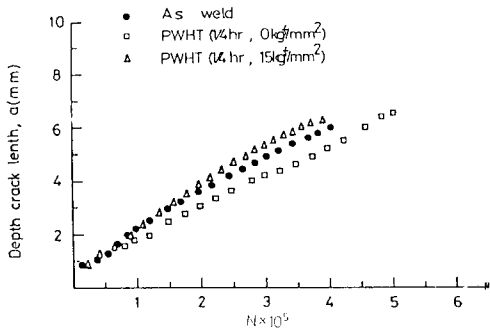


Fig. 7(b). Depth crack length vs. number of cycles

HT를 행한 경우로써 作用應力을 加한 試驗片의 疲勞壽命이 as weld의 것 보다 짧다. 또한 疲勞壽命은 as weld가 4.2×10^5 회, 無應力의 PWHT材가 4.8×10^5 회, $\sigma_n = -15 \text{ kgf/mm}^2$ 의 PWHT材가 3.3×10^5 회이다. Fig. 8은 10時間 동안 PWHT를 行하면서 無應力과 壓縮應力을 加한 경우를 比較한 것으로써, 充分한 PWHT 維持時間으로 因하여 as weld 보다 疲勞壽命이 길어진다. 즉, 疲勞壽命은 無應力의 PWHT材가 5.8×10^5 회, $\sigma_n = -15 \text{ kgf/mm}^2$ 의 PWHT材가

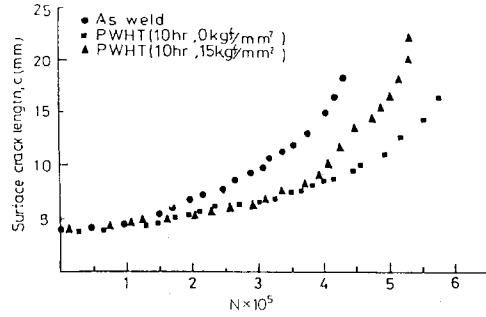


Fig. 8(a). Surface crack length vs. number of cycles

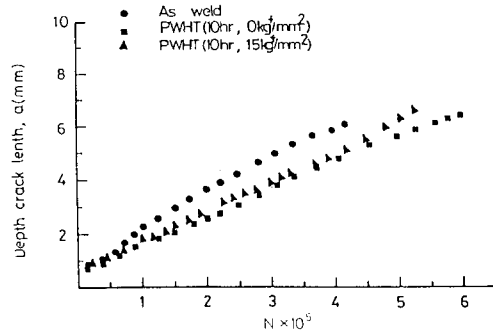


Fig. 8(b). Depth crack length vs. number of cycles

5.0×10^5 회로 나타났다.

以上の Fig. 5, 6, 7, 8에서 나타난 바와 같이 PWHT時 維持時間의 增加에 따라 疲勞壽命이 길어지고, PWHT時에 作用된 壓縮應力의 增加로 疲勞壽命이 짧아지는 것을 알 수 있다. 또한 母材, as weld, PWHT材를 막론하고 表面方向의 龜裂進展量은 荷重 反復回數의 增加 初期에는 서서히 증가하다가, 末期에는 急増하여 破斷에 이르게 되는 반면, 깊이 方向의 龜裂進展量은 初期에는 急増한 後 安定되게 進展하다가 龜裂길이 5mm 近處에서부터 龜裂進展量의 增加가 鈍化되는 傾向을 보여주고 있다. 이것은 純粹급힘下에서 表面龜裂에 對한 疲勞龜裂 進展舉動의 特異性으로 볼 수 있다.

4-2. 龜裂進展率과 應力擴大係數 範圍(ΔK)의 關係

構造物이 反復荷重을 받을 때 任意의 微細缺陷 周圍에는 局部的應力場이 생기게 되며, 이 應力場의 크기를 나타내는 應力擴大係數範圍(ΔK)와 龜裂進展率(dc/dN , da/dN)을 關聯시키면 巨視的 疲勞進展舉動을 파악하는데 有用하다. P. Paris, J. Knott¹⁴⁾

等에 의한 金屬材料의 疲勞龜裂進展率과 應力擴大係數範圍(ΔK)의 關係는 直線의 이 아니고 3個의 領域으로 나누어진다.

第1領域은 龜裂進展이 매우 늦고 第2領域에서는 龜裂이 安定되게 進展하며 第3領域에서는 K_{max} 가 K_I , K_c 에 收斂한다. 大部分의 金屬材料에서 疲勞龜裂傳播舉動은 第2領域에 注目하고, 또한 實際 純粹한 疲勞龜裂의 進展은 이 領域에 局限되기 때문에 本 實驗에서 얻어진 結果도 安定된 龜裂進展領域인 第2領域에서 評價하는 것이 妥當하다고 생각된다.

龜裂進展率은 ASTM E647에 의거하여 増分多項式法으로 求하였으며 應力擴大係數範圍(ΔK)와 關係는 Paris方程式을 適用하였다. 이 式에서 材料에 따라 決定되는 常數인 c 와 m 은 最小自乘法으로 求하였다.

$$\phi = 0 \text{ 일 때 } \frac{dc}{dN} = c_c (\Delta K_c)^{m_c} \quad (3)$$

$$\phi = \frac{\pi}{2} \text{ 일 때 } \frac{da}{dN} = c_a (\Delta K_a)^{m_a} \quad (4)$$

試驗片의 表面($\phi = 0$)에서의 龜裂進展率($\frac{dc}{dN}$)과 應力擴大係數範圍(ΔK_c)의 關係는 式(3)에 나타냈고, 龜裂의 最深點 $\phi = \frac{\pi}{2}$ 에서의 龜裂進展率($\frac{da}{dN}$)과 應力擴大係數範圍(ΔK_a)의 關係는 式(4)에 나타냈다. 여

기서 c_c, c_a, m_c, m_a 는 試驗片의 材料, 表面狀態, 形狀 및 치수 등에 의해서 決定되는 常數이다.

Fig.9(a)는 母材와 as weld의 表面에서 龜裂進展率(dc/dN)과 應力擴大係數範圍(ΔK_c)의 關係를 나타낸 것으로서 as weld가 母材보다 龜裂進展率이 全般적으로 크게 나타나고 있다. 이러한 原因은 Table 3에 볼 수 있는 바와 같이 母材의 硬度值가 as weld보다 작기 때문에 龜裂先端에 塑性場의 形成이 용이하기 때문으로 생각된다. 한편, Fig.9(b)는 as weld 狀態와 이를 無應力下에서 $\frac{1}{4}$ 時間과 10時間 PWHT를 行한 경우로, PWHT時 維持時間의 增加에 따라 一定한 應力擴大係數範圍(ΔK_c)에서 龜裂進展率($\frac{dc}{dN}$)이 減小함을 나타내고 있다. 이는 PWHT로 因한 材料의 軟化(Table 3 참조) 및 殘留應力의 풀림으로 因하여 as weld보다 龜裂進展率이 작게 나타난다. Fig.9(c)는 15kgf/mm²의 壓縮應力을 加하면서 $\frac{1}{4}$ 時間과 10時間 동안 PWHT를 行한 경우로서 10時間의 PWHT材, as weld, $\frac{1}{4}$ 時間의 PWHT材 順으로 龜裂進展率이 增加하고 있다. 또한 Table 3에서 볼 수 있는 바와 같이 硬度도 龜裂進展率의 增加 順으로 增加한다. 이는 PWHT時에 作用應力으로 因한 熔接部의 硬化 때문으로 解析할 수 있다. 應力擴大係數範圍가

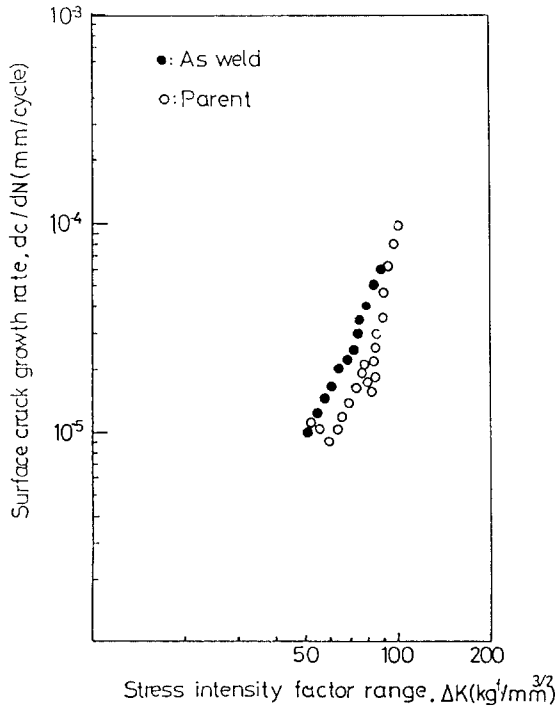


Fig. 9(a). Surface crack growth rate vs. stress intensity factor range

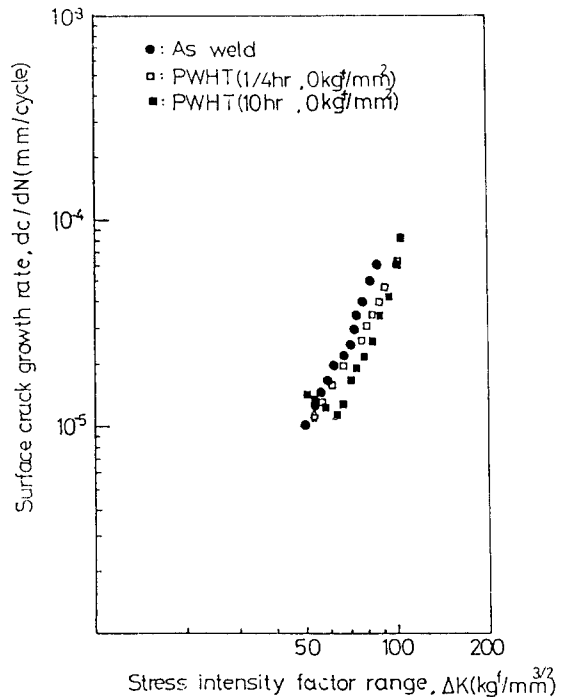


Fig. 9(b). Surface crack growth rate vs. stress intensity factor range

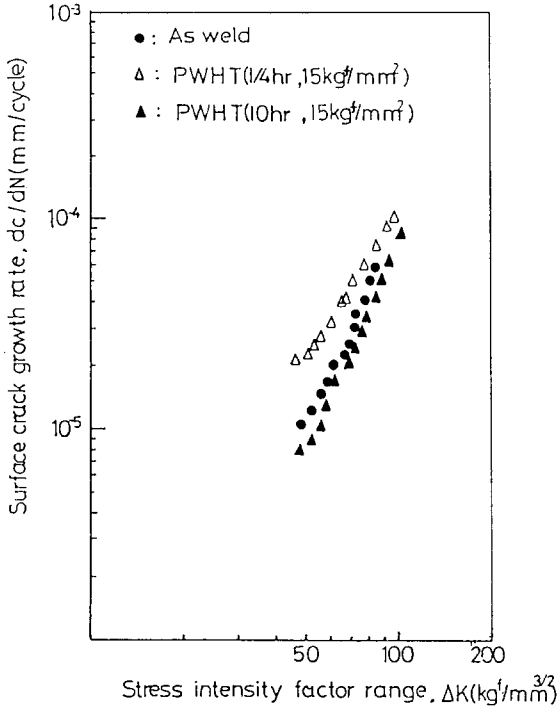


Fig. 9(c). Surface crack growth rate vs. stress intensity factor range

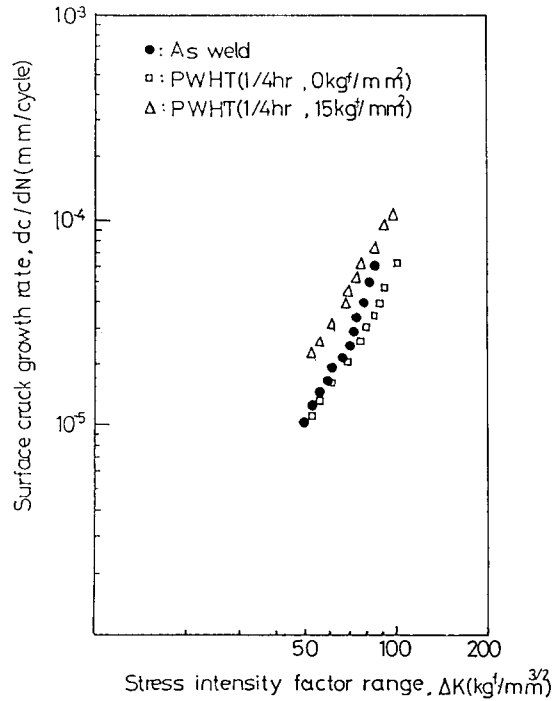


Fig. 9(d). Surface crack growth rate vs. stress intensity factor range

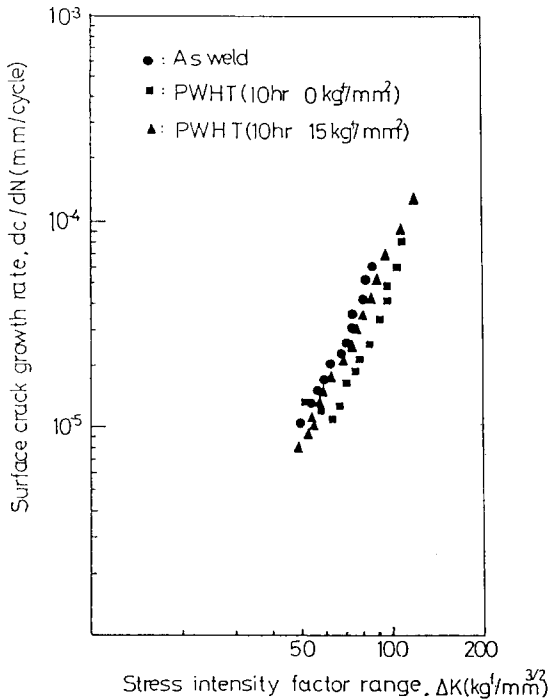


Fig. 9(e). Surface crack growth rate vs. stress intensity factor range

작은 區域에서 PWHT時의 維持時間이 龜裂進展率에 현저한 影響을 주고, 應力擴大係數範圍가 增加함에 따라 그 폭이 減小하고 있다. Fig. 9(d)는 0kgf/mm²과 15kgf/mm²의 壓縮應力을 加하면서 1/4時間의 PWHT를 實施한 경우를 比較한 것으로 15kgf/mm² PWHT材, as weld, 0kgf/mm² PWHT材의 順으로 龜裂進展率이 減小하고 있다. 또 이들에 대한 硬度值도 위의 材質順으로 減小하고 있으며, 이는 짧은 PWHT 維持時間과 作用應力의 相互作用으로 HAZ 組織의 硬化에 影響을 미치고 있는 것으로 考察된다. 한편 維持時間 10時間, $\sigma_n = 0\text{kgf/mm}^2$ 과 $\sigma_n = -15\text{kgf/mm}^2$ 의 경우를 Fig. 9(e)에서 볼 수 있듯이 龜裂進展率은 $\sigma_n = 0\text{kgf/mm}^2$, 15kgf/mm² PWHT材, as weld의 順으로 增加하는 경향을 보이고 있어서 앞선 1/4時間의 PWHT材와는 다른 樣相을 보이고 있다. 즉, 壓縮應力을 받은 PWHT材가 0kgf/mm²의 PWHT材보다 龜裂進展率이 增加하고 있음은 앞선 Fig. 9(d)와 유사하나 15kgf/mm²의 PWHT材는 as weld와 비슷한 龜裂進展率을 보이고 있다. 이는 長時間 동안 PWHT를 실시하였을 때 作用應力은 組織의 硬化를 誘發하여 龜裂進展의 舉動에 影響을 미친 것으로 解析할 수 있다.

以上에서 PWHT材의 表面龜裂 進展舉動은 PWHT 時的 作用應力 및 維持時間에 依存性이 있음을 확인 할 수 있었다. 이에 對하여 깊이方向으로는 龜裂進展率($\frac{da}{dN}$)과 應力擴大係數範圍(ΔK_a)의 關係를 살펴 보면 Fig.10과 같다. 이 線圖에서 ΔK_a 와 $\frac{da}{dN}$ 의 關係는 광범위하게 散布되어 있어서 Paris方程式의 適用이 困難하다.

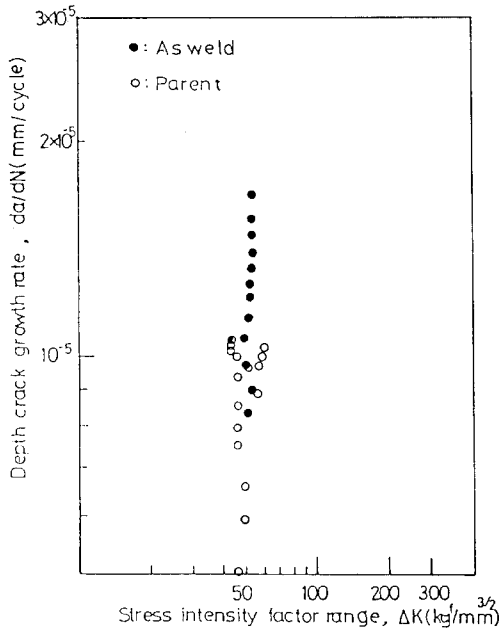


Fig.10. Depth crack growth rate vs. stress intensity factor range

다시 表面方向($\phi=0$)에서 龜裂進展의 舉動을 Paris 方程式에 適用하여 살펴보면 式中的 常數인 c_c, m_c 는 Table 4에서 볼 수 있듯이 材質依存性이 있으며, Table 3에 表示한 各 試驗片材料의 硬度値와 比較해 보면은 硬度의 大小順序에 따라 m_c 값도 同一한 順序로 나타나고 있다. 이것은 硬度가 작은 材料일수록 m_c 가 크다는 것이 즉, 龜裂進展의 加速이 큰 것을 나타낸다.

Table 4. Values of c_c, m_c

	Parent	As weld	PWHT($\frac{1}{4}$ hr)		PWHT(10hr)	
			$\sigma_n=0\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n=-15\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n=0\text{kgf/mm}^2$	$\sigma_n=-15\text{kgf/mm}^2$
c_c	2.09×10^{-17}	3.09×10^{-11}	10^{-11}	4.58×10^{-9}	5.08×10^{-16}	2.36×10^{-11}
m_c	6.3	3.269	2.873	2.174	5.46	3.25

4-3. 龜裂斷面形狀과 龜裂進展舉動의 關係

表面龜裂은 깊이方向의 龜裂길이의 測定이 어려우므로 鋼材의 種類, 使用環境에 따라 龜裂이 어떠한 斷面形狀을 가지고 進展하는지를 파악함으로써 表面方向의 龜裂길이의 測定으로 깊이方向의 龜裂길이를 알 수 있다.

따라서, Newman과 Raju의 式中에서 修正係數 F 와 H 의 因子 가운데 $\frac{a}{t}$ 와 $\frac{a}{2c}$ 의 關係를 Fig.11에 나타냈으며, 깊이방향의 龜裂進展에 따라 龜裂斷面이 어떠한 形狀으로 破斷되어 가는지를 파악해 볼 수 있다. Fig.11(a)는 母材와 as weld의 경우로 as weld가 母材보다 半橢圓形에 가까운 龜裂斷面으로 進展하는 樣相을 나타내고 있다. Fig.11(b)는 無應力下

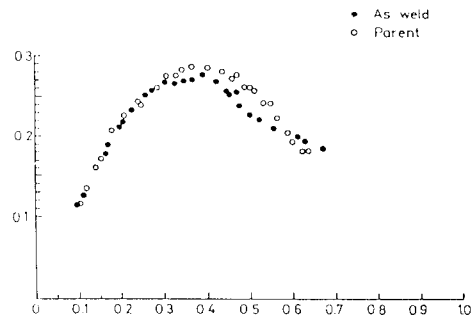


Fig.11. (a). Aspect ratio of the semielliptical crack vs. crack

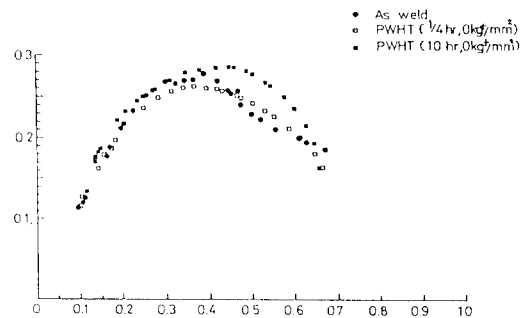


Fig.11. (b). Aspect ratio of the semielliptical crack vs. crack

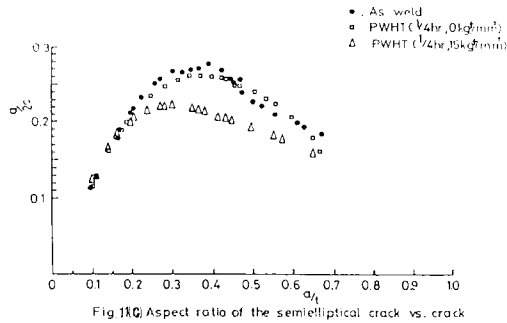


Fig. 11.(c). Aspect ratio of the semielliptical crack vs. crack

에서 $\frac{1}{4}$ 시간과 10시간 PWHT를 행한 경우로서 PWHT時 維持時間의 增加에 따라 半楕形에 接近하는 龜裂進展學動을 보이고 있다, 이것은 PWHT時的 維持時間의 增加로 材質의 軟化를 초래하여서 깊이方向으로 龜裂進展이 용이하다고 판단된다. 一定 維持時間下에서 PWHT를 行할 때 作用應力의 有無에 다른 學動을 살펴보면 다음과 같다. 먼저, Fig. 11(c)는 維持時間 $\frac{1}{4}$ 시간의 경우로서 龜裂斷面은 楕圓形으로 되며, 깊이방향 보다는 表面에서의 龜裂進展이 빠름을 보여주고 있다. 이것은 PWHT時 作用應力으로 因한 硬度的 增加때문에 as weld 보다 깊이방향의 龜裂進展이 어렵기 때문이라고 생각된다.

Fig. 11(d)는 無應력과 壓縮應力을 加하면서 10시간의 PWHT를 行한 경우로서, 壓縮應力을 받은 材料는 as weld에 비슷한 龜裂進展 斷面學動을 나타내고 있다. 이것은 PWHT時的 維持時間에 關係된 材料의 軟化和 壓縮應力에 依한 硬化의 相互作用의 相殺로서 as weld와 비슷한 學動을 보이는 것으로 판단 된다.

5. 結 論

SS41鋼 熔接部疲勞壽命에 미치는 PWHT時的 維持時間과 作用應力의 影響을 파악하고자 HAZ에 半楕圓노치를 加工한 後, 純粹굽힘 下에서 疲勞試驗을 行하여 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 初期에는 龜裂이 깊이 方向으로 먼저 進行하고, 荷重反復回數의 增加에 따라 表面方向에서 龜裂進展率이 커지며 깊이方向으로는 減小한다.

(2) 疲勞壽命은 as weld, PWHT材, 母材의 順으로 增加한다.

(3) 試驗片의 表面에서는 荷重反復回數의 增加와

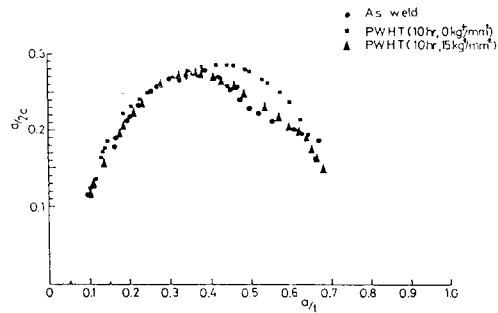


Fig. 11.(d). Aspect ratio of the semielliptical crack

더불어 龜裂進展量은 增加하나, 길이방향에서는 板 두께의 中央部에 龜裂이 接近할수록 龜裂進展量의 增加가 鈍化한다.

(4) 表面에서 PWHT試驗片의 龜裂進展率은 PWHT時的 維持時間과 作用應力에 依存한다. 즉, PWHT時的 維持時間이 길어지면 龜裂進展率은 減小하며, 作用應力의 增加는 龜裂進展率을 增加시킨다.

(5) 龜裂이 增加함에 따라 形成된 斷面形狀은 母材에서는 半圓形에 접근하나, PWHT時에 作用應力을 받으면 楕圓으로 접근하여 PWHT($\frac{1}{4}$ hr, 15kgf/mm²)의 경우가 長半徑이 가장 큰 半楕圓에 가까워진다.

(6) 깊이方向에서 龜裂進展率과 應力擴大係數範圍 사이 關係데이터의 分布가 散布되어 있으므로 Paris 方程式의 適用이 困難하다.

謝 辭

本 研究는 '86年度 韓國科學財團의 研究費 支援에 의해서 이루어진 結果의 一部로서, 이 研究를 遂行할 수 있도록 支援하여 주신 財團에 眞心으로 感謝를 드립니다. 아울러 實驗을 도와준 全北大學校 工科大學 助教 金燦균을 비롯한 材料實驗室 여러분에게 感謝를 드립니다.

參 考 文 獻

1. F. M. Burdekin: "Initiation of brittle fracture in structure steel." *Welding Journal*, Vol. 12 (1967), pp. 647-659.
2. J. Kameda, H. Takahashi and M. Suzuki: "Residual stress relief and local embrittlement of weld HAZ in reactor pressure vessel steel." IIW Doc No X-800-76 and Doc No IV-1002-76

- (1976).
3. A Joshi and D.F. Stein: "Temper embrittlement of low alloy steels." STP499(1972), 1972.
 4. 林載圭·鄭世喜, "Cr-Mo鋼 熔接熱影響部の 破壞 靱性에 미치는 熔接後熱處理의 影響(II)", 大韓 機械學會 論文集 第9卷 1號(1985), pp.40-46.
 5. 金京洙·林載奎·鄭世喜, "鋼熔接部の 疲勞舉動에 미치는 熔接後熱處理 및 應力比의 影響", 大韓 熔接學會誌, 第5卷, 第3號(1987), pp.53-61.
 6. Smith, F. W. and Sorenen, D. R.: "Mixed mode stress intensity factors for semielliptical surface crack." NASA, CR-134684(1974).
 7. Kobayashi, A. S.: Polvanich, N.; Emen, A. F. and Love, W. J.: "Surface flaws in a plate in bending." Proceeding 12th annual meeting of the society of engineering science(1975), pp. 343-351.
 8. Newman, J. C. Jr. and Raju, I. S.: "Analysis of surface cracks in finite plates under tension and bending loads." NASA TP-1578(1979).
 9. Nishioka, Kunio; Hirakawa, Kenju; Kitaura Ikushi. "Fatigue crack propagation behaviours of various steels." The Sumitomo search No. 17, May 1977, pp.39-55.
 10. Pierce, W. S. and Shannon, J. L. Jr.: "Surface crack shape change in bending fatigue using inexpensive resonant fatigue apparatus." J. Test & Eval, Vol. 6, No. 3, (1978), pp.183-188.
 11. "Fracture testing with surface crack tension specimens." ASTM, E740.
 12. "Tentative test method for constant load amplitude fatigue crack growth rates above 10^{-8} m/cycle." Annual Book of ASTM, E-647.
 13. Stanley T. Rolfe and John M. Barsom: "Fracture and fatigue control in structures." Prentice-Hall(1977), pp.249-251.
 14. J. F. Knott: "Fundamentals of fracture mechanics." p.246.