

銲接鋼橋梁 部材의 衝擊 및 疲勞破壞舉動에 관한 研究

A Study on the Behavior of Impact and Fatigue Fracture of Welded Steel Bridge Members

張	東	一*
Chang,	Dong	Il
閔	彰	東**
Min,	Chang	Dong
龍	煥	鮮***
Yong,	Hwan	Sun

Abstract

In this study, impact fracture and Fatigue behaviors of SWS 50 steel are investigated in terms of macroscopic view. Then the fundamental data needed to trace the relationship between macroscopic and microscopic views and the data for fracture control of steels manufactured in domestic are represented.

要 旨

國內鋼橋梁에서 사용되는 대표적인 鋼種인 SWS 50 에 대한 破壞舉動의 巨視的인 考察을 통하여 衝擊破壞舉動과 疲勞舉動을 調査하여 微視的인 考察과의 關係를 추적하는데 必要한 基礎資料의 제시와 國內 生産시판 鋼種에 대한 破壞制御의 資料를 제공한다.

1. 序 論

國內의 鋼橋梁 銲接構造部材로서는 주로 SWS 50 級의 厚板 軟鋼이 使用된다.

厚板銲接部는 應力의 三軸性, 銲着金屬部 주

위에서는 金屬組織의 마르텐사이트化, 殘留應力에 대한 敏感性으로 인해서 材質이 脆化된다. 또한 porosity, slag 의 混入, 冷却龜裂 등 피할 수 있는 缺陷이 存在하는 경우, 이들 缺陷은 應力集中原이 되어 銲接部는 疲勞破壞와 突發破壞의 始發點이 된다⁽¹⁾.

따라서, 構造物의 使用中 安全을 확보하기 위하여 設計時부터 破壞를 制御할 수 있는 方案 (fail-safe design)이 모색되고 있다. 그 例로서

* 正會員·漢陽大學校 工科學 教授

** 正會員·忠州工業專門大學 學長

*** 正會員·水原大學 助教授

는 應力擴大係數와 衝擊吸收에너지(ΔK -CVN)에 관한 Rolfe-Barsom의 제안, 疲勞龜裂成長率과 應力擴大係數($da/dN-\Delta K$)에 관한 Paris Erdogan의 제안이 대표적이다^(2,3).

鋼構造物의 維持管理에 필요한 老朽度 推定에 있어서도 Miner의 假說보다는 實在하는 缺陷의 成長에 따른 疲勞壽命의 推定法이 Lawrence, Paris, Zettemoyer 등에 의해 발표되었다^(4,5).

最近 測定技術이 發達함으로써 衝擊荷重下에서 吸收에너지와는 직접 관련이 없는 충격강도와 충격속도 등을 순간적으로 測定할 수 있게 되어 脆性破壞特性으로서 Mode I破壞에서 壁開(cleavage)龜裂의 發生 및 成長舉動을 파악할 수 있다⁽⁶⁾.

또한 走査顯微鏡(SEM; Scanning Electro Microscope)을 사용해서 破面의 微視的組織으로부터 內部龜裂의 成長 및 停止에 대한 材質 荷重狀態, 荷重履歷, 異方性 등의 영향을 확인할 수

있게 되었다⁽⁶⁾.

한편 破壞舉動의 巨視的現象과 微視的現象은 서로 밀접한 관계를 갖기 때문에, 微視的破面の 解析으로부터 巨視的 破壞現象의 추적이 가능하며 실제로 破壞되거나 破損을 일으킨 鋼構造物의 破壞解析에서 두가지 방법이 서로 補完的인 性格을 갖고 있음이 確認되었다.

本 研究은 위와 같은 관점에서 SWS 50材의 破壞舉動을 衝擊破壞와 疲勞破壞에 관하여 검토함으로써 破壞制御의 基礎資料를 얻고자 한다.

2. 實 驗

2.1. 材料 및 試驗片

本 研究에서는 포항제철산 두께 30 mm의 SWS 50을 사용하였다. 試驗材의 化學性分 및 機械的性質은 표 1과 같다.

表 1. SWS 50의 化學성분 및 기계적 성질.

Chemical Composition(%)					Mechanical Properties		
C	Si	Mn	P	S	Yielding Stress	Tensile Strength	Elongation
					kg/mm ²	kg/mm ²	%
0.16	0.23	1.10	0.023	0.006	36	43	40

試驗片은 母材(base metal)와 熱影響部(heat affected zone)에서 채취하였으며, 채취위치는 壓延時의 加工硬化 영향을 감소시키기 위하여 板두께 中央部에서 채취하였다(그림 1).

鎔接材는 Submerged Arc Welding 으로 鎔接

條件은 다음과 같다.

鎔接棒의 規格; ASME SEA 5.17(EI-8)

鎔接速度; 55 cm/min

鎔接棒의 굵기; 4.8 m/m

Flux; AWS A 5.17 F 7 A

鎔接時 溫度; 25°C

鎔接時 溫度; 55%

衝擊試驗片은 標準試驗片(KS B 0809)을 제작하였고, 疲勞試驗片은 ASTM E 647-78 T 規格의 C.T. (Compact Tension) 試驗片을 제작하였다. 試驗片의 제작은 E.D.M. (Electronics Discharge Machine)을 사용해서 放電加工하여 치수와 노치끝에서의 오차를 줄였다. 또한, 實驗條件을 現場의 鎔接條件과 일치시키기 위하여 鎔接後 殘留應力을 제거하지 않은 상태에서 加工하였다. 試驗片의 채취위치와 치수는 그림 1과 같다.

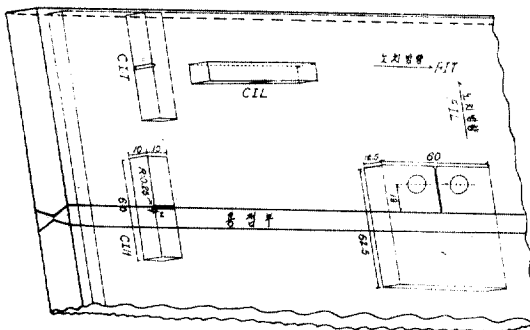


그림 1. 시편의 형상 및 채취 위치

試驗片은 鋸桁에서 疲勞龜裂 및 脆生龜裂의 成長方向이 鎔接部 內에서 成長하는 경우와 鎔接部를 가로질러서 腹部板이나 플렌지로 成長하는 경우를 가정하고, 龜裂成長의 異方性을 고려하여 노치의 방향과 위치에 따라서 衝擊試驗片 3 種類, 疲勞試驗片 3 種類를 제작하였고, 試驗片은 다음과 같이 分類하였다.

衝擊試驗片

- CIL ; 노치의 방향과 압연방향이 같은 경우
- CIT ; 노치의 방향과 압연방향이 직각인 경우
- CIH ; 노치가 열영향부에 위치한 경우

疲勞試驗片

- FCL ; 균열成長방향과 압연방향이 같은 경우
- FCT ; 균열成長방향과 압연방향이 직각인 경우
- FCH ; 균열이 鎔接部를 貫通하여 지나가는 경우

2.2 衝擊破壞에서 Load-Time 測定

本 研究에서 사용한 衝擊試驗機는 衝擊破壞時의 瞬間的인 破壞舉動을 조사하기 위하여 衝擊時의 Load-Time 관계가 Synchroscope 에 表示되는 計裝化(instrumented) Charpy 試驗機이며, Load-Time 測定の 系統圖는 그림 2와 같다.

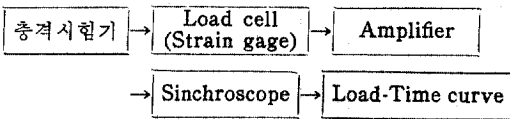


그림 2. 충격시험시 Load-Time 측정계통도

衝擊下에서 試驗片은 降伏과 塑性變形 과정을 거쳐 最大荷重에 도달한 후, 最大荷重에서 壁開龜裂(cleavage crack)이 발생하고 脆性破壞 荷重에서 급격한 速度로 破壞된다. 脆性破壞 進展後 다시 脆性破壞停止荷重에서 延性破壞를 일으킨다. 그림 3은 Load-Time 關係 線圖이며 그림 4의 巨視的 破面과 잘 一致한다.

그림 3에서 Load-Time 線圖의 面積은 衝擊吸收에너지와 一致하는 것으로 밝혀졌다.

2.3 疲勞試驗

疲勞試驗은 最大荷重 30 t의 油壓式 疲勞試驗機를 사용하였다.

荷重범위는 最大 0.8 ton~1.0 ton에서, 最小

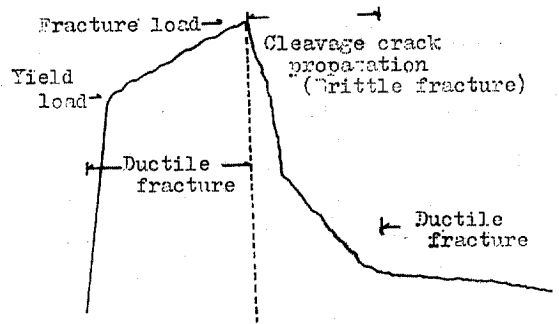


그림 3. Charpy V-notch 충격시험시의 Load-Time 관계

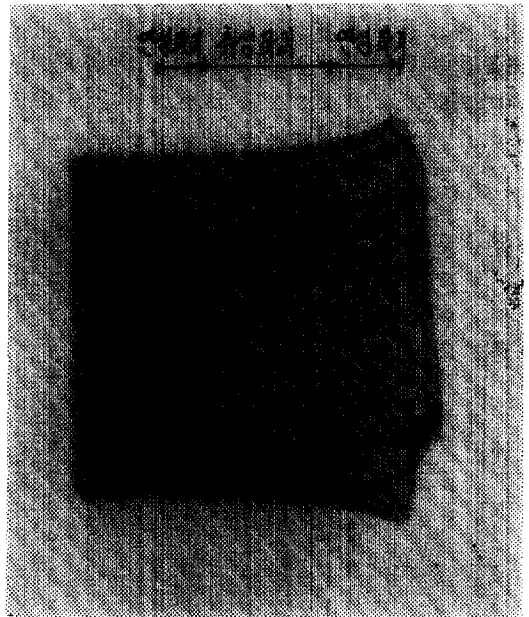


그림 4. CVN 충격시험에 의한 거시적 파기 표면.

0.04 ton~0.05 ton 사이로, 振動數는 20 Hz, 應力比 R=0.05로 하였다.

應力擴大係數(ΔK)의 計算은 ASTM E 647-78 T가 추천하는 다음 式을 사용하였다.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B \sqrt{W}} \left[\frac{(2\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} \right] (0.866 + 4.64 \alpha - 13.32 \alpha^2 + 14.72 \alpha^3 - 5.6 \alpha^4) \quad (1)$$

여기서, $\alpha = \frac{a}{W}$

a ; 균열의 길이

W ; 板의 폭

$\Delta P = P_{max} - P_{min}$

P_{max} ; 최대하중

P_{min} ; 최소하중

3. 實驗結果 및 考察

3.1 衝擊實驗結果 및 考察

試驗材의 溫度와 衝擊吸收에너지 사이의 관계는 그림 5와 같다. 各 形式의 試驗片에서 吸收에너지가 遷移하여 溫度의 上昇에 따라 吸收에너지가 증가하였고, 吸收에너지의 遷移領域은 -30°C 에서 20°C 사이에 있어서 軟鋼의 特性을 확인할 수 있었다.

吸收에너지는 各 溫度領域에서 notch의 방향이 壓延방향과 一致하는 경우(CIL)가 가장 크고 notch가 壓延방향과 垂直하는 경우(CIT)와 notch가 熱影響部에 위치하는 경우(CIH)는 CIL에 비하여 작았다.

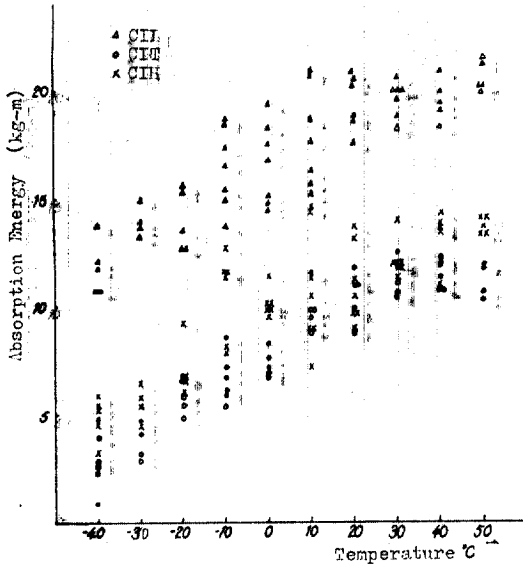


그림 5. CVN 충격시험에 의한 흡수에너지와 온도의 관계

熱影響部는 金屬組織이 마르텐사이트化하고, 마르텐사이트의 體積率 增加로 인해서 熱影響部가 脆性으로 변하였기 때문에 CIH의 흡수에너지가 CIL보다 작았던 것으로 생각된다^(9,10).

CIT의 吸收에너지가 가장 낮은 이유, 특히 CIH보다 작은 이유는 殘留應力을 제거하지 않은 결과 壓延방향으로 作用하는 引張殘留應力의 影響이 크게 作用하여 衝擊에 대한 抵抗性이 감소된 것이라 생각된다.

그림 6은 各 溫度에서 吸收에너지의 95% 信頼區間으로써 CIL과 CIH는 비슷한 경향을 나타내고 있으나, CIT는 CIL과 CIH에 비하여 약간 작다. 또한, CIL과 CIH는 遷移領域에서 標準偏差가 크나, CIT는 溫度의 變化에 따른 標準偏差의 變化가 별로 없다.

이상에서 CIL과 CIH는 破壞가 溫度의 영향만 받았으나 CIT는 殘留應力의 존재에 의한 變形拘束이 作用한 것으로 생각된다⁽¹¹⁾.

또한, 遷移領域에서는 破壞舉動에 대한 試驗條件의 영향이 다른 溫度領域에서 보다 더 크게 作用한다는 것을 3가지 試驗片에서 確認할 수 있었다.

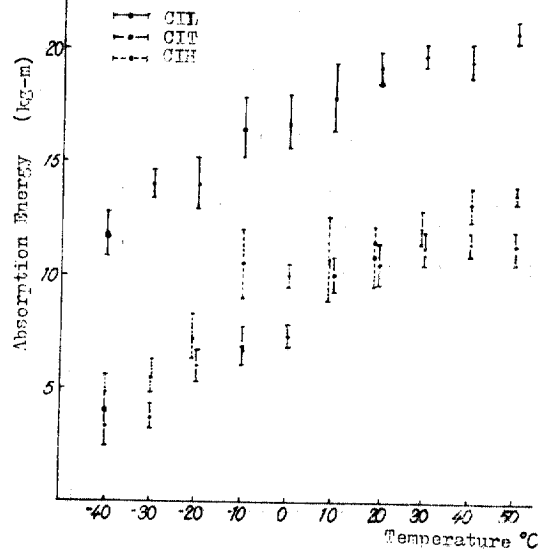


그림 6. 3종류의 시험에 대한 각 온도에서의 신뢰구간

그림 7은 50°C 에서 Load-Time 관계로서, 50°C 에서 降伏荷重은 熱影響部인 CIH가 제일 크다. 이것은, 熱硬化에 의한 降伏點 上昇의 결과인 것으로 생각한다.

最大荷重은 CIL, CIH는 비슷하나 CIT는 상당히 작다.

本 研究에서 Load-Time 曲線에 나타난 notch와 壓延방향의 차이에 따른 最大荷重의 變化는 Michio Kumasawa의 研究結果와 같은 경향을 나타낸다.⁽¹²⁾

그의 研究에 의하면, 引張強度는 壓延방향이 가장 크고 壓延방향에 대하여 경사진 방향에 대한 引張強度는 감소한다.

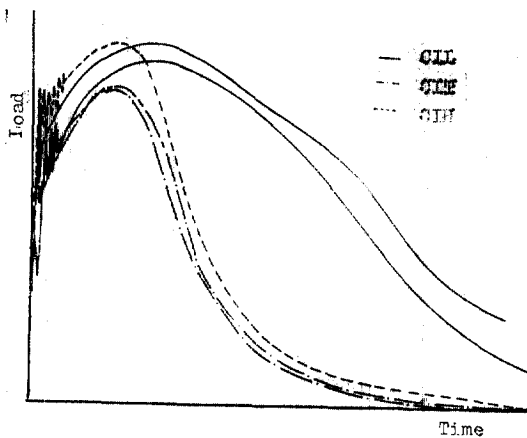


그림 7. 50°C에서의 CVN 충격시험에 의한 Load-Time 관계

따라서, 本 研究에 사용한 SWS 50은 最大荷重에 있어 異方性を 갖고 있으며, 異方성이 破壞에 영향을 주었다고 생각한다.

한편, 延性の 지표인 塑性變形能力에서도 CIH와 CIT는 비슷하나 CIL보다는 상당히 작다.

脆性破壞 速度는 CIH가 CIT보다 약간 크거나 비슷하고 CIL에 비하여 상당히 짧은 時間내에 破壞가 傳播되며, 破壞特性은 最大荷重이후 壁開龜裂의 成長速度에 依存하는 것으로 생각된다.

따라서, 그림 7의 Load-Time 線圖의 의미는 그림 5의 結果와 같은 경향을 보여주고 있어, 脆性破壞도 龜裂의 成長단계에서의 擧動이 중요하다는 것을 의미하고 微視的 破面解析과의 相關성 및 微視破面解析의 타당성을 立證한다.

그림 8은 10°C에서 CIL, CIH, CIT의 Load-Time 線圖로써 50°C에서의 경향과 비슷하다.

그림 9는 -30°C에서의 Load-Time 線圖로써 各 試驗片에서 公히 塑性變形에너지, 즉 龜裂의 成長에 必要한 에너지가 거의 필요하지 않기 때문에 脆性龜裂의 成長에 必要한 時間이 극히 작다. 이러한 현상은 試驗片의 破面에서 脆性破面率이 83%~93%인 것과 잘 一致한다고 생각한다.

그림 7, 그림 8, 그림 9로부터 溫度의 下降과 함께 延性에서 脆性으로 遷移가 급격하게 이루어진다는 것을 確認할 수 있다.

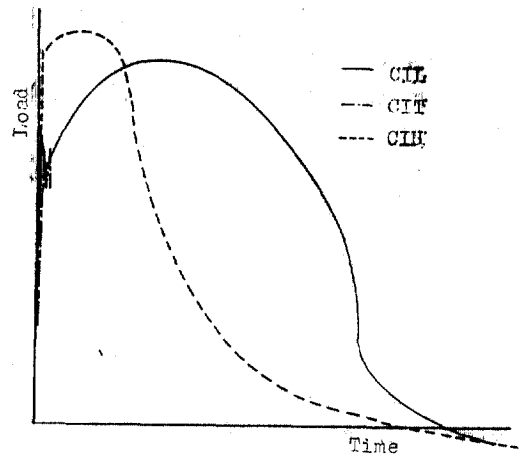


그림 8. 10°C에서의 CVN 충격시험에 의한 Load-Time 관계

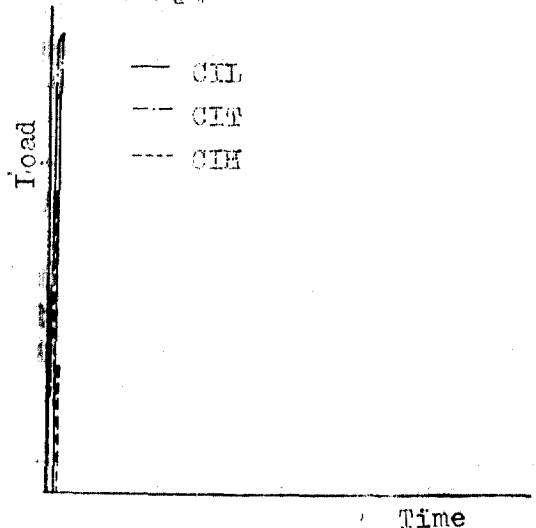


그림 9. -30°C에서의 CVN 충격시험에 의한 Load-Time 관계

脆性破面率은 -30°C에서 83~93%, 10°C에서 20~75%, 50°C에서 0~15% 범위에 있어서 巨視破壞解析에 있어서 脆性破面率이 사용되는 타당성을 立證한다.

3.2 疲勞試驗結果 및 考察

그림 10~그림 15는 龜裂成長方向과 壓延방향이 一致하는 경우 龜裂(FCL), 龜裂成長방향과 壓延方向이 直交하는 경우(FCT), 龜裂이 鎔接部를 貫通하는 경우(FCH)의 C.T.(Compact Tension) 試驗片의 疲勞試驗結果로써, 下限界應

力擴大係數이 상에서 疲勞龜裂成長率(da/dN ; mm/cycle)과 應力擴大係數(ΔK ; MPa)의 관계를 plotting 한 것이다.

$da/dN-\Delta K$ 의 관계를 Paris 式으로 표시하면 다음과 같다.

$$da/dN=C(\Delta K)^m \quad (2)$$

여기서, a ; 균열의 길이

N ; 反復回數

C ; 座標의 截片

m ; 기울기

$$FCL-1 \quad da/dN=5.77326 \times 10^{-6} \Delta K^{1.43879} \quad (3.a)$$

$$FCL-2 \quad da/dN=8.62195 \times 10^{-6} \Delta K^{1.52243} \quad (3.b)$$

$$FCT-1 \quad da/dN=6.45002 \times 10^{-6} \Delta K^{1.47848} \quad (3.c)$$

$$FCT-2 \quad da/dN=1.81797 \times 10^{-6} \Delta K^{2.12493} \quad (3.d)$$

$$FCH-1 \quad da/dN=5.97342 \times 10^{-6} \Delta K^{1.69519} \quad (3.e)$$

$$FCH-2 \quad da/dN=3.52784 \times 10^{-6} \Delta K^{1.77536} \quad (3.f)$$

式 (3.a)~式 (3.f)를 考察하면, 龜裂成長率(da/dN)은 龜裂이 銲接部를 貫通하는 경우(F-CH)가 약간 크거나 거의 비슷하다.

그림 10~그림 15를 참고하면 式 (3.a)~式 (3.f)와 같이 龜裂成長率의 큰 차이는 발견할 수 없었다.

다만 Miki 등의 研究에 依하면 ΔK 가 增加함에 따라서 어느 領域의 ΔK 에서 da/dN 의 增加率이 약간 變하는 것으로 보고되었으나, 本 實驗에서는 그러한 경향은 발견치 못하였다⁽¹³⁾.

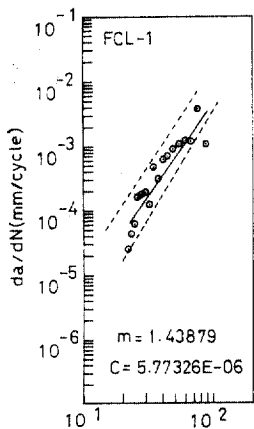


그림 10. FCN-1 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

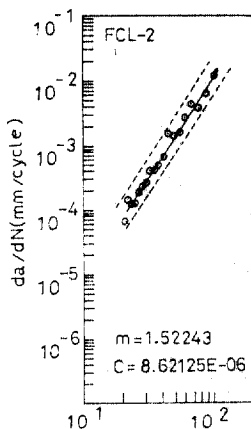


그림 11. FCL-2 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

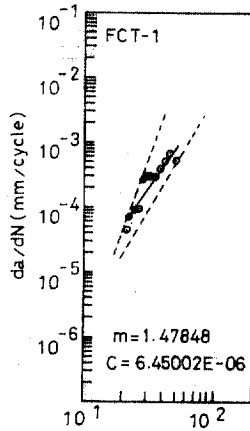


그림 12. FCT-1 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

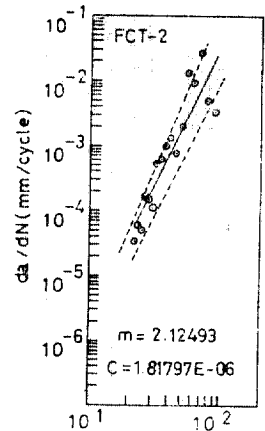


그림 13. FCT-2 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

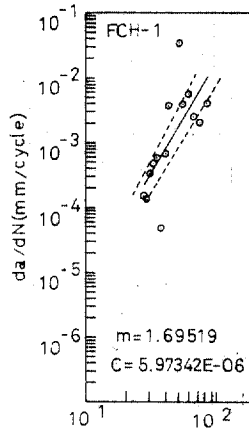


그림 14. FCH-1 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

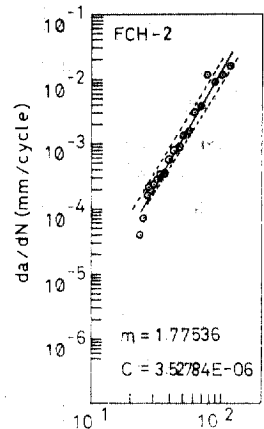


그림 15. FCH-2 시편에 대한 $da/dN-\Delta K$ 관계

그림 14에서 $\Delta K=30$ MPa 부근에서 $da/dN-\Delta K$ 관계가 약간 변하고 散布되는 양상을 볼 수 있다. 이러한 원인은 實驗後 破面에 銲接不純物이 존재하는 것이 확인되었고, 이러한 경우에는 不純物주위에서 龜裂成長의 지연 및 2次龜裂의 발생에 따른 영향인 것으로 생각된다.

FCL과 FCH는 全 ΔK 領域에서 $da/dN-\Delta K$ 관계가 回歸直線에 接近하지만, FCT는 더 넓게

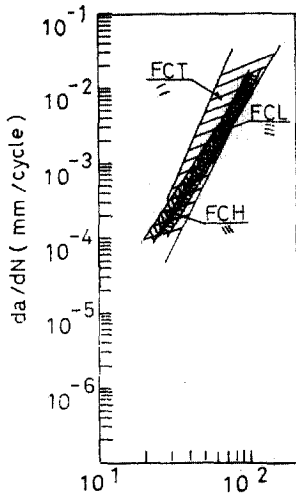


그림 16. 3개 시편의 散布幅.

散布되고 ΔK 의 增加에 따라 散布幅이 더 커진다. 이러한 관계는 그림 16과 같다.

疲勞試驗結果를 考察하면 세가지 形式에서 龜降成長率의 큰 차이는 없으며, FCT에서 散布帶의 擴散은 殘留應力의 影響에 의한 것으로 생각된다.

4. 結 論

SWS 50 材에 대한 衝擊破壞와 疲勞破壞에 대하여 검토한 바 다음과 같은 結論을 얻을 수 있었다.

1. 缺陷의 存在에 依한 脆性破壞時 破壞舉動은 疲勞破壞에서와 같이 壁開龜裂이 發生한 後의 壁開龜裂의 成長舉動에 따라 變한다.

2. 脆性破壞時 破壞舉動에 대한 影響因子의 效果는 遷移領域에서 가장 크다.

3. 本 研究에 사용한 SWS 50 鋼에서 疲勞龜裂成長率은 龜裂成長方向과 位置에 따라 차이가 거의 없었다. 다만, 殘留應力이 影響이 가장 크게 나타났다.

4. 衝擊破壞時 最大荷重은 壓延方向과 노치의 방향에 따라 異方性을 나타내었다.

1. G.M. Boyd, "Brittle Fracture in Steel Structure", Butterworths, 1970, pp.1~28.
2. S.T. Rolfe and J.M. Barsom, "Fracture and Fatigue Control in Structure", Prentice-Hall, 1977, pp.167~207.
3. P.C. Paris, and H.H. Johnson, "Subcritical Growth", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 1, 1968, pp.3~45.
4. F.V. Lawrence, "Estimation of Fatigue-crack Propagation life in Butt Welds", *Jour. A.W.S.*, Vol. 52, 1973.5, pp.212~220.
5. N. Zettlemoyer and J.W. Fisher, "Stress gradient and crack shape effects on stress intensity at welded details," *Jour. A.W.S.*, Vol. 57, 1978.8, pp.246~250.
6. 宋森弘, 吳澤烈, "複合組織鋼의 第二相形態變化에 따른 衝擊破壞舉動에 관한 研究", 大韓機械學會論文集, 第9卷 第3號, 1985, pp.287~294.
7. R.H. Van Stone and T.B. Cox, "Use of Fractography and Sectioning Techniques to Study Fracture Mechanisms", ASTM, STP 600, 1976, pp.5~29.
8. Yoshio, Kitsugai, "SUS 304 鋼 및 A 533 鋼의 鎔接連結部에서 疲勞龜裂傳播舉動", 材料, 第32卷 第36號, pp.84~90.
9. E. Smith, "Weld Heat-Affected Zone Structure and Properties of Two Mild Steels", *Welding and Metal*, 1970.6, pp.242~251.
10. E. Banks, "Toughness Properties of HAZ Structure in Structural Steel", *Jour. A.W.S.*, Vol. 53, 1974.6, pp.299~306.
11. 森猛, 堀川浩甫, "疲勞き裂傳播速度に及ぼす鎔接殘留應力の影響", 日本溶接學會論文集, 第1卷 第3號, 1983, pp.134~141.
12. 熊澤道夫, "高強度鋼切欠き材の衝擊強度", 材料, 第34卷 第381號, 1985.6, pp.7~12.
13. 橋内良雄, "炭素鋼の疲勞き裂傳播舉動に及ぼす微視的組織の影響", 材料, 第29卷 第325號, 1980.10, pp.64~69.

(接受: 1985. 10. 18)