

特別講演

大韓熔接學會誌
第1卷第2號 1983年12月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 1, No. 2, Dec., 1983

軟鋼熔接 이음의 海水 중에서의 腐蝕疲勞強度에 대하여*

永井欣一**

1. 서 언

船舶, 海洋構造物 등은 波浪外力과 함께 끊임없이 腐蝕作用을 받는다. 腐蝕에 의해서 構造部材의 板 두께 등이 磨耗됨은 물론 예상보다 빨리 疲勞 균열이 발생하게 된다. 이들 疲勞 균열은 構造物의 應力集中箇所 특히 熔接部에 많이 발생하고急速히 傳播하여 重大한 損傷을 일으키는 일이 있다. 이와 같은 損傷을 미리 防止하기 위해서는 海水中에서의 腐蝕疲勞 균열의 발생 및 傳播特性을 밝혀두지 않으면 안된다.

원래, 腐蝕疲勞는 疲勞와 腐蝕의 각각에 의한 被害보다도 훨씬 크고 海水中에서는 疲勞 균열이 大氣中에서 보다 早期에 發生한다. 腐蝕疲勞의 過程은 3段階에 걸쳐서 일어난다. 第一段階는 腐蝕孔을 發生시키는 期間인데, 이 期間은 腐蝕 균열의 發生에 重要な 役割을 하게 된다. 즉, 腐蝕孔의 發生을 늦추게 하므로써 腐蝕疲勞 균열의 發生壽命을 연장시킬 수 있게 된다. 第二段階는 腐蝕孔에서 發生한 疲勞 균열이 成長하는 期間이다. 또, 第三段階는 疲勞 균열이 限界 균열 길이까지 이르러 急速히 破斷하게 되는 最終期이다. 이 期間은 全壽命中에서 극히 一部에 지나지 않으며 霧暈氣의 影響을 거의 받지 않고 材料의 脆性破壞 特性 또는 延性破壞 特性에 의해서 支配를 받는다. 따라서, 疲勞에 있어서 腐蝕作用을 현저하게 받는 것은 第二段階 以前の 過程이다. 腐蝕作用은 時間依存성이므로, 第一段階의 腐蝕疲勞 균열 發生까지의 反復數(腐蝕疲勞 균열 發生壽命)는 應力の 反復速度가 느릴수록 적게 된다. 또, 第二段階에서 1 cycle에 대한 腐蝕疲勞 균열의 傳播速度는 反復速度가 느릴수록 빠르게 된다는 것은 이미 알려진 사실이다. 腐蝕疲勞에 관한 지금까지의 研究는 小形 試驗片을 使用하여 比較적 빠른 反復速度에서의 破

斷反復數를 檢討의 對象으로 한 것들이 많다. 따라서 이들의 研究는 比較的 腐蝕의 效果가 적은 壽命域을 檢討한 것이라고 생각할 수 있다. 또 이 結果를 長期間의 波浪外力을 받는 海洋構造物 등의 腐蝕疲勞 強度 推定에 適用하는 것은 반드시 타당하다고만은 할 수 없다.

이 講演에서는 먼저 軟鋼 母材에 대해서 여러 가지의 反復速度로 大氣中과 海水中 및 3% NaCl 溶液中에서의 疲勞試驗을 실시하고, 疲勞 균열 發生壽命 및 傳播壽命에 미치는 速度의 影響을 檢討함과 동시에 疲勞壽命의 推定法에 대해서 解說한다. 그리고 軟鋼의 完全 용입 熔接 이음의 toe部에 대하여 推定한 疲勞 균열 發生壽命과, 波浪週期에 가까운 10 cpm의 反復速度에서 疲勞試驗을 실시하여 구한 壽命과를 비교한 결과에 대해서도 소개하고자 한다.

2. 腐蝕疲勞 균열 發生特性的 檢討¹⁾

一般 船體用 軟鋼을 使用하여 製作한 Table 1 및 Fig. 1과 같은 形狀, 치수를 갖는 平板 試驗片에 대한 片振引張 疲勞 試驗의 結果를 Fig. 2에 나타내었다.

Table 1에 나타낸 K_t 는 彈性應力 集中係數이고, 西田²⁾이 제시한 結果를 利用하여 구한 것이다. 腐蝕疲勞 試驗은 海水中 또는 3% NaCl 溶液에 試驗片을 浸漬시켜 약 12시간 후에 시작하였다.

또, 腐蝕에 미치는 溫度의 影響을 考慮하여서 液溫은 대개 25°C로 유지시켰다.

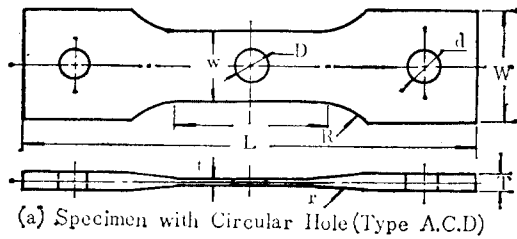
疲勞 균열의 發生은, 微視的으로는 結晶粒의 order이지만, 實際의 構造物에서 균열의 發生이 確認되는 균열 길이는 巨視的 order이다. 그래서 本 實驗에서는 顯微鏡 또는 擴大鏡으로 肉眼觀察이 가능한 길이 즉, 균열의 길이가 약 0.5mm로 成長했을 때의 反復數를 疲勞 균

* 本 特別講演은 1983. 8. 30 現代重工業에서 行한 것임.

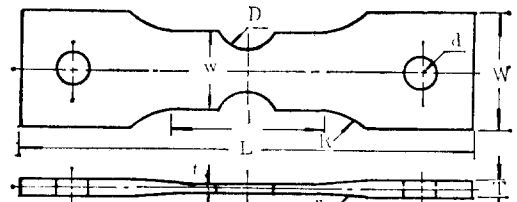
** 廣島大學 工學部 船舶·海洋工學教室 教授

Table 1. Dimensions of smooth and notched specimens

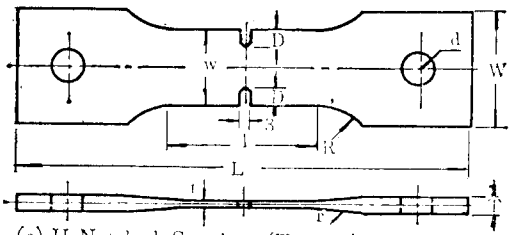
Specimen	Shape of specimen	Dimensions of specimen shown in Fig. 6. mm										K _t
		L	W	T	l	w	t	D	d	R	r	
Smooth	Type A	440	100	43	50	20~37	12	—	35	50	15	1.0
		240	50	5	40	12	2.5	—	14	60	50~100	
Circular Notch	Type B	240	57	5	80	35.6	2.5	12.5	14	30	50~100	1.5
Circular Hole	Type C	240	57	5	80	40	2.5	16	14	30	50~100	2.3
	Type D	440	100	43	50	54.2	12	9.0~18.0	35	50	15	2.5
U-Notch	Type E	240	57	5	80	50	2.5	10	14	50	50~100	3.7
Quasi-Elliptic Hole	Type F	440	100	13.5	100	88	10	44 (2.5 ^R)	35	100	50	4.0
	Type G	610	170	14	150	104	10	22 (1.0 ^R)	45	50	50	6.0



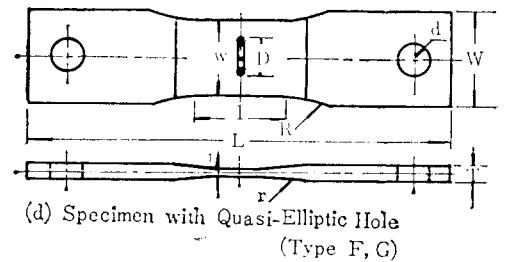
(a) Specimen with Circular Hole (Type A, C, D)



(b) Circular-Notched Specimen (Type B)



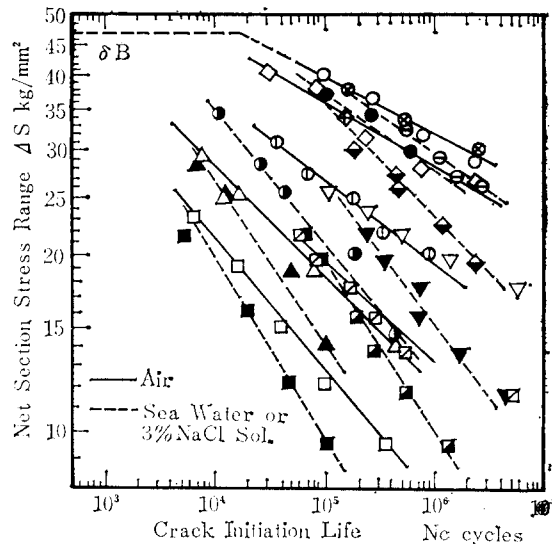
(c) U-Notched Specimen (Type E)



(d) Specimen with Quasi-Elliptic Hole (Type F, G)

Fig. 1. Notched plate specimens used in Pulsating tensile fatigue test

열 발생 壽命 N_c 로 하고 있다. 또, 腐蝕疲勞 試驗에서는 腐蝕槽의 외측으로부터 직접 관찰하든가 아니면, 腐蝕液을 一時 排除시켜 試驗片 表面의 腐蝕 生成物을 가 볍게 제거시킨 후에 측정하였다. Fig. 2의 大氣中 및 腐蝕液 中の 實驗點들에서 약간의 scatter가 보이고 있



Symb.	Kt.	Envir.	Freq. cpm	Symb.	Kt.	Envir.	Freq. cpm
○	1.0	Air	10-20	⊙	2.5	Air	10-20
●	1.0	Sea Water	10	⊙	2.5	Sea Water	10
⊙	1.0	3% NaCl Sol.	200	⊙	2.5	3% NaCl Sol.	200
⊙	1.5	Air	200	⊙	3.7	3% NaCl Sol.	200
⊙	1.5	3% NaCl Sol.	200	⊙	4.0	Air	10-20
⊙	2.3	Air	200	⊙	4.0	Sea Water	10
⊙	2.3	3% NaCl Sol.	200	⊙	6.0	Air	20
⊙	2.3	3% NaCl Sol.	200	⊙	6.0	3% NaCl Sol.	10

Fig. 2. Fatigue test results of smooth and notched specimens ($\Delta S-N_c$ Curves)

지만, 兩對數 座標 上에서 비교적 양호한 直線關係로 近似 시킬 수 있으며, 다음 式으로 疲勞強度를 表示할 수 있다.

$$\Delta S = C \cdot N_c^{-k} \dots\dots\dots(1)$$

여기서 C 및 k 는 notch 形狀과 試驗條件에 의하여 定해지는 定數이고, 이들 定數는 K_f 가 증가함에 따라 증대한다. 同一 K_f 에 대해서 疲勞強度를 비교하면 海水 中の 強度는 大氣 中の 것들에 비하여 낮고 腐蝕에 의한 強度低下가 확인되고 있다. 또, Fig. 2에 의하여 N_c 에 미치는 反復 速度 f 의 영향을 검토해보면, $K_f=1.0$ 의 平滑試驗에서는 f 가 10cpm 및 20cpm과 200cpm에서의 大氣 中の 疲勞強度는 거의 같다. 이에 대하여 海水 中에서는 200cpm일 때에 비하여 10cpm일 때가 強度가 낮다. 이와 같은 경향은 notch 試驗片의 경우에도 같으며 K_f 가 거의 같은 2.3과 2.5 및 3.7과 4.0의 경우에 大氣 中과 海水 中の $\Delta S-N_c$ 曲線을 각각 비교하므로서 알 수 있고 海水 中에서는 f 가 적을수록 疲勞強度의 低下가 현저하게 나타나고 있다. 이것은 負荷 cycle 中の 腐蝕 霧圍氣에서 바래어지는 시간이 疲勞強度에 크게 영향을 미치고 있다는 것을 시사하고 있다. 腐蝕은 時間 依存의 現象이므로 腐蝕疲勞를 N_c 에 상당하는 時間 $T_c(=N_c/f)$ 로써 정리하여 f 를 소거시켜서 검토해 볼 수 있다.

K_c 는 同一의 T_c 에 대한 大氣 中の 疲勞強度 ΔS_A 와 海水 中の 疲勞強度 ΔS_s 의 비로 定義된다³⁾. Fig. 3은 Fig. 2의 $\Delta S-N_c$ 曲線으로부터 구한 K_c 와 T_c 의 關係를 兩對數 座標로 나타낸 것이다.

$\Delta S-N_c$ 曲線은 (1) 式의 指數함수로 近似시킬 수 있기 때문에 각각의 K_f 에 대한 K_c 와 T_c 의 關係는 직선으로 나타낼 수 있다. 그림에서 보는 바와 같이 平滑試驗片과 notch 試驗片에서는 腐蝕效果가 다르고, notch는

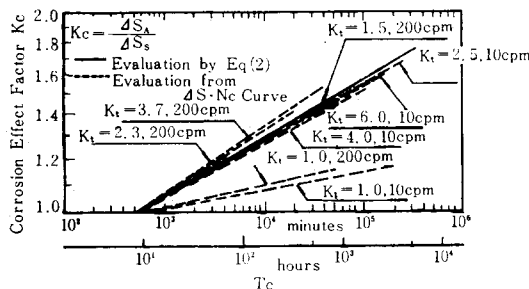


Fig. 3. Relations between corrosion effect factor K_c and fatigue crack initiation time T_c .

腐蝕 霧圍氣의 영향을 강하게 받고 있다는 것을 말해주고 있다. 이와 같은 현상은 腐蝕 作用이 兩 試驗片에서 本質적으로 다르기 때문이라고 생각되고, 平滑試驗에서는 腐蝕이 試驗片 表面에 거의 균일하게 일어나는데 비하여 notch 試驗片에서는 notch 밑의 strain 集中部에 局部的으로 進行하여 機械的 notch보다는 腐蝕孔에 의한 notch 效果가 우선하게 된다. 따라서 notch 試驗片의 K_c 와 T_c 의 關係는 K_f 에 의하여 거의 差가 없고 다음 式으로 표시되는 그림 中の 實線에 가깝게 위치하여 각 notch 試驗片 사이의 差는 試驗結果의 scatter 라고 볼 수 있다. 또, K_c 와 T_c 의 關係는 모든 試驗片에서 $T_c=500 min.$ 일 때 $K_c=1.0$ 에 수렴하고 있고, 500 min.까지의 시간이 腐蝕의 潛伏期에 상당한다.

$$\left. \begin{aligned} K_c &= 1.0 & T_c &\leq 500 \text{ min.} \\ &= 0.576(N_c/f)^{0.0887} & 500 \text{ min.} < T_c \end{aligned} \right\} \dots\dots(2)$$

여기서 f 가 변화하더라도 N_c 가 거의 변화하지 않는 大氣 中の 疲勞에 의한 ΔS_A-N_c 曲線으로부터 上式을 이용하여 海水 中에서 f 가 다른 경우의 ΔS_s-N_c 曲線을 推定하는 것이 가능하게 된다. 지금까지 大氣 中에서의 $S-N$ 曲線은 各種의 notch 試驗片에 대해서 많은 자료가 얻어져 있는 것을 고려할 때 이들의 海水 中에서의 $S-N$ 曲線이 (2) 式에 의하여 간단하게 얻어진다는 것은 實用上 매우 편리한 방법이다.

大氣 中에서의 疲勞強度 推定法에 대해서는 많은 研究者들에 의해서 보고되고 있지만 여기서는 notch 밑에서 反復되는 局部 strain 範圍 $\Delta \epsilon$ 에 주목하여, 平滑丸棒 試驗片의 兩振 一定 strain 疲勞試驗의 結果로부터 notch 試驗片의 N_c 를 推定하는 方法을 紹介한다.

notch 試驗片이 片振引張 荷重을 받을 때 그 notch 밑에 作用하는 局部應力 範圍 $\Delta \sigma$ 는 兩振으로 되고, notch 밑에서 $\Delta \sigma-\Delta \epsilon$ 線圖는 平滑丸棒試驗片의 完全兩振 一定 strain 試驗에 의하여 얻어지는 다음과 같은 關係가 성립하는 것으로 가정한다.

$$\Delta \epsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + 1.54 \times 10^{-13} (\Delta \sigma)^{5.79} \dots\dots\dots(3)$$

윗 식에 다음과 같은 Neuber 式, (5) 式의 修正 Stowell 式을 적용시킴으로써, 여러 가지 K_f 를 갖는 notch 밑의 $\Delta \sigma$ 및 $\Delta \epsilon$ 을 反復計算⁴⁾에 의하여 推定할 수 있다.

이때 公稱應力 範圍 ΔS 와 公稱 strain 範圍 $\Delta \epsilon$ 의 사이에도 윗 式의 關係가 성립하는 것으로 한다.

$$K_f^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \dots\dots\dots(4)$$

여기에서 K_σ 는 塑性應力 集中係數, K_ϵ 은 塑性 strain 集中係數이며 각각 $K_\sigma = \Delta \sigma / \Delta S$, $K_\epsilon = \Delta \epsilon / \Delta \epsilon_0$ 로 定義된다. 圓孔에 대해서 구한 stress-strain의 關係式을 임의의 K_f 를 갖는 notch에도 擴大하여 적용시킬 수 있도록

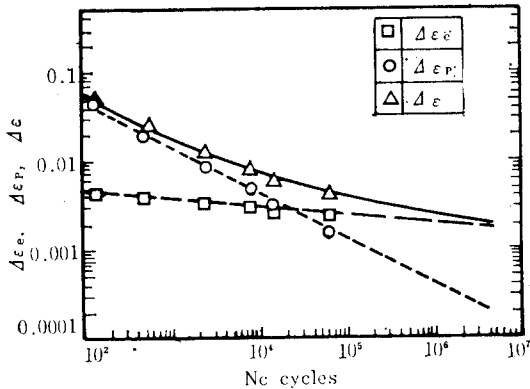


Fig. 4. Relations between fatigue crack initiation life N_c and respective strain range in completely reversed strain controlled fatigue ($\Delta\epsilon_e$: elastic strain range, $\Delta\epsilon_p$: plastic strain range, $\Delta\epsilon$: total strain range)

한 修正 Stowell 式이 다음 式이다.

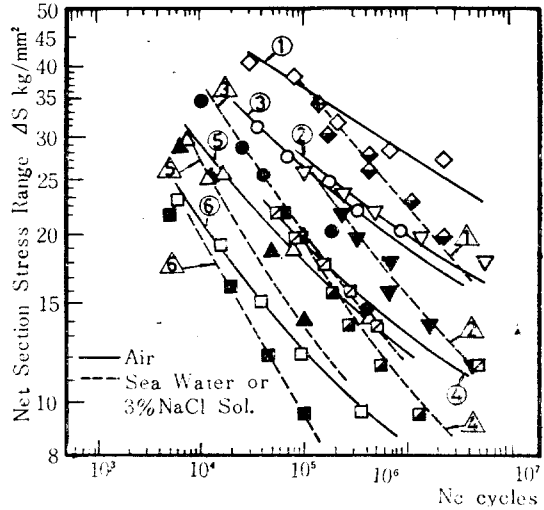
$$K\sigma = \frac{K\epsilon}{K\epsilon - K_i + 1} \dots\dots\dots (5)$$

K_i 와 ΔS 가 주어지면 notch 밑에 대한 $\Delta\epsilon$ 은 上記의 方法에 의하여 推定할 수 있다.

Fig. 4는 前記의 notch 試驗片과 同一 材料에서 製作한 平滑丸棒 試驗片의 完全 兩振 一定 strain 試驗을 실시하여 구한 $\Delta\epsilon - N_c$ 曲線이고 다음과 같은 關係式으로 나타낼 수 있다.

$$\Delta\epsilon = 0.00685 N_c^{-0.0879} + 0.481 N_c^{-0.509} \dots\dots\dots (6)$$

여기서 Fig. 1에 표시한 각 notch 平板 試驗片의 片振引張 疲勞에서 각각의 ΔS 에 대한 notch 밑의 $\Delta\epsilon$ 을 알 수 있으면 式에 의하여 N_c 를 推定할 수가 있고, 그것을 實驗 結果와 비교하여 나타내면 Fig. 5의 實線과 같이 된다. 또한 $\Delta\epsilon$ 의 推定에 있어서 本 實驗의 範圍에서는 K_i 가 2.5 이하일 때는 Neuber 式을, K_i 가 3.7 이상일 때는 修正 Stowell 式을 사용하는 것이 實驗 結果와 잘 일치하였다. 또 K_i 가 작을 때는 片振引張 荷重下에서 cyclic creep 等の 平均應力에 의한 영향이 $10^4 < N_c$ 에서 나타남으로 K_i 가 1.5와 2.3에 대해서는 修正을 하였다.¹⁾ 그림 중에서 破線은 (2) 式을 이용하여 大氣中의 $\Delta S_A - N_c$ 曲線에서 推定한 海水中의 $\Delta S_S - N_c$ 曲線이다. 이 그림에서 어느 推定 曲線도 實驗 結果와 잘 一致하고 있음을 알 수 있다.

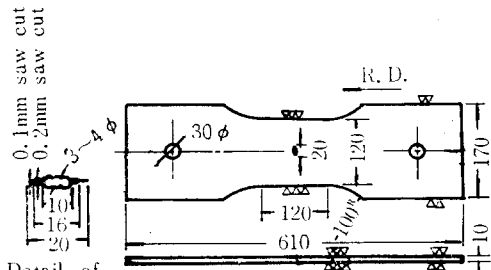


Symb	Kt	Envir.	Freq. cpm	Symb	Kt	Envir.	Freq. cpm
①	1.5	Air	200	④	3.7	Air	200
②	1.5	3% NaCl Sol.	200	⑤	3.7	3% NaCl Sol.	200
③	2.3	Air	200	⑥	4.0	Air	10-20
⑦	2.3	3% NaCl Sol.	200	⑧	4.0	Sea Water	10
⑨	2.5	Air	10-20	⑩	6.0	Air	20
⑪	2.5	Sea Water	10	⑫	6.0	3% NaCl Water	10

Fig. 5. Theoretical $\Delta S - N_c$ curves compared with experimental results

3. 腐蝕疲勞 균열 傳播特性的 檢討^{6,7)}

軟鋼平板에서 Fig. 6과 같은 中央 slit 試驗片을 採取하여 大氣 中과 3% 食鹽水 中에서 軸荷重에 의한 疲勞 試驗을 실시하여 疲勞 균열의 傳播特性을 檢討하였다. 그 때의 試驗條件을 일괄하여 Table 2에 나타내었다.



Detail of center notch

Fig. 6. Dimensions of center-notched specimen

Table 2. Test conditions of corrosion fatigue at 28°C

Stress Ratio R	Stress kg/mm^2				Freq. c/pm	Environment	
	$\Delta\sigma_g$	$\sigma_{g\cdot mean}$	$\sigma_{g\cdot max}$	$\sigma_{g\cdot min}$		Air	Salt Water
0.07	14	8	15	1	3		○
					30	○	○
					300	○	○
0.08	11	6.5	12	1	3		○
					30	○	○
					300	○	○
0.11	8	5	9	1	3		○
					30	○	○
					300		○
0.17	5	3.5	6	1	30		○
0.33	8	8	12	4	30		○
0.47	8	11	15	7	3		○
					30	○	○
					300	○	○
0.67	5	12.5	15	10	30		○

* Reference¹⁾

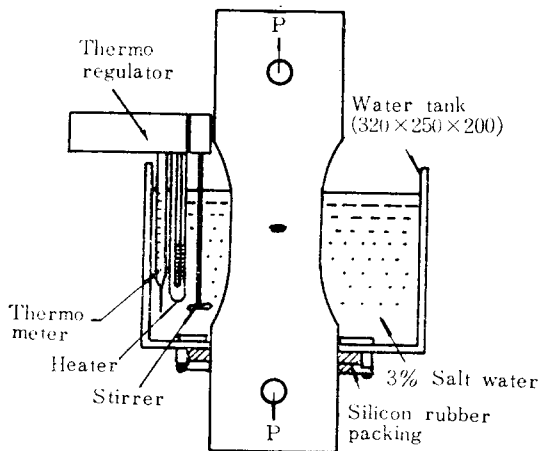


Fig. 7. Equipment for corrosion fatigue test

腐蝕疲勞 試驗은 Fig. 7과 같이 試驗片에 塩化 비닐 製의 水槽에 silicon 고무 packing을 부착하여 試驗片의 平行部가 食鹽水에 浸漬되도록 하였다. 軟鋼의 食鹽水中에서의 自然腐蝕 電流密度, 즉 腐蝕速度는 浸漬 직후는 時間의 經過와 함께 變化하지만, 약 5시간 경과한

후부터는 거의 一定值를 維持하게 된다.

그래서 前節에서와 같이 腐蝕疲勞 試驗은 食鹽水에 浸漬시킨 후 12時間 經過한 후에 시작하였다. 또 試驗中の 液溫은 거의 28°C로 유지시켰다. 疲勞 균열 길이의 計測은 slit 先端에서부터 균열의 進行方向으로 1mm 간격의 細線을 試驗 시작 前에 試驗片 表面에 그어두고 균열 先端과 그것에 가까운 線을 초산 메틸로 침부시킨 Acetyl cellulose replica film에 복사시켜 20배의 擴大鏡을 사용하여 각 cycle에 대한 균열의 길이를 1/100 mm의 精度로 測定하였다. slit 先端은 둔한 notch로 되어 있기 때문에 反復 荷重의 第一 cycle에 대한 負荷에서 그 先端部에 비교적 넓은 塑性域이 발생한다(自然 균열의 先端에 생기는 塑性域은 훨씬 작다). 따라서 人工的으로 만든 slit에서 발생한 塑性域을 균열의 傳播가 끝난 다음 slit의 영향이 거의 없는 균열의 길이 $2a_i$ 에 初期 균열로써 포함시킬 필요가 있다. $2a_i$ 이상으로 균열이 成長하면 균열은 定常的으로 進展하게 된다. 여기에서는 $2a_i$ 를 slit의 全長 20mm를 포함시켜서 25~30mm로 하였다. 그리고 疲勞 균열의 傳播速度는 균열 先端의 應力 擴大係數에 의하여 支配되는 것으로 가정하였다. 應力 擴大係數는 應力範圍 $\Delta\sigma$ 이외에 균열 길이 $2a$ 試驗片 형상과 荷重條件 등에 依存하므로 有限要素法에 의한 應力解析과 균열 先端 근방에서의 解析解와를 組合하는 方法⁸⁾에 의하여 計算하였다. 즉, ΔK 는 다음 식과 같이 된다.

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} f(a/w) \dots\dots\dots(7)$$

윗 식의 $f(a/w)$ 와 a/w 의 관계가 Fig. 8에 실선으로

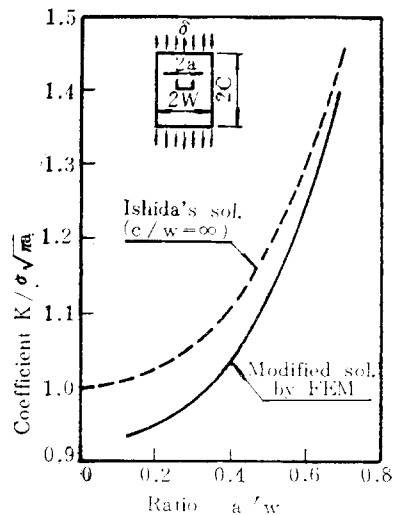


Fig. 8. Coefficient $K/\sigma\sqrt{\pi a}$ for the center-notched plate specimen

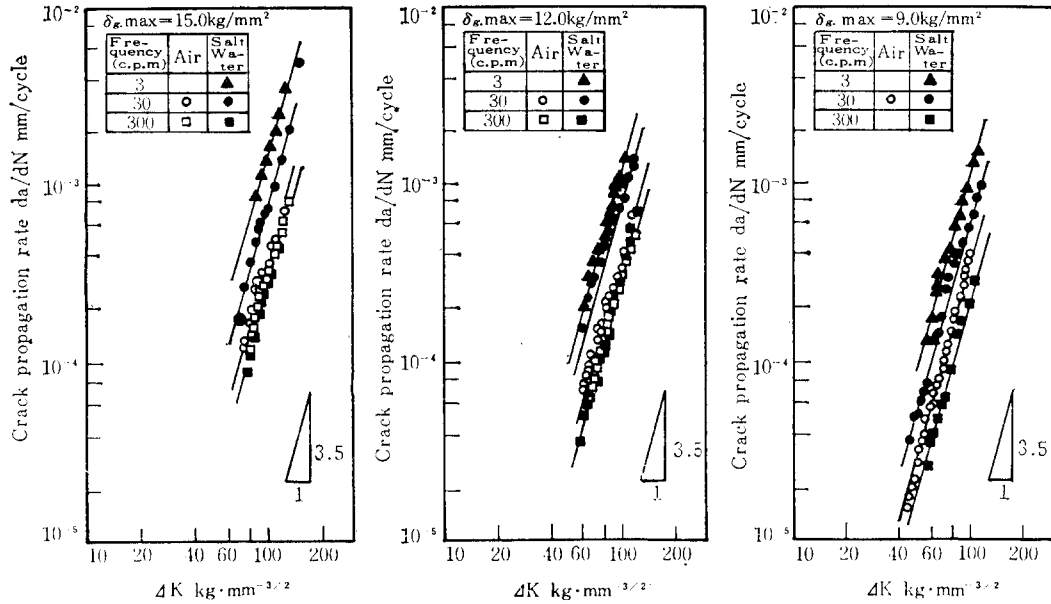


Fig. 9. Correlation between ΔK and crack propagation rate

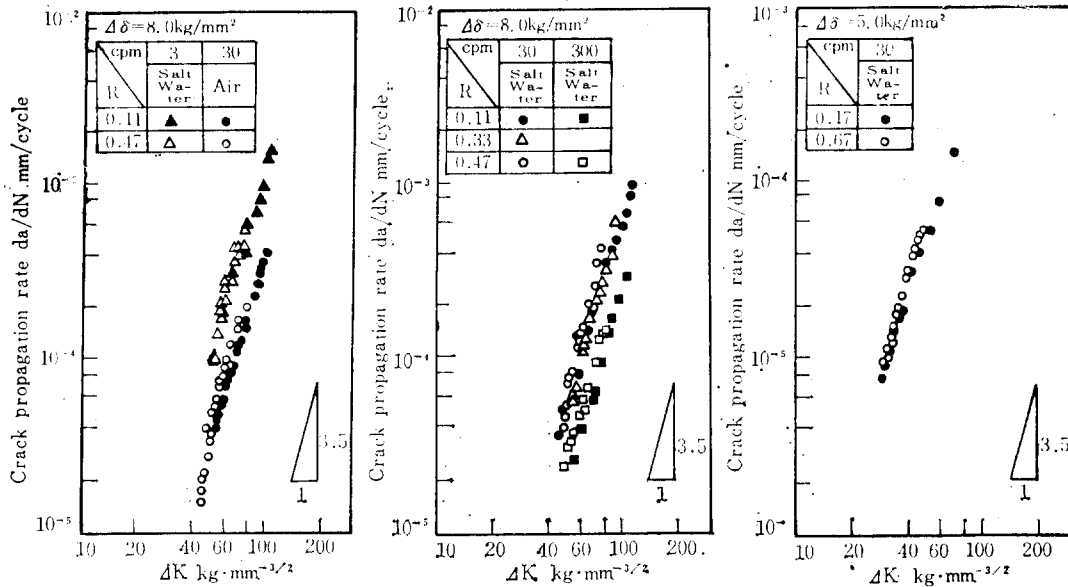


Fig. 10. Correlations between ΔK and da/dN at 28°C

표시되어 있다. 여기서 疲勞 균열의 定常進展 時에 있어서의 균열 길이의 實測值로부터 線形補間을 행하여 균열의 傳播速度 da/dN 을 구하고, ΔK 와의 關係를 圖示하면 Fig. 9와 Fig. 10과 같이 된다.

Fig. 9는 應力比 R 가 0에 가까운 片振引張 荷重下의

關係를 나타낸 것이고, da/dN 는 K_{max} 의 증가와 함께 증대하며 食鹽水中에서의 ΔK - da/dN 曲線의 기울기는 大氣中의 것과 거의 같다. 또 Fig. 10은 大氣中과 食鹽水中에서의 ΔK - da/dN 曲線에 미치는 R 와 f 의 영향을 조사한 것으로 R 가 0보다 클 때에는 大氣中, 食鹽水

중 어느 것도 R 에 의하여 $\Delta K-da/dN$ 곡선은 거의 변화하지 않는 것을 보여주고 있다. 그러나 f 의 영향은 食鹽水中에서 현저하게 나타나고 f 가 작을수록 $\Delta K-da/dN$ 곡선은 그림의 上方으로 平行移動 시키고 있는 것이 Fig. 9와 Fig. 10에서 알 수 있다. 이들 그림에서, 疲勞균열의 定常進展時에 있어서 da/dN 와 ΔK 와의 사이에는 어떤 試驗條件에도 다음과 같은 Paris가 제시한 指數關係가 成立됨을 보여주고 있다.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \dots\dots\dots(8)$$

윗 식에서 指數 m 은 3.5로 볼 수가 있으므로 疲勞균열 傳播速度에 미치는 平均應力, 反復速度 및 霧圍氣의 차이에 의한 영향은 윗 식의 係數 C 에 의하여 比較檢討할 수 있다. 그래서 Fig. 9와 Fig. 10을 이용하여 각 試驗條件에서의 C 값을 구하고 C 와 f 의 關係를 圖示하면 Fig. 11과 같다. Fig. 11에서 알 수 있는 바와 같

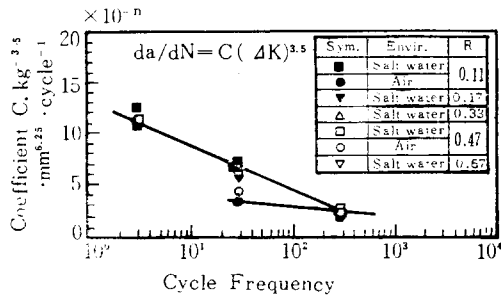


Fig. 11. Correlations between coefficient C in eq. (1) and cycle frequency f at 28°C

이 大氣中, 食鹽水中의 어느 것도 앞서 말한 平均應力, 즉 R 에는 거의 관계없이 C 와 $\log f$ 의 關係가 각각 하나의 直線으로 표시할 수가 있고 다음과 같은 關係가 성립한다.

$$C = -A \log f + B \dots\dots\dots(9)$$

여기에서 C 는 R 와는 關係가 없고, f 에만 依存하는 係數이고 A 와 B 는 霧圍氣에 의하여 결정되는 常數라고 생각되며, 大氣 中에서는 $A=1.0 \times 10^{-11}$, $B=5 \times 10^{-11}$, 3% 食鹽水中에서는 $A=4.3 \times 10^{-11}$, $B=13 \times 10^{-11}$ 이 된다. 大氣 中에서 片振引張일 때 軟鋼의 균열 傳播速度 da/dN 에 미치는 應力 比의 영향은 거의 없다는 것이 이미 밝혀져 있다. 그러나, $f=300 \text{ cpm}$ 에서는 3% 食鹽水中과 大氣 中の C 는 거의 같다는 것을 考慮하면 f 가 300 cpm 이상에서는 大氣 中の da/dN 가 오히려 食鹽水中에서보다도 크게 됨을 豫測할 수 있다. $f < 300 \text{ cpm}$ 의 實驗을 하지 않았기 때문에 확실한 것을 이야기 할 수 없지만 f 의 증가와 함께 균열 先端의 썩기 效果¹⁰⁾가 크게 되는 것을 생각할 때 위에서 말한 사실을 이해할

수 있을 것이다.

Barsom은 K_{Isc} 보다 이하의 K 에서 12Ni-5Cr-3Mo 鋼의 3% 食鹽水中에서의 疲勞 균열 傳播速度 da/dN 에 미치는 $f(=6 \sim 600 \text{ cpm})$ 의 영향을 檢討하여 本 實驗의 結果와 거의 같은 結論을 얻고 있다.¹¹⁾ 이와 같은 高強度鋼에 대해서는 (8)식의 m 은 2이고, c 와 f 의 關係는 兩對數 座標에서 直線關係가 되는 것으로 되어 있다. 따라서, 軟鋼과 高強度鋼의 3% 食鹽水中의 da/dN 의 反復速度 依存性을 比較하면 軟鋼 쪽이 작다는 것을 알 수 있다.

Table 3. Comparison of evaluation and measurement for fatigue crack propagation life from $2a_i=25\text{mm}$ to $2a_f=50\text{mm}$ at 28°C

Stress Ratio R	Stress, kg/mm ²		Envir.	Freq. cpm	Crack Propagation life $N_p \times 10^{-4}$ cycle	
	$\sigma_{g,max}$	$\sigma_{g,min}$			Measured	Evaluated
0.11	9.0	1.0	air	30	22	20
				3	9	7
			salt water	30	11	11
				300	30	30
0.17	6.0	1.0	salt water	30	57	56
0.33	12.0	4.0	salt water	30	12	11
0.47	15.0	7.0	air	30	15	20
				300	26	28
			salt water	3	8	7
				30	11	11
300	25	30				
0.67	15.0	10.0	salt water	30	55	56

이상의 結果를 이용하여 初期 균열 길이 $2a_i=25\text{mm}$ 에서 最終 균열 길이 $2a_f=50\text{mm}$ (균열 단면이 全面降伏을 일으키는 균열 길이)까지의 定常進展時에 대한 疲勞 균열 傳播壽命 N_p 를 推定하여 實測値와 比較한 結果를 Table 3에 나타내었다. 兩者는 잘 一致하고 있고, (8)식과 (9)식에 의하여 주어지는 균열 傳播則이 3% 食鹽水中에서의 N_p 의 評價에 適當하다고 할 수 있다.

4. 軟鋼熔接 이음의 海水 中에서의 疲勞壽命 推定¹²⁾

前節까지는 片振引張인 경우, 一般 船體用 軟鋼 notch 平板의 海水 中 또는 3% 食鹽水中에서의 疲勞 균열 發

生 壽命 및 傳播 壽命의 推定法에 대하여 檢討하였다. 다음은 이 推定法을 軟鋼 맞대기 熔接 이음과 十字型 필릿 熔接 이음材의 海水 中에서의 疲勞 균열 發生 強度 推定에 適用시켜 實驗한 것 과 比較한 結果를 報告한 다.

實驗에 使用한 試驗片은 아래 보기 申 熔接한 맞대기 熔接 이음材와 十字型 필릿 熔接 이음材로부터 採取한 것이다. 熔接은 完全 용입시켰고 熔接한 그대로 試驗을 하였다. 어느 試驗片에서나 表面은 黒皮가 남은 상태 로 하여 熔接線과 直角方向이 供試材의 壓延方向과 一 致하도록 加工하였다. 또, 十字型 필릿 熔接 이음 試驗片에서는 사이에 끼운 板의 片側의 toe 部를 연마하여 서 평활하게 하여 연마하지 않은 熔接한 채로 남아있 는 toe 部에서 疲勞 균열이 發生하도록 配慮하였다. 熔 接條件은 Table 4에, 試驗片의 형상과 치수는 Fig. 12 에 나타내었다.

疲勞試驗은 應力 比가 0.1 이하의 片振引張 荷重 制 御에 의하여 室溫(20~30°C)의 海水中에서 실시하였다. 荷重反復 速度는 波浪 周期에 가까운 10 cpm로 하였 다. 단, 大氣 中의 疲勞試驗은 앞에서 말한 바와 같이 反復 速度 f 의 相違에 의해서 疲勞強度에 영향을 미치 지 않으므로 800 cpm에서 실시하였다. 각 試驗片에는 약간의 角變形(0.1mm/600mm~1.8mm/600mm)과 誤差(最 大 1.5mm 程度)가 있었지만, 모두 적은 양이기 때문에 이들의 영향은 특별히 考慮하지 않았다. 完全 용입의 맞대기 熔接 이음 및 十字型 熔接 이음에서 균열이 發

生하는 곳은 熔接 toe 部이고, 그 곳의 K_t 에 의하여 균 열 發生壽命은 크게 支配된다. 西田²⁾, Heywood¹³⁾ 및 熊谷, 島田¹⁴⁾ 등의 結果를 利用하여 구한 K_t 는 맞대기 熔接 이음 試驗片에서는 1.8~2.3, 十字型 熔接 이음 試驗片에서는 2.6~3.0이었다.

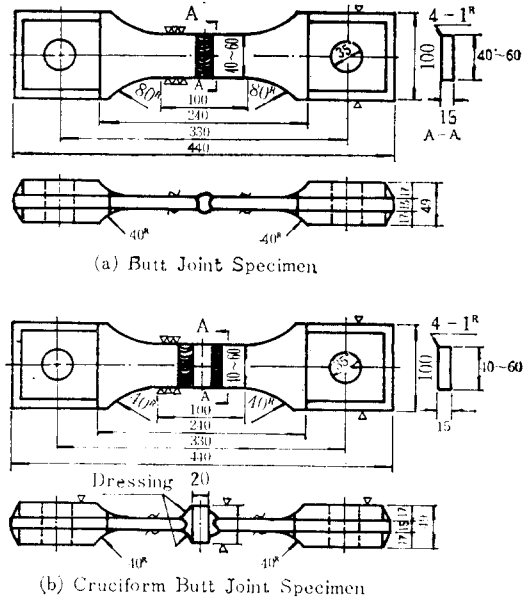
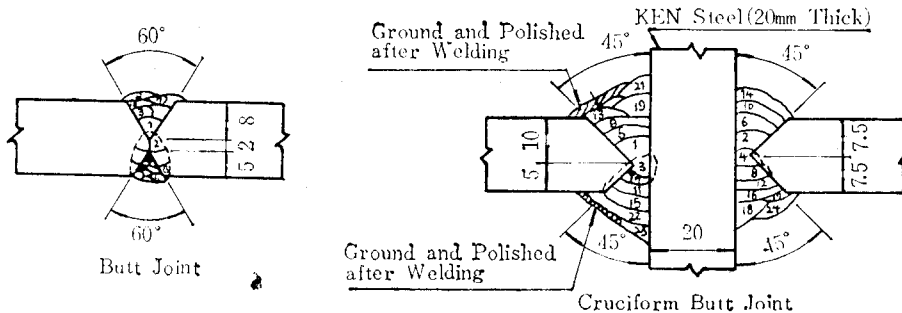


Fig. 12. Details of specimens used in pulsating tensile fatigue test

Table 4. Welding conditions of test specimen

Item	Welding Method	Electrode	Number of Layers	Welding Current (Amp)	Welding Voltage (Volt)	Welding Speed (cm/min)	Heat Input (KJ/cm)	
Butt Joint	SMAW (flat)	A-200 4.0mmφ	8	158~171	25~26	24~26	9.1~11.1	
Cruciform Butt Joint	SMAW (flat)	FI 120 G 3.2mmφor4.0mmφ	11	4.0mmφ	189~207	30~32	20~22	15.5~19.9
				3.2mmφ	135~144	27~28	20~22	9.9~12.1



앞에서 말한 母材 notch 平板試驗片에서의 疲勞 균열 發生壽命 N_c 는 notch 밑의 表面에 길이 약 0.5mm의 균열이 관찰될 때의 反復數로써 定義하였다. 그러나 熔接 이음에서는 微視적으로 應力集中이 큰 곳들이 toe 部に 散在해 있기 때문에 微細 균열이 여러 곳에서 發生하는 경우가 많고, 특히 海水 中에서는 그와 같은 傾向이 높다. 따라서 表面에 2~3mm 길이의 균열이 관찰될 때의 反復數로써 N_c 를 定義하면, toe 部の 局部的 應力集中의 影響을 받게되어 試驗 結果에 큰 scatter가 생기게 되는 것을 피할 수 없게 된다. 그러므로 熔接 이음에 대한 N_c 로써는 toe 部 表面의 疲勞 균열 길이 2a가 약 10mm에 이르렀을 때의 反復數를 N_c 로 定義하는 것이 妥當하다고 指適되고 있다.¹⁵⁾ 그래서 熔接 이음 試驗片에 대한 N_c 는 2a가 약 10mm가 되었을 때의 反復數 $[N_c]_{2a=10}$ 를 採用하여 定義하기로 하였다. 그런데 海水 中에서 熔接 이음의 疲勞 균열 길이를 觀察하는 것은 곤란할 경우가 있으므로 N_c 를 破斷壽命 N_f 로부터 推定할 필요가 있다. 각 熔接 이음 試驗片에 대해서 N_f 로부터 N_c 의 推定을 다음에 말하는 假定 下에서 시도하여 보았다.

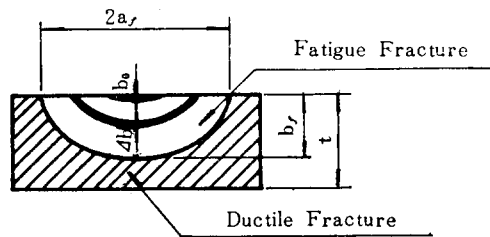


Fig. 13. Fracture surface of specimen

(1) 각 試驗片의 破斷面에서 觀察되는 最終 疲勞 균열 形狀을 半橢圓으로 近似化하고 표면 길이 2a_f와 깊이 b_f를 計測한다(Fig. 13 참조). 또, 最終 疲勞 균열 形狀이 半橢圓으로 近似化시키는 것이 적당하지 못할 때는 疲勞 균열 傳播途中 段階에서 比較的 輪廓이 明瞭한 疲勞破面 形狀을 參考하여 2a_f와 b_f를 推定하였다.

(2) 半橢圓 형상의 균열 성장에 따른 形狀變化에 대해서는 川原¹⁶⁾ 등의 片振引張 荷重條件에서의 計測 結果를 參考로 하였다. 이 計測 結果는 母材의 單一 表面 균열에 대한 것이지만 熔接 toe 部に 많이 發生하는 微細한 表面 균열이 서로 간섭하는 과정을 거쳐서 하나의 表面 균열로 成長한 다음의 균열 形狀을 檢討하는 데는 參考가 된다고 생각하였다.

(3) 引張荷重 條件 下에서의 表面 半橢圓 균열 最深

部の K值는, Kobayashi의 解¹⁷⁾에 의하여 구하였다. 그리고 K值 計算에 있어서는 덧살(reinforcement of weld)의 影響은 무시하였다.

(4) 大氣 中과 海水 中에서의 疲勞 균열 傳播側으로는 (8)式과 (9)式을 사용하였다.

(5) 疲勞 균열이 깊이 b로부터 b+Δb까지 成長하는데 要하는 反復數 ΔN_p를 計算하고 b에서 b_f에 도달할 때까지의 각 Δb區間의 ΔN_p를 加算하여 N_p를 구하였다.

(6) 각 試驗片에 대해서 균열 깊이가 b_o에서 b_f에 도달할 때까지의 反復數 [N_p]_{b_o-b_f}를 여러 개의 b_o에 대하여 구하고 다음 式에 의하여 균열 깊이가 b_o로 되었을 때의 反復數[N_c]_{b=b_o}를 推定하였다.

$$[N_c]_{b=b_o} = N_f - [N_p]_{b_o-b_f} \dots\dots\dots(10)$$

疲勞 균열 傳播狀況이 測定된 試驗片에 대해서 2a가 10~20mm로 될 때의 反復數 [N_c]_{2a=10-20}와 위에서 말한 方法에 의하여 구한 여러 개의 b_o에 대한 [N_c]_{b=b_o}와의 對應을 檢討한 結果 Fig. 14에 나타낸 바와 같이 b_o가 0.5mm되었을 때의 反復數[N_c]_{b=0.5}와 [N_c]_{2a=10-20}가 잘 一致해 주고 있음이 밝혀졌다. 즉, 2a가 약 10mm로 되면 b는 0.5mm 정도 되는 것을 알 수 있다. 따라서

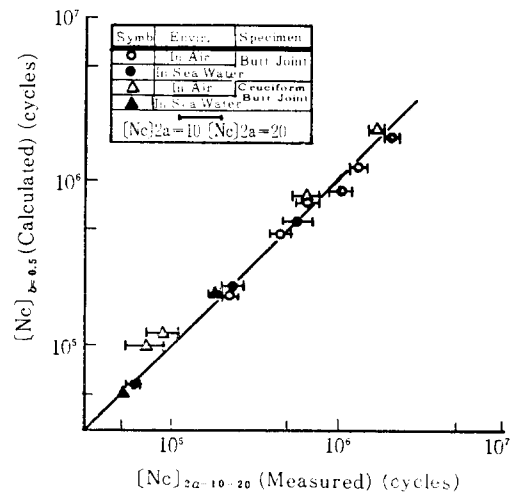


Fig. 14. Comparison of [N_c]_{2a=10-20} (measured) and [N_c]_{b=0.5} (calculated)

[N_c]_{2a=10}가 測定되지 않았던 熔接 이음 試驗片에 대한 N_c 로써는 (10)式에 의한 [N_c]_{b=0.5}를 採用하기로 하였다. 實驗 結果의 實斷面 公稱應力範圍 ΔS와 [N_c]_{2a=10} 또는 [N_c]_{b=0.5}와의 關係를 맞대기 熔接 이음 試驗片에 대해서는 Fig. 15에, 十字型 熔接 이음 試驗片에 대해서는 Fig. 16에 각각 나타내었다.

이들 그림에서 海水 中에서의 實驗點 가운데 *표를 붙인 것은 30°C에서 實驗한 것이고 다른 實驗點에 비하

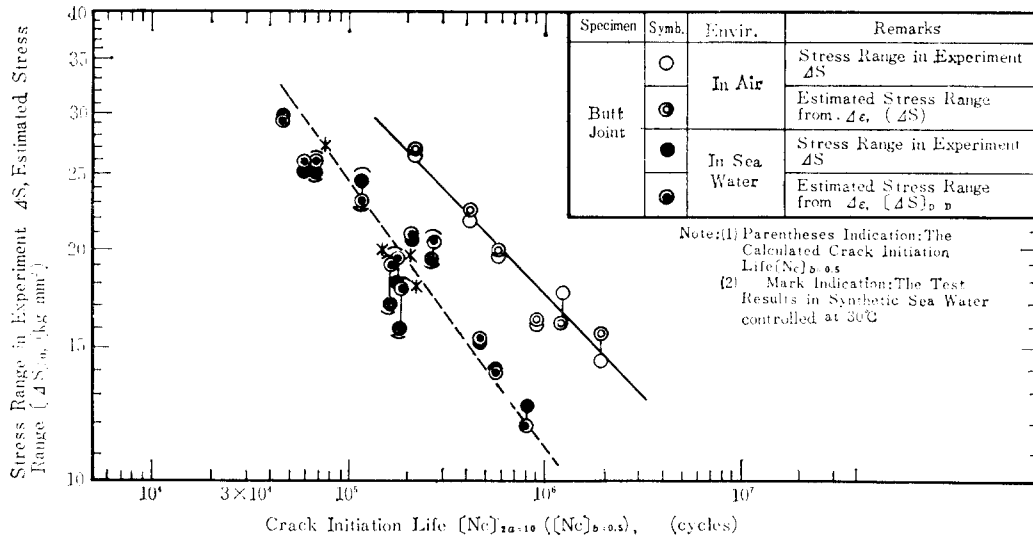


Fig. 15. Fatigue test results (butt joint)
 (Comparison of experimental results and theoretical evaluation)

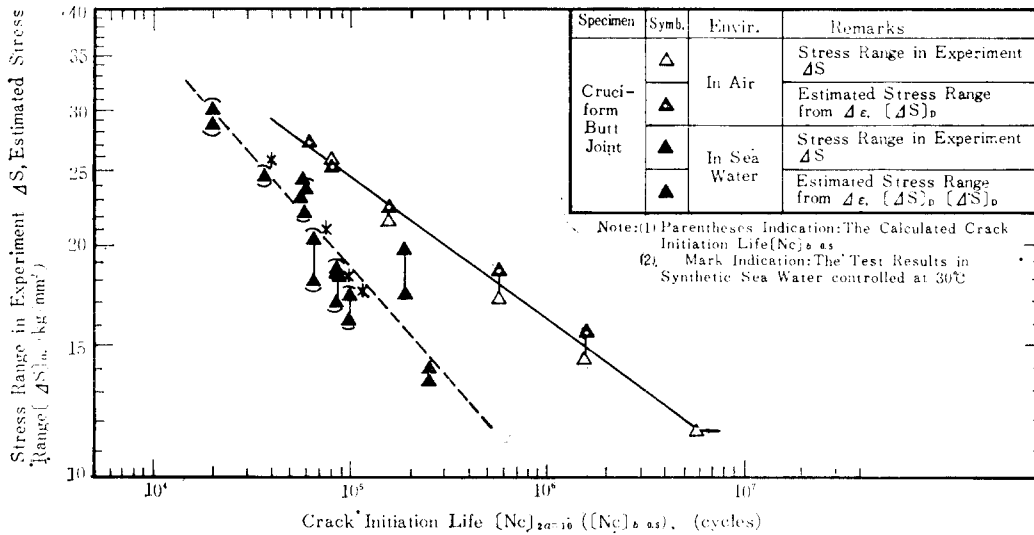


Fig. 16. Fatigue test results (cruciform butt joint)
 (Comparison of experimental results and theoretical evaluation)

여 약간 壽命이 짧았다. 實驗 data가 적어서 확실하게 말할 수는 없지만 그 原因으로서는 5°C의 溫度差에 起因한 腐蝕速度差의 영향이라고 생각된다. 또, 그림에는 앞서 말한 平滑丸棒 試驗片의 兩振定 strain 試驗으로부터 얻은 $\Delta\epsilon-N_c$ 曲線을 이용하여 notch 試驗片의 $\Delta S-N_c$ 曲線을 推定하는 方法을 應用하여 각 熔接 이음 試驗片의 N_c 에 대한 ΔS 를 구한 結果가 각 實驗 點과 對應시켜 표시되어 있다. 이들의 推定 結果는 軟鋼 母材의 data를 사용하였음에도 불구하고 大氣 中에서는 물론이고 室溫의 海水 中에서도 實驗 結果와 잘 一致하고 있다. 더욱 이들 그림에 표시한 實線(大氣 中에서의 $\Delta S-N_c$ 曲線)과 破線(海水 中에서의 $\Delta S-N_c$ 曲線)은 (2)式에서 $f=10\text{ cpm}$ 으로 하여 구한 K_c 를 만족시키도록 그은 直線이지만, 각 實驗과 推定値는 이들 $\Delta S-N_c$ 曲線에 잘 일치함을 알 수 있다.

이상의 結果들로부터 一般 船體用 軟鋼熔接에 의한 大대기 熔接 이음과 十字型 熔接 이음의 熔接 toe 部에 대해서 10 cpm의 片振引張 荷重 下에서의 大氣 中과 海水 中의 疲勞 균열 發生強度를 實驗的으로 구한 結果와 著者가 提案한 推定法에 의한 結果를 比較하여 얻은 結論을 요약하면 다음과 같다.

(1) 軟鋼 손 熔接 이음 toe 部에서의 室溫 海水에 의한 腐蝕効果 係數 K_c 는 (2)式에서 얻어지는 軟鋼 母材의 notch 材에 대해서 구한 K_c 에 의하여 評價할 수 있다,

(2) 軟鋼 母材의 平滑丸棒 試驗片에 의한 大氣 中 完全 兩振 一定 strain 疲勞 試驗 結果로부터 軟鋼 손 熔接 이음 toe 部에서의 大氣 中 및 海水 中에서의 疲勞 균열 發生強度를 推定할 수 있다.

끝으로, 拘束應力 및 熔接殘留應力の 영향에 대한 考察과 乾濕 反復 條件 下에서의 過剩 電氣防蝕 下等에서의 腐蝕疲勞 強度를 考察하여 設計에 反映시키는 問題는 앞으로 해결해야 할 중요한 研究課題이다. 또, 앞으로 그 使用이 증가하리라 생각되는 高張力鋼과 低合金鋼에 대해서 母材는 물론이고 熔接 이음의 腐蝕環境 下에서의 強度의 考察은 반드시 檢討되어야 할 課題이다.

參 考 文 獻

- 1) 永井欣一, 森正浩, 矢島浩, 山本豊, 藤本由紀夫; “軟鋼切欠平板의 腐蝕疲勞龜裂發生壽命推定에 關する 研究”, 日本造船學會論文集, 第142號(1977), p. 239.
- 2) 西田正孝; 應力集中, 森北出版
- 3) 遠藤吉郎, 永井欣一, 黒田邦美; “腐蝕疲勞を受けた 鋼材의 裂深さと 低溫ぜい性に 關する その後の 研究”, 日本機械學會論文集, 第29卷, 197號(1963), p. 12
- 4) R. E. Peterson, “Fatigue of Metals in Engineering and Design”, Edgar Marburg Lecture,

- Material Research and Standards, Feb, (1963), p. 123.
- 5) H. F. Hardrath and L. Ohman, “A Study of the Elastic and Plastic Stress Concentration Factor due to Notches and Fillet in Flat Plates”, National Advisory Committee for Aeronautics, Report 1117, (1953)
- 6) 永井欣一, 岩田光正, 木下元洋, 金倉正明, 馬場和男, 井上寛; “船殼構造의 腐蝕疲勞強度について”, 日本造船學會論文集, 第136號(1974), p. 397.
- 7) 永井欣一, 岩田光正, 矢島浩, 山本豊, 藤本由紀夫; “軟鋼의 塩水 中 疲勞 裂 傳播 速度에 及ぼす 荷重 繰返し 速度, 平均 應力, 溫度 および 陰極 防蝕의 影響 について”, 日本造船學會論文集, 第140號 (1976), p. 255.
- 8) 安藤清; “船體構造部材의 裂強度 解析—面內 彈性 問題”, 三菱重工技報, Vol. 10, No. 3 (1977), p. 327.
- 9) N. E. Frost, K. J. Marsh and L. P. Pook, “Metal Fatigue”, Clarendon Press Oxford (1974), p. 251.
- 10) 遠藤吉郎, 駒井謙治郎, 鈴木幸雄; 腐蝕疲勞 裂의 進展에 及ぼす 應力 繰返し 速度의 影響”, 日本機械學會論文集, 第40卷, 333號(1974), p. 1262.
- 11) J. M. Barsom, “Effect of Cycle Stress Form on Corrosion Fatigue Crack Propagation below K_{ISCC} in a High Yield Strength Steel”, *Proceeding of conference held at the University of Connecticut*, June (1971), p. 424.
- 12) 永井欣一, 森正浩, 矢島浩, 山本豊, “軟鋼溶接 継手의 腐蝕疲勞龜裂發生壽命について”, 日本造船學會論文集, 第143號(1978), p. 483.
- 13) R. B. Heywood, “Designing by Photoelasticity”, Chapman and Hall Ltd, (1952)
- 14) 熊谷一男, 島田平八, “突出部を有する板의 引張りにおける 應力集中係數”, 日本機械學會論文集, 第34卷 258號(1968), p. 249.
- 15) 的場正明, “模型疲勞試驗と基礎 継手疲勞試驗의 關連 についての 考察”, 日本造船學會論文集, 第138號 (1975), p. 418.
- 16) 川原正信, 栗原正好, “表面 裂의 疲勞による 傳播 成長過程에 關する 豫備的 考察”, 日本造船學會論文集, 第137號(1975), p. 297.
- 17) A. S. Kobayashi, “Crack Opening Displacement in Surface Flawed Plate Subjected to Tension or Plate Bending”, *Proc. of the 2nd Int. Conf. on Mechanical Behavior of Materials*, Boston, Aug., (1976), p. 16.
- 18) 小若正倫, 長野博夫, “流動 海水 中における 鋼의 腐蝕 及ぼす 合金 元素의 影響”, 防蝕技術, 第20卷, 第5號 (1971), p. 213.