

鋼構造物の 鋸接連結部の 疲勞強度에 관한 研究(II)

A Study on the Fatigue Strength of the Welded Joints in Steel Structures(II)

朴	濟	善*
Park,	Je	Seon
鄭	榮	和**
Chung,	Yeong	Wha
張	東	一***
Chang,	Dong	Il

Abstract

Welded connectors of the cover plates, the transverse stiffeners of the plate girders, and the gusset plates of the plates girders or box girders, were selected as studying objects. A simplified method of drawing the S-N curves in these welded joints by a computer program without the direct fatigue tests was established. The plots on the S-N curve using the values from the practical fatigue tests were compared with the results from the method of the computer programming.

The results of these studies are as follows.

It appeared that the fatigue life by calculation method was a little less than the practical fatigue life from the actual tests. The latter values included both life N_i of occurrence of initial crack a_i and the life N_p of propagation of critical crack. On the other hand, the former values included only the life N_p . Therefore, these results should be considered as justifiable ones.

Since the difference between the two results was not significant, the results by calculation method should be in the conservation side when the safety of the structures was considered. Consequently, the results by calculation method should be applicable to the fracture fatigue design of structure.

For reference, the same fatigue tests were performed with the specimens of 3 pieces in each case made of the low-strength steel, SS 41.

The results went unexpected showing that the fatigue strength was lower in the case of low-strength steel.

That is, in the case of the cover plate, the fatigue strength became slowly higher than the case of high-strength steel, SWS 50. That was observed when the maximum testing stress was higher than 14 kg/mm^2 . In addition, in the case of the transverse stiffener, the fatigue strength became rapidly higher than the case of SWS 50. That was observed when the maximum testing stress was lower than 31 kg/mm^2 .

It was thought that more such fatigue tests should be performed for more reliable results.

* 正會員 · 江原大學校 工科學 教授, 土木工學科

** 正會員 · 江原大學校 工科學 副教授, 土木工學科

*** 正會員 · 漢陽大學校 工科學 教授, 土木工學科

要 旨

鋼構造物의 girder 中 重要形式인 板桁에서 덮개板 및 垂直補剛材와 板桁이나 箱子桁의 格點部에 사용되는 連結板 등의 銲接連結部를 포함하는 實物을 modeling 하여 직접 疲勞試驗을 행하지 않고서도 계산에 의하여 S-N 線圖를 그려서 疲勞強度를 推定할 수 있는 계산식 및 program 을 정립하였다. 또, 實物試驗片에 대한 疲勞試驗을 행하여 계산에 의한 S-N 線圖上에 plot 하여 서로 비교 검토하였다.

이로써 다음과 같은 결과를 얻었다. 계산에 의한 疲勞強度가 實驗에 의한 실제 疲勞強度보다 다소 낮게 나타났다. 계산에 의한 방법은 初期龜裂 a_1 가 발생한 다음부터 破斷時까지의 疲勞壽命 N_1 에 대한 것임에 비해 實驗에 의한 것은 初期龜裂 a_1 의 發生壽命 N_2 까지를 포함한 總 疲勞壽命 $N=N_1+N_2$ 에 대한 것이므로 오히려 당연한 결과라 생각된다.

그 차이가 그다지 크지 않으며, 構造物의 安全性을 생각할 때 計算에 의한 결과가 安全側에 해당하므로 실제 構造物의 疲勞設計時 그대로 적용하여도 무방할 것으로 생각된다.

참고로 低強度鋼인 SS 41 試驗片을 각 경우 3개씩 제작하여 같은 疲勞試驗을 행하여 비교해 보았다. 덮개板의 경우 實驗最大應力 14 kg/mm^2 정도 以上에서 서서히, 垂直補剛材의 경우 實驗最大應力 31 kg/mm^2 정도 以下에서 急激히, 高強度鋼인 SWS 50 試驗片의 경우보다 疲勞強度가 더 커지는 경향을 나타내고 있다. 이는 低強度鋼에서 疲勞強度가 낮을 것이라는 常識的인 기대와는 다른 特徵이지만 試驗片 3개씩만의 결과이므로 確定的인 결론이라고 斷言할 수는 없겠으며, 앞으로 더 많은 實驗을 행하여 확인해 보아야 할 것이라 생각된다.

1. 序 論

1.1 연구의 必要性 및 연구 내용

構造物의 破壞는 그 構造物 構成要素의 疲勞가 原因이 되는 경우가 매우 많음은 數次 言及한 바 있다⁽¹⁾. 따라서 構造物을 設計함에 앞서 그 構造物 構成要素의 疲勞強度를 미리 예측하여 그에 알맞는 疲勞設計를 행함이 매우 重要하다.

그런데, 疲勞強度를 예측하는 方法 중에도 여러가지가 있으나, 그 構造物 構成要素와 동일한 材料 및 形狀, 혹은 동일한 이음條件 등으로 적당히 縮小된 試驗片을 제작하여 疲勞試驗을 행하고 그 結果로 S-N(應力—疲勞壽命)線圖를 그려서 疲勞強度를 推定하는 方法이 주로 많이 이용되고 있다. 다만, 이러한 疲勞試驗을 행하기 위해서는 高價의 實驗機器가 設置되어야 함은 물론, 많은 數의 試驗片을 제작해야 하고, 또 實驗의 遂行에는 長期間의 勞動이나 高價의 많은 소모품이 소요되는 등의 어려움이 뒤따른다.

본 논문에서는 이와 같은 점에 착안하여 지금까지 연구되어 있는 疲勞에 관한 여러 公式들을 조합하여 직접 疲勞試驗을 행하지 않고도 간단한 computer program에 의해 S-N 線圖를 그릴 수 있도록 계산과정을 정립하여 programming 하였다.

그리고, 직접 疲勞試驗을 행하여 그 結果를 계산에 의한 S-N 線圖上에 plot 하여 서로 비교해 봄으로써 계산에 의한 方法의 實用化 가능성을 검토해 보았다.

1.2 研究對象

構造物 中에 應力集中部가 있으면 그 부분의 疲勞強度가 낮아져서 構造物 破壞의 重要한 原因이 되고 있음은 數次 言及한 바 있다⁽¹⁾. 그래서, 그 形狀 때문에 또는 銲接缺陷 때문에 부득이 많은 應力集中部를 포함하게 되는 板桁(plate girder)에서 flange의 덮개板(cover plate), 垂直補剛材(transverse stiffener)와 板桁이나 箱子桁(box girder)의 格點部에 사용되는 連結板(gusset plate)등의 銲接連結部를 연구의 대상으

로 택하였다.

이는 본 논문의 先行논문인 大韓土木學會 論文集 Vol. 5, No. 3⁽²⁾에서와 같으나 sketch로 나타내 보면 그림 1.1~그림 1.3과 같은 예들이 있다.

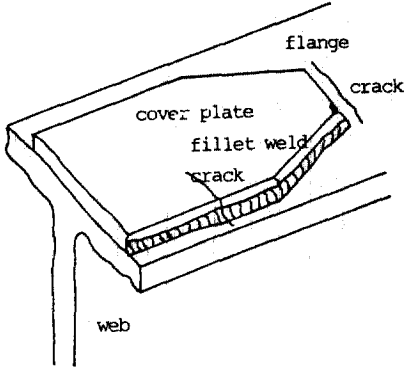


그림 1.1 Cover Plate

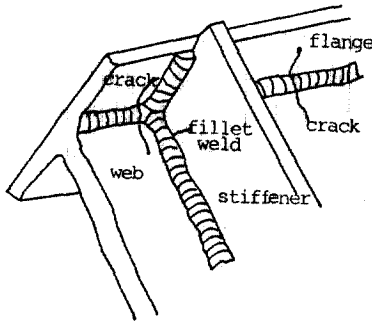


그림 1.2 Transverse Stiffener

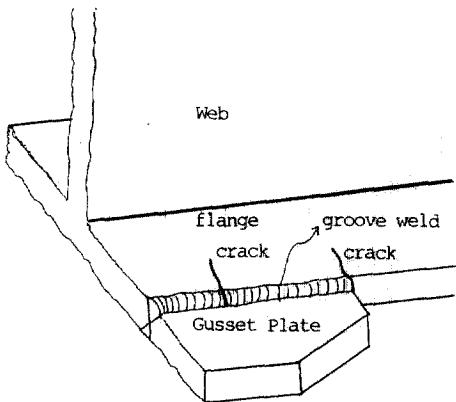


그림 1.3 Gusset Plate

1.3 研究對象의 modeling

先行研究 참고문헌(2)의 그림 3.1~그림 3.3에 나타낸 바 있다.

2. S-N 線圖 작성을 위한 계산식 정립 및 Programming

2.1 계산식 유도

2.1.1 龜裂의 形狀이 一定한 경우

1. 應力集中係數 계산공식을 이용하는 방법
先行研究 참고문헌(2)의 3.2項에서 이미 설명한 바 있으므로 여기서는 생략한다.

2. 有限要素法 등에 의해 應力集中係數를 계산하여 이용하는 방법

참고문헌(2)의 (1.1)식, 즉, 疲勞龜裂의 進展速度 $\frac{da}{dN}$ 와 應力擴大係數의 變動範圍 ΔK 와

$$\text{關係式 } \frac{da}{dN} = c(\Delta K)^m \quad (2-1)$$

과 (3-4)식, 즉

$$\Delta K = F_a \Delta \sigma \sqrt{\pi a}, \quad F_a = F_s \cdot F_w \cdot F_r \cdot F_t \quad (2-2)$$

를 그대로 이용한다. 그런데 一般的으로 그림 2.1에서와 같이 無限板 中에 길이 $2a$ 의 龜裂이 存在하여 그 龜裂 中心으로부터 $\pm b$ 크기 만큼의 位置에 集中荷重 P 가 加해질 境遇 應力擴大係數의 값은⁽³⁾

$$K = \frac{2P}{\sqrt{\pi a}} \cdot \frac{a}{\sqrt{a^2 - b^2}} \quad (2-3)$$

로 된다.

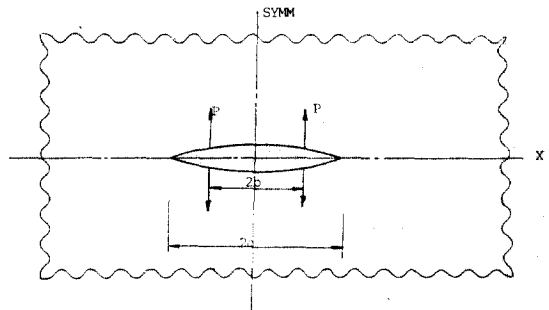


그림 2.1 Crack and Load in Infinite Plate

그림 2.2와 같이 微小部分을 區分하여 各部分에 대해 위 식(2-3)과 같이 K 를 解析하고

$b=0$ 에서 $b=\pm a$ 까지 積分하면 應力擴大係數는

$$K = \sqrt{\pi a} \frac{2}{\pi} \sum_{i=1}^n \sigma_{bi} \int_{b_i}^{b_{i+1}} \frac{1}{\sqrt{a^2 - b^2}} db \quad (2-4)$$

로 된다.

式(2-2)와 (2-4)를 比較하면

$$F_r = \frac{2}{\pi} \sum_{i=1}^n K_{ii} \left(\sin^{-1} \frac{b_{i+1}}{a} - \sin^{-1} \frac{b_i}{a} \right) \quad (2-5)$$

로 된다.

여기서, $K_{ii} = \frac{\sigma_{bi}}{\sigma}$: 應力集中係數

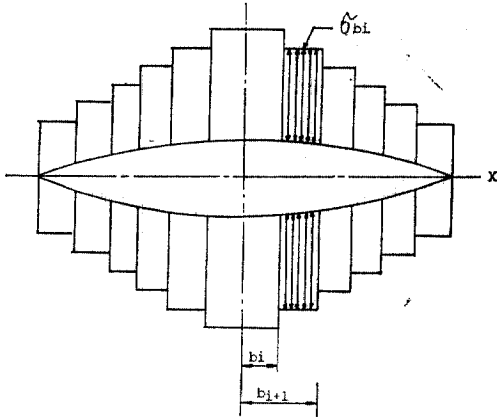


그림 2.2 Integration of Load

有限要素法 등에 의해 구해진 應力集中係數 K_i 를 (2-5)式에 代入하여 F_r 를 計算하고 이것을 (2-2)式에 代入한 다음, 다시 이것을 (2-1)式에 代入하여 初期龜裂길이 a_i 에서 破斷時의 龜裂길이 (限界龜裂길이) a_{cr} 까지 積分하면

$$N_p = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_{cr}} \frac{1}{(\Delta K)^m} da \quad (2-6)$$

으로 되어 疲勞壽命을 求할 수 있다.

2.1.2 龜裂의 形狀이 變하는 경우

Irwin⁽⁴⁾은 表面龜裂을 半타원형, 内部龜裂을 타원형에 가까운 것으로 보아 無限板 中에서 타원형 内部龜裂의 應力擴大係數는

$$K_{I_r} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(K)} \left(\frac{a^2}{b^2} \sin^2 \beta + \cos^2 \beta \right) \quad (2-7)$$

여기서, β : 타원주상의 點의 離心點

$E(K)$: 2種 完全 타원積分

a, b : 타원 龜裂의 短徑 및 長徑

로 된다고 提案하고, 半타원형 表面龜裂에서의 應力擴大係數는

$$K_I = 1.1 K_{I_r} \quad (2-8)$$

로 된다고 提案하였다.

Paris 및 Sih⁽⁵⁾는 半타원형 表面龜裂에서의 應力擴大係數는

$$K_I = [1 + 0.12(1 - a/b)] \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(K)} \sqrt{\frac{2h}{\pi a}} \tan \frac{\pi a}{2h} \quad (2-9)$$

여기서, h = 短軸方向의 板의 寸수

단, $a/h = 0.57, a/b \leq 1.0$ 에서 成立

로 된다고 提案하였다.

Smith⁽⁶⁾는 半타원형 表面龜裂에서의 應力擴大係數는

$$K_I = \left[1.07 - 0.07 \frac{a}{b} \right] \cdot \frac{1.03}{E(K)} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2-10)$$

단, $a/h < 0.5, a/b < 1.0$ 에서 성립

로 된다고 提案하였다.

또 Rolfe 및 Barsom⁽⁷⁾은 가장자리(edge)에서 進전하는 균열의 경우

$$K_I = 1.12 \frac{2}{\pi} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2-11)$$

로 된다고 제안하였다.

有限要素法 등으로 구한 應力分布 σ 를 위 (2-7)~(2-11)式에 代入하여 K_I 를 구하고, 이것을 (2-1)式에 代入하여 마찬가지로 N_p 를 計算할 수 있다.

初期龜裂을 $a_i = 0.1 \text{mm}$ 등으로 一定하게 하고 b_i 를 $a_i/b_i = 1, 1/2, 1/5$ 등으로 變化시키면서 a 方向의 進展과 b 方向의 進展을 따로 解析하여 進展途中의 龜裂形狀까지 變化시켜 가면서 解析할 수가 있다.

N_p 는 龜裂길이 a_i 에서 a_{cr} 까지 이르는 데 要하는 疲勞壽命이 된다. 龜裂길이 a_i 의 發生時까지의 疲勞壽命을 N_i 라 하면 全疲勞壽命은

$$N = N_p + N_i \quad (2-12)$$

로 된다.

N_i 는 實驗에 의하지 않고는 計算에 의해 算定하는 方法이 아직 研究되어 있지 못하다.

그런데 應力集中이 큰 構造物에서는 N_i 가 현저히 낮아 N_p 가 N 의 70~80%에 달하는 것으로 알려져 있어서 보통 N_p 로 N 을 代表하는 것으로 取扱하고 있다.

構造物의 安全性을 생각할 때 이것이 安全側에 해당하기 때문이다.

2.2 Programming

2.2.1 適用範圍

本 研究에서는 우선 2.1.1 龜裂의 形狀이 一定한 경우, "1. 應力集中係數 計算式을 利用하는 方法"에 대해서만 應用을 해 보았다.

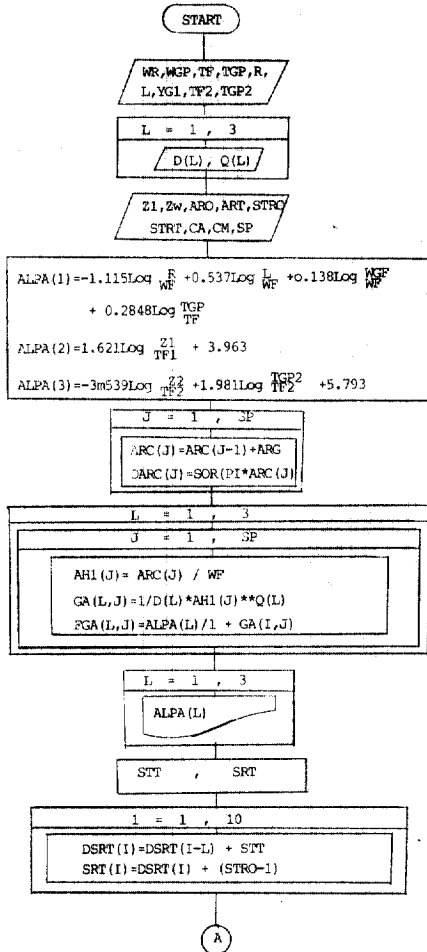


그림 2.3(a) Flow Chart

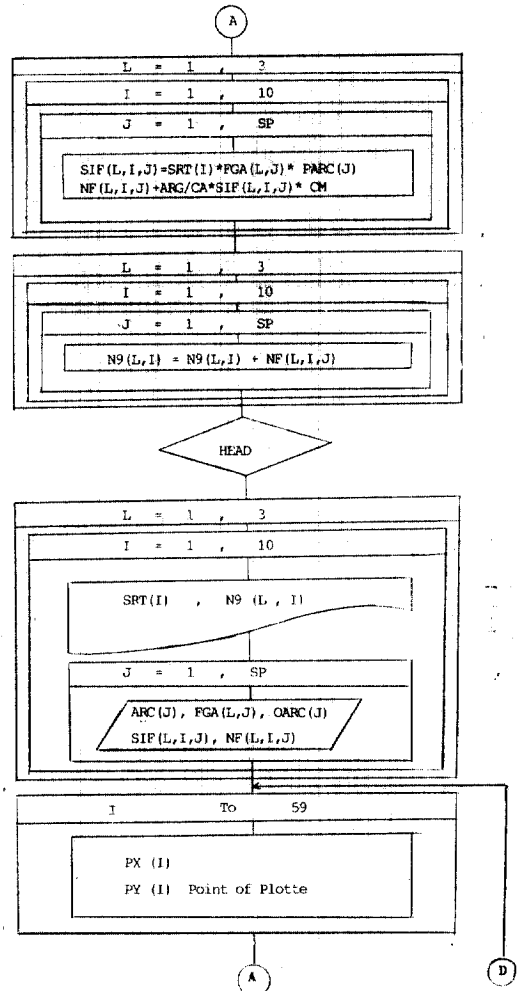


그림 2.3(b) Flow Chart

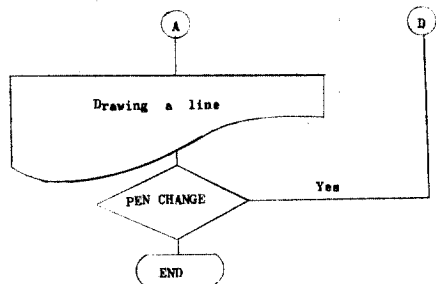


그림 2.3(c) Flow Chart

3. 疲勞試驗

3.1 試驗片

3.1.1 材料

母材는 두께 9 mm 의 SWS 50 및 SS 41 鋼板, 鎔接棒은 低水素系 E 4316, 直徑 4.0 mm 의 것을 사용하였다.

3.1.2 鎔接方法

手動式 피복 아크鎔接으로 하였다.

Cover plate 및 stiffener 는 size 9 mm 의 fillet 鎔接으로, gusset plate 는 벌림角 45° 의 V形 鎔接으로 하였다.

3.1.3 形狀 및 치수

參考文獻(2)에서 例로 사용된 永東大橋, 第3 漢江橋 및 江村橋의 實物치수는 너무 커서 保有

表 4.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Materials

Section	Chemical Composition (%)					Mechanical Properties			Remarks
	C	Si	Mn	P	S	Yielding Point (kg/mm ²)	Tensile Strength (kg/mm ²)	Extension Modulus (%)	
SWS 50 Steel	0.17	0.41	1.40	0.016	0.006	38.9	55.4	25	cover plate gussee plate
SWS 50 Steel	0.13	0.41	1.2	0.015	0.008	34.2	51.8	31	stiffnar
SS 41 Steel	0.18	0.27	0.58	0.018	0.012	29.9	43.5	26	
E 4316 Electrode	0.13	0.021	0.52	0.012	0.011	28.7	43.1	21.5	

인 疲勞試驗機 容量으로는 감당할 수 없으므로 試驗片의 치수를 大幅 縮小하였다.

疲勞試驗機 最大 容量은 25 ton 으로 되어 있으나 試驗片 물림이 油壓式이 아니고 jack 에 의한 手動式 물림으로 되어 있어 試驗片이 휨이나 기타 變狀이 없고, 아주 매끄러워야 最大 容量을 발휘할 수 있는 實情이다.

그런데 本 實驗에서 사용되는 試驗片은 鎔接 熱影響으로 휨을 받고 있으며, 表面도 그다지 매끄럽지 못하여 最大 18 ton 정도의 能力밖에 발

휘치 못하여 부득이 試驗片의 치수가 大幅 縮小될 수 밖에 없었다.

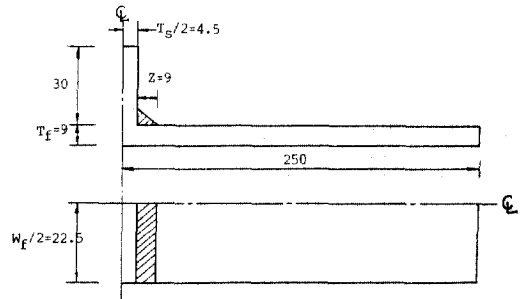


그림 3.2. Transverse Stiffener

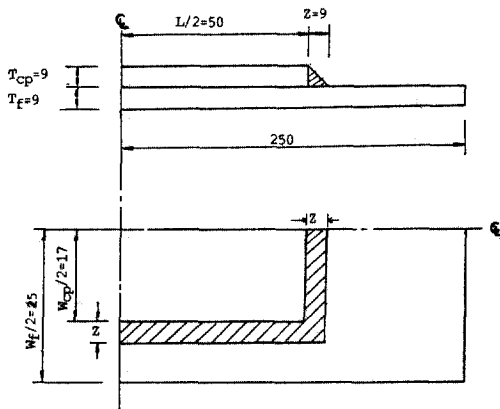


그림 3.1. Cover Plate

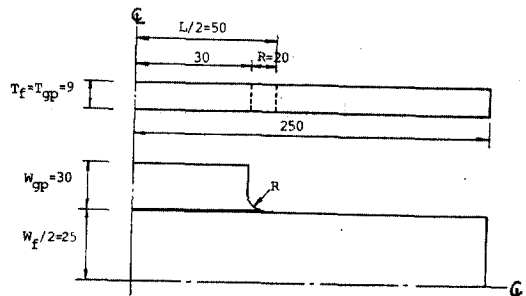


그림 3.3. Gusset Plate

3.2 試驗機

江原大學校 工科大学 土木工學科에 保有 중인 25 ton 電氣油壓式 疲勞試驗機와 static strain meter, dynamic strain amplifier, multicorder, X-Y recorder 를 사용하였다.

3.3 試驗荷重

最小荷重을 거의 +0 ton 에 가까운 引張脈動荷重으로 하였다.

3.3.1 Cover Plate

SWS 50 試驗片

SWS 50 鋼板의 降伏點이 38.9 kg/mm² 이다. 降伏荷重은 38.9 kg/mm² × 9 mm × 50 mm = 17,505 kg = 17.505 ton 이다. 最大荷重은 15.39 ton (應力 34.2 kg/mm², 降伏應力의 87.918%), 13.082 ton (應力 29.071 kg/mm², 74.733%), 10.773 ton (23.94 kg/mm², 61.154%), 9.234 ton (20.52 kg/mm², 52.751%), 7.695 ton (17.1 kg/mm², 43.959%), 6.926 ton (15.391 kg/mm², 39.566%) 등으로 하였다.

SS 41 試驗片

SS 41 鋼板의 降伏應力은 29.9 kg/mm² 이다. 降伏荷重은 29.9 kg/mm² × 9 mm × 50 mm = 13,455 kg = 13.455 ton 이다. 最大荷重을 15.39 ton (應力 34.2 kg/mm², 降伏應力의 114.381%), 12.31 ton (27.356 kg/mm², 91.490%), 6.93 ton (15.4 kg/mm², 51.505%) 로 하였다.

3.3.2 Transverse Stiffener

SWS 50 試驗片

이것은 幅을 45 mm 로 하였다. 降伏應力이 34.2 kg/mm² 이므로 降伏荷重은 34.2 kg/mm² × 9 mm × 45 mm = 13,851 kg = 13.851 ton 이다. 最大荷重을 15.39 ton (應力 38 kg/mm², 降伏應力의 111.111%), 13.082 ton (32.301 kg/mm², 94.447%), 12 ton (29.36 kg/mm², 86.64%), 11.25 ton (27.78 kg/mm², 81.23%), 10.773 ton (26.6 kg/mm², 77.770%), 10.5 ton (25.93 kg/mm², 75.8%), 9.5 ton (23.46 kg/mm², 68.60%), 8.5 ton (20.99 kg/mm², 61.37%), 7.5 ton (18.519 kg/mm², 54.149%), 7 ton (17.284 kg/mm², 50.538%) 등으로 하였다.

SS 41 試驗片

降伏荷重 13.455 ton 이므로 最大荷重을 15.39 ton (34.2 kg/mm², 114.381%), 13.082 ton (29.067 kg/mm², 97.213%), 7.695 ton (17.1 kg/mm², 57.191%) 로 하였다.

3.3.3 Gusset Plate

SWS 50 試驗片

降伏荷重 17.505 ton 이므로 最大荷重을 15.39 ton (34.2 kg/mm², 87.918%), 13.851 ton (30.78 kg/mm², 79.126%), 13.082 ton (29.071 kg/mm², 74.733%), 12.315 ton (27.367 kg/mm², 70.352%), 11.543 ton (25.651 kg/mm², 65.941%), 10.773 ton (23.94 kg/mm², 61.154%), 9.234 ton (20.52 kg/mm², 52.751%), 8.465 ton (18.811 kg/mm², 48.358%) 등으로 하였다.

SS 41 試驗片

降伏荷重 13.455 ton 이므로 最大荷重을 15.39 ton (34.2 kg/mm², 114.381%), 13.082 ton (29.067 kg/mm², 97.213%), 10.77 ton (23.933 kg/mm², 80.045%) 로 하였다.

4. 結果 및 考察

계산에 의한 경우는 $a_i = 0.0001$ mm, $a_{cr} = 20$ mm 로 하였다.

계산에 의한 S-N 曲線이 實驗에 의한 것보다 왼쪽에 위치하여 전반적으로 疲勞強度가 낮은 것으로 다소의 隔差를 나타내고 있음을 볼 수 있다. 그러나, 계산에 의한 방법은 疲勞龜裂이 0.0001 mm 발생한 이후의 N_f 에 대한 것이고, 實驗에 의한 것은 疲勞龜裂이 0.0001 mm 발생하는 것을 포함한 total $N = N_i + N_f$ 에 대한 것이기 때문에 이 정도의 격차는 오히려 당연한 것으로 생각된다.

계산에 의한 결과가 實驗에 의한 실제 경우에 비해 격차가 그다지 크지 않으며, 또 構造物의 安全性을 생각할 때 安全側에 해당되므로 構造物의 疲勞設計時 계산에 의한 결과를 그대로適用하여도 무방한 것으로 생각된다.

참고로 SS 41 試驗片을 각 경우 3개씩 제작하여 疲勞試驗을 행하고 같은 S-N 線圖上에 plot 해 보았다. cover plate의 경우는 SWS 50 試驗

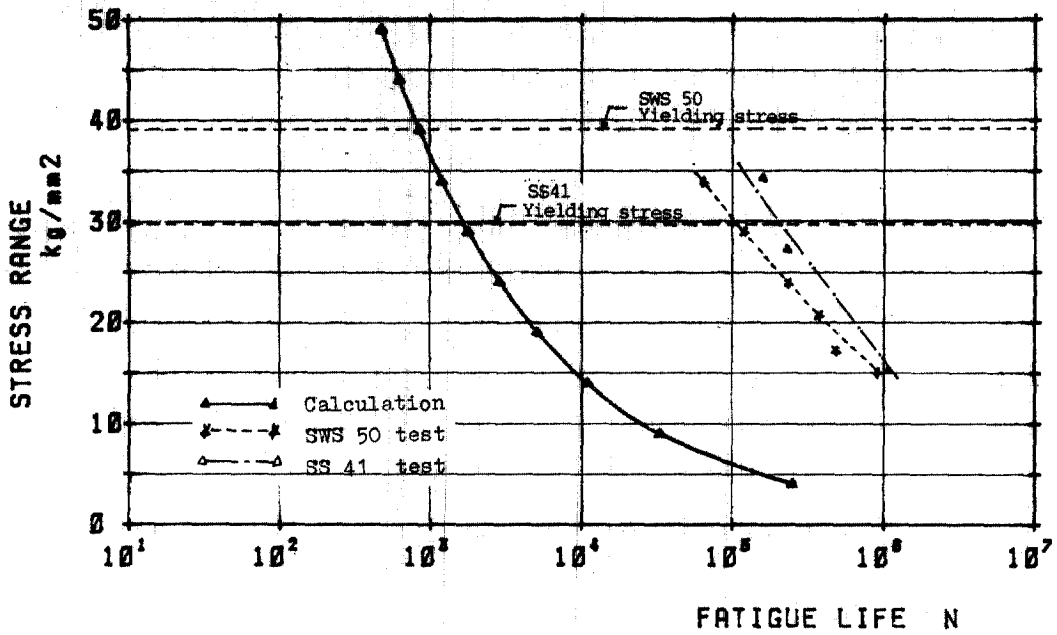


그림 4.1. Cover Plate ($C=2.18E-10$, $m=3.0$)

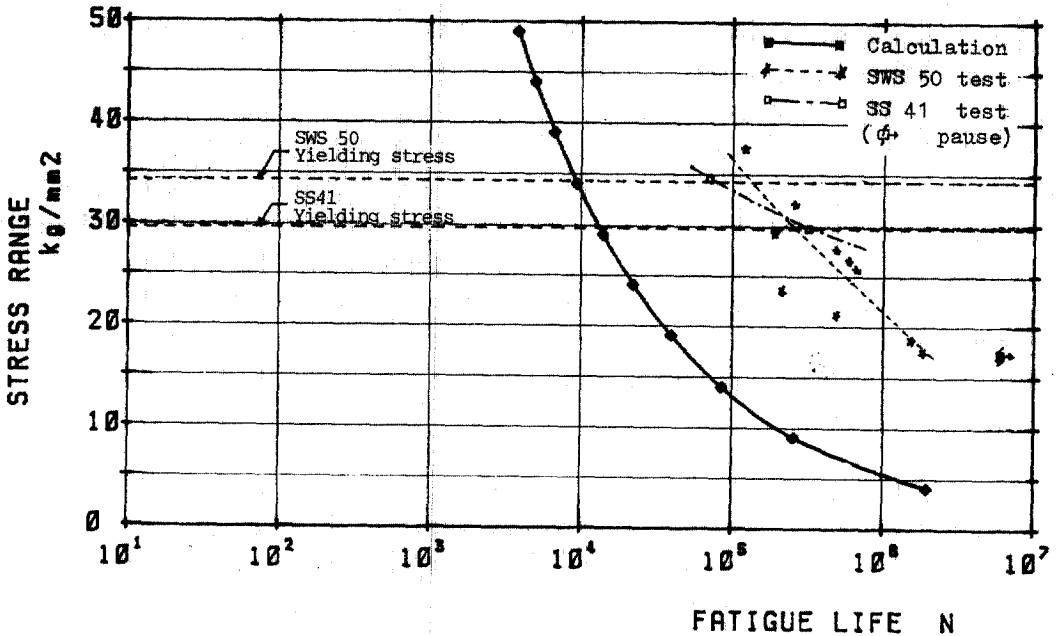


그림 4.2. Transverse Stiffener ($C=2.18E-10$, $m=3.0$)

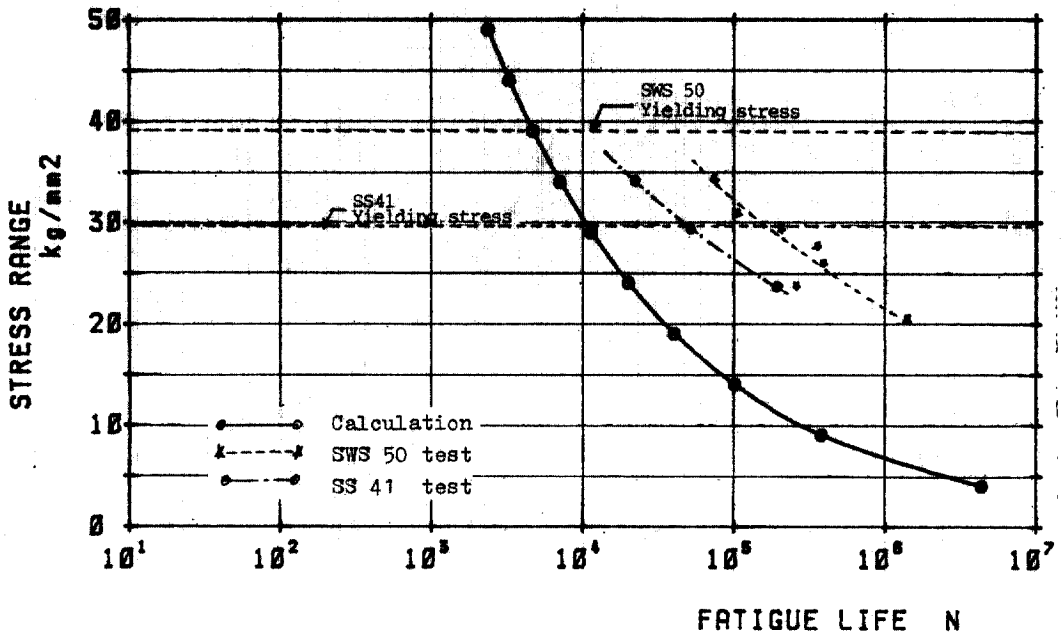


그림 4.3. Gusset Plate ($C=2.18 \times 10^{-10}$, $m=3.0$)

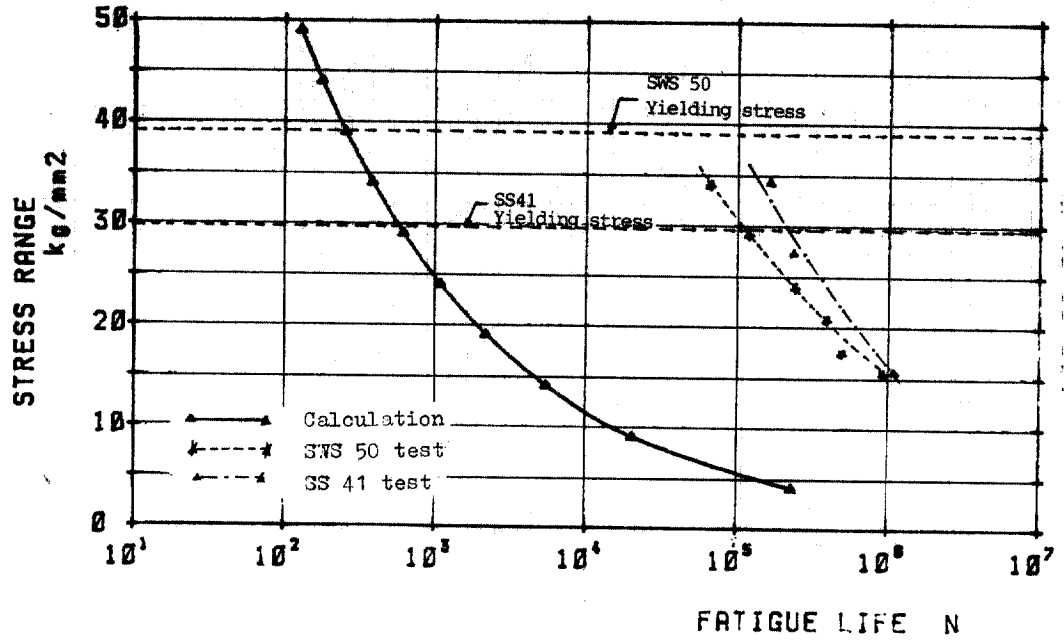


그림 4.4. Cover Plate ($C=2.18 \times 10^{-9}$, $m=2.5$)

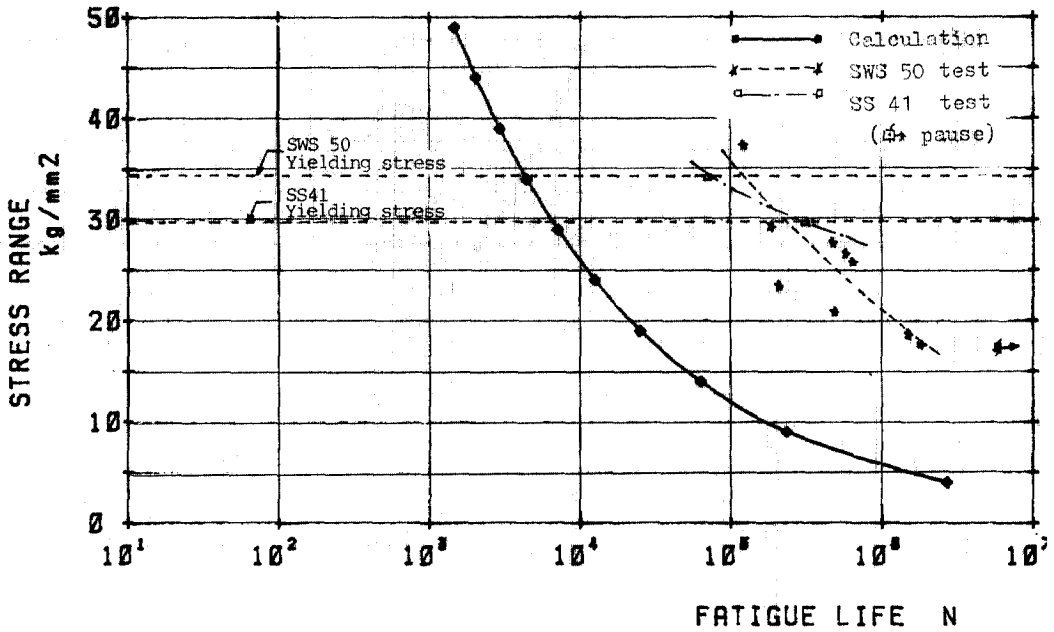


그림 4.5. Transverse Stiffener ($C=2.18 \times 10^{-9}$, $m=2.5$)

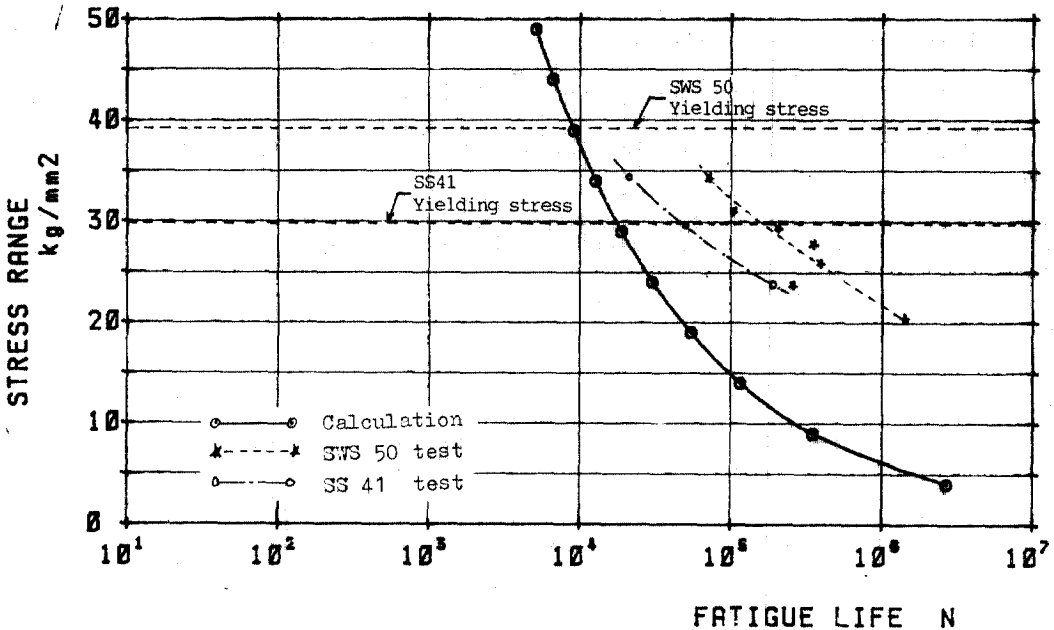


그림 4.6. Gusset Plate ($C=2.18 \times 10^{-9}$, $m=2.5$)

片的 경우보다 오히려 疲勞強度가 전반적으로 크게 나타나며, transverse stiffener의 경우는 實驗荷重이 클 때는 疲勞強度가 SWS 50 試驗片的 경우보다 낮다가 實驗荷重이 작아짐에 따라 疲勞強度가 급激히 커져서 오히려 SWS 50 試驗片의 경우보다 월등히 커지는 경향을 나타내고 있음이 特殊하다. 試驗片 3 개씩만의 결과로는 그 特徵을 확정적인 것으로 斷言할 수는 없겠으며, 앞으로 더 많은 實驗을 행하여 확인해 보아야 할 것으로 사료된다.

5. 結 論

鋼構造物의 girder 中 重要形式인 板桁에서 덮개판 및 垂直補剛材와 板桁이나 箱子桁의 格點部에 사용되는 連結板 등의 鎔接連結部를 포함하는 實物을 modeling 하여 직접 疲勞試驗을 행하지 않고서도 계산에 의하여 S-N 線圖를 그려서 疲勞強度를 추정할 수 있는 계산식 및 program을 정립하였다. 또, 實物試驗片에 대한 疲勞試驗을 행하여 계산에 의한 S-N 線圖上에 plot 하여 서로 비교 검토하였다.

이로써 다음과 같은 결과를 얻었다.

계산에 의한 疲勞強度가 實驗에 의한 실제 疲勞強度보다 다소 낮게 나타났다. 계산에 의한 방법은 初期龜裂 a_i 가 발생한 다음부터 破斷까지의 疲勞壽命 N_p 에 대한 것임에 비해 實驗에 의한 것은 初期龜裂 a_i 의 發生壽命 N_c 까지를 포함한 총 疲勞壽命 $N=N_c+N_p$ 에 대한 것이므로 오히려 당연한 결과라 생각된다.

그 차이가 그다지 크지 않으며, 構造物의 安全性을 생각할 때 計算에 의한 결과가 安全側에 해당하므로 실제 構造物의 疲勞設計時 그대로 적용하여도 무방할 것으로 생각된다.

참고로 低強度鋼인 SS 41 試驗片을 각 경우 3 개씩 제작하여 같은 疲勞試驗을 행하여 비교해 보았다. 덮개板的 경우 實驗最大應力 14 kg/mm²

정도 以上에서 서서히, 垂直補剛材의 경우 實驗最大應力 31 kg/mm² 정도 以下에서 急激히, 高強度鋼인 SWS 50 試驗片的 경우보다 疲勞強度가 더 커지는 경향을 나타내고 있다. 이는 低強度鋼에서 疲勞強度가 낮을 것이라는 常識的 기대와는 다른 特徵이지만 試驗片 3 개씩만의 결과이므로 確定的인 결론이라고 斷言할 수는 없겠으며, 앞으로 더 많은 實驗을 행하여 확인해 보아야 할 것으로 생각된다.

감사의 말

본 연구는 韓國科學財團 1984~1985 年 研究費 支援의 第 2 次年度分 研究로 財團當局의 여러분께 감사드린다.

아울러 여러가지 어려운 여건속에서도 꾸준히 實驗에 임해준 江原大學校 大學院生 김정태, 이용재, 황승구, 최우희, 서영주 군들께도 감사드린다.

참 고 문 헌

1. 張東一, 鄭榮和, "鋼構造的 脆性 및 疲勞破壞의 事例와 이에 대한 考慮", 大韓土木學會誌 Vol. 26, No. 2, 1978. 6, pp.34~44.
2. 朴濟善, 張東一, 鄭榮和, "鋼構造物의 鎔接連結部의 疲勞強度에 관한 研究(1)" 大韓土木學會 論文集 Vol. 5, No. 3, 1985. 9, pp.161~175.
3. Albert, P. and Yamada, K., "Rapid Calculation of Stress Intensity Factors", *Journal of the Structural Division, Proceedings of the ASCE*, Vol. 103, No. ST2, Feb., 1977, pp.377~389.
4. Irwin, G.R., "Crack Extension Force for a Partthrough Crack in a Plate", *ASME* 84, 1962.
5. Paris, P.C. and Sih, G.C., "Stress Analysis of Cracks", *ASTM STP* 381, 1965., p.30.
6. Smith, F.W., "Stress Intensity Factor for a Semi-elliptical Surface Flaw", *SORM* 17, 1966.
7. Rolfe, S.T. and Barsom, J.M., "*Fracture and Fatigue Control in Structures*", 1977.

(接受: 1985. 10. 18)