

高張力鋼 熔接部の 海水中 腐蝕疲勞龜裂 成長特性에 關한 研究

朴 武 昌

A Study on the Characteristics of Corrosion-Fatigue
Crack Growth of High Tensile Steel Welds in Seawater



1. 要 旨

2. 引 言

3. 試 験 方 法

3.1 試験片の製作と試験機

3.2 試験片の浸漬方法

3.3 試験結果の考察

3.3.1 熔接部の組織と硬度分布特性

3.3.2 海水中 腐蝕疲勞龜裂 成長特性

3.3.3 腐蝕疲勞龜裂の 微視的 機構

4. 結 論

5. 参考文献

**A Study on the Characteristics of Corrosion-Fatigue-Crack
propagation in the Welded Parts of High Tensile Steels
under Sea Water Environment**

Park, Mu-Chang

Department of Marine Engineering, Graduate School,
Korea Maritime University

Abstract

Ships and offshore structures are exposed to the corrosive surroundings, and the establishment of the design criteria and the elucidation on the influence by this environment are requested to maintain the safety and to demonstrate the function of the structure.

In this paper, the fatigue-crack-growth behavior on the compact tension specimens of quenched, tempered HT80 grade steels and RA36 high tensile steels having a single edge fatigue cracked notch respectively, were investigated under the repeated tensile loading in sea water for the welded parts by shielded metal arc welding.

Main results obtained are summarized as follows;

1. The fatigue-crack-growth rates da/dN in sea water appeared to be greater behavior than those in air environment at the same stress intensity factor range ΔK .
2. On the occasion that the experiments are carried out with annealed specimens, the fatigue-crack-growth rates of welding metal of HT80 grade plate appeared to be greater behavior than those of the fusion line, heat affected zone and base metal, while no any rate difference among the various zones of RA 36 plate appeared.
3. The correlation data of $da/dN-\Delta K$ of the two kinds of high tensile steels in sea water showed no great difference, however, the correlation data of $da/dN-\Delta K/\sigma_y$ (σ_y stands for yield strength of the material) showed that the fatigue-crack-growth rate of HT80 grade plate appeared to be widely greater behavior than that of RA36 plate.
4. In the sea water environment, the fatigue-crack-growth behavior of RA36 plate is affected by active path corrosion (APC) mechanism, while that of HT80 grade plate is mainly affected by hydrogen embrittlement mechanism.

記 號 說 明 (Nomenclature)

UTS	: 最高引張強度 (Ultimate tensile strength)	(kg/mm ²)
P _L	: 限界荷重 (Nominal limit load)	(kg)
W	: 試驗片 폭 (Width of specimen)	(mm)
a	: 疲労龜裂을 포함한 균열길이 (Crack length including fatigue crack)	(mm)
E	: 試驗片 두께 (Thickness of specimen)	(mm)
C _{ec}	: 炭素當量 (Carbon equivalent)	(%)
da/dN	: 龜裂成長速度 (Crack growth rate)	(mm/cycle)
K	: 應力擴大係數 (Stress intensity factor)	(kg/mm ^{1.5})
ΔK	: 應力擴大係數範圍 (Stress intensity factor range)	(kg/mm ^{1.5})
σ _y	: 降伏強度 (Yield strength)	(kg/mm ²)
α	: $\frac{a}{W}$	(%)
E _l	: 伸率 (Elongation)	(%)
σ _{fs}	: 有效降伏強度 (Effective yield strength) $\frac{\sigma_y + \sigma_t}{2}$	(kg/mm ²)
B _o	: 리가먼트 너비 (Width of ligament) W-a	(mm)
σ _t	: 引張強度 (Tensile strength)	(kg/mm ²)
WM	: 熔着金屬 (Welding metal)	
HAZ	: 熱影響部 (Heat affected zone)	
BM	: 母材 (Base metal)	
SMAW	: 手動被覆 아아크熔接 (Shielded metal arc welding)	
QT	: 調質 (Quenched and tempered)	
R	: 應力比	

1. 序 言

船舶을 爲始한 各種 海洋構造物은 荷酷한 腐蝕環境에 露出되기 때문에 이러한 使用環境下에서 이들 構造物이 長時間에 걸쳐 充分한 安全性을 確保하며 그 機能을 發揮하기 위해서는 腐蝕性 環境效果의 解明과 環境強度 設計基準의 確立이 要求되고 있다.

특히 最近들어 海洋開發 및 海洋空間의 利用이 增加됨에 따라 海上 및 海中貯油탱크, 石油개스掘鑿用 海洋플랫폼, 大型架橋의 建設이 많이 이루어지고 있으며, 이들 海洋構造物 材料로서 高張力鋼材의 利用이 增加됨에 따라 이러한 鋼材에 대한 腐蝕疲勞舉動이 重要한 意味를 갖게 되었다.

그런데 이들 構造物들은 모두 熔接工法에 의하여 構築되고 있어 熔接部에서의 破壞舉動은 構造物 全體의 信賴性을 左右하는 重要한 要素로 作用하고 있다.

高張力鋼材에 대하여 熔接을 實施할 경우, 熔接部에 있어서는 結晶組織의 粗大化, 變態 등으로 因한 冶金學的 特性變化가 招來되고 殘留應力과 같은 力學的 要因이 重疊되기 때문에 脆性破壞, 疲勞破壞 또는 腐蝕破壞에 대하여 脆弱한 條件에 있다고 할 수 있다. 더욱이 熔接部에는 氣空, 슬래그混入, 언더컷 등과 같은 熔接缺陷과 低溫龜裂, 高溫龜裂, 라멜라테어와 같은 各種龜裂이 存在할 可能性이 높기 때문에 靜的 또는 動的荷重이나 腐蝕環境이 重疊된 條件에 놓이게 되면 熔接部가 破壞의 起點이 될 가능성이 매우 높다. 따라서 高張力鋼 各種 海洋構造物의 信賴性을 確保하기 위하여는 熔接部에 있어서의 靜的 및 動的荷重이나 腐蝕環境下에서의 破壞舉動을 正確히 究明하고 이를 極小化하기 위한 對策을 確立할 必要가 있다.

이러한 必要性에 따라 高張力鋼材 熔接部の 脆性破壞에 對한 研究가 多數 이루어져 韌性評價方法이나 韌性に 影響을 주는 各種 要因이 밝혀지고 있으며 이러한 部位에 대한 空氣中에서의 疲勞破壞에 대한 研究 亦是 多數의 研究資料가 蓄積되어 있는 實情이다.^{1),2)} 또한 高張力鋼材 및 그 용접부위에 대한 海水中에서의 疲勞限界에 대한 研究도 活發히 展開되어 關聯資料가 多數 發表되고 있다.^{3),4)}

그러나 高張力鋼材中에서도 특히 80 kg/mm^2 級의 高強度 高張力鋼材나 그 熔接部에 대하여 破壞力學的 파라메타를 利用한 海水中 腐蝕疲勞 및 腐蝕疲勞機構에 대하여는 充分히 研究되어 있지 않은 實情이다. 더욱이 最近들어 構造物의 管理, 補修 및 設計時 破壞力學的 파라메타들의 利用이 頻煩해짐에 따라 이러한 高張力鋼材 腐蝕疲勞의 破壞力

2. 實驗方法

2.1 試驗材料 및 試驗片製作

本實驗에 使用된 材料는 QT (Quenched and Tempered) 處理한 最高引張強度(Ultimate Tensile Strength : UTS) 85 kg/mm² 의 日本國產 두께 20 mm의 高張力鋼과 韓國船級協會 規格 RA 36 으로서⁶⁾ UTS 56.5 kg/mm², 두께 20 mm 國產 非調質 高張力鋼의 2種이며 그 機械的 性質 및 化學成分은 Table 1 과 같다.

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties

Material	Chemical compositions								Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Mo	V	C _{eq}	YS (kg/mm ²)	TS (kg/mm ²)	E _l (%)
RA 36	0.16	0.42	1.38	0.015	0.004	-	0.05	0.416	41.3	56.5	24
HT 80	0.11	0.27	0.90	0.003	0.003	0.39	0.026	0.490	81	85	35

$$C_{eq} = C + \frac{1}{6} Mn + \frac{1}{24} Si + \frac{1}{40} Ni + \frac{1}{5} Cr + \frac{1}{4} Mo + \frac{1}{14} V (\%)$$

이와 같은 2種의 鋼材를 母材로 하여 多層(7 passes) 手動被覆 아아크熔接(Shielded Metal Arc Welding : SMAW)을 實施하였으며 이때 使用된 熔接棒의 化學成分과 機械的 性質은 Table 2 와 같다.

Table 2. Chemical compositions and mechanical properties of electrode.

Material	Electrode	Chemical compositions (wt %)								Mechanical properties		
		C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	C _{eq}	YS (kg/mm ²)	UTS (kg/mm ²)	E _l (%)
RA 36	KS E 5016 (Low hydrogen)	0.07	0.53	0.98	0.014	0.01	-	-	-	49	57	32
HT 80	JIS D 8016	0.07	0.63	0.45	0.009	0.006	0.44	1.81	0.26	82	85	24

熔接時의 그루우브(groove) 形狀과 노치(notch) 位置 및 熔接條件을 Fig. 1, Fig. 2 및

Table 3에 各各 나타내었다.

Table 3. Welding condition

Condition Material	Electrode	Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)	Heat input (KJ/cm)
RA 36	KS E 5016	165	27	12	22.27
HT 80	JIS D 8016				

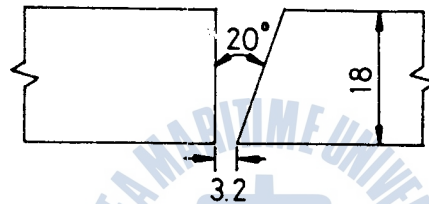


Fig. 1. Shape of welding grooves

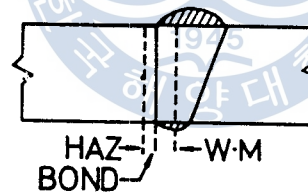


Fig. 2. Notch location of welded joint

試驗片은 熔接된 板材로부터 JSME規格⁶⁾에 의한 C.T 試驗片(Compact Tension Specimen)을 製作하여 熔着金屬(Welded Metal : WM), 본드部(Bond), 熱影響部(Heat Affected Zone : HAZ) 및 母材(Base Metal : BM)에 노치를 加工하여 各部位別 疲勞龜裂 成長特性을 比較하도록 하였다. 또한 기계 노치 加工後 試驗條件에서 짧은 期間內에 龜裂이 發生되도록 하기 위하여 노치 선단에 2 mm 길이의 疲勞龜裂을 加工하고 이 疲勞龜裂 선단의 塑性域 및 殘留應力의 影響을 除去하기 위하여 500°C에서 30 分間 풀림處理(Annealing) 한 後 實驗에 着手하였다.

Fig.3은 이와 같이 製作한 試驗片의 모양을 나타낸 것이다.

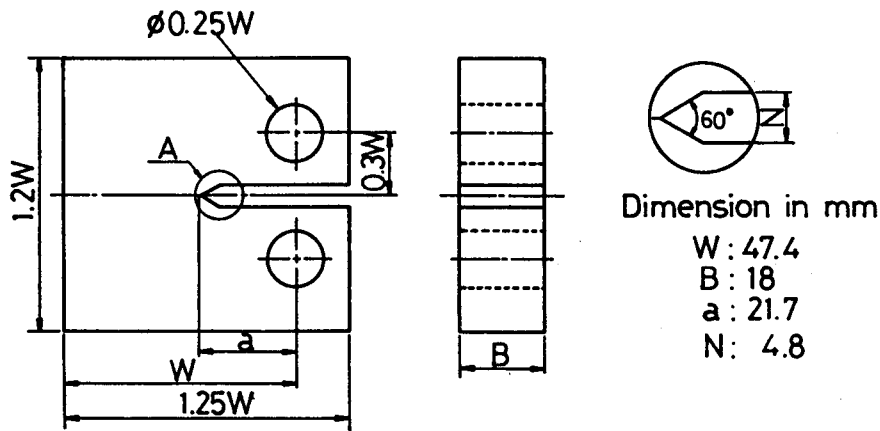


Fig. 3. Shape of compact tension specimen

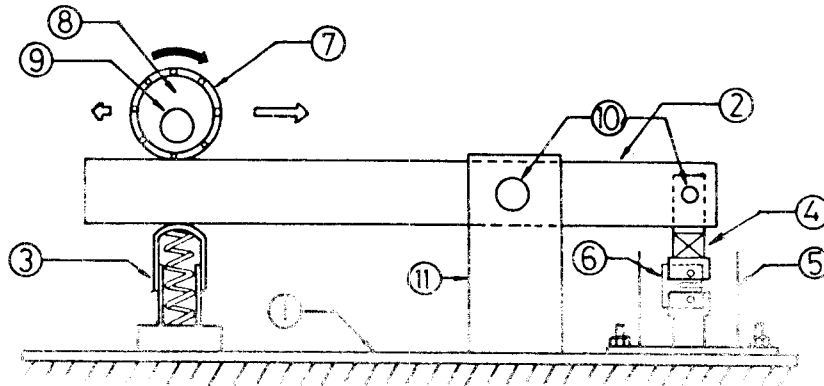
2.2 實驗裝置 및 試驗方法

本 實驗에 使用한 試驗裝置는 偏心輪機構를 利用하여 考察한 定變位式 反復引張疲勞 試驗機로서 Fig.4 및 Photo.1은 그 概要이다.

電源에 의하여 電動機 ⑭를 회전시키고 減速機 ⑮와 벨트 풀리를 통하여 回轉數를 減少시킨 후 連結棒을 거쳐 試驗片에는 每分 48회의 싸인波(Sine wave)形 反復引張荷重이 作用하도록 하였다.

또한 ⑤와 같은 透明한 플라스틱材의 海水 챔버를 設置하고 試片이 海水에 잠기도록 海水筒으로부터 호스를 통하여 天然海水를 供給하였으며 이 海水는 海水筒 ⑰로 흘러나 가도록 순환시켰다. 또한 ④로 表示된 部分은 로오드 셀(Load cell)로서 스트레인 게이지를 利用하여 萬能材料試驗機에 依해 補正曲線을 求하고 이 補正曲線으로부터 5 kg 精度(order)로 試片에 걸리는 荷重을 測定하였다. 노치 先端으로부터 龜裂進展과 더불어 試片에 걸리는 荷重은 減少하게 된다.

試驗片의 表面에는 試驗中 電氣的 腐蝕의 影響을 排除하기 위하여 透明한 실리콘 본 드를 칠하였으며 試驗片 表面의 龜裂成長길이는 移動顯微鏡(Travel Microscope)으로 0.01 mm까지 測定하였다. 應力比는 偏心輪의 偏心距離 또는 連結棒上에서의 偏心輪의 位置를 調節함으로써 變化시킬 수 있으나 本 實驗의 경우는 0.4로 固定시켜 實驗하였다.



- | | |
|----------------------|-------------------|
| 1. Base | 7. Ball bearing |
| 2. Connecting bar | 8. Eccentric ring |
| 3. Reacting spring | 9. Shaft |
| 4. Load cell | 10. Pin |
| 5. Sea water chamber | 11. Supporter |
| 6. Specimen | |

Fig. 4. Schematic diagram of cyclic-tension fatigue tester

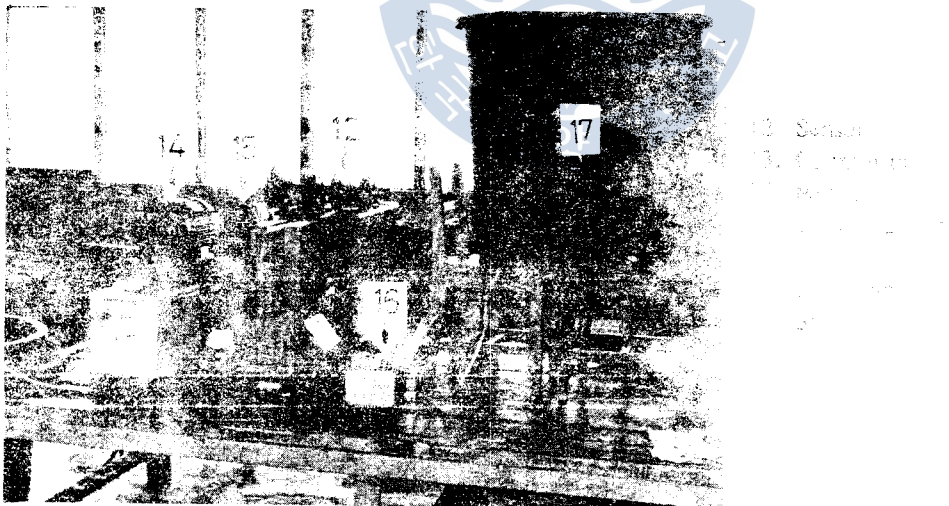


Photo. 1. General view of cyclic-tension fatigue tester

C.T 試驗片에 대한 應力擴大係數(K)값은 다음과 같은 JSME 標準式을 利用하였다.
應力擴大係數 $K =$

$$K = \frac{P}{B \cdot W^{\frac{3}{2}}} \cdot f(\alpha) \dots\dots\dots (1)$$

$$f(\alpha) = \frac{(2 + \alpha)(0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4)}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} \dots\dots (2)$$

$$\alpha = \frac{a}{W}$$

여기에서, P : 荷重 kg·f (KN)
 B : 試片두께 mm (cm)
 W : 試片폭 mm (cm)
 a : 균열길이 mm (cm)

또한 疲勞龜裂成長特性을 正確히 把握하기 위하여 疲勞龜裂의 發生應力과 成長應力은 다르므로 反復荷重値는 限界荷重 P_L (Nominal limit load)의 40% 以下 값으로서 RA 36 鋼의 경우 2,000 kg, HT 80 鋼의 경우 3,000 kg 으로 定하였으며 P_L 은 式 (3)에 의하여 구하였다.

$$P_L = \frac{B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_{fs}}{(2W + a)} \dots\dots\dots (3)$$

여기에서 $\sigma_{fs} = \frac{\sigma_y + \sigma_t}{2}$ (단, σ_t 는 인장강도), b_0 는 리가먼트폭 (Width of ligament) $W - a$, B는 시험편 두께, W는 시험편 폭, a는 노치길이이다.

3. 實驗結果 및 考察

3.1 熔接部の 組織變化 및 硬度分布 變化

Photo. 2 및 Photo. 3은 熔接時 熱cycle 을 받아 나타난 熔接본드部 近傍의 組織變化를 RA 36 鋼과 HT 80 鋼材에 대하여 나타낸 것이다. 여기에서 熔着金屬은 WM, 熱影響部는 HAZ 로 表示하였다. RA 36 鋼 熔着金屬은 熔融點 以上の 熱을 받아 熔融凝固하므로 樹枝狀(Dendrite) 組織의 形成모양 있음이 觀察되며 低入熱 熔着熔接의 熱影響部에 低入熱 熔着熔接의 後金屬의 經處部 位置를 示한 熔接時 組織의 變化이다.



Photo. 2. Change of continuous micro-structure of RA 36

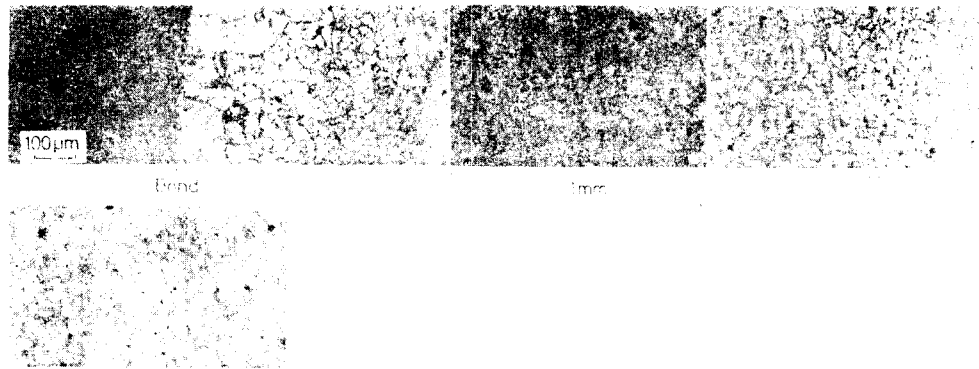


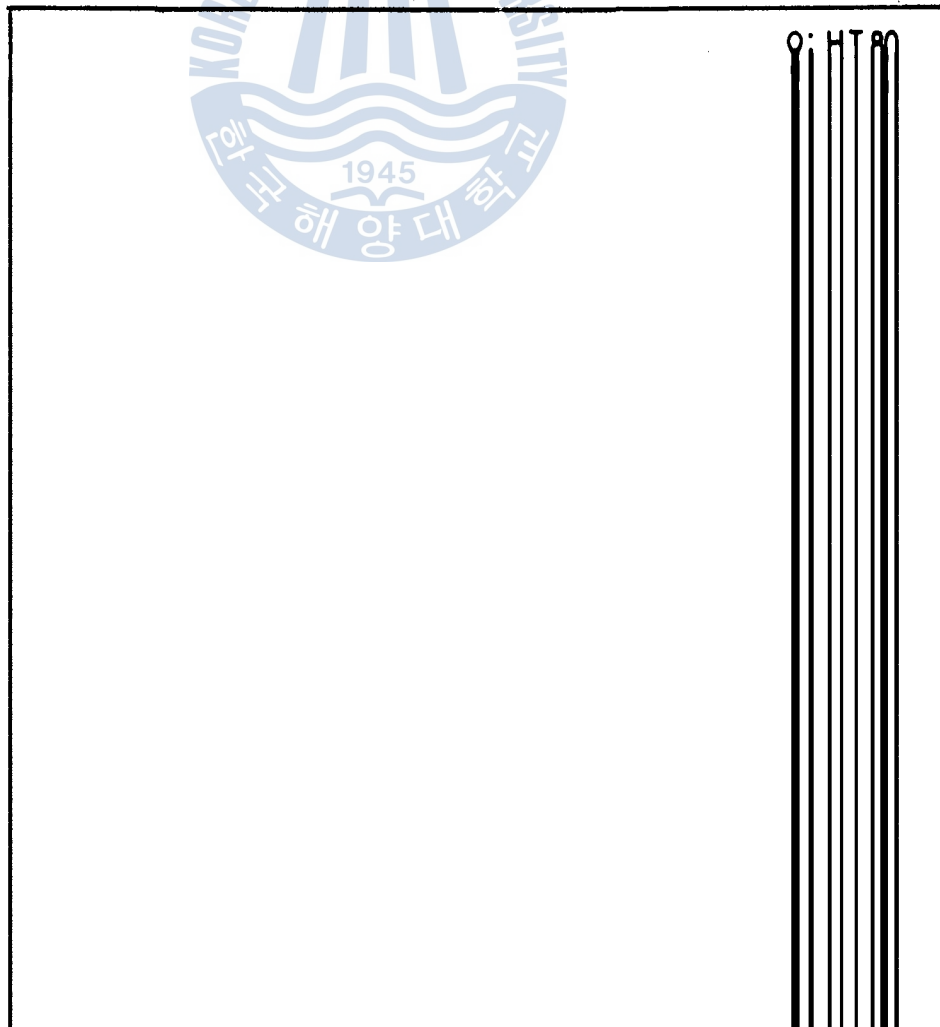
Photo. 3. Change of continuous micro-structure of HT 80

나지 않고 均一하게 分布되어 있음을 觀察할 수 있다.’’

본드部 부근에서는 페라이트(ferrite) 結晶이 析出되어 있으며 프라이어 오오스테나이트(prior austenite) 結晶의 粗大化 現象을 觀察할 수 있다. 熱影響部の 組織은 連續인 變化를 보이고 있으며, 母材部 쪽으로 移動해감에 따라 프라이어 오오스테나이트 組織이 微細化 되고 常溫組織인 微細한 베이나이트, 페라이트 組織의 混合組織으로 變化하여 감을 알 수 있다. 본드部로부터 約 2.5 mm 떨어진 부위에서는 母材보다도 더 細粒化된 組織을 觀察할 수 있는데 이곳은 900°C ~ 1100°C의 溫度로 加熱되어 노말라이징 處理效果를 얻은 것으로서 이 部分의 韌性(Toughness)은 1250°C 以上으로 加熱된 본드部 부근의 粗粒域에 比하여 훨씬 向上된 韌性을 보일 것으로 豫想된다.’’

HT 80 鋼 熔接部の 組織變化도 上述한 樣相과 類似하게 觀察되며 다만 母材部 組織에 方向性이 보이지 않는 것은 材料 製造時 QT 處理를 하였기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 4는 高張力鋼 HT 80 과 RA 36에 대하여 Table 3의 熔接條件으로 手動被覆 아아크熔接을 實施하고 熔接部位의 硬度變化를 測定한 結果이다.



3. 實驗結果 및 考察

3.1 熔接部の 組織變化 및 硬度分布 變化

Photo. 2 및 Photo. 3은 熔接時 熱cycle 을 받아 나타난 熔接본드部 近傍의 組織變化를 RA 36 鋼과 HT 80 級 鋼材에 대하여 나타낸 것이다. 여기에서 熔着金屬은 WM, 熱影響部는 HAZ 로 表示하였다. RA 36 鋼 熔着金屬은 熔着點 以上の 熱을 받아 熔融凝固되어서 樹枝狀(Dendrite) 組織이 形成되어 있으며 長大熱 影響部에서는 樹枝狀 組織이 成長하여 브릿지 하나를 形成하여 熱處部 變態部 附近에 粗晶이 形成되었다.



Photo. 2. Change of continuous micro-structure of RA 36

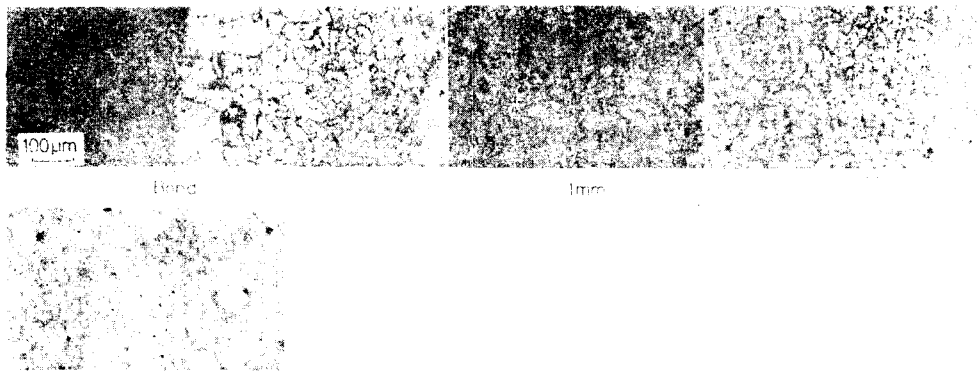


Photo. 3. Change of continuous micro-structure of HT 80

나지 않고 均一하게 分布되어 있음을 觀察할 수 있다.’’

본드部 부근에서는 페라이트(ferrite) 結晶이 析出되어 있으며 프라이어 오오스테나이트(prior austenite) 結晶의 粗大化 現象을 觀察할 수 있다. 熱影響部의 組織은 連續적인 變化를 보이고 있으며, 母材部 쪽으로 移動해감에 따라 프라이어 오오스테나이트 組織이 微細化 되고 常溫組織인 微細한 베이나이트, 페라이트 組織의 混合組織으로 變化하여 감을 알 수 있다. 본드部로부터 約 2.5 mm 떨어진 부위에서는 母材보다도 더 細粒化된 組織을 觀察할 수 있는데 이곳은 900°C ~ 1100°C의 溫度로 加熱되어 노말라이징 處理效果를 얻은 것으로서 이 部分의 韌性(Toughness)은 1250°C 以上으로 加熱된 본드部 부근의 粗粒域에 比하여 훨씬 向上된 韌性を 보일 것으로 豫想된다.^{8) 9)}

HT 80 鋼 熔接部의 組織變化도 上述한 樣相과 類似하게 觀察되며 다만 母材部 組織에 方向性이 보이지 않는 것은 材料 製造時 QT 處理를 하였기 때문인 것으로 생각된다.

Fig. 4는 高張力鋼 HT 80 과 RA 36에 대하여 Table 3의 熔接條件으로 手動被覆 아아크熔接을 實施하고 熔接部位의 硬度變化를 測定한 結果이다.

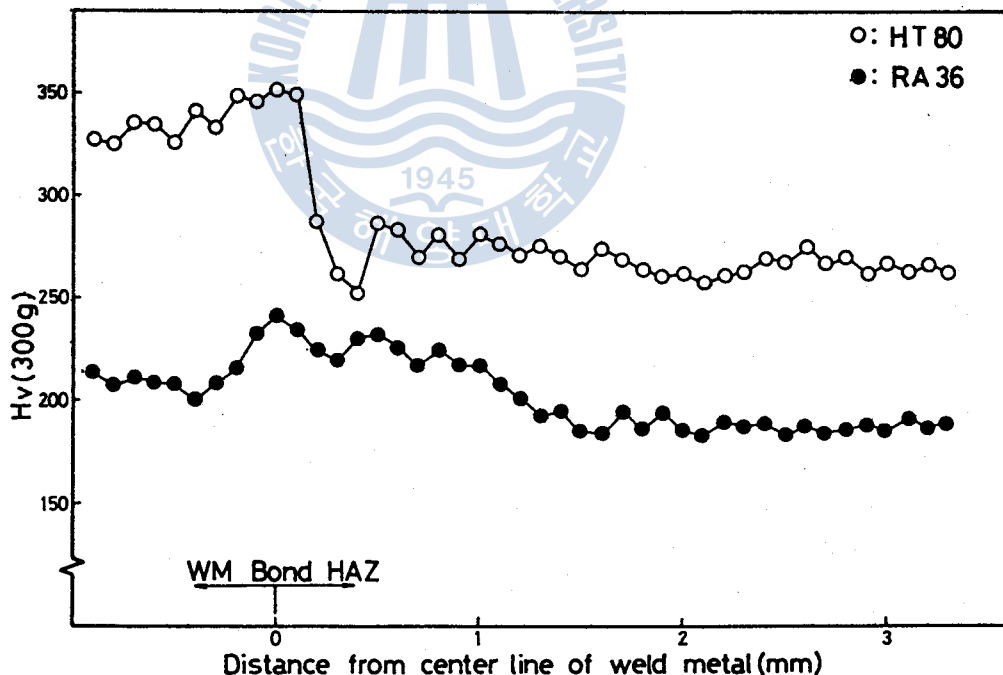


Fig. 4. Distribution of micro-Vickers hardness in shielded metal arc welding method

이 結果에 따르면 2 가지 鋼材의 경우 共히 本드部에서 最高값을 나타내고 있으며 QT 處理한 HT 80 鋼材가 RA 36 鋼材보다 約 Hv 70 程度 높은 값을 보이고 있다. 이와 같은 硬度的 差異는 HT 80 鋼材의 경우 QT 處理을 하였을 뿐 아니라 炭素當量(Carbon equivalent)도 0.49 %로서 RA 36 鋼의 0.416 % 보다 높기 때문인 것으로 思料된다.

3.2 海水中 腐蝕疲勞龜裂 成長特性

一般的으로 發生龜裂길이(Crack length)를 a , 反復應力回數를 N (Number of cycle)이라 할 때 龜裂길이만의 成長速度(Crack growth rate) da/dN 와 應力擴大係數範圍(Stress intensity factor range) ΔK 와의 相關關係에 의하여 疲勞龜裂成長特性을 評價할 수 있으며 貫通龜裂의 경우 da/dN 와 ΔK 와의 關係는 Paris Rule 에 의하여 다음 (3) 式과 같이 表示된다.¹⁰⁾

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

여기에서, c 와 m 은 常數이며 $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ (단, K 는 應力擴大係數)이다. 常數 m 은 0.5 ~ 8로서 넓은 範圍로 變化하지만 스트라이에이션(Striation)을 形成하며 龜裂이 成長하면 m 은 2로 된다.¹¹⁾

Fig. 5와 6은 本 實驗에서 行한 手動被覆 아아크熔接에 의하여 製作된 HT 80 鋼 試片의 熔着金屬, 本드部, HAZ 部 및 母材部位에 대한 空氣中 및 海水中에서의 $da/dN - \Delta K$ 關係를 兩對數 座標에 表示한 것이며, 應力擴大係數範圍 ΔK 값은 荷重과 試驗片의 形狀關係에 의하여 前述한 式 (1)을 利用하여 求하였다.

$da/dN - \Delta K$ 關係를 全體적으로 보면 HT 80 鋼의 경우 空氣中에서나 海水中에서 應力擴大係數範圍 ΔK 값 80 kg-mm^{-3/2} 인 點을 前後로 龜裂成長速度 da/dN 값 10⁻⁹ mm/cycle 부근에서 發生段階와 成長段階로 뚜렷이 區分되며 모든 實驗點들은 대체로 두개의 區間(Band) 內에 整理되어 있음을 나타낸다. 即 熔着金屬部 實驗點의 下限線과 本드部, 熱影響部 및 母材部の 實驗點 下限值內에 各部位別로 뚜렷한 區分이 없이 하나의 區間內에 整理되어 있음을 發見할 수 있다. 또한 이 結果에서 龜裂成長段階의 同一 ΔK 값에서는 熔着金屬部가 他部位 即 母材部, 本드部 및 熱影響部 보다 빠른 龜裂成長率을 보이고 있음이 特徵이다.

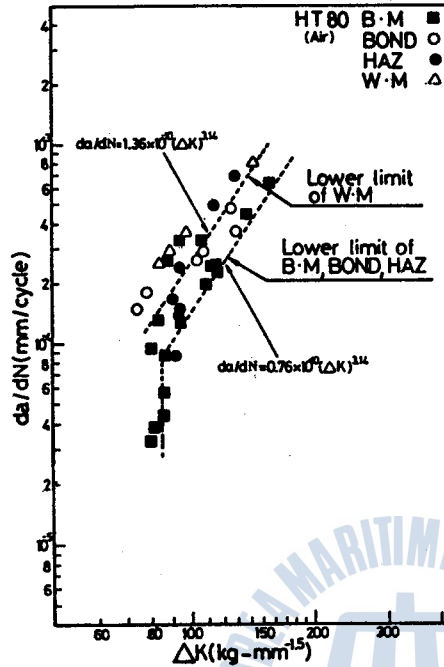


Fig. 5. Crack growth rate (da/dN) vs. stress intensity factor range (ΔK) for HT 80 in air

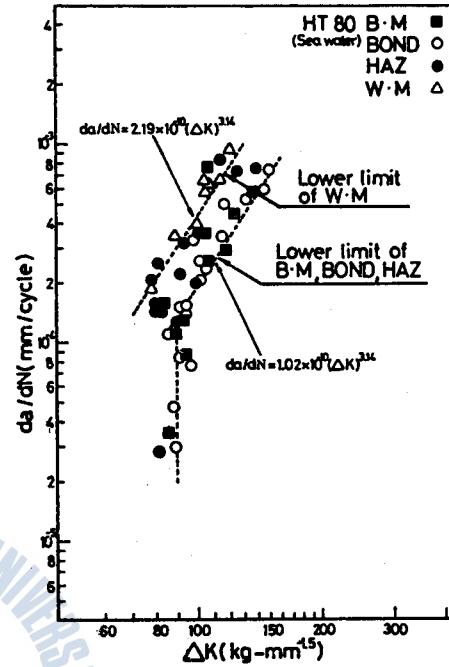


Fig. 6. Crack growth rate (da/dN) vs. stress intensity factor range (ΔK) for HT 80 in sea water

한편 용접金屬部 實驗點 下限値를 表示한 點線은 $da/dN = 1.36 \times 10^{-10} (\Delta K)^{3.14}$ 으
로 表示되고 母材部, 熱影響部, 본드部의 下限値 表示點線은 $da/dN = 0.76 \times 10^{-10}$
(ΔK)^{3.14}로 表示되며 두개의 點線은 Paris Rule에서의 m 값이 3.14로서 두 경우 모
두 같은 값을 보이고 있다.

Fig. 7은 HT 80鋼의 龜裂成長速度 da/dN 와 應力擴大係數範圍 ΔK 와의 關係를 空
氣中과 海水中에서 實驗한 結果를 比較하기 위하여 實驗點 區間을 하나로 整理한 것이
이다. 이 結果에 의하면 HT 80鋼材의 경우 海水中에서의 龜裂成長速度가 空氣中에서의 速
度보다 빠른 것으로 나타난다.

Fig. 8과 Fig. 9는 RA 36鋼의 試片으로 空氣中 및 海水中에서 龜裂成長速度 da/dN
와 應力擴大係數範圍 ΔK 와의 關係를 나타낸 것이다.

이 結果에 의하면 HT 80鋼의 경우와 마찬가지로 龜裂發生段階와 成長段階로 뚜렷이
區分되어 應力擴大係數範圍 ΔK 값 70 $kg\text{-mm}^{-1/2}$ 부근에서 成長段階로 變化하고 있다.
또한 實驗點들은 母材部, 熱影響部, 용접金屬部, 본드部 등 部位에 關係없이 하나의 區

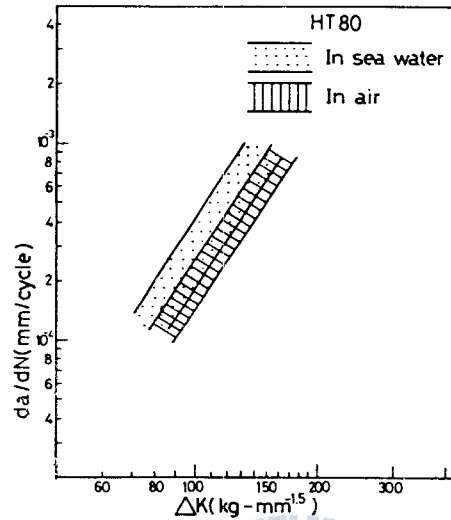


Fig. 7. Comparison of crack growth rate for HT80 in sea water and air

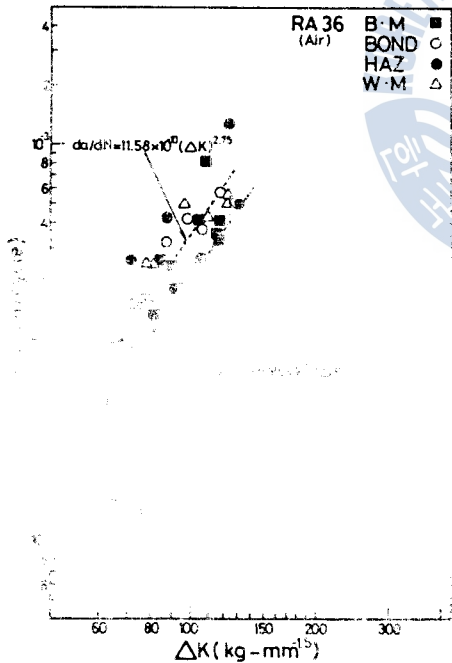


Fig. 8. Crack growth rate (da/dN) vs. stress intensity factor range (ΔK) for RA 36 in air



Fig. 9. Crack growth rate (da/dN) vs. stress intensity factor range (ΔK) for RA 36 in sea water

間内に 整理되고 있음을 알 수 있다.

他 實驗結果에 의하면 같은 RA 36 鋼의 경우 母材部가 熔着金屬部, 본드部, 熱影響部 보다 龜裂成長速度가 빠른 것으로 報告되고 있으나⁷⁾ 本 實驗에서는 應力比 $R=0.4$ 이고, 또한 試片에 풀림處理를 行함으로써 試片의 疲勞龜裂先端에 殘留應力과 塑性領域을 消滅시켰기 때문에 部位에 關係없이 하나의 區間内に 정리된 것으로 생각된다.

Fig. 10 은 앞에서 說明한 RA 36 鋼의 試驗結果를 區間으로 묶어 알아보기 쉽게 比較한 것이다. 이 結果에 의하면 RA36 鋼의 경우 空氣中 및 海水中 疲勞龜裂 成長速度는 海水中에서의 경우가 빠른 것임을 알 수 있다.

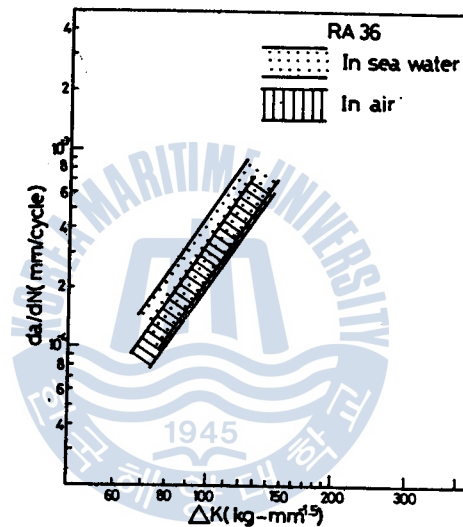


Fig. 10. Comparison of crack growth rate for RA 36 in sea water and air

Fig. 11 과 12 는 空氣中 및 海水中에서의 RA 36 鋼材와 HT 80 鋼材의 龜裂成長 特性을 比較한 것이다.

이 結果에 의하면 空氣中에서나 海水中에서나 RA 36 鋼材의 경우가 HT 80 鋼材의 경우보다 多少 빠른 龜裂成長 特性을 보이고 있으나 그 差異는 크지 않은 것으로 나타난다.

普通鋼과 高張力鋼의 疲勞龜裂 成長速度 比較에 關하여는 高張力鋼의 경우가 普通鋼보다도 빠른 疲勞龜裂 成長特性을 보이는 것으로 되어 있으나¹²⁾ 本 實驗과 같이 高張

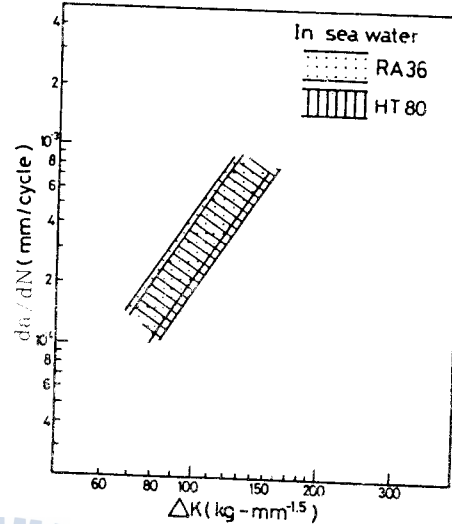
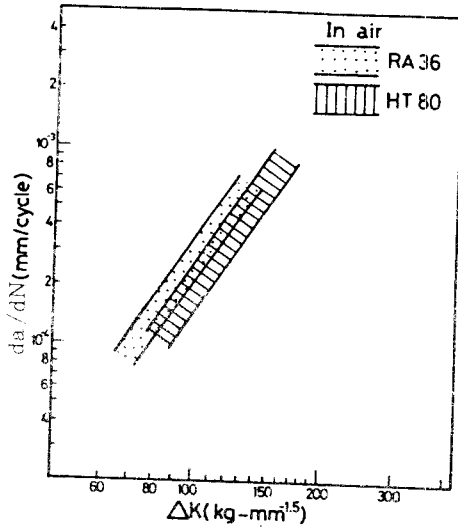


Fig. 11. Comparison of crack growth rate for RA 36 and HT 80 in air

Fig. 12. Comparison of crack growth rate for RA 36 and HT 80 in sea water

力鋼 2種의 경우를 比較한 結果는 引張強度가 더 큰 HT 80鋼의 경우가 RA 36鋼보다 다소 낮은 疲勞龜裂 成長特性을 보이고 있다. 本 實驗은 싸인(sine)커브形 應力을 加하여 行하였으나 만일 三角波形(Triangular wave)이나 四角波形(Square loading wave) 應力을 加하여 行하더라도 海水中이나 空氣中에서 着가 없을 것으로 思料된다.¹³⁾ 또한 環境, 鋼種外에 熔接法에 따라서도 $da/dN - \Delta K$ 關係는 달라질 것으로 豫상된다.

本 實驗에서 使用한 RA 36鋼의 降伏強度는 41.3 kg/mm^2 이고 HT 80鋼의 降伏強度는 81 kg/mm^2 로서 RA 36鋼의 約 2倍임은 이미 Table 1에서 보인 바 있으나, 降伏強度가 2倍임에 따른 疲勞限度를 比較하기 爲하여 Fig. 13과 같이 RA 36鋼과 HT 80 두 鋼材의 海水中 龜裂成長速度 da/dN 와 이들 材料의 降伏強度를 考慮한 $\Delta K/\sigma_y$ 의 關係를 圖示하였다. 이 結果에 의하면 HT 80鋼의 경우가 RA 36鋼보다 懸隔하게 빠른 疲勞龜裂 成長特性을 보이고 있다. 即 降伏強度가 높다고 해서 疲勞限度가 그만큼 向上되는 것은 아님을 보이고 있다.

3.3 腐蝕疲勞龜裂成長의 微示的 機構

Photo. 4는 海水中에서 RA36鋼 母材部の 疲勞龜裂成長破面을 走査形 電子顯微鏡을 利用하여 1000倍로 擴大 撮影한 것이다.

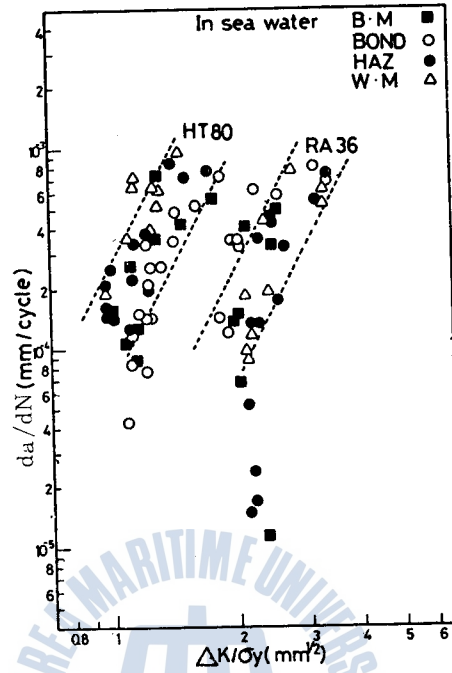
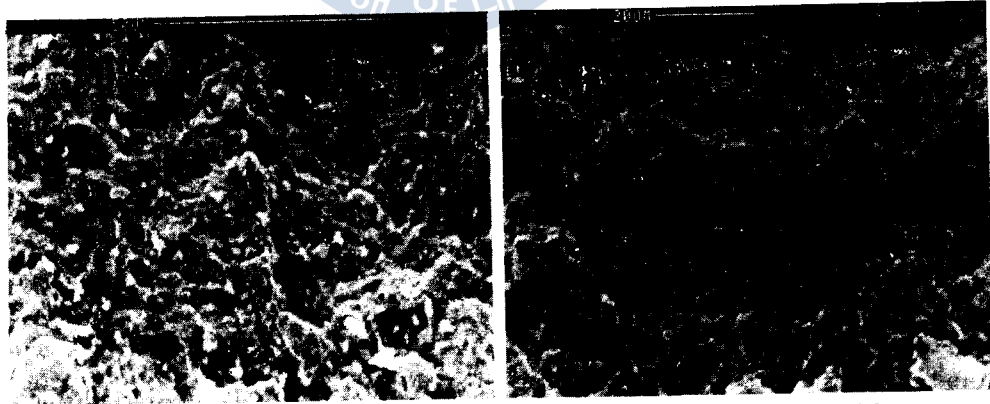


Fig. 13. $\Delta K/\sigma_y$ vs. da/dN for HT 80 and RA 36 in sea water



(a) $\Delta K = 78 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$

(b) $\Delta K = 170 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$

Photo. 4. Micro-fractographs of fatigue fracture surface for RA 36 base metal in sea water

사진(a)는 $\Delta K = 78 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 일 때이며, (b)는 $\Delta K = 170 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 일 때를 보이는 것인데 兩破面 모두 破面全體에 걸쳐 龜裂成長方向에 直角인 多數의 2次龜裂(Secondary crack)과 약간 둔한 스트라이에이션이 觀察되고 있을 뿐 ΔK 값의 增加에 따른 破面 樣相의 變化는 크게 나타나지 않고 있음을 觀察할 수 있다.”

Photo. 5 와 Photo. 6 은 空氣中과 海水中에서의 HT 80 鋼材의 疲勞龜裂成長破面을 各 各 보인다. 以上에 의하면 Photo. 5 에 나타난 바와 같이 空氣中에서는 $\Delta K = 91 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 에서 $\Delta K = 112 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 로 增加하였음에도 破面上에는 뚜렷한 變化가 없이 規則적인 스트라이에이션과 2次龜裂이 觀察되고 있음을 알 수가 있다. 그러나 Photo.6 에 보

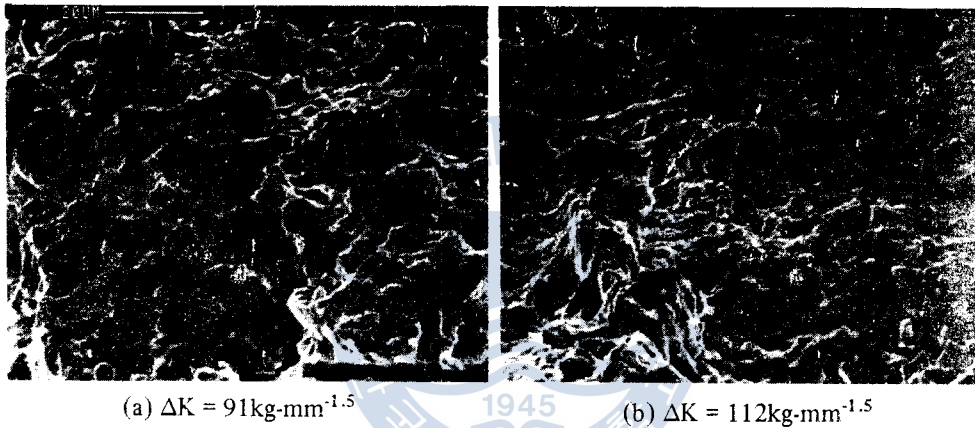


Photo. 5. Micro-fractographs of fatigue fracture surface for HT 80 base metal in air

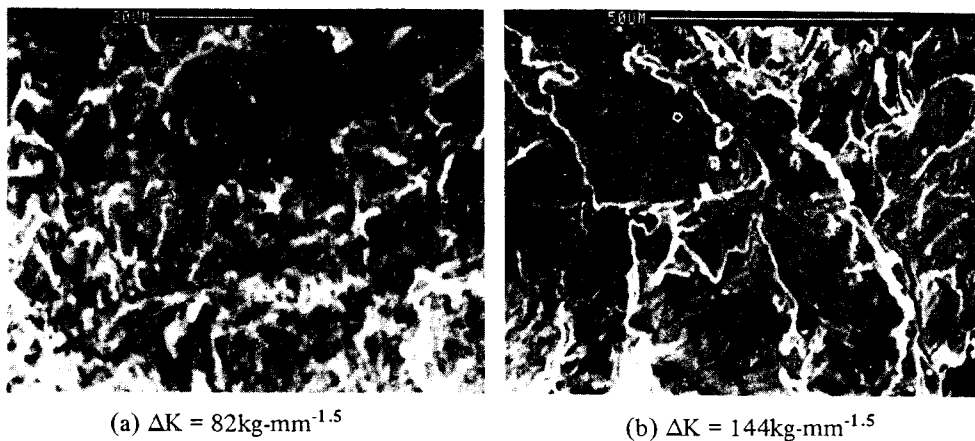


Photo. 6. Micro-fractographs of fatigue fracture surface for HT80 base metal in sea water

인 바와 같이 海水中的의 疲勞龜裂成長破面에서는 ΔK 값이 $82 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 에서 $144 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-1.5}$ 로 變化함에 따라 多數의 擬劈開(Quasi-cleavage) 破面樣相을 觀察할 수 있다.

以上과 같이 低強度 鋼材인 RA 36 鋼材의 腐蝕疲勞破面上에는 鈍한 스트라이에이션이 觀察되나 HT 80 高強度 鋼材의 腐蝕疲勞破面上에 擬劈開破面이 觀察되는 理由는 다음과 같이 考察할 수 있다.

機械的 疲勞現象과 腐蝕環境이 重疊될 경우 그 破損過程을 생각하면 Fig. 14와 같은 두가지 機構를 생각할 수 있다.¹⁵⁾

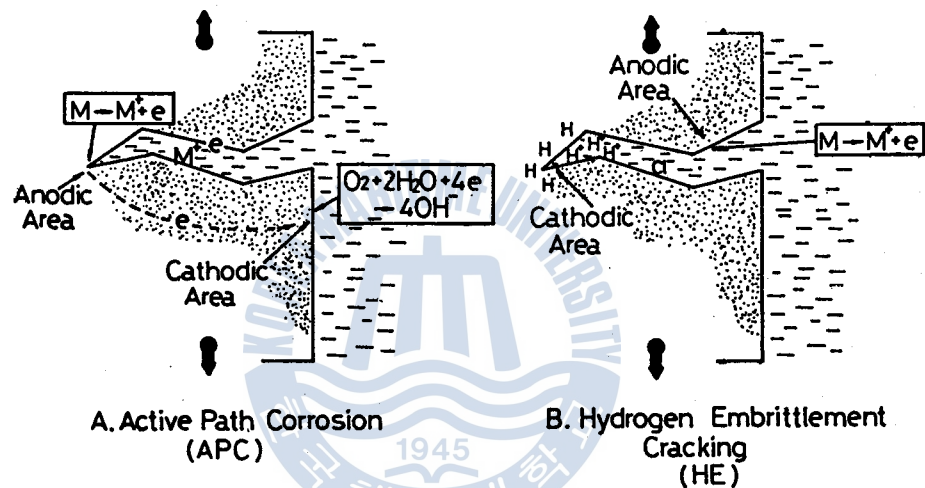


Fig. 14. Scheme of cracking by active path corrosion (APC) and hydrogen embrittlement (HE) mechanisms

그 하나는 Fig. 14(A)에 表示한 바와 같은 活性路溶解形(APC型: Active Path Corrosion)으로 이 경우는 龜裂先端의 應力集中에 수반되는 슬립(slip)에 의하여 活性點이 增加되고 이것이 양극(Anode)으로 作用하여 여기서 金屬이 이온화 하여 溶出하고 음극(Cathode)에서는 溶存 酸素에 의한 환원반응이 일어난다. 따라서 龜裂成長은 이와 같은 金屬이온 溶出과 機械的 疲勞現象의 重疊효과에 의하여 이루어진다.

다른 하나는 Fig. 14(B)에 表示한 바와 같은 水素脆性型(HE型: Hydrogen Embrittlement)으로, 이 경우는 크랙 内部에서의 가수분해현상에 의해서 局部的으로 PH가 低下하여 水素가 發生하게 되고 이 水素가 金屬内部로 侵入함으로써 龜裂을 일으키는 경우

로, 龜裂成長은 이와 같은 水素脆化에 의한 壁開破壞와 機械的 疲勞現象의 중첩효과에 의하여 이루어진다.

따라서 本 實驗에서 觀察된 破面形狀으로부터 比較的 低強度 鋼材인 RA36 鋼의 경우의 둔한 스트라이에이션은 上述한 APC 機構에 依해서 生成된 것이며, HT 80의 擬劈開 破面은 HE 機構에 依해 生成된 것으로 思料된다.



4. 結 論

本 研究에서는 QT 處理한 HT 80 kg/mm² 級 高張力鋼과 國產 RA 36 高張力鋼材를 對象으로 手動被覆 아아크熔接을 實施하여 自體考案한 反復引張疲勞試驗機를 使用하여 熔着金屬部, 본드部, 熱影響部 및 母材部에 대한 空氣中 및 海水中에서 疲勞龜裂成長特性을 調査한 結果 다음과 같은 結論을 얻었다.

1. 海水中에서의 疲勞龜裂成長速度는 空氣中에서의 疲勞龜裂成長速度보다 빠르다.
2. 殘留應力 풀림處理를 한 경우 HT 80 級 高張力鋼 熔着金屬部の 龜裂成長速度는 他部 位에 比하여 빠른 傾向을 보이나, RA 36 鋼의 경우는 部位에 따라 뚜렷한 區分이 없 다.
3. 腐蝕疲勞龜裂成長舉動을 $da/dN - \Delta K$ 로 整理하면 두 鋼材 사이에 큰 差가 없으나 材料의 降伏強度를 考慮한 $da/dN - \Delta K / \sigma_s$ 로 整理하면 HT 80 級鋼의 경우가 훨씬 빠른 腐蝕疲勞龜裂成長舉動을 보인다.
4. 海水中 RA 36 鋼은 주로 活性路溶解形(APC 形) 龜裂成長舉動을 보이는 反面, HT 80 級鋼의 경우는 주로 水素脆化에 의해 龜裂成長이 影響을 받는다.

5. 參考文獻

- 1) 村上裕則, 大南正瑛 : 破壊力學入門, オーム社.
- 2) 横堀武夫, 市川昌弘 : 金屬の疲労破壊, 丸善株式會社.
- 3) T. W. Crooker and D. J. Krause : The Influence of Stress Ratio and Stress Level and Fatigue Crack Growth Rates in 140 - ksi YS Steel, Report of NRL Progress, Naval Research Laboratory, Washington, Dec. 1972.
- 4) T. R. Gurney : Fatigue of Welded Structures, Cambridge University Press, New York, 1968.
- 5) 韓國船級協會 : 船級 및 鋼船規則, 1985, p. 41, 42, 184.
- 6) JSME S 001-1981.
- 7) 金永植, 宋成玉 : 熔接施工 條件에 따른 高張力鋼材 熔接部の 疲労龜裂成長特性에 關한 研究 - 1985, 韓國海洋大學院.
- 8) 鈴木春義・田村博 : 熔接金屬學, 産報出版, p. 71 ~ 72.
- 9) 向井喜彦 : 熔接工學, 理工學社, p. 29 ~ 31.
- 10) David Broek : Elementary Engineering Fracture Mechanics, Sijthoff & Noordhoff, 1978 p. 18 ~ 23.
- 11) 遠藤吉郎, 駒井謙治郎 : 金屬の腐蝕疲労と強度設計, 養賢堂, p. 82 ~ 85.
- 12) 舟久保熙康, 西島敏 : 金屬の疲れ, 丸善株式會社, p. 210 ~ 211.
- 13) Rolfe/Barsom : Fracture and Fatigue Control in Structure, Prentice-Hall, Inc., p. 337 ~ 339.
- 14) 日本熔接學會, 熔接冶金研究會 : 鐵鋼熔接の破面寫眞集, 黒木出版社, 1982.
- 15) Z. A. Forouli : Environment-Sensitive Fracture of Engineering Materials, The Metallurgical Society of AIME, p. 52 ~ 60.

칼만필터를 이용한 精密溫度 計測시스템에 관한 研究

朴 一 煥

A Study on the Precision Temperature Measurement
System By Using the Kalman Filter

Il - hwau Park

1945

〈目 次〉

Abstract

Nomenclature

- | | |
|--------------------------------------------|--------------------------|
| 1. 序 論 | 3. 2. 1 SKF의 初期值 설정 |
| 2. 모델의 構成 | 3. 2. 2 AKF의 初期值 설정 |
| 2. 1 測定對象의 狀態方程式 | 3. 3 定常狀態의 推定誤差 |
| 2. 2 測定裝置의 方程式 | 4. 시뮬레이션 및 結果檢討 |
| 2. 3 測定對象의 狀態雜音 | 4. 1 전자계산기에 의한 시뮬레
이선 |
| 2. 3. 1 $u(k)$ 가 白色雜音인 경우 | 4. 2 結果檢討 |
| 2. 3. 2 $u(k)$ 가 白色雜音이 아닌
경우 | 5. 結 論 |
| 3. 칼만필터 (Kalman Filter)의 溫
度測定 시스템에서 適用 | 參考文獻 |
| 3. 1 칼만필터 | |
| 3. 2 칼만필터의 初期值 설정 | |