

鐵道軌條의 鎔接連結部에 대한 疲勞龜裂成長

Fatigue Crack Growth of Welded Joints for the Rail of Railroad

張	東	一*
Chang,	Dong	Il
朴	鎔	傑**
Bak,	Yong	Gul
慶	甲	秀***
Kyung,	Kab	Soo

Abstract

The welded joint of the rail of railroad had shown the complicated behaviour of fatigue crack growth due to the effect of low toughness, residual stress, welding stress and strain etc. resulting from welding. Also, the welding connection has been necessary as making longer the rail, thus fatigue fracture has often occurred at welded joints.

From above, in this paper, fatigue test was done at base metal, gas pressure and thermit welded joints to give the basic data to construct S-N diagrams.

From this, it was known that the base metal was better than welded joint and gas pressure better than thermit welded joints in the resistance against the behaviour of fatigue crack growth. And it was also found that it is very dangerous to control fracture only by the method of material mechanics.

要 旨

철도軌條 鎔接連結部는 鎔接에 의한 抵靱性, 殘留應力, 鎔接變形等の 효과로 疲勞龜裂成長學 動的 복잡성을 나타낸다. 또한 철도軌條의 長大化로 鎔接連結이 불가피하며 鎔接連結部에서는 疲勞破壞가 빈번히 發生하고 있다.

이에 本 研究는 素材部, 가스壓接部, 메르밋트鎔接部에 대하여 疲勞實驗을 行하여 S-N線圖 作成의 기본적인 자료를 제시코져 하였다.

그 結果, 素材部가 鎔接部보다, 또 가스壓接部가 메르밋트鎔接部보다 疲勞龜裂成長에 대한 抵抗性이 좋으며, 이와같은 鎔接部와 高強度의 軌條鋼은 종래의 材料力學的인 方法만으로 破壞를 제어하는 것은 매우 위험하다는 것을 알 수 있었다.

* 正會員·漢陽大學校 工科大學 教授 土木工學科

** 正會員·漢陽大學校 大學院 博士課程

*** 正會員·漢陽大學校 土木工學科

1. 序 論

1.1 研究의 目的

鋼構造物의 破壞는 크게 延性破壞, 脆性破壞, 疲勞破壞로 나누어 지는데, 大部分의 破壞는 許容值 以下의 反復荷重을 받는 動的效果에 의한 疲勞破壞이다⁽¹⁾. 이러한 疲勞破壞는 疲勞龜裂의 發生, 成長을 거쳐 最終的인 破斷에 이르게 되는데⁽²⁾, 이러한 疲勞龜裂은 鐵道構造物에서는 動的輪荷重을 직접 받고 있는 軌條鎔接이음매부에서 頻繁히 發生되고 있다⁽³⁾.

軌條는 製作過程상 포함되는 불가피한 缺陷이 應力集中源이 되어 疲勞龜裂을 發生시키는데, 이 疲勞龜裂은 낮은 韌性, 殘留變形, 特히 軌條이음매부에서는 鎔接에 의한 鎔接殘留應力, 鎔接應力, 鎔接變形 등의 效果로 인하여 成長舉動의 複雜性을 나타낸다^(4,5).

이러한 龜裂이 發生된 후에 龜裂끝의 解析은 線形彈性破壞力學概念을 基礎로 한 應力擴大係數에 의해 解析되어지는 小規模降伏(S.S.Y.)과 彈塑性破壞力學概念을 基礎로 한 J積分, 龜裂開口變位(C.O.D.)로 解析되어지는 大規模降伏(L.S.Y.)으로 크게 나눌 수 있다^(6,7).

疲勞龜裂成長率은 許容值 以下의 應力反復을 받는 小規模降伏範圍에서는 線形破壞力學의 概念을 使用하여 應力擴大係數로 解析할 수 있으며, 海洋構造物, 橋梁 등과 같은 鋼構造物들이 해일, 지진 등 過大한 外力을 받았을 때, 비교적 적은 荷重反復回數에 의해 疲勞龜裂이 發生, 成長하는 塑性疲勞舉動은 疲勞龜裂先端의 塑性域이 크기 때문에, 大規模降伏으로 되어 J積分의 概念을 利用하여 解析하게 된다.

鐵道軌條이음매부의 連結方法으로 가스壓接 테르미트鎔接, 엔크로스드 아크鎔接, 후레쉬 버트鎔接이 使用되는데, 基地에서 施行하는 가스壓接과 現場에서 施行하는 테르미트鎔接이 現鐵道軌條이음매부 施工에 있어 主要한 根幹으로서⁽⁷⁾ 이것에 대한 疲勞龜裂의 成長舉動을 밝히는 것은 軌條長大化의 實施과 함께 重要한 問題인 것이다. 따라서 本 研究에서는 線形破壞力學의 基本因子인 應力擴大係數를 利用한 Paris-Erdogan 式과 Elber 式으로 軌條의 疲勞龜裂成

長特性을 밝혀서 S-N 線圖作成의 基本的인 資料를 提示하고 鐵道軌條의 疲勞破壞傾向을 제공하여 軌條의 交替時期 및 補修問題解決에 寄與하고자 한다.

1.2 疲勞龜裂成長에 관한 研究動向

鋼構造部材에는 반드시 製鋼過程에서의 第二의 相(Second Phase) 등의 微視的 缺陷과 製作過程에서의 巨視的 缺陷 등 應力集中源이 포함되게 마련이다.

疲勞舉動을 취급함에 있어서 疲勞龜裂의 發生과 이것의 成長過程이 主體로 되는데, 疲勞龜裂의 發生은 肉眼 또는 어떤 器機에 의해 이것이 探傷되기 까지의 하중 反復回數가 對象으로 된다.

한편 疲勞龜裂의 成長舉動은 發生된 龜裂끝의 外應력과 龜裂 길이의 함수인 應力擴大係數와 應力の 反復回數와 龜裂의 寸수의 比인 疲勞龜裂成長率(Propagation rate of Fatigue Crack)의 關係를 취급하는 것이 近來의 傾向이다.

지금까지 疲勞龜裂成長舉動에 관한 研究結果를 그 特性에 따라 綜合 整理한 것이 表 2.1이다.

2. 疲勞龜裂成長

2.1 疲勞龜裂成長過程

龜裂成長에 있어 初期龜裂成長過程에서 슬립에 의한 初期龜裂成長過程을 第1段階로 하고, 最大引張應力面에서 슬립에 의한 成長過程을 第2段階로 하는데, 그 過程은 다시 2a, 2b, 2c 및 最終破壞段階로 나눌 수 있다. 第1段階는 모드 II (面內剪斷形 龜裂) 龜裂끝 變形의 形態이며, 第2段階는 완전한 모드 I (引張形 또는 壁開形 龜裂) 龜裂끝 變形의 形態이다. 대표적인 破壞過程의 모델은 그림 2.1과 같다.

第2段階의 龜裂成長過程은 破面構造로부터 組織의 痕跡이 남아있는 第2a段階, Striation(줄무늬) 形成機構가 作動하는 第2b段階 및 微小空洞의 合體(Dimple 形成), 壁開, 結晶粒界의 擬脆性割되어지는 靜的破壞에 유사한 破壞機構가 支配的인 2c段階인 3가지로 분류된다⁽¹⁴⁾.

그림 2.2에 나타낸 것이 가장 一般的인 成長過程을 表示한 것인데, 豫備龜裂을 가진 試驗片

표 2.1 여러가지의 균열 성장 법칙

성 질	법 칩	참 고
경 험 적	1. $da/dN=C(\Delta K)^m$ 2. $da/dN=\frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_c-\Delta K}$ 3. $da/dN=\frac{C(\Delta K)^m}{\{(1-R)K_c-\Delta K\}^{1.2}}$	Paris ⁽²⁾ Foreman ⁽⁹⁾ Pearson ⁽¹⁰⁾
균열 끝 앞의 변형을 기초로	4. $da/dN=C, \omega_{max}^m \Delta \omega^p$ or $da/dN=A, K_{max}^m \Delta K^p$ 5. $da/dN=C, \omega$ 6. $da/dN=\Delta \epsilon_s \cdot \Delta \omega$ (Manson-Coffins 법칙을 기초로) 7. $da/dN=\frac{A(K_{max}-K_{th})^2}{E\sigma_y(1-\frac{\sigma_{max}}{\sigma_y})}$ 8. $da/dN=\frac{C(1-R)^m K_{max}^m}{K_c^2-K_{max}^2}$	Erdogan ⁽¹¹⁾ Liu ⁽¹²⁾ Tomkins ⁽¹²⁾ Kannien and Atkinson ⁽¹²⁾ Raju ⁽¹²⁾
균열 끝의 기하학적인 형태를 고려	9. $da/dN=\frac{\Delta \sigma^2 a}{E^2} \left(\log_e \frac{4E}{\Delta \sigma} - 1 \right)$ $\approx \frac{8}{\pi} \left(\frac{\Delta K}{E} \right)^2$ 10. $da/dN=\frac{8}{\pi} \left(\frac{\Delta K}{E} \right)^2$	Frost and Dixon ⁽¹²⁾ Pook and Frost ⁽¹²⁾
균열 닫힘 개념 고려	11. $da/dN=C(U\Delta K)^m$ 12. $da/dN=\frac{(0.866U)^{1+m} P^m}{500(1-R)^{1+m}}$ 여기서 $P=\frac{\Delta \sigma}{\sigma_y}$	Elber ⁽¹²⁾ Lal ⁽¹²⁾

여기서, da/dN : 균열성장률
 ΔK : 응력확대계수 변동범위
 A_1, C_1, C, m, a, P : 재료상수
 R : 응력비
 K_c : 한계 응력확대계수
 $\Delta \epsilon_s$: 소성변형률범위
 ω : 소성구역의 크기
 $\Delta \omega$: 소성구역크기의 범위

K : 응력확대계수
 a : 균열의 크기
 N : 반복회수
 K_{th} : 하한계 응력확대계수
 $\Delta \sigma$: 작용응력의 범위
 E : 탄성계수
 σ_y : 항복응력
 U : 유효응력비

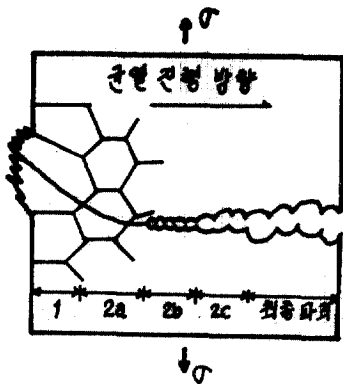


그림 2.1 피로파괴과정

은 第2b段階→第2c段階로 遷移되는 것이 보통이나 材料의 性質 및 試驗部材에 따라 成長過程은 달라지게 된다. 그림 2,3은 韌성이 다른 鋼에 대한 龜裂成長을 나타낸 것이다.

2.2 本 研究에 使用된 疲勞龜裂成長의 解析方法

疲勞龜裂의 成長特性을 나타내는데 있어서 Paris-Erdogan⁽²⁾式은 反復回數當의 荷重展歷에 따른 龜裂成長舉動을 나타낸 式으로서 疲勞龜裂成長率(da/dN)과 應力擴大係數變動範圍(ΔK)의 關係를 구체화 한 것인데 그 式은 다음과 같다.

$$da/dN=C(\Delta K)^m \quad (2-1)$$

여기서, c, m : 재료 상수

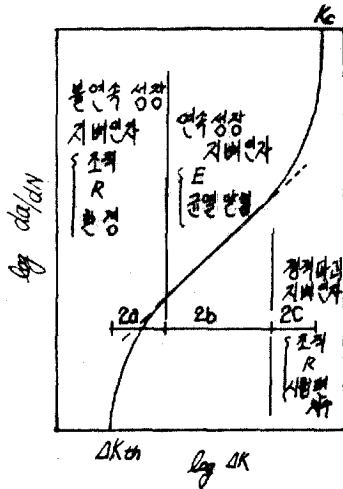


그림 2.2 균일성장 천이

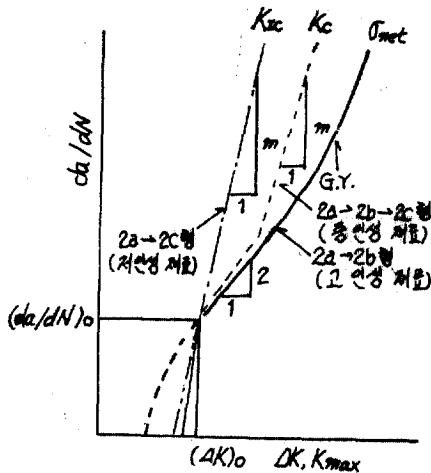


그림 2.3 인성이 다른 강의 균열성장 특성의 비교

이 식은 반복荷重 F 에서 荷重履歷이 應力擴大係數의 最大, 最小값의 差인 應力擴大係數變動範圍($\Delta K = M_{max} - K_{min}$)로서 나타내지므로 매 반복回數當의 最大, 最小應力과 部材의 형상에 관한 函數로서 計算할 수 있다. 또 이 식은 最大應力이 降伏應力보다 커지더라도 應力振幅이 적으면 線形彈性破壞力學의 適用이 가능하고, $\log da/dN - \log(\Delta K)$ 관계가 直線關係를 유지한다는 특징을 갖고 있다. Paris는 $m=4$ 發表했고, 그 이후 많은 實驗報告⁽¹⁵⁾에 의해 部材에 따라 m 은 1~8까지의 값을 갖는다고 發表되었다.

Paris-Erdogan에 의해 提示된 式에서는 龜裂 끝의 局部的인 效果, 例를 들면 龜裂단합현상, 段留應力, 龜裂 끝 鈍化에 의한 영향은 고려되지 않았다⁽¹⁶⁾. Elber⁽¹⁸⁾는 疲勞龜裂 끝이 引張荷重領域에 있어서도 龜裂이 단한다는 현상에 주목하여 疲勞龜裂이 成長하기 위해서는 疲勞龜裂이 열려있는 荷重範圍만이 有效하다고 하여 有效應力比(U)를 提案하였다.

이 有效應力比(U)를 인용함으로써 應力比($R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$)의 영향은 없어지고, 또 變動荷重下에서의 疲勞龜裂成長率의 加速現象이나 遲延現象을 설명할 수 있게 되었다.

$$U = \frac{P_{max} - P_{open}}{P_{max} - P_{min}} \quad (2-2)$$

여기서 P_{open} ; 피로균열이 열리는 하중 이 有效應力比(U)를 使用하면 疲勞龜裂成長率은 다음 式으로 나타낼 수 있다.

$$da/dN = C(U \cdot \Delta K)^m = C(\Delta K_{eff})^m \quad (2-3)$$

여기서 ΔK_{eff} : 유효응력확대계수변동범위 이 疲勞龜裂의 단합, 열림현상은 疲勞龜裂 끝 후방의 殘留變形率에 의해 설명 될 수 있다.

K. Tanaka, Smatsuoka⁽¹⁷⁾는 龜裂成長은 龜裂 끝 근방에서 계속적으로 反復되는 塑性域이 材料에 累積되는 被害에 의해 결정되고, 龜裂의 열림과 단합은 材料의 性質이나 應力範圍에 따르며, 指數 m 은 주로 ΔK 에 의한 龜裂단합현상에 의존한다고 하였다.

3. 試 驗

3.1 試驗材料

本 實驗에서 使用한 疲勞試驗片은 軌條로 가장 많이 使用되는 50kg級 N Rail로서 素材部, 가스壓接部 및 베르밋트鎔接部를 택하여 각각 레일의 頭部와 下部에서 두께를 달리하여 製作하였다.

試驗片의 化學的 成分 및 機械的 性質은 表 3.1과 같고 각 試驗片의 용접조건은 表 3.2 및 表 3.3과 같다.

實驗片의 製作은 ASTM E647-78T에 준하여 EDM(Electronic Discharge Machine)을 使用하여 精밀하게 製作하였다. 그림 3.1은 實驗片의 형상 및 치수이다. 이때 용접材의 용접선은 노치

표 3.1 강재의 화학적 성분 및 기계적 성질

50kg 급 N레 일	화 학 적 성 분 (%)				
	C	Si	Mn	P	S
	0.60~0.75	0.10~0.30	0.70~1.10	0.35 이상	0.040 이상
기 계 적 성 질					
항복응력(kg/mm ²)		인장강도(kg/mm ²)		E(kg/mm ²)	신 장 륜 (%)
50 이상		80 이상		21,000	8 이상

표 3.2 가스 壓接 條件

가 압 력 유압 kg/m ²	가 압 력 (磅)	수 축 량(mm)		표 준 가열화염 (cm)	혼 합 가스압 (mmAg)	프로판 : 산 소	SR 처리			제 고 정 위 치 (mm)
		가 열 중	후 압				진 폭 (mm)	온 도 (°C)	가 열 시 간	
85~110	15~19	22±2	1~2	3~4	140~200	1:265	60 이상	650~750	1min	72±1

표 3.3 테르밋 鎔接 條件

용 제			예 열			반 응	
조 성	산 화 제	철 분	열 원	가 열 시 간	가 열 온 도	점 화	반 응 진 정 시 간
중 탄 소 강 Cr, Mn, V	Fe, Ti 1.2%	7%	C ₂ H ₂ +O ₂	15~18min	900°C	BaO+Mg 분 말	40~50sec

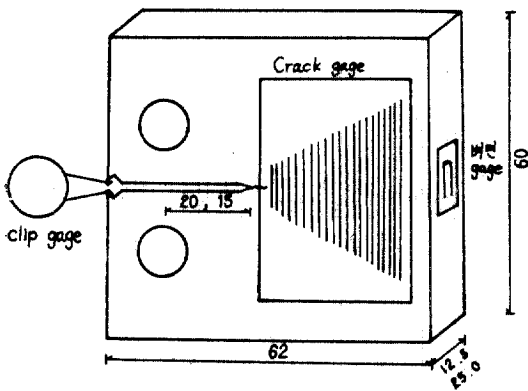


그림 3.1 실험편 형상 및 치수(mm)

끝에 의하여 균열진행방향과 일치되도록 試片을 채취하였다.

3.2 實驗測定

本 實驗에서 使用한 疲勞實驗機는 Shimadzu 社 30t 油壓 Servo式 實驗機이다. 이 實驗機는 Stress 制御, Stroke 制御, Strain 制御를 할 수 있었으나 本 實驗에서는 土木構造物에서 가장 一般的으로 適用되는 荷重方式인 Stress 制御方式

을 택하였다. 즉 一定荷重이 계속적으로 作用됨에 따라 龜裂이 계속적으로 成長하다가 결국은 不安定破壞(Unstable fracture)에 이르러 急速하게 破壞되는 樣式을 택하였다. 이런 경우에는 初期龜裂成長에 따른 測定은 용이하나 不安定破壞가 發生되는 高成長率領域에서는 正確한 測定結果를 기대하기가 어렵다. 이것은 作用荷重을 殘餘 ligament가 충분히 저항할 수 없기 때문인 것이다.

波形은 正張波로, 反復回數는 20Hz, 應력비 ($R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$)는 0.07~0.04인 부분脈動(Partial Pulsating)으로 하였고, 荷重은 同一荷重實驗시는 두께에 관계없이 1,000kg~70kg으로, 同一應力實驗시는 두께가 12.5mm인 경우에는 1,025~70kg, 25mm인 경우에는 2,100kg~100kg으로 하였다.

龜裂의 成長에 따른 荷重反復回數는 KYOWA 社 25mm Crack gage를 부착하여 multicorder (GRAPHTEC 社)에 의해 出力되는 時間에 따른 變形率의 變化인 $\epsilon-t$ 曲線에 의해서 1mm의 龜裂增加에 대한 하중反復回數를 測定하였다. 試

驗條件은 모든 試片에 대해 같다.

龜裂은 그림 3.1에서 表示한 바와 같이 처음에는 ASTM E647-78T 에 의거해 人工노치를 주었고, 疲勞龜裂로 만들기 위하여 初期龜裂을 1.3mm 이상으로 주었다. 初期龜裂삽입시 荷重은 빨리 初期龜裂을 주기 위하여 實驗荷重보다 약간 크게 주어 점차 實驗荷重으로 낮추었다. 初期龜裂測定은 移動式顯微鏡(travelling microscope)에 의해 1/50mm 까지 正確하게 測定하였다. 또 각 實驗片마다 初期龜裂을 달리하여 ligament 길이의 變化를 주었다.

龜裂成長에 있어서 龜裂은 初期龜裂삽입 후 龜裂發生點(fish eyes)를 中心으로 Beach mark 혹은 clam shell mark 를 形成하면서 外部龜裂(平面應力狀態 F)은 內部龜裂(平面變形率狀態 F)에 荷束당하면서 成長하는데, 이러한 狀態로 계속적으로 成長한 微視龜裂成長間隔인 줄무늬(Stiriation : 最大引張應力에 垂直으로 進展, 매 줄무늬는 하나의 應力週期에 의해 만들어 진다.)는 應力擴大係數變動範圍와 一定한 關係를 갖는다. 즉 줄무늬간격(S.S.; Space of Striation)—應力擴大係數變動範圍는 指數函數關係가 成立되어 이것은 앞에서 說明한 $da/dN-\Delta K$ 의 關係와 같은 것이어서 部材內部的 龜裂成長測定보다 결보기 龜裂成長測定の 工學的 有用성이 높은 것이기 때문에 龜裂成長測定은 결보기測定에 의해 이루어 졌다⁽¹⁸⁾.

有效應力擴大係數變動範圍(ΔK_{eff})를 計算하기 위한 龜裂단립, 열림현상의 測定은 그림 3.1과 같이 背面 gage 또는 實驗片을 加工하여 Knife

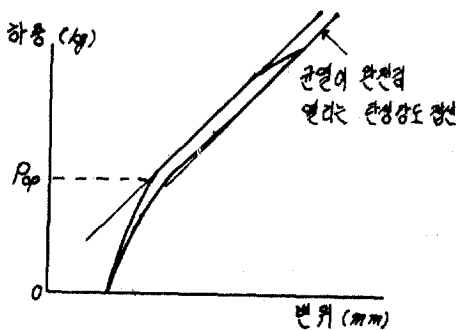






그림 3.2 하중-변위 곡선

표 3.4 하중-변위에서의 곡률 효과

	$\frac{d^2P}{d\delta^2}$	모양	載荷	除荷
I	>0		금속에서는 불가	1) 소성 거동 2) 소성 거동 > 형태 변화
II	<0		1) 형태 변화 2) 소성 거동	1) 형태 변화 2) 형태 변화 > 소성 거동
III	=0		탄성 거동	1) 탄성 거동 2) 소성 거동 = 형태 변화
IV	->0		천이 상태	형태 변화의 천이 > 소성 거동

式 노치를 만들고 Clip-on-gage 를 부착하여 X-Y Recorder 에 의해 그림 3.2와 같은 荷重-荷重點變位를 그려서 開口荷重(P_{open})點을 測定하였다. 測定을 위해 그려진 荷重-荷重點變位の 曲率效果에 따른 특징은 表 3.2와 같다.

全體의인 實驗過程을 圖表로 나타내면 그림 3.2과 같다.

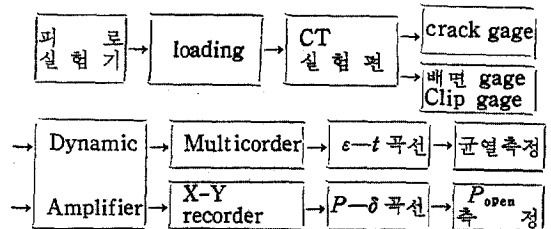


그림 3.3 전체적인 실험과정

應力擴大係數變動範圍의 計算은 ASTM E647-78T 권장식을 使用하였고, 有效應力擴大係數變動範圍의 計算은 式 (2-3)을 使用하였다.

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \cdot \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}}$$

$$(0.086 + 4.46\alpha - 13.32\alpha^3 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4) \dots \dots \dots (3.1)$$

여기서 $\Delta P = P_{max} - P_{min}$
 B : 실험편 두께
 $\alpha = \frac{a}{W}$ 유효 범위는 $\frac{a}{W} \geq 0.2$ 이다.

a : 균열 길이
 W : 실험편 폭

4. 實驗結果 및 考察

本 實驗에서 使用된 實驗片을 다음과 같이 分類하였다. 이때 용접조건은 표 3.2, 표 3.3과 같고, 용접선은 균열진행방향과 일치하도록 시편을 채취하였다.

軌條 素材部; RM-A, RM-B, RM-C,

RM-D, RM-E

軌條 가스壓接部; RGW-A, RGW-B

軌條 테르밋트鎔接部; RTW-A, RTW-B,

RTW-C

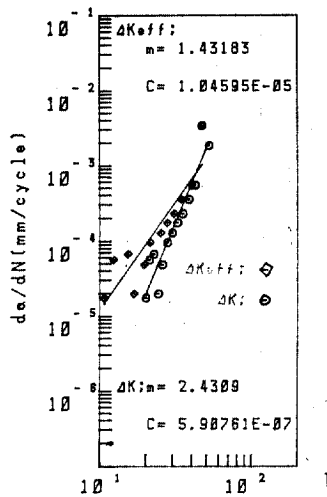
4-1 龜裂成長率

표 4.1은 Paris-Erdogan 식 및 Elber 식에 의해 解析한 結果를 回歸分析하여 구한 m, C 값을 나타낸 것이고, 그림 4.1~그림 4.10은 각각의 $da/dN-\Delta K$, $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 關係를 나타낸 것이다.

表 4.1로 부터 素材部, 가스壓接部, 테르밋트鎔接部の m 값, C 값을 비교해 보면 가스壓接部の m 값은 素材部보다 25%~45% 정도가 크고, 테르밋트鎔接部の m 값은 10%~20% 정도가 큰 것을 알 수 있었다. 이것으로 인하여 또

표 4.1 Paris-Erdogan, Elber 식에 의한 m, C 값

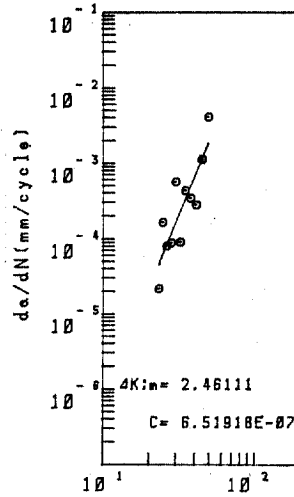
실험편 종류	Paris-Erdogan 식		Elber 식		비 고
	m	C	m	C	
RM-A	2.4309	5.9076×10^{-6}	1.4318	1.0459×10^{-5}	두께 12.25mm " " " " 25.00mm 12.25mm
RM-B	2.4611	6.5192×10^{-6}			
RM-C	2.3155	4.0873×10^{-7}	1.0250	1.4399×10^{-5}	
RM-D	1.8072	4.6201×10^{-6}	0.6115	4.1339×10^{-5}	
RM-E	1.6449	1.1149×10^{-6}	1.0102	4.5716×10^{-5}	
RGW-A	3.0502	1.7303×10^{-7}	1.1180	1.7925×10^{-5}	두께 12.25mm 25.00mm
RGW-B	2.4892	3.3466×10^{-7}	1.4568	7.5934×10^{-6}	
RTW-A	2.7569	2.6703×10^{-7}	1.5460	1.2907×10^{-5}	두께 12.25mm 25.00mm 12.25mm
RTW-B	2.8823	2.4315×10^{-7}	1.3649	3.3116×10^{-6}	
RTW-C	2.4062	2.8763×10^{-7}	1.8914	4.0021×10^{-6}	



DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5)

RM-A

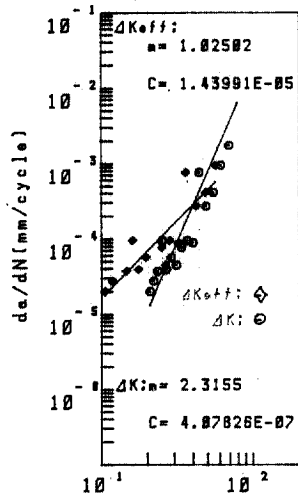
그림 4.1 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의
관계



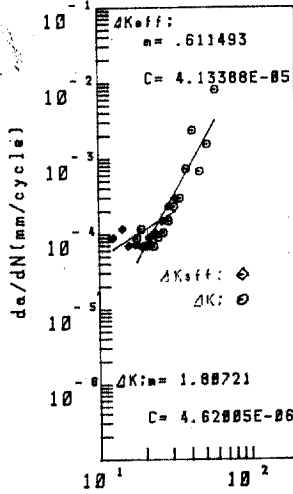
DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5)

RM-B

그림 4.2 $da/dN-\Delta K$ 의
관계



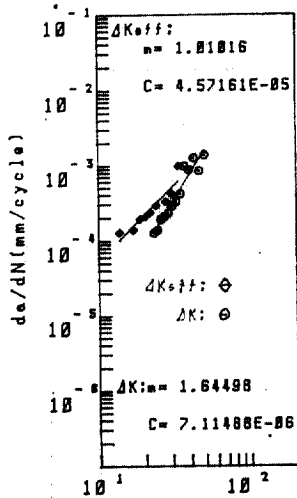
DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5) RM-C



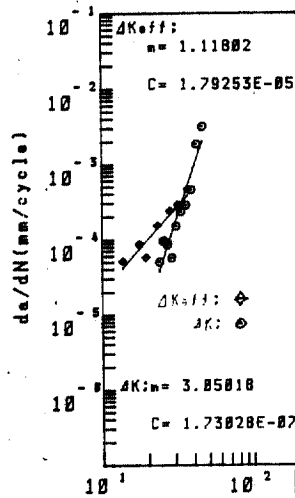
DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5) RM-D

그림 4.3 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계

그림 4.4 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계



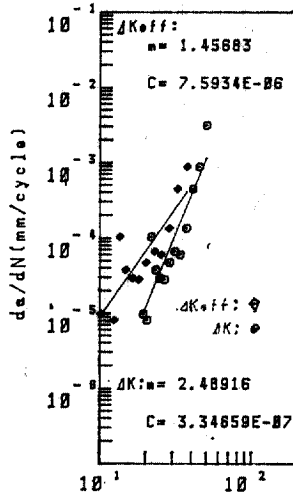
DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5) RM-E



DELTA K, (K)_{eff} (MPa* \sqrt{m} .5) RGW-A

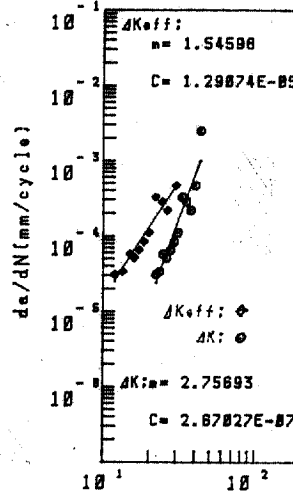
그림 4.5 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계

그림 4.6 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계



DELTA K, (K)eff (MPa*sqrt(m))

RGW-B

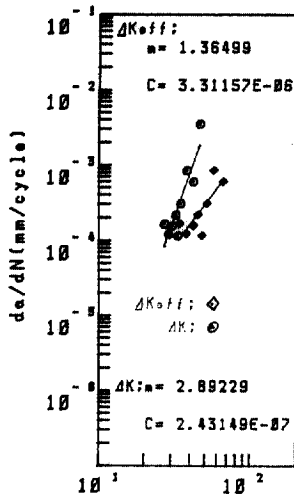


DELTA K, (K)eff (MPa*sqrt(m))

RTW-A

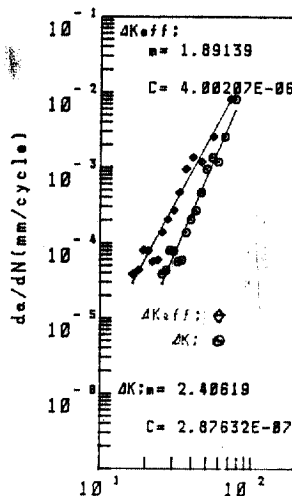
그림 4.7 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계

그림 4.8 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계



DELTA K, (K)eff (MPa*sqrt(m))

RTW-B



DELTA K, (K)eff (MPa*sqrt(m))

RTW-C

그림 4.9 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계

그림 4.10 $da/dN-\Delta K$ 및 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 의 관계

한 종속된 C 값의 領域도 素材部보다는 鎔接部가 더 작게 나타나는 것을 알 수가 있었다.

이것의 原因으로서서는 軌條鎔接過程에서 殘留하는 鎔接殘留應力의 영향, 加熱, 冷却의 過度狀態에서 일어나는 鎔接過度應力과 鎔接變形의 영향, 鎔接熱에 의한 組織의 粗大化, 鎔接時에 發生되는 blow-hole, slag, 鎔接後 鎔接部の 硬度增加의 영향때문인 것으로 사료된다. 따라서 鎔接部가 素材部보다 빠른 龜裂成長을 나타내는 것은 일반 鋼部材에 대한 다른 여러 研究結果와 같은 傾向임을 알 수가 있었다^(4,18,20).

또 鎔接部는 鎔接에 의해서 硬度和 殘留變形率效果가 크기 때문에 初期龜裂, 即 1 段階의 發生은 素材部보다는 鎔接部가 더 많은 hysteresis 反復 후에 나타나는 것을 實驗結果로부터 알 수가 있었다.

두께의 영향을 고려하기 위해 荷重制御實驗을 行한 바, 두께 25mm 試片이 12.5mm 試版보다 平面變形拘束效果의 增加로 塑性域이 減少되어 더 빠른 龜裂成長을 나타내었으며 이것은 일반 鋼部材와 같은 傾向이었다^(18,20).

또 實驗過程을 통한 考察로 부터 軌條鋼은 일단 龜裂이 發生하여 成長을 하면 ligament의 減小에 따라 高強度鋼의 特性때문에 一般 構造用鋼과는 달리 粒界破壞에 의해 急速하게 脆性破壞에 도달하는 것을 알 수가 있었다. 그러므로 이러한 軌條鋼과 같은 高強度鋼에서는 從來의 應力만에 의한 材料力學的인 方法으로 破壞를 制御한다는 것은 대단히 위험하다는 것을 알 수가 있었다⁽¹⁾.

또한 一次的인 因子인 應力擴大係數變動範圍로 軌條素材부와 테르밋트鎔接부의 龜裂成長을 서로 比較해 보면, 一般的인 鐵道軌條素材부의 疲勞破壞傾向(그림 1~5)과는 약간 달리 가스壓接部(그림 6~7)가 同一荷重實驗下인데도 약간 빠른 龜裂成長을 나타내는 것을 알 수가 있었는데, 이것은 試片採取에 따른 不確定性에 起因되는 것이 아닌가 생각되나, 더 正確한 것은 많은 實驗이 遂行되어야만 되리라 생각된다.

Elber 式에 의한 m 값, C 값은 P_{open} 荷重값의 測定이 가능하였던, RM-A, C, D, E, RGM-A, B, RTW-A, B, C에 대해 式 (2-2)로 有效應力比

(U)를 計算, 回歸分析하여 얻을 수가 있었다.

Elber 式과 Paris-Erdogan 式에서 구한 m 값, C 값을 比較하여 보면, Elber 式에 의해 解析한 m 값이 더 작은 것을 알 수가 있었는데, 이것으로 인하여 C 값에 더 커지는 傾向을 알 수가 있었다. 이것은 作用荷重의 全部가 龜裂을 成長시키는데 使用된 것이 아니고, 作用荷重의 一部分은 龜裂을 成長시키기 전의 龜裂을 여는데 使用되었기 때문이다.

한편 鎔接部和 素材部에서의 m 값, C 값을 考察하여 보면, Paris-Erdogan 式과는 다른 傾向을 나타내는 것을 알 수가 있었다. 即 Elber 式에서는 材料의 內的인 性質과 龜裂끝 塑性域의 크기에 의한 영향이 더 많이 고려되어 그 成長舉動이 鎔接狀態나 鎔接殘留應力 등의 效果에 많은 영향을 받기 때문에 龜裂成長舉動의 複雜性을 갖는다⁽¹¹⁾. 그러므로 Elber 式에 의해 解析된 값들은 Paris-Erdogan 式보다 定性的이라는 것을 알 수 있었지만, 龜裂成長解析값의 定性도를 높이기 위해서는 보다 더 正確한 測定器具가 수반되어야만 하고, 아울러 微視的인 解析이 따라야만 된다.

두께에 의한 效果는 Elber 式에 의한 解析에서도 Paris-Erdogan 式에 의한 解析과 같은 傾向을 나타내는 것을 알 수 있었다.

두께에 의한 效果는 Elber 式에 의한 解析에서도 Paris-Erdogan 式에 의한 解析과 같은 傾向을 나타내는 것을 알 수 있었다.

테르밋트鎔接部, 가스壓接部를 比較하여 보면 테르밋트鎔接部가 약간 빠른 傾向을 나타내는 것을 알 수 있었다. 따라서 熔融상태시 熔融材의 分布狀態, 冷却되는 동안의 材料의 殘留變形 등의 영향이 큰 것은 테르밋트鎔接部인 것을 알 수가 있었다. 그러므로 材料의 內的狀態의 영향을 크게 받는 테르밋트鎔接部가 가스壓接部보다 疲勞龜裂成長에 대한 抵抗이 약한 傾向을 나타내는 것을 알 수가 있었다.

4-2 變位 및 開口荷重과 龜裂成長

그림 4.11은 $\delta-a$ (變位-龜裂길이)의 關係를 나타낸 것인데, 이 그림은 龜裂길이가 增加함에 따라 變位量도 增加되는 것을 나타내 주고 있다 또한 龜裂이 成長하여 ligament가 全體의 1/4

을 지나면서 부터는 점점 急速히 增加하다가 ligament 가 1/3~1/2 정도에 이르면 高強度鋼의 脆性的 性質, 즉 龜裂은 韌性不足에 의하여 粒界를 成長하면서 粒界分離가 수반되어 急速한 速度로 破斷에 이르게 되는 것을 알 수 있었다⁽¹⁹⁾. 이것은 파단된 시험편의 파면관측 결과이다.

또 素材部가 같은 ligament 에 대해서는 鎔接部보다는 變位量이 크게 나타나면서 龜裂成長을 하는 것을 알 수가 있었는데, 이것의 原因은 鎔接部가 鎔接熱에 의해 硬度가 增加되었기 때문인 것이다. 그러므로 鎔接部는 素材部보다는 더 많은 注意를 가지고 疲勞破壞制御를 行하여야만 脆性破壞의 위험성을 防止할 수 있으리라 생각된다.

두께의 영향을 고려한 바 實驗方法에 관계 없이 素材部보다는 鎔接部가 變位量이 적었고, 鎔接部에서는 두께가 두꺼운 試片이 變位量이 적었고, 應力制御下에서 變位量은 두께에 관계가 없는 것을 알 수가 있었다.

가스壓接部, 테르밋트鎔接部の 變位量을 比較하여 보면 같은 ligament 에 대하여 테르밋트鎔接部가 變位量이 큰 것으로 나타나는 것을 알 수가 있었는데, 이것은 變位の 測定位置에 따른 變化이다. 즉 背面 gage 에 의한 測定과 Clip gage 에 의한 測定位置에 따르는 差異인 것으로 판단된다.

또 ligament 를 因子로 破壞에 대한 抵抗性을 考察하여 보면 테르밋트鎔接部보다는 가스壓接部가 더 작은 量의 ligament 까지 疲勞破壞에 抵

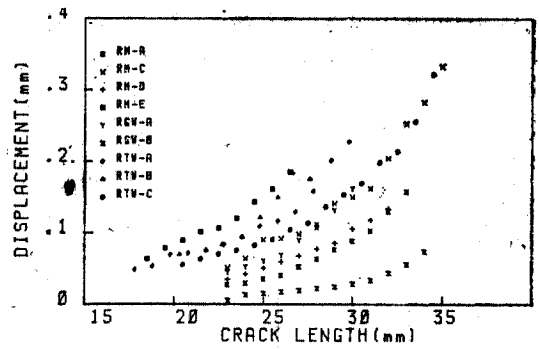


그림 4.11 균열 길이와 변위와의 관계

抗하는 것으로 보아 이것은 應力制御에서는 破壞에 대한 抵抗性的 差異가 있는 것을 나타낸다.

그림 4.12는 變位量—開口荷重과의 關係를 나타낸 것인데 鎔接部, 素材部 모두 龜裂의 成長과 함께 龜裂開口荷重의 減小이 나타나는 것을 알 수가 있었다. 이것은 ΔK 의 增加로 인하여 塑性域이 계속적으로 減小된 것에 기인하는 것이다⁽²⁰⁾.

또 가스壓接部, 테르밋트鎔接部를 比較하면 가스壓接部の 開口荷重이 더 작은 값까지 測定될 수 있었던 것으로 보아 가스壓接部가 塑性狀態에서의 抵抗性이 더 좋은 것을 알 수 있었다.

또한 軌條鋼은 高強度의 性質로 인하여 $P_{open}-\delta$ 關係의 기울기가 매우 급하게 減小하는 것을 알 수가 있었다.

그림 4.13은 龜裂길이와 開口荷重의 關係를 나타낸 것인데, 鎔接部, 素材部 모두 龜裂길이 가 增加함에 따라 開口荷重이 減小하는 것을 알 수가 있었는데, 이것은 ligament 의 減小에 따라

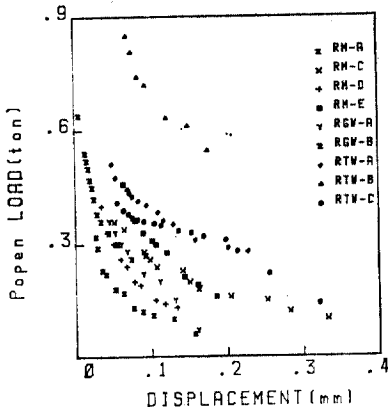


그림 4.12 변위와 개구하중과의 관계

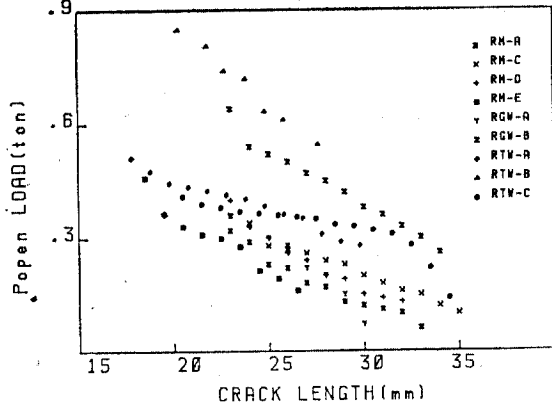


그림 4.13 균열 길이와 개구하중과의 관계

龜裂開口荷重이 점점 작아졌기 때문이다. 가스壓接部는 hysteresis 曲線의 線形的인 減小의 傾向처럼 $a-P_{open}$ 의 關係가 線形性을 나타냈으나, 데르밋트鎔接部는 그 線形性이 약간 分散되는 것을 알 수가 있었는데 이것은 材料內部的인 性質 등에 의한 영향인 것으로 판단되어진다⁽²⁰⁾.

5. 結 論

鐵道軌條의 素材部 가스壓接部 및 데르밋트鎔接部에 대한 疲勞龜裂成長學動을 조사한 바 다음과 같은 結論을 얻을 수 있었다.

1. 疲勞龜裂成長은 Paris-Erdogan 式, Elber 式 모두에서 鎔接部가 素材部 보다 빠르며 Elber 의 式이 Paris-Erdogan 式보다 定性的이라는 것과 疲勞龜裂成長에 기여하는 開口荷重을 荷重-變形曲線의 彎曲部를 표시시켜 결정할 수가 있어서 龜裂開口와 開口의 개념은 工學的인 유용성이 크다는 것을 재확인하였다.
2. 가스壓接部가 데르밋트鎔接部보다는 疲勞龜裂成長에 대한 抵抗性이 좋다는 것을 알 수 있었다.
3. 鎔接部의 疲勞龜裂成長을 完화시키기 위하여는 표면처리 및 鎔接條件 등을 개선해야 하며 이와 같은 鎔接部와 脆性的인 性質을 갖는 軌條鋼은 종래의 材料力學的인 方法만으로 破壞를 제어한다는 것은 매우 위험하다는 것을 알 수 있었다.

참 고 문 헌

- 1) Kuzmanovic, B.O. & Willems N, "Steel Design for Structural Engineers", Prentice Hall, 1977, pp. 2~63.
- 2) Rolfe S.T. & Barsom. J.M., "Fracture and Fatigue Control in Structures Applications of Fracture Mechanics", Prentice Hall. 1977, pp. 208~210, pp. 232~240.
- 3) 崔 康熙 外 4 人 "軌道應力測定 調查研究" 鐵道技術研究報 Vol. 17 No. 1, 鐵道技術研究所, 1983, 12.
- 4) Cepolina. A.G. & Canonice, D.A, "The Measurement of Residual Stresses", Jour, A.W.S. Vol. 50, 1971, 1.

- 5) 小林英男, "破壞力學入門V" Proc. J.S.M.E. Vol. 24, No.11, 1975, 11.
- 6) 小林英男, "破壞力學入門VI" Proc. J.S.M.E. Vol. 24, No.12, 1975, 12.
- 7) Evans, P.R.V. & Owen. N.B. & McCartney L.N., "Mean Stress effects on Fatigue Crack Growth and Failure in rail Steel", Eng, Fracture Mech. Vol. 6, 1974.
- 8) Gurney, "Fatigue of Welded Structures" Cambridge Uni. Press. 2nd ed. 1979, pp. 62~63.
- 9) Brock, D. "Elementary Engineering facture mechanics", Martinus Nijhoff Pab. 1982, pp. 250~282.
- 10) Huang, F.H. & Gelles, D.S. "Influence of specimen Size and Microstructure on the Fracture Toughness of a Martensitic Stainless Steel", Eng. Fracture Mech. Vol. 19, No.1, 1984.
- 11) Elber Wolf, "The Significiance of Fatigue Crack Closure", ASTM, STP 486, 1971.
- 12) 小林英男, "疲勞破面構造を支配する力學なちひに 材料因子", 日本材料學會誌, Vol. 17, No. 6, 1981, 4.
- 13) 金屬材料疲勞龜裂抵抗 DATA 集", 日本材料學會 Vol. 1, 2, 1983.
- 14) "Tentative Test Method for Constant-Load-Amplitude Fatigue Crack Growth Rates Above 10^{-6} m/cycle" ASTM, F647-78T
- 15) Tanaka. K & Matsuok. S, "A Tentative explanation for two parameter C and m, in Paris equation of fatigue crack growth", Inter. Jour of Fracture, Vol. 13, No. 5, 1977, 10.
- 16) 関 彰東, 金 琪斗, 張 東一, "鋼構造 鎔接連結部の 内部 龜裂成長에 관한 實驗研究", 大韓土木學會調文集, Vol. 5, No. 2, 1985, 6.
- 17) Knott., J.N. "Fundamentals of Fracture Mechanics" ISBN, 1973, pp. 134~152.
- 18) 宋 弘, 元 時太, "過大應力下에서의 疲勞 Crack 發生傳播學動(I)", 大韓機械學會論文集, Vol. 9, No. 3.
- 19) 北川英夫, 小寺澤良一, "フラクトグラフィ", 培風館 1980, pp. 1~32.
- 20) Dowling, N.E. & Begley, J.A. "Fatigue Crack Growth During Gross Plasticity and the J-Integral", ASTM, STP, 590.

(接受: 1986. 8. 5)