鋼熔接部의 平面굽힘 疲勞荷重에 依한 表面균열 傳播特性

趙 相 明

A Study on the Corner Crack Propagation by Plane Bending Fatigue in Butt Welded Joints of Steel

Cho Sangmyung

〈目 次〉

1. 序 論
2. 實驗方法
3. 實驗結果 및 考察
4. 結 論
參考 文献
附 錄

Abstract

The behavior of corner crack propagation by unidirectional plane bending fatigue was investigated in the butt welded joints of SS41 and SM50 steel plates with an edge through-thickness notch.

The properties of fatigue crack propagation were quantitatively inspected in the weld metal, heat-affected zone, and base metal of the welded joints.

Main results obtained are as follows ;

(1) When a plate with an edge through-thickness notch is loaded by plane bending fatigue in unidirection, the 2 variant corner cracks are initiated and propagated from the notch on the upper and lower surface of the plate.

(2) In case of a specimen with a corner crack, it is more reasonable to estimate the crack propagation rate by area of fracture surface than by crack surface length.

(3) The rate of fatigue crack propagation becomes faster in the following order; weld metal, heat-affected zone, and base metal.

(4) The specimen including reinforcement shape is rapidly failed throughout BOND due to effect of its shape when the repeated load exceeds a certain cycle.

1. 序 論

熔接에 의해서 構造物을 建造하는 경우에 고려되는 중요한 요소들은 材質의 變化, 殘留應力, 熔接變形, 熔接缺陷 等이라고 할 수 있으나 이들은 모두 熔接이음부의 强度問題로 歸着된다고 할 수 있다.[1,2] 熔接이음부의 强度問題는 크게 脆性破壞와 疲勞破壞로 나눌 수 있다. 이러한 破壞에 關한 硏究는 2차대전 이후 破壞力學의 發達과 함께 많은 進展을 보게 되었으나 아직까지 熔接이음부의 安全性이나 信賴性을 충분히 保障할 수는 없는 실정이다.[3-5]

특히 反復荷重을 받는 대부분의 熔接構造物에는 熔接時 隨伴되는 작은 언더컷트, 氣孔, 冷間 및 熱間균열과 不純物 等을 起点으로 해서 發生한 微細疲勞균열이 存在한다. 이러한 熔接構造物은 使用壽命中 상당한 부분이 微細疲勞 균열을 包含하고 있는 상태이므로 이 경우에 필수적으로 고려해야 되는 것은 熔接이음부의 疲勞균열 傳播特性이다.

一般的으로 균열은 그 形狀에 따라 貫通균열(Through crack)과 非貫通表面균열(Part-through surface crack)로 대별할 수 있는데 실제 熔接部에서는 대부분의 균열이 非貫通表面균열(以下 表面균열로 略稱)의 形態로 存在한다.[6] 貫通균열은 斷面全體를 貫通하면서 傳播하기 때문에 傳播에 따른 形狀變化는 거의 없다. 그러나 表面균열은 半圓形(Semi-circular crack), 四分圓形(Quarter-circular crack), 半楕圓形(Semi-elliptical crack), 四分楕圓形(Quarter-elliptical crack) 等으로 구분되며(통상 四分圓形이나 四分楕圓形균열은 구석균열 또는 모서리균열이라고 한다.) 이들은 거의가 成長함에 따라 그 形狀이 變化한다.[7] 따라서 表面균열을 가진 部材의 疲勞균열 傳播特性을 究明하는 데는 이 균열의 成長에 따른 形狀變化가 아주 중요한 요소이다.

한편 片側貫通 놋치를 가진 板材가 片振平面 굽힘疲勞荷重을 받을 경우 板의 上面(Upper Surface)에서는 引張應力의 反復作用으로 四分楕圓形 表面균열이 發生·傳播할 것이고, 壓縮應力을 反復的으로 받는 下面(Lower surface)에서도 별개의 균열이 發生·傳播할 것이 예상된다.

本 硏究에서는 上·下面表面균열의 發生·傳播機構 및 傳播에 따른 形狀變化 等을 究明하기 爲해서, 片振平面 굽힘疲勞 荷重에 의해 片側貫通 놋치로 부터 發生·傳播하는 上·下面表面균열에 대해 微視的 및 巨視的인 立場에서 連續的으로 관찰·검토하였다. 또한 鋼熔接部를 熔着金屬(WM), 熱影響部(HAZ), 본드部(Bond), 母材(BM) 및 熱影響部와 母材사이(HAZ-BM) 等으로 細分하여, 各部에 設置된 놋치로 부터 發生·傳播하는 表面균열의 擧動을 定量的으로 比較·考察하여 鋼熔接部의 굽힘疲勞균열 傳播特性을 究明하였다.

2. 實驗方法

2-1 試驗材 및 試驗片

本 實驗에 사용한 試驗材는 國産 SS41軟鋼(4.5t) 및 SM50高張力鋼(4.5t) 두 種類로 하였다. SS41은 고산화티탄계 被覆아아크 熔接棒 KSE-4313(ϕ3.2)을 이용하여 手動아아크熔接 하고, SM50은 軟

dCollection

鋼 및 50kg級 高張力鋼 單層熔接用인 AWS EH-14, F-71와이어(ϕ3.2) 및 플럭스를 이용하여 自動潛弧熔接을 해서 맞대기이음 熔接試驗片을 제작하였다. 이들의 化學的 成分과 機械的 性質을 Table 1에 나타내고 있다.

試驗片의 切斷은 熔接線方向과 균열傳播方向이 壓延方向과 같게 하였다.

맞대기이음 熔接의 그루브形狀은 I形이며, 被覆아아크熔接한 SS41은 루우트간격 3.7mm로 2層熔接을 行하였고, 潛弧熔接한 SM50은 루우트간격 없이 뒷판(Backing bar)을 附着시킨 狀態에서 單層熔接을 行하였다.[8] 이들은 모두 熔接變形을 防止할 目的으로 拘束狀態에서 熔接하였고, 被複熔接棒은 擴散性 水素로 인한 균열發生의 영향을 除去할 目的으로 100℃ 乾燥爐에서 1시간 동안 乾燥시킨 後에 즉시 사용하였다. 또한 熔接비이드의 잉여높이에 의한 영향을 검토하기 위해서는 SS41 母

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of materials.

Materials	Chemical compositions(wt%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y.P (kg/mm²)	T.S (kg/mm²)	El. (%)
SS41	0.173	0.044	0.513	0.017	0.0169	26	43	28
KSE-4313	0.06	—	0.45	0.012	0.08	40	49	27
SM50	0.184	0.09	1.18	0.016	0.02	34.5	51	28
AWS.EH-14	0.04	0.55	0.166	0.014	0.011	—	54.5	29

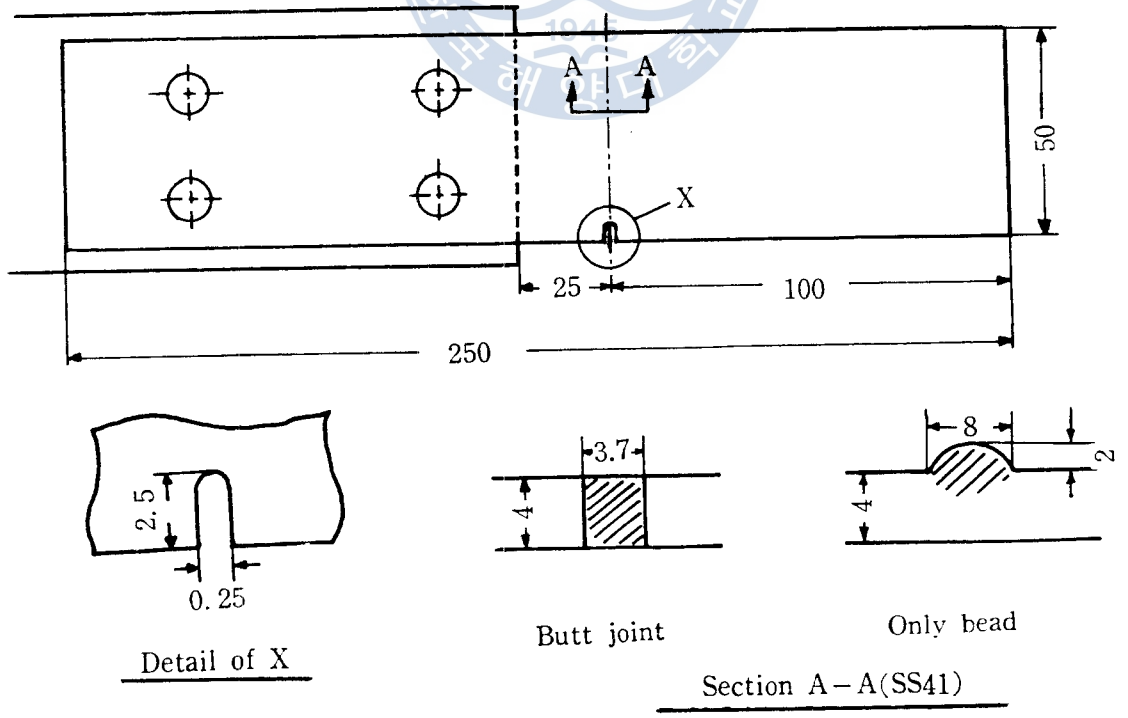


Fig. 1. Configuration and dimension of specimens.

Table 2. Welding conditions.

Welding		Current(A)	Voltage(V)	Speed(cm/min)	Heat input(kj/cm)
Shielded Metal-arc	1st	100	28	15.7	10.7
	2nd	85	25	16.1	7.9
	Bead	90	26	15	9.4
Submerged-arc		470	30	55	12.3

材板上에 비이드熔接을 하였다.

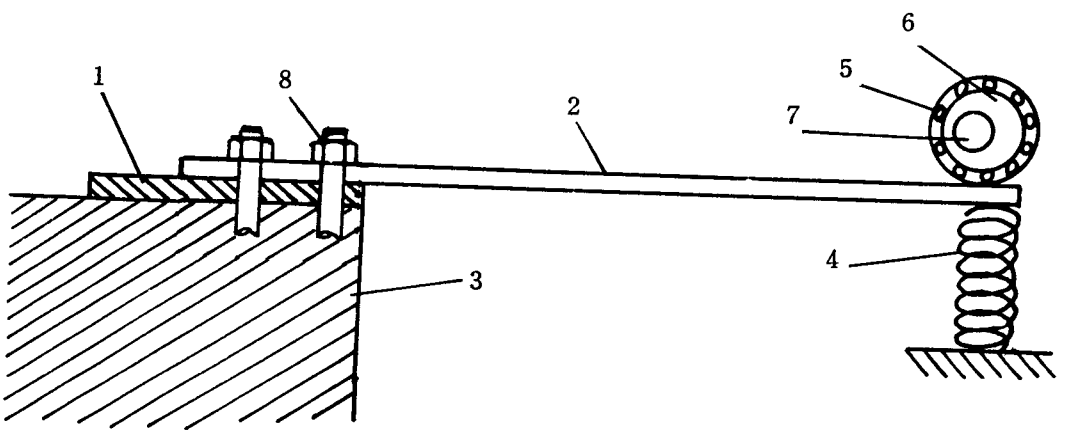
Table 2에 이들의 熔接條件과 入熱量이 明示되어 있다.

비이드熔接試驗片을 제외한 나머지 試驗片은 熔接비이드의 잉여높이를 除去하고 Fig.1과 같은 치수로 機械加工한 後, 양면을 모두 硏削하여 최고 #1,000사포까지 사용해서 손硏磨를 끝으로 두께 4.0mm로 제작하였다. 비이드熔接試驗片은 미리 두께 4.0mm로 硏削加工한 다음 그 위에 熔接비이드만을 設置하여 같은 치수로 機械加工하였다. 여기에 Fig.1과 같이 試驗하고자 하는 各部 즉 母材, 熔着金屬, 熱影響部, 본드部, 그리고 熱影響部와 母材 사이에 各各 두께 0.25mm 슬로팅커터(Slotting cutter)를 이용하여 놋치를 加工하였다.

2-2 實驗裝置 및 實驗方法

實驗에 사용한 試驗機는 本 硏究室에서 考案·製作한 片心輪式 定變位 平面굽힘 疲勞試驗機로서 이것의 槪略圖 및 外觀을 Fig.2와 Fig.3에 보인다. 板狀試驗片의 一端은 固定볼트로 固定하고, 自由端은 片心輪의 회전에 의하여 反復的으로 平面굽힘 荷重을 받게 하였다. 이 片心輪의 外周에는 볼베어링을 끼워서 試驗片과의 사이에 摩擦을 피할 수 있도록 하였다.

反復荷重의 速度는 9.17Hz이며 횟수는 최고 10^5~10^6회 까지 加하였다. 또한 應力의 形態는 Fig. 4 및 Fig.5와 같이 두 種類로 하였다. Fig. 4는 試驗片 上面에서 發生·傳播하는 表面균열의 形狀



1. Bottom plate for deflection control.
2. Specimen.
3. Bed.
4. Spring for reversed cycle.
5. Ball bearing.
6. Eccentric ring.
7. Shaft.
8. Fixing bolt.

Fig. 2. Schematic diagram of the bending fatigue tester.

Collection

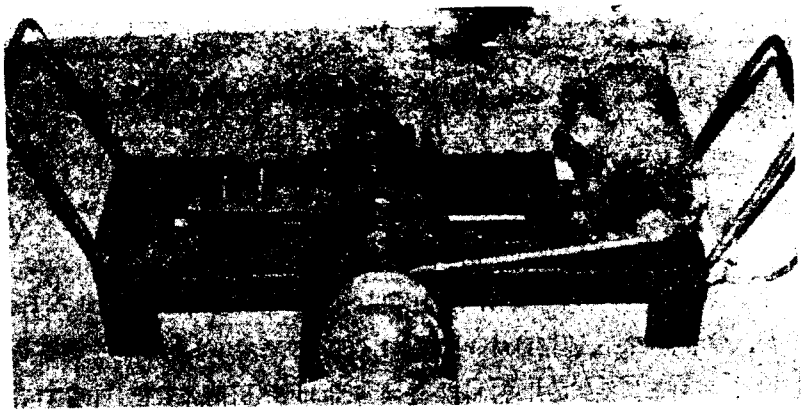


Fig.3. General view of the bending fatigue tester.

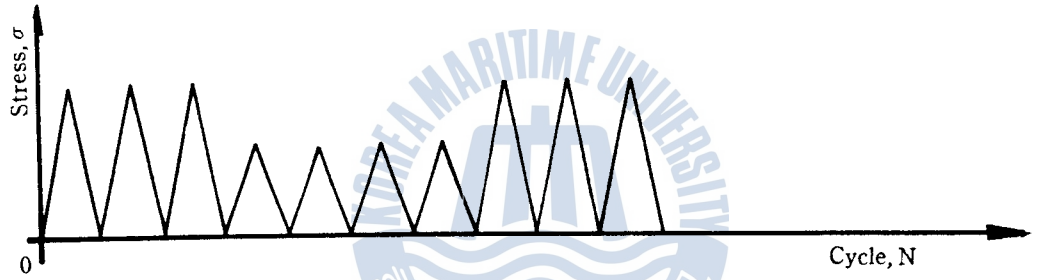


Fig.4. Stress pattern for observation of fracture surface in fatigue test.

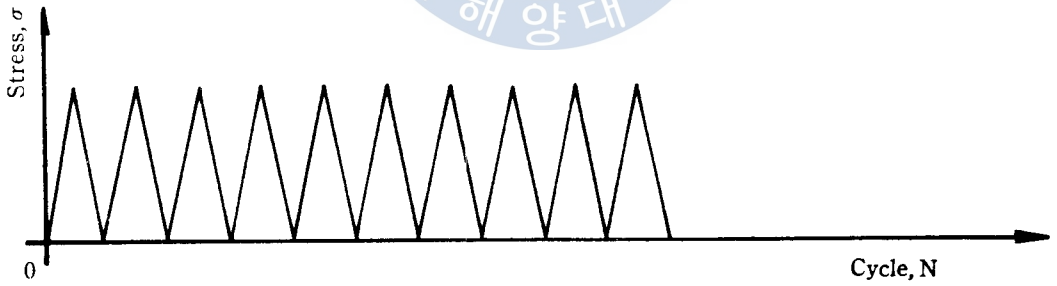


Fig.5. Stress pattern for measurment of crack propagation rates in fatigue test.

變化를 連續觀察할 目的으로 加한 2段의 片振平面 굽힘應力의 形態이며[9], Fig.5는 熔接部 各部의 疲勞균열 傳播特性을 比較하기 위해 加한 균일한 크기의 片振平面굽힘應力의 形態이다.

또한 傳播하는 上·下面表面균열의 길이는 일정한 反復荷重을 加한 後 移送顯微鏡(Travelling or Reading microscope)을 이용하여 0.01mm까지 測定하였다.

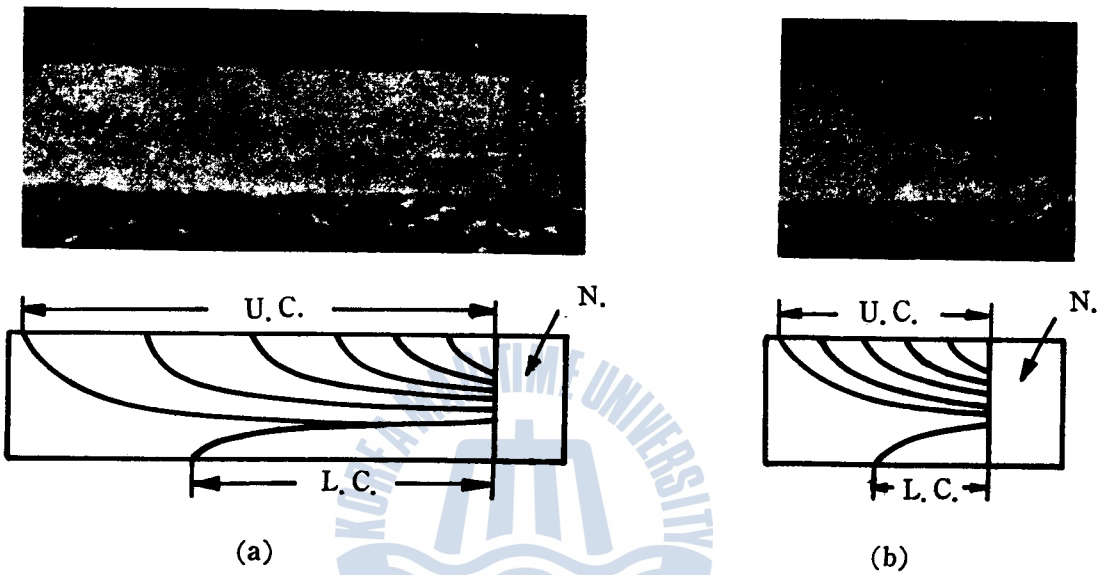
上·下面表面균열의 疲勞破面은 SS41母材試驗片을 대상으로 走査型電子顯微鏡(SEM)을 이용하여 微視的으로 觀察·比較하였다.

dCollection

3. 實驗考果 및 考察

3-1 片振平面 굽힘疲勞荷重에 의한 上·下面表面균열의 發生 및 傳播擧動

Fig.6. (a), (b)는 SS41母材를 대상으로 2段의 片振平面 굽힘疲勞荷重을 加하여 일정 길이만큼



U.C. : Upper corner crack.
L.C. : Lower corner crack.
N : Notch.

Fig.6. Macrographs of fracture surfaces and beach marks.

균열을 傳播시킨 疲勞破面으로서 그 巨視的 樣相을 나타낸 것이다. 여기서 오른쪽 初期놋치의 상부에서 發生·傳播하는 上面균열은 '四分楕圓形' 表面균열이고, 놋치 하부에서도 벌개의 下面表面균열이 發生·傳播함을 알 수 있다.

上面의 四分楕圓形 表面균열은 Koterazawa[10], Kawahara[11] 等이 보고한 半楕圓形 非貫通균열(表面균열)과 비슷한 樣相으로 傳播하고 있다. 즉 板狀 試驗片이 片側에 '貫通놋치'를 갖는 경우라도 片振平面 굽힘荷重을 받으면 上面에서 發生·傳播하는 疲勞균열은 表面에 非貫通놋치를 갖는 경우에 생기는 半楕圓形 表面균열과 비슷한 형상으로 傳播된다. 이것은 놋치가 斷面을 貫通한 상태이지만 引張應力은 놋치상부 自由表面에서 最大로 作用하므로 應力集中 效果는 非貫通 表面놋치와 같기 때문인 것으로 판단된다.

다음으로 下面表面균열에 관해서 考察해 보면, 片振荷重이기 때문에 壓縮應力만을 反復的으로 받는 下面의 놋치 前方에는 應力集中으로 인해 塑性域(Plastic zone)이 形成된다. 이 塑性域은 Fig.7과 같이 單一塑性域(Monotonic plastic zone)과 交番塑性域(Cyclic plastic zone)으로 構成되어 있다. 이 두 塑性域은 荷重을 加하는 동안(負荷 半싸이클)에는 모두 降伏点 이상의 壓縮應力을 받지만,

dCollection

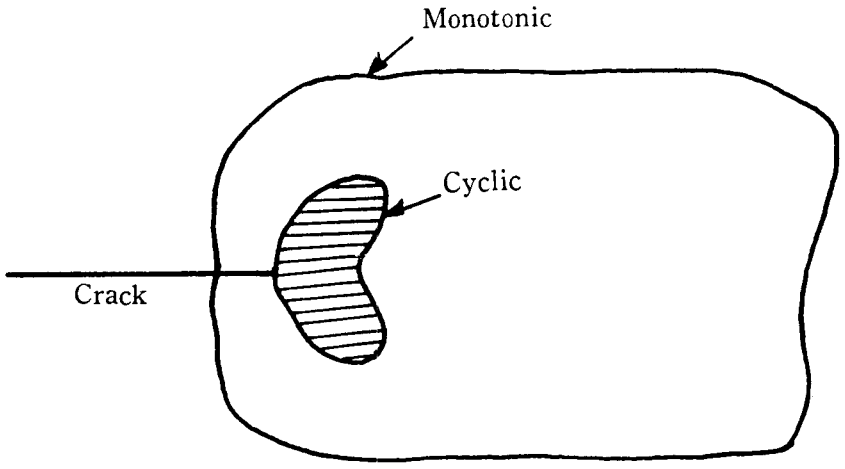


Fig. 7. Schematic diagram of monotonic and cyclic plastic zone.

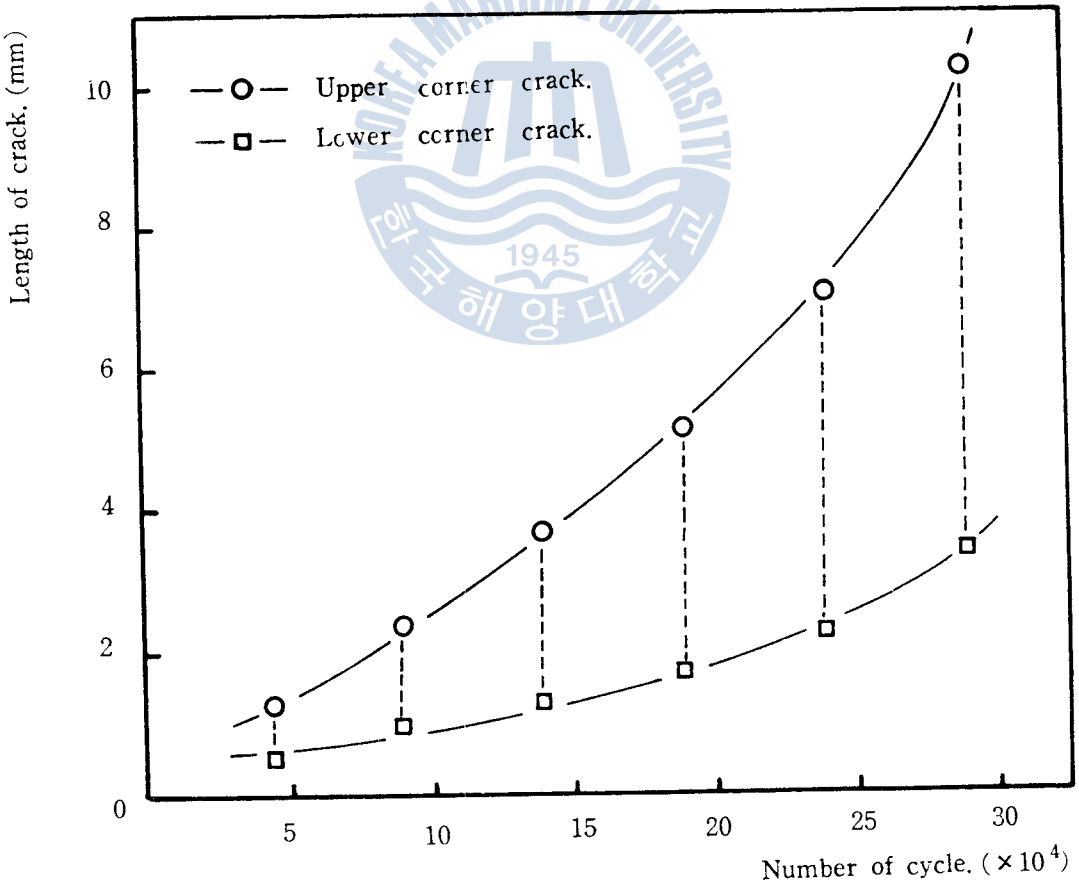


Fig. 8. Relation of upper and lower corner crack of SM50.

KOREA MARITIME UNIVERSITY 1945 한국해양대학교

dCollection

荷重을 除去해서 試驗片이 彈性에 의해서 原狀態로 돌아갈 때(除荷 半싸이클)에는 單一塑性域은 降伏点 미만의 引張應力을 받고, 交番塑性域은 降伏点 이상의 引張應力을 받아서 引張塑性變形하게 된다.[12] 따라서 이 交番塑性域內의 높은 引張應力으로 인해서 疲勞균열은 下面놋치 先端에서 부터 發生·傳播하는 것으로 생각된다. 이상과 같이 壓縮應力만을 받는 경우에도 疲勞균열이 傳播한다고 하는 것은 Hubbard가 行한 軸方向 壓縮疲勞 균열傳播試驗 結果에서도 보고되어 있다.[13]

Fig.8은 上·下面表面균열의 傳播狀態를 SM50母材에 대해서 圖示한 것이다. 應力反復回數의 增加와 함께 두 균열의 길이 差가 점차 커짐을 알 수 있다. 즉 下面表面균열의 傳播速度增加는 上面쪽을 따르지 못함을 보인다. 또한 上面表面균열의 傳播速度는 下面表面균열의 傳播狀態에 의해 상당한 영향을 받는 것으로 推定된다.

3-2 四分楕圓形 表面균열의 形狀變化와 破面成長速度

四分楕圓形으로 傳播하는 上面表面균열의 形狀變化는 Fig.6.(a),(b)의 疲勞破面上에 나타난 비이치마아크(Beach mark)를 관찰하여 究明할 수 있다. 이 비이치마아크는 Fig.4와 같이 2段의 應力을 加할 때 생긴 것으로서, 2段中 低應力에 의해서 매우 低速으로 傳播한 疲勞破面이다.

균열의 前進方向 길이(以下 길이) a와 깊이方向 길이(以下 깊이) b를 Fig.9와 같이 잡고, 移送顯微鏡을 이용하여 비이치마아크의 形狀으로 나타난 各 表面균열의 길이 a와 깊이 b를 測定해서, a와 b의 關係를 最小自乘法으로 求한 結果, b는 式(1) 및 (2)와 같이 a의 函數로 表示할 수 있다. (附錄參照).

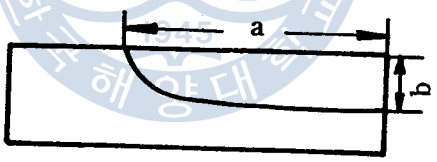


Fig.9. Quater elliptical corner cack.

$$b=\{7.023-0.054(11.4-a)^2\}^{1/2} \qquad (a\leqq 11.4) \qquad (1)$$

$$b=1.202+Z \qquad (a>11.4) \qquad (2)$$

단, $$Z=-\left\{\frac{1}{9.36}(3.214-a)+\sqrt{D}\right\}^{1/3}-\left\{\frac{1}{9.36}(3.214-a)-\sqrt{D}\right\}^{1/3}$$

여기서 $$D=\frac{1}{87.61}(a^2-6.428a+10.33)-0.0244$$

즉 表面에 나타난 균열길이 a만 測定하면 式(1),(2)에 의해서 균열깊이 b를 推定할 수 있다.

또한 傳播하는 上面表面균열의 破面은 四分楕圓形이므로 a와 b의 關係를 이용하면 그 面積 $S\left(=\frac{1}{4}\pi ab\right)$가 구해진다. 따라서 任意의 싸이클數에 의해서 增加된 破面의 面積 ΔS를 싸이클數로 나누면 破面成長速度(Fracture surface growth rate) ds/dn를 계산할 수 있다.

一般的으로 疲勞균열 傳播特性은 균열길이만의 成長速度(Crack propagation rate)인 da/dn와 應力强度係數範圍(Stress intensity factor range) ΔK와의 相關關係에 의해서 評價한다.[14] 그러나 本實驗

의 경우와 같이 균열이 試驗片 斷面을 貫通하면서 傳播(貫通균열)하지 않고 試驗片 表面 近處만을 傳播하는 非貫通表面균열에서는 疲勞균열 傳播特性을 評價하기 위해서 길이 a만의 傳播速度인 da/dn보다는 破面成長速度인 ds/dn를 이용하는 것이 더 合理的이라고 생각된다. Fig.10은 이들을 比較할 目的으로 SM50母材에 대해 疲勞균열 傳播試驗을 行하여 ΔK에 대한 da/dn와 ds/dn의 關係를 동시에 表示한 것이다. 여기서 ΔK는 式 (3)에 의하여 계산하였다.[11,15]

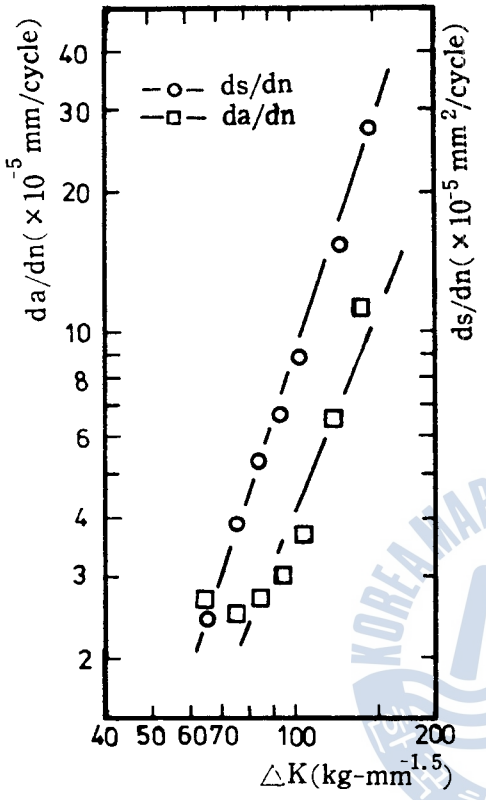


Fig.10. da/dn and ds/dn vs. ΔK

$$\Delta K = 0.5\Delta\sigma_b\sqrt{\pi\ell} \quad (\mathrm{kg/mm^{3/2}}) \qquad (3)$$

$\Delta\sigma_b$ = Bending stress range (kg/mm²)

ℓ = 初期 놋치를 包含한 균열길이(mm).

Fig.10에 의하면 ds/dn쪽이 da/dn에 비하여 좋은 直線性을 보이고 있다. 특히 균열傳播 初期에 아주 좋은 直線關係가 이루어진다. 이상과 같은 結果에 대해서는 다음과 같이 考察된다.

Fig.11.(a),(b)는 貫通균열과 非貫通表面균열의 균열傳播에 따른 破面成長을 比較하기 위한 것으로서 하부의 화살표는 균열傳播方向을 나타낸다. 初期에 균열이 길이 C_0만큼 傳播했을 때와, 일정 길이 傳播한 後 같은 길이 C_0만큼 傳播했을 때 增加된 破面의 面積을 비교해 보면, (a)의 貫通균열인 경우는 破面增加가 일정하나, (b)

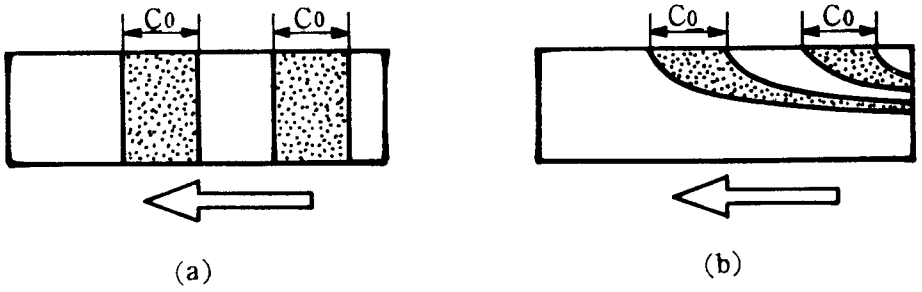
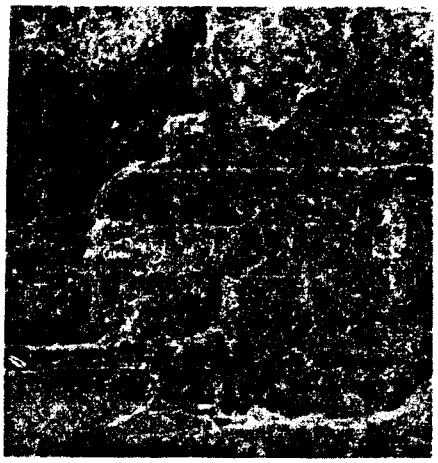


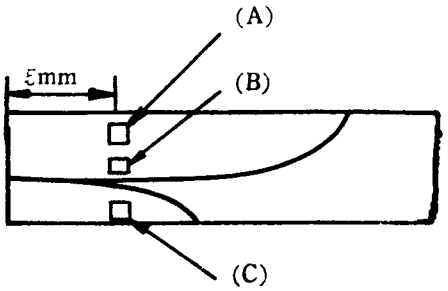
Fig.11. Comparison of fracture surface growth rate of through and part-through crack.

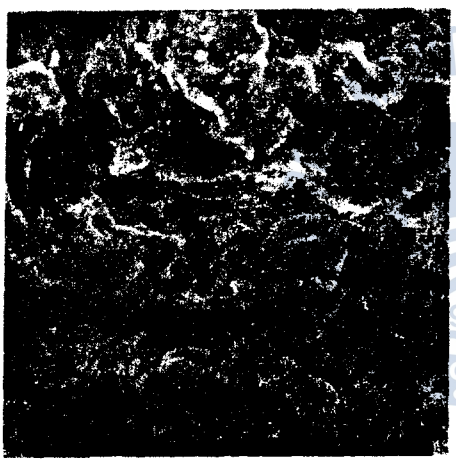
의 表面균열인 경우는 균열의 成長과 더불어 增加된 破面의 面積은 더욱 커짐을 알 수 있다. 換言하면 初期에는 균열길이가 상당히 많이 增加되더라도 새로 생긴 破面의 面積增加는 별로 크지 않고 또한 有效斷面의 減少도 크지 않다. 따라서 da/dn 및 ds/dn를 斷面減少率의 견지에서 생각하면 非貫通表面균열을 가진 材料의 疲勞균열 傳播特性을 評價함에 있어서는 ΔK에 대한 破面成長速度

dCollection

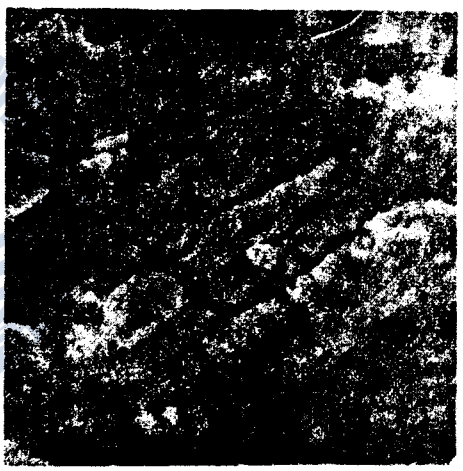


(A) × 200

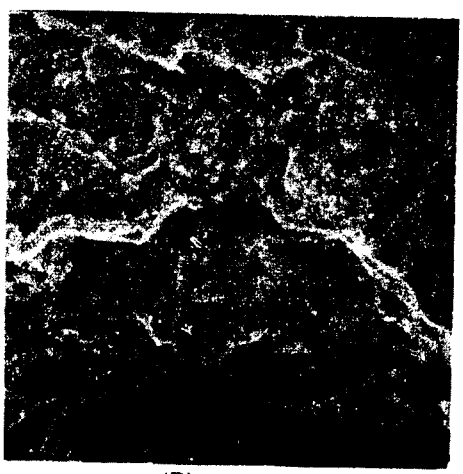




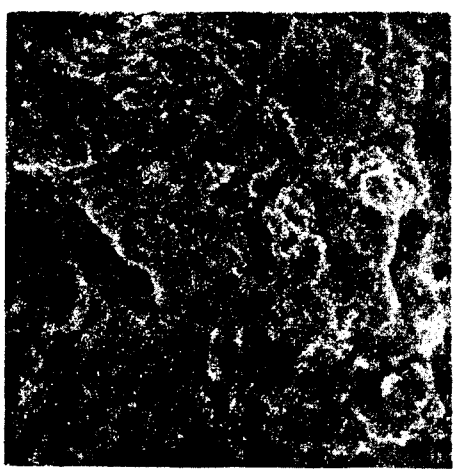
(A) × 2000



(A) × 5000



(B) × 2000



(C) × 2000

Fig. 12. Fractographs of upper and lower corner crack.

dCollection

ds/dn의 關係를 이용하는 것이 타당하다.

3-3 上·下面表面균열의 疲勞破面에 대한 微視的 考察

Fig.12는 上·下面表面균열의 疲勞破面에 대하여 微視的으로 觀察·比較하기 위해서 走査型電子顯微鏡을 이용하여 얻은 사진이다. (A)(B)(C)는 모두 놋치 先端에서 5mm 떨어진 부분의 破面으로서 (A)는 上面表面균열의 自由表面 近處이고 (B)는 內部이며, (C)는 下面表面균열의 自由表面 近處이다. 200培 擴大에서는 疲勞破面의 특징인 스트라이에이션(Striation)이 나타나지 않으나, 2,000培에서는 뚜렷한 스트라이에이션이 보인다. 특히 上面表面균열의 自由表面 近處의 破面에서는 다른 부분에 비해서 微細균열(Micro-crack)이 많이 보이고 있으며 스트라이에이션간격(Strition spacing)도 가장 큰 것을 알 수 있다.[16,17]

그러나 문지름작용(Rubbing action)의 흔적은 內部에서 생긴 (B)破面에서 가장 심하게 나타나고 있다.[18]

3-4 熔接部 各部의 疲勞균열 傳播特性

Fig.13은 SS41과 SM50의 맞대기이음 熔接部의 빅커스硬度를 나타낸 것이다. 양쪽 모두 熔着金屬의 硬度가 상당히 높지만 熱影響部의 幅은 自動潛弧熔接한 SM50쪽이 더 넓게 나타났다.

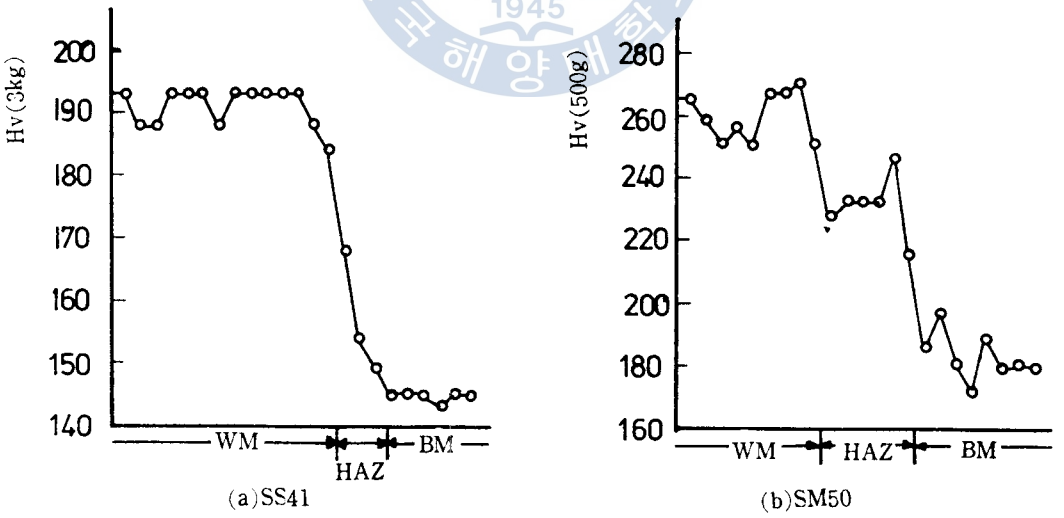


Fig.13. Distribution of hardness in butt welded joints.

Fig.14는 SS41 熔接部 各部의 破勞균열傳播速度 da/dn를 應力强度係數範圍 ΔK에 대해서 圖示한 것이다.

dCollection

Fig. 15는 같은 條件에서 ΔK와 ds/dn와의 關係를 圖示한 것으로서 이것이 全般的으로 da/dn쪽보다 分散이 더 적음을 알 수 있다. 특히 균열傳播 初期에는 ds/dn쪽이 da/dn에 비해서 상당히 좋은

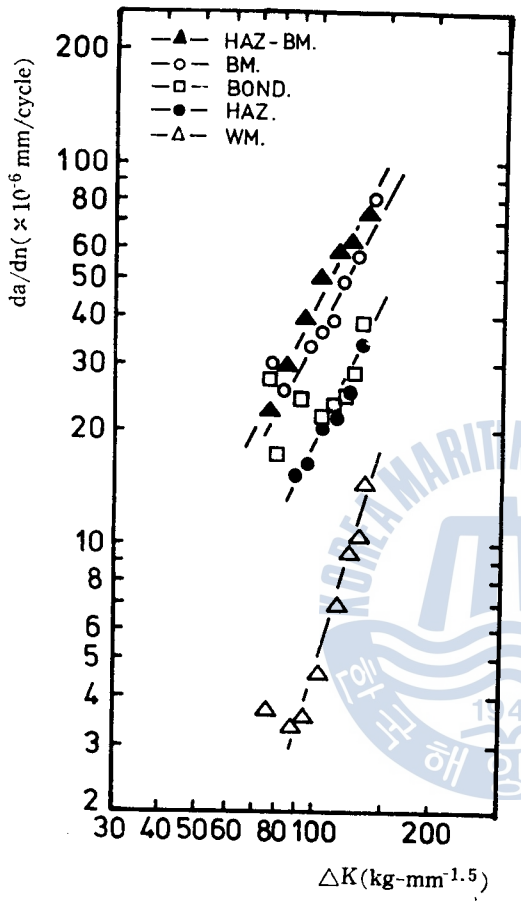


Fig. 14. da/dn vs. ΔK in welded joint of SS41.

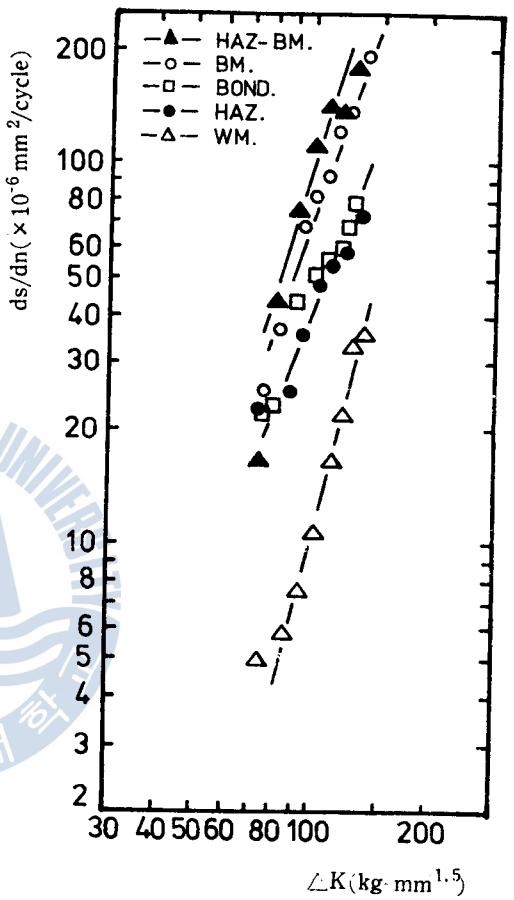


Fig. 15. ds/dn vs. ΔK in welded joint of SS41.

直線關係를 보이고 있다. 그러나 各部에서의 疲勞균열 傳播速度의 상대적인 關係는 동일하다. 즉 熔着金屬(WM)에서 균열은 가장 늦게 傳播하고, 熱影響部(HAZ)와 본드部(Bond)가 다음으로 비슷하며, 다음이 母材(BM)이고, 熱影響部와 母材사이(HAZ-BM)가 母材보다 약간 빠르게 傳播하고 있다. 이상과 같이 熔接部 各部에 있어서 균열傳播速度에 差異가 나타나는 것은 다음과 같은 理由로 考察된다.[19]

本 實驗에서와 같이 熔接에 의한 硬化層을 가진 試驗片에 있어서는 母材의 降伏强度를 초과하는 應力을 받는 경우 塑性(降伏) 變形率(Plastic strain)은 母材側에 集中되므로 놋치나 균열이 熔着金屬에 存在하더라도 놋치 前方의 塑性 變形率 集中은 母材만으로 된 균일한 材料의 경우보다 더 작게 된다.

Fig. 16은 R.S Deny[20]가 Moirê법을 이용하여 硬化層을 가진 熔接部에 대하여 軸方向균일 引張荷重을 받는 경우에 있어서 塑性變形率을 測定·比較한 것이다. 母材側이 降伏하게 되는 應力이라도

dCollection

降伏强度 σ_y가 높은 熔着金屬 주위는 彈性狀態가 유지되므로 變形率은 母材보다 낮다. 熔着金屬의

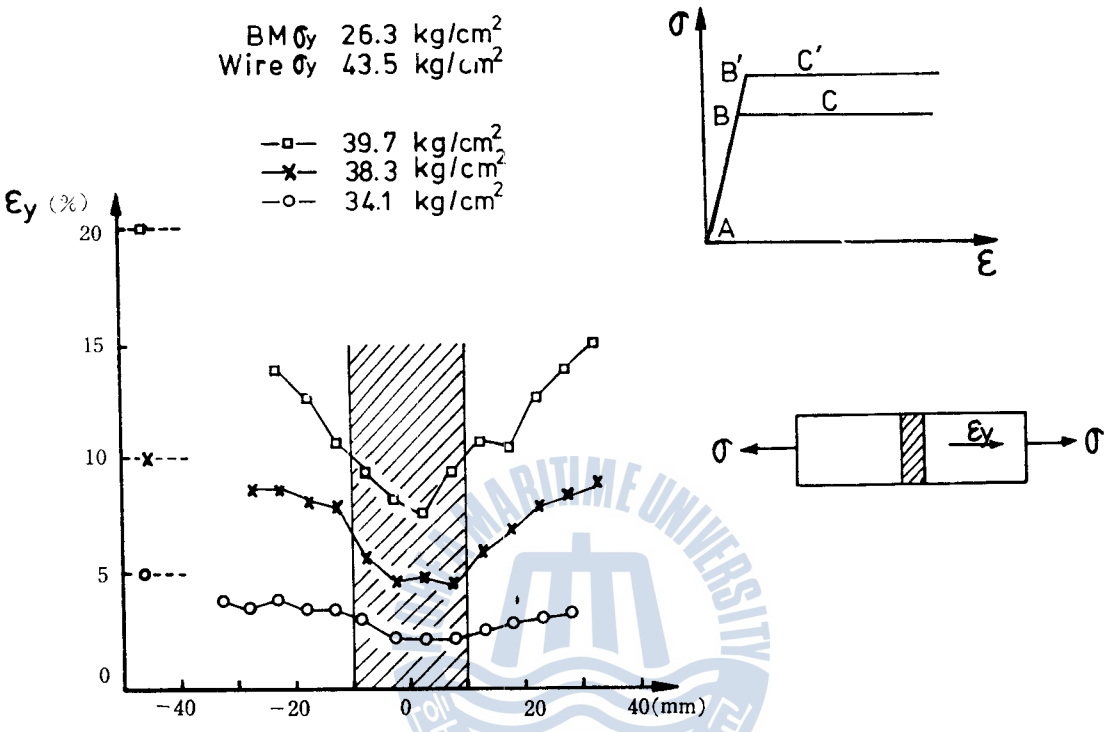


Fig.16. Distribution of plastic strain in butt welded joint.

降伏强度 σ_y를 초과하는 應力을 加하더라도 역시 母材側이 미리 降伏하기 때문에 塑性變形率은 母材側에서 더 많이 일어난다.

한편 軸方向 균일引張荷重을 反復的으로 加하는 경우와는 달리 片振平面굽힘荷重을 反復的으로 加해서 균열傳播試驗을 行할 경우는 試驗片表面의 母材나 熔着金屬은 모두 降伏强度를 넘는 應力을 받게 되므로 試驗片 上面에서는 引張降伏하게 되며 이로 인하여 塑性變形率은 母材側에 치우쳐 일어난다. 이러한 變形率 偏重現狀으로 말미암아 熔着金屬에 놋치나 균열이 存在하더라도 그 前方에는 塑性域이 아주 작게 形成되고 또한 疲勞균열 傳播速度도 늦게 나타나는 것으로 推定된다.[11]

Fig.17 및 Fig.18은 SM50 熔接部의 疲勞균열 傳播特性을 da/dn 및 ds/dn에 관해서 各各 圖示한 것이다. 여기서도 균열傳播 初期에는 ds/dn로 表示한 것이 훨씬 좋은 直線關係를 보이고 있다. 疲勞균열 傳播速度는 SS41과 비슷한 경향을 나타내고 있다. 즉 熔着金屬이 가장 늦게 傳播하고, 母材가 가장 빠르며, 熱影響部는 熔着金屬보다 다소 빨리 傳播함을 알 수 있다. 그러나 SS41에서는 熔着金屬의 傳播速度가 다른 부분에 비하여 아주 늦지만 SM50은 큰 차이가 없음을 나타내고 있다.

3-5 熔接비이드의 잉여높이에 의한 形狀效果

Fig.19는 熔接비이드의 잉여높이가 균열傳播에 미치는 效果를 검토하기 위해 母材에 單層 熔接비

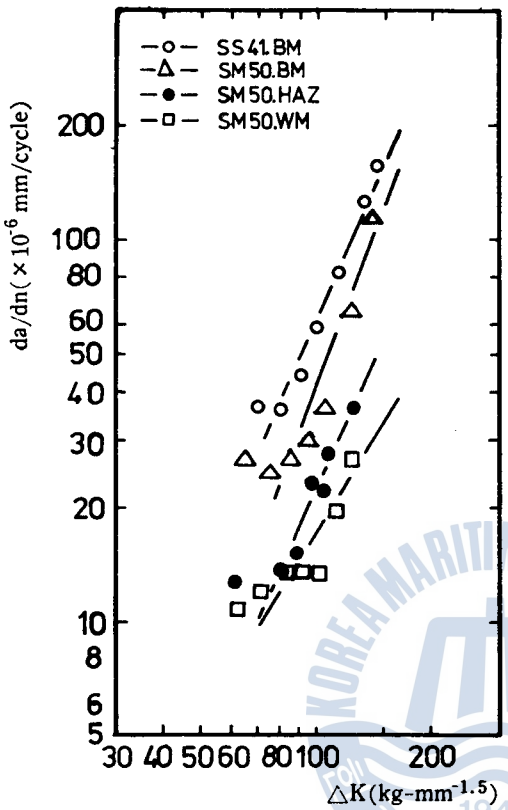


Fig. 17. da/dn vs. ΔK in welded joint of SM50.

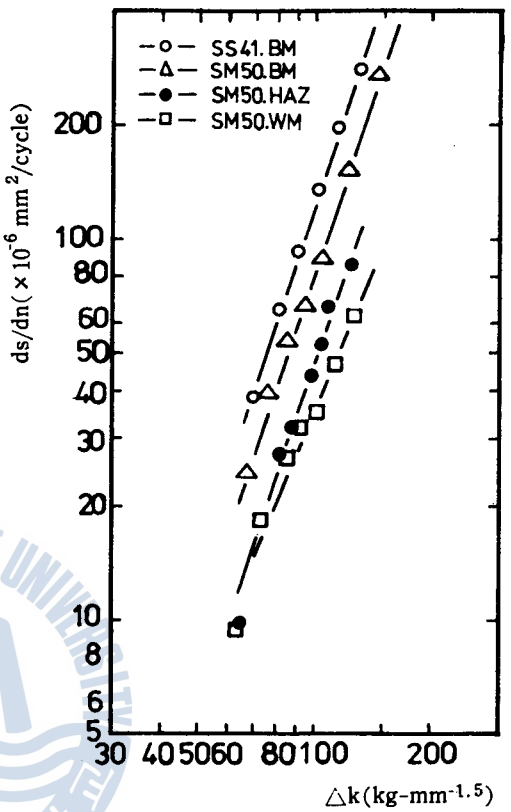


Fig. 28. ds/dn vs. ΔK in welded joint of SM50.

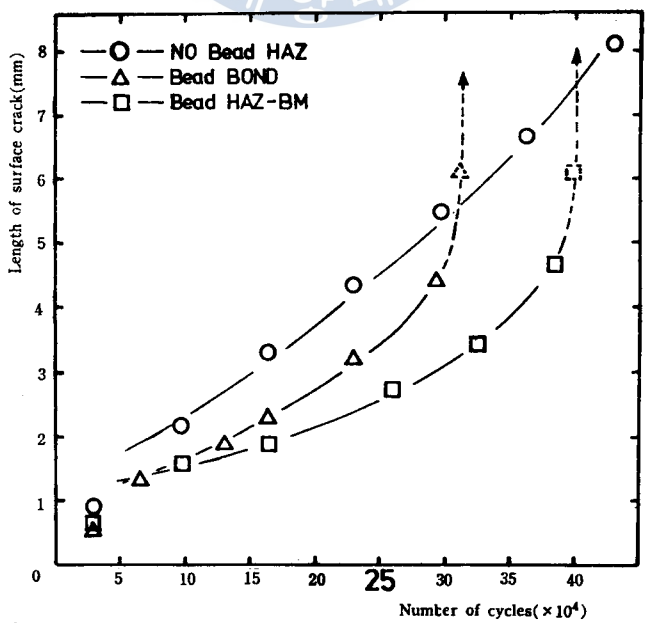


Fig. 19. Effect of reinforcement shape on fatigue crack propagation.

dCollection

이드만을 設置한 後 비이드잉여 높이를 削除한 것과 그대로 둔 試驗片上에서 균열 傳播 狀況을 比較한 것이다.[22,23] 잉여높이를 削除한 試驗片은 놋치 先端에서부터 順次的으로 균열이 傳播하여, 成長初期에는 비이드잉여높이를 가진 것 보다 더 빠르다. 그러나 어느 限界値 이상의 싸이클數에서는 비이드잉여높이가 있는 試驗片이 갑자기 破斷에 이르고 있음을 알 수 있다. 이는 비이드잉여높이가 없는 試驗片에서는 놋치 先端에만 應力 集中이 생기나 비이드잉여높이가 있는 것은 비이드잉여높이 自體의 型狀, 본드部의 비이드表面 不連續 및 微細한 언더컷트(Under cut) 等으로 應力이 놋치 先端에만 集中되지 않고 試驗片 全體幅의 본드部에 分散된다. 따라서 놋치 前方이 아닌 다른 본드部에서도 微細균열이 發生·成長하여 어느 순간에 하나로 합쳐지면서 全體的인 破斷에 이른다고 생각된다. 특히 비이드잉여높이가 있는 試驗片에서 熱影響部와 母材 사이에 놋치를 設置한 경우에도 破斷은 놋치 前方에서 생기지 않고 結局 본드部에서 생긴다.[24]

4. 結 論

片側貫通 놋치를 가진 國産 SS41 및 SM50 鋼 맞대기이음 熔接試驗片에 대해서 自作한 試驗機를 사용하여 片振平面굽힘疲勞試驗을 行한 結果 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 片側貫通 놋치를 가진 板材가 片振의 平面굽힘疲勞荷重을 받더라도 板의 下面에서는 上面과는 별개로 균열이 發生·傳播한다.

(2) 表面균열을 가진 試驗片에 있어서는 表面에 나타난 균열길이에 의하는 것 보다는 破面面積에 의해 균열傳播速度를 評價하는 것이 合理的이다.

(3) SS41 및 SM50鋼 熔接部의 片振平面굽힘疲勞균열 傳播速度는 母材가 가장 빠르고, 다음이 熱影響部이고 熔着金屬이 가장 늦다.

(4) 熔接試驗片의 본드部에 있어서 疲勞균열傳播速度는 비이드 잉여높이를 가진 경우가 初期에는 잉여높이를 削除한 경우보다 더 늦지만 일정횟수 이상의 應力을 받으면 試驗片 全體의 본드部에 걸쳐 急速한 破斷이 일어난다.

參 考 文 獻

1. ASM : Failure Analysis and Prevention, Metals Hand book, Vol.10, ASM, Ohio, pp.333~372, (1975)
2. 成田圀郎 : 溶接構造物の品質確保と溶接施工管理, 日本溶接學會誌, Vol.49, No.7, pp.7~12, (1980)
3. Stanley T. Rolfe, John M. Borsom : Fracture and Fatigue Control in Structures, Prantice Hall, New Jersey, pp.1~7, (1977)
4. 片坐泰治, 田島三郎 : 溶接設計の考え方, 日本溶接學會誌, Vol.46, No.4, pp.6~20.(1977)
5. 太田省三郎 : 溶接構造物の安全設計, 日本溶接學會誌, Vol.44, No.7, pp.4~12, (1975)
6. 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)
7. David Broek : Elementary Engineering Fracture Mechanics, Sijthoff & Noordhoff, Netherlands, pp.80~86, (1978)
8. Lincoln Electric Company : The Procedure Handbook of Arc Welding, Lincoln Electric Company, Ohio, pp.6.3.1~6.3.74, (1976)

20428

9. 瓶正俊 外 2人： SM58鋼突合せ溶接繼手表面切缺材の 疲れき裂の 發生と傳播擧動, 日本溶接學會誌, Vol.47, No.9, pp.22～28, (1978)
10. 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.41～47, (1977)
11. 川原正言, 票原正好：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, No.137, pp.297～306, (1975)
12. T.S. Kang : Fatique Crack Propagation and Cyclic Deformation at a crack Tip, Int. Journ. of Fracture, Vol.10, pp.201～222, (1974)
13. R.P. Hubbard : Crack Growth under Cyclic Compression, J. Basic Eng., Trans. ASME, D.91 pp.625～631, (1969)
14. P.C. Paris, F. Erdogan : A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, J. Basic Eng., Trans. ASME, Vol.85, No.4, pp.528, (1963)
15. K.HAYASHI, H.ABÈ : Stress Intensity Factors for a Semi-elliptical Crack in the Surface of a Semi-infinite Solid, Int. Journ. of Fracture, Vol.16, No.3, pp.275～285, (1980).
16. 窪堀俊文 外 2人：高張力鋼(HT)溶接繼手における疲れき裂の發生傳ぱと破面のフラクトグラフィ, 日本溶接學會誌, Vol.49, No.9, pp.36～42, (1980)
17. 北川英夫, 小寺澤良：フラクトグラフィ, 破壞力學と材料强度講座, 培風館, 東京, pp.79～121, (1977)
18. ASM : Fractography and Atlas of Fractographs, Metals Handbook, Vol.9, ASM, Ohio, pp.200～201, (1974)
19. G.E. Dieter : Mechanical Metallugy, McGraw-hill, KOGAKUSHA, JAPAN, pp.445, (1976)
20. R.S. Deny : Moirè Study of Plastic Strain Distribution in Welded Joints, Containing a Hard Interlayer REVUE DELA SOUPURE, LASTIJDSCHRIFT, pp.99～109.
21. 金永植：光干涉法による進展する疲勞き裂先端のひずみ分布の測定, 日本溶接學會全國大會講演概要, Vol.23, pp.132～133, (1978)
22. H.D. Fuchs, R.I. Stephens : Metal Fatigue in Engineering, Joints, Wiley, N.Y., pp.259～273, (1979)
23. 金澤武, 飯田國廣：溶接繼手の强度, 溶接全書, 産報出版, 東京, Vol.17, pp.153～156, (1979)
24. 金永植, 趙相明：軟鋼板 溶接部의 굽힘疲勞크랙 傳播特性에 關한 硏究, 大韓機械學會 秋季學術大會抄錄集, pp.151～156, (1980)

dCollection

附　　錄

四分楕圓形 表面균열의 길이 a와 깊이 b와의 關係에 대한 實驗式

片振平面 굽힘應力을 反復的으로 받아서 破壞된 疲勞破面上에 여러 개의 비이치마아크로 나타난 表面균열의 길이 a와 깊이 b를 測定하여 이들의 關係를 圖示하면 Fig. A와 같다.

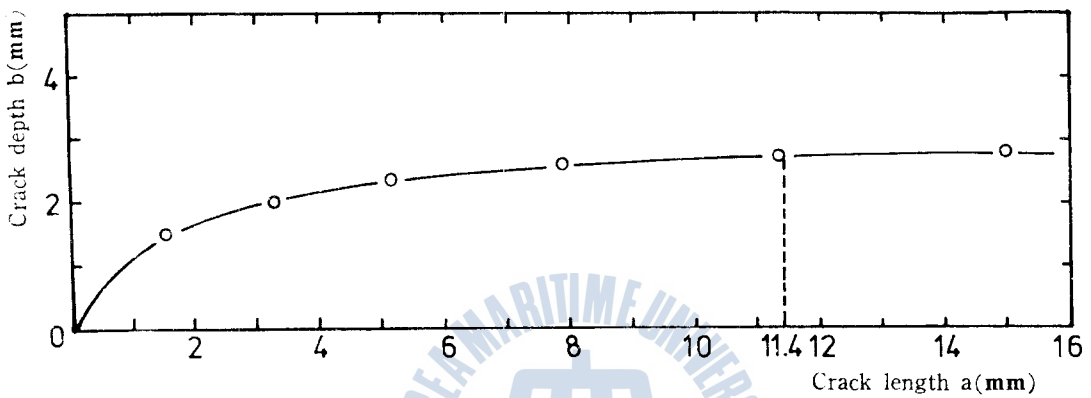


Fig. A. Relation between crack length, a and depth, b.

여기서 a와 b의 關係를

$$a = kb^3 + \ell b^2 + mb + n \tag{1}$$

과 같은 3次의 일반식으로 두고 最小自乘法을 利用하여 k, ℓ, m, n을 계산하면 다음과 같다. 즉

$$k = 4.68$$

$$\ell = -16.88$$

$$m = 16.22$$

$$n = -0.02$$

가 된다. 따라서 式(1)은

$$a = 4.68b^3 - 16.88b^2 + 16.22b - 0.02 \tag{2}$$

로 된다. 여기서 求하려는 것이 b이므로 a를 常數로 두고 式(2)를 3次方程式으로 만들면

$$4.68b^3 - 16.88b^2 + 16.22b - (0.02 + a) = 0 \tag{3}$$

으로 된다. 이 方程式을 b에 關해서 풀면 그 解는 다음과 같다.

i) $1.751 < a < 4.677$인 경우 式(3)의 하나의 實根 b는

$$b = 1.202 + Z_1 \tag{4}$$

여기서 $Z_1 = -2\sqrt{-p}\cos\left\{\frac{1}{3}\tan^{-1}\left(\frac{\sqrt{-p^3-q^2}}{q}\right)\right\}$

$$p = -0.29$$

$$q = -\frac{1}{9.36}(3.214 - a)$$

dCollection

ii) $a<1.751$, $4.677<a$인 경우 式(3)의 하나의 實根 b는

$$b=1.202+Z_2 \tag{5}$$

여기서 $Z_2=-\{q+\sqrt{D}\}^{1/3}-\{q-\sqrt{D}\}^{1/3}$

$$q=\frac{1}{9.36}(3.214-a)$$

$$D=-0.0244+\frac{1}{87.61}(a^2-6.428a+10.33)$$

한편 上記式(5)로 부터 $a=11.4$이면 $b=2.65$이며 Fig. A의 그 이하의 범위에서는 曲線의 形狀이 四分楕圓形을 이루고 있으므로 $a\leqq 11.4$인 点線 왼쪽 部分의 曲線을 楕圓方程式으로 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{(11.4-a)^2}{11.4^2}+\frac{b^2}{2.65^2}=1 \tag{6}$$

式 (6)을 b에 關해서 定理하면

$$b=\{7.023-0.054(11.4-a)^2\}^{1/2} \tag{7}$$

이 된다.

균열깊이 b에 關해서 3次方程式(3)으로 부터 求한 式(4), (5)와 楕圓方程式 (6)으로 부터 求한 式 (7)을 比較해 보면 $a\leqq 11.4$인 範圍에서는 式(7)에 의해서 계산한 b의 값이 實測値와의 誤差가 더 작고 式도 더 간단하다. 그러나 式(7)에 의하면 $a>11.4$인 範圍에서는 b의 값이 점차 減小하기 때문에 이 式을 適用할 수 없고 式(5)를 適用해야 된다. 따라서 b는 다음과 같이 계산된다.

$$b=\{7.023-0.054(11.4-a)^2\}^{1/2} \qquad (a\leqq 11.4)$$

$$b=1.202+Z_2 \qquad (a>11.4)$$

단, $Z_2=-\left\{\frac{1}{9.36}(3.214-a)+\sqrt{D}\right\}^{1/3}-\left\{\frac{1}{9.36}(3.214-a)-\sqrt{D}\right\}^{1/3}$

$$D=\frac{1}{87.61}(a^2-6.428a+10.33)-0.0244$$

dCollection