

# 노치변형률법을 적용한 용접구조상세의 피로수명평가

한정우† · 한승호\* · 신병천\* · 김재훈\*\*

(2003년 11월 14일 접수, 2004년 5월 12일 심사완료)

## Fatigue Life Estimation of Welding Details by Using a Notch Strain Approach

Jeong Woo Han, Seung Ho Han, Byung Chun Shin and Jae Hoon Kim

**Key Words:** Fatigue Life(피로수명), Welding Details(용접구조상세), Stress Raiser(응력집중부), Welding Residual Stress(용접잔류응력), Notch Strain Approach(노치변형률법)

### Abstract

An evaluation of fatigue life of welded components is complicated due to various geometrically complex welding details and stress raisers in vicinity of weld beads, eg. under cuts, overlaps and blow holes. These factors have a considerable influence on the fatigue strength of welded joints, as well as the welding residual stress which is relaxed depending on the distribution of local stress at the front of the stress raisers. To reasonably evaluate fatigue life, the effect of geometries and welding residual stress should be taken into account. The several methods based on the notch strain approach have been proposed in order to accomplish this. These methods, however, result in differences between analytical and experimental results due to discrepancies in estimated amount of relaxed welding residual stress present. In this paper, an approach that involves the use of a modified notch strain approach considering geometrical effects and a residual stress relaxation model based on experimental results was proposed. The fatigue life for five types of representative welding details, eg. cruciform, cover plate, longitudinal stiffener, gusset and side attachment joint, are evaluated using this method.

### 1. 서론

용접구조물의 설계와 피로강도 해석을 위하여 대부분의 코드<sup>(1-3)</sup>에서는 용접구조상세에 대한 허용응력을 반복 사이클 수로 정리한 S-N선도를 이용하고 있다. 여기서 허용응력은 구조상세 단면에 일정하게 작용하는 공칭응력으로서 실제 복잡한 형상을 갖는 용접연결부에 적용하기 곤란하고, 응력집중을 야기하는 비드선단의 불규칙한

형상으로 인하여 실제 나타나는 피로강도와 예상된 값 간에 차이를 보인다. 또한 작용하중에 의한 용접잔류응력의 이완현상을 전혀 고려하지 않기 때문에 상기 코드를 이용하여 계산된 피로강도 값은 상당한 안전측의 결과를 보인다. 이를 보완하기 위하여 허용응력을 구조적 응력집중계수로 고려한 Hot-Spot응력으로 대체하는 방법<sup>(4,7)</sup>과 저자 등<sup>(8)</sup>에 의하여 Hot-Spot응력과 잔류응력 이완을 모두 고려한 피로수명 평가법이 제안되었다. 그러나, 이 평가법으로는 용접비드 선단에 불규칙하게 분포하는 기하학적인 불연속부를 고려하지 못하기 때문에, 이에 의한 피로강도의 산포 특성을 평가하지 못하는 단점이 있다.

한편, 노치 선단에 작용하는 노치응력 또는 변형률과 이들의 반복 응답특성을 고려한 노치변형률법<sup>(9-11)</sup>을 적용하는 경우, 공칭응력과 Hot-Spot

† 책임저자, 회원, 한국기계연구원 구조연구부

E-mail : jwhan@kimm.re.kr

TEL : (042)868-7432 FAX : (042)868-7418

\* 회원, 한국기계연구원 구조연구부

\*\* 회원, 충남대학교 기계설계공학과

응력을 이용하는 것과 다르게 용접비드 선단의 기하학적인 불연속부 및 용접잔류응력 효과도 함께 평가할 수 있다. 용접잔류응력 효과는 평균응력으로 평가되며, 노치응력에 의한 용접잔류응력 이완현상은 외하중의 크기에 따른 소재의 반복응력-변형률 특성을 통해 이론적으로 추정한다. 그러나, 추정된 잔류응력 이완량은 실제 나타나는 현상과 많은 차이가 있는 것이 실험적으로 밝혀지고 있다.

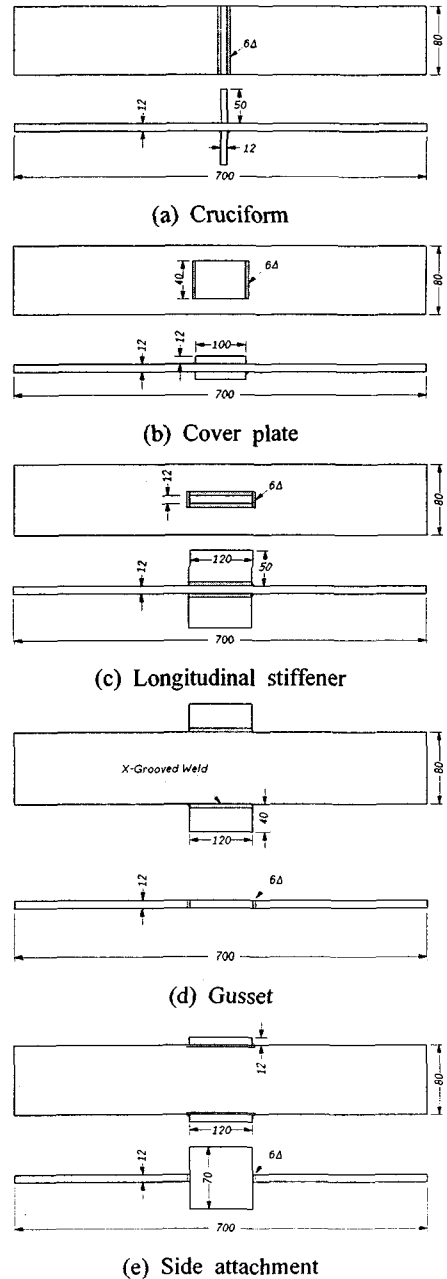
본 연구에서는 저자 등<sup>(8)</sup>에 의해 기 제안한 용접잔류응력 이완모델을 이용하여, 기존의 노치변형률법을 수정하였으며, 대표적인 다섯 가지 용접구조상세에 대한 피로수명을 평가, 분석하였다. 또한, 용접비드 형상의 확률적인 분포특성을 고려한 실용적 적용성도 평가하였다.

## 2. 용접구조상세 및 기하학적 특성

### 2.1 용접구조상세

본 연구에 적용된 다섯 가지의 용접구조상세는 *Cruciform*, *Cover Plate*, *Longitudinal Stiffener*, *Gusset*, *Side Attachment*이고, 형상은 Fig. 1과 같다. 사용된 재료는 일반 용접구조용 강재로 널리 사용되고 있는 두께 12mm인 SM490B로서 화학적 성분 및 기계적 성질은 Table 1과 같다. 구조상세 제작을 위하여 K-71T 용접봉<sup>(12)</sup>을 사용한 반자동식 CO<sub>2</sub>-가스용접법을 적용하였다. 이때 용접전류와 전압은 각각 220A 및 23V로 일정하게 유지하였고, 가스유량은 18 l/mm로 하였다. 용접비드 선단에 작용하는 용접잔류응력은 Fig. 2 상단의 도면과 같이 시편 폭 방향에 등간격으로 부착한 2축 스트레인게이지를 이용하는 단면절단법으로 계측<sup>(13)</sup>하였다. 각 용접구조상세의 비드선단에서 시편길이 방향(하중부하 방향)으로의 용접잔류응

력분포는 Fig. 2 하단과 같으며, 균열이 발생하는 위치에서의 초기 용접잔류응력 계측값은 실험 데이터 캡션에 기재하였다.



**Table 1** Chemical composition and mechanical properties of SM490B

Chemical Composition (wt%)							
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo
0.155	1.304	0.0166	0.0104	0.423	0.032	0.038	0.018
Mechanical Properties							
$\sigma_{yh}$ (MPa)	$\sigma_{vt}$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	elongation(%)				
375	352	514	29				

**Fig. 1** Configuration of five welding details

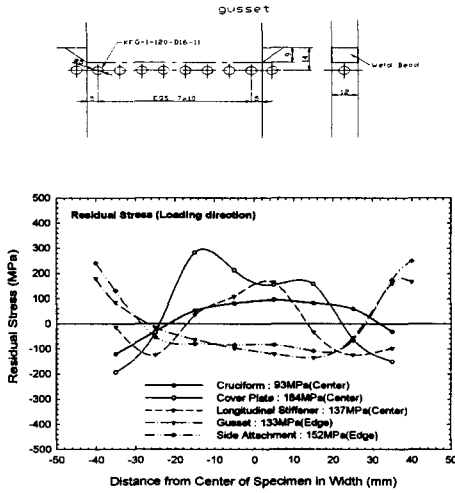


Fig. 2 Welding residual stress distribution of five welding details

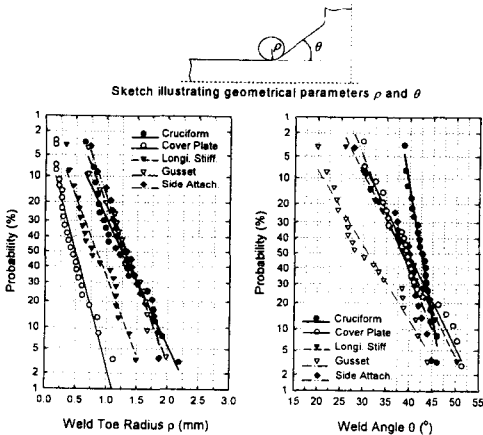


Fig. 3 Probability of  $\rho$  and  $\theta$  for welding details

2.2 비드선단의 기하학적 특성

용접비드선단의 기하학적 형상은 대표적으로 노치반경  $\rho$  및 플랭크 각  $\theta$ 로 표현할 수 있다 (Fig. 3의 상단 표기). 계측자료는 실리콘 플라스터를 이용하는 비파괴측정법으로 획득하였고, 이를 Fig. 3의 누적확률분포지에 정리하였다. 누적확률분포  $P_{1,10\%}$ ,  $P_{50\%}$  및  $P_{90,10\%}$ 에 대응하는  $\rho$  및  $\theta$ 로부터 응력집중계수  $K_t$ 를 FEM해석으로 계산하였고, 피로노치계수  $K_f$ 는 식 (1)의 Peterson 경험식<sup>(14)</sup>을 활용하여 구하였다. Fig. 4는 이를 누적확률지에 나타낸 결과이다. 여기서 언어진  $K_f$ 는 3절의 노치응력과 변형률계산에 사용된다.

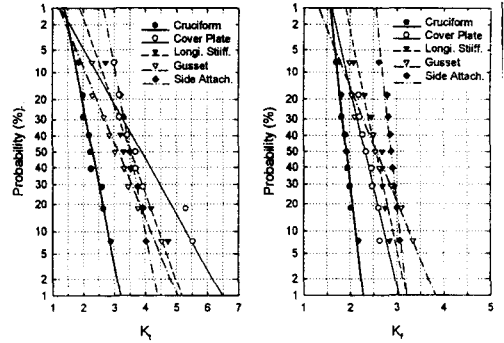


Fig. 4 Probability of  $K_t$  and  $K_f$  for welding details

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{(1 + a/\rho)} \quad (1)$$

여기서,  $a = 1.08 \times 10^5 \cdot UTS^{-2}$  (단위: mm, MPa).

3. 수정 노치변형률법

용접구조물의 피로수명평가를 위한 대표적인 노치변형률법은 Lawrence,<sup>(9)</sup> Reemsnyder<sup>(10)</sup> 및 Seeger<sup>(11)</sup>등에 의해 제안되었다. Lawrence 등은 초기잔류응력을 외하중에 의해 발생하는 응력으로 가정하여 공칭응력에 중첩시키는 방법을 적용하였고, Reemsnyder 등은 노치응력과 노치변형률을 각각 초기 잔류응력과 변형률에 선형적으로 중첩시켰다. 이에 대하여 Seeger 등은 아주 작은 영역의 thin surface layer를 도입하여 이 layer내에 잔류응력이 존재한다는 모델을 세워 노치변형률을 간단하게 외하중에 의한 국부변형률과 잔류변형률의 합으로 계산하였다. 최대 공칭응력  $S_{max}$ 가 작용하는 경우, 노치에 발생하는 최대 노치응력  $\sigma_{max}$ , 최대 노치변형률  $\epsilon_{max}$  및 잔류응력  $\sigma_r$ 의 관계를 식으로 표현하면 식 (2)-(4)과 같다.

$$\sigma_{max} \epsilon_{max} = \frac{(K_f S_{max} + \sigma_r)^2}{E} : Lawrence \quad (2)$$

$$\sigma_{max} \epsilon_{max} = \frac{1}{E} \left( \frac{K_f S_{max}}{1 - \sigma_r} / \sigma_{max} \right)^2 : Reemsnyder \quad (3)$$

$$\sigma_{max} \epsilon_{max} = \frac{(K_f S_{max})^2}{E} + \sigma_{max} \frac{\sigma_r}{E} : Seeger \quad (4)$$

하중이 제하되면서 공칭응력범위  $\Delta S$ 에 대한 첫 번째 반복하중 후의 최소 노치응력  $\sigma_{min}$ 과 최소 노치변형률  $\epsilon_{min}$ 의 관계는 식 (2)-(4) 모두 다음과 같이 결정된다.

$$\sigma_{min} \epsilon_{min} = \frac{(K_f \Delta S)^2}{E} \quad (5)$$

기존의 노치변형률법은 용접잔류응력 이완량을 소재의 반복응력-변형률 관계로부터 계산한다. 용접잔류응력 이완량의 계산결과는 실제 용접부에서 나타나는 현상과는 차이가 있다. 본 연구에서는 반복하중하 용접 잔류응력 이완량이 작용응력의 크기와 하중반복수에 의해 결정되는 기구를 고려한 잔류응력이완 모델<sup>(8)</sup>을 적용하여 잔류응력이 없는 경우의 노치응력에 잔류응력을 중첩시키는 방법으로 기존에 제시된 노치변형률법의 잔류응력 항  $\sigma_r$ 을 다음과 같이 수정하였다.

$$\sigma_{max} = \frac{(K_f S_{max})^2}{E \epsilon_{max}} + (\sigma_r)_{1cycle} \quad (6)$$

여기서,  $(\sigma_r)_{1cycle}$ 는 첫 번째 하중반복 후 남은 잔류응력이다.

첫 번째 하중반복 후의 이완량  $(\sigma_r)_{1cycle}$ 는 전체 이완량의 대부분을 차지하기 때문에 이후 하중반복에 의한 이완량을 무시하였다. 따라서, 본 연구에서 적용한  $(\sigma_r)_{1cycle}$ 는 잔류응력이완모델<sup>(8)</sup>에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \{(\sigma_r)_{mi} + \sigma_{max}\} / \sigma_y < 1 : \\ & (\sigma_r)_{1cycle} = (\sigma_r)_{ini} \\ & \{(\sigma_r)_{mi} + \sigma_{max}\} / \sigma_y \geq 1 : \\ & (\sigma_r)_{1cycle} = (\sigma_r)_{mi} \cdot \\ & (-1.6 [ \{(\sigma_r)_{mi} + \sigma_{max}\} / \sigma_y ] + 2.6) \end{aligned} \quad (7)$$

여기서,  $(\sigma_r)_{mi}$ 는 초기 용접잔류응력이며,  $\sigma_y$ 는 항복응력이다.

Fig. 5는 본 논문에 적용된 Cover Plate에 대하여 기존의 노치변형률법 식 (2)-(4)와 잔류응력 이완 모델 식 (7)로 얻어진 잔류응력 이완량을 비교하여 나타낸 것이다. 식 (7)에 의하면  $\Delta S$ 가 62.5MPa 이하의 범위에서 잔류응력은 이완되지 않고, 그

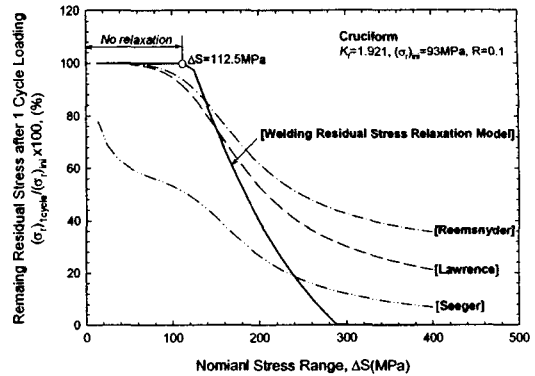


Fig. 5 Remaining residual stresses derived conventional and residual stress relaxation model

이상의 범위에서  $\Delta S$ 가 증가함에 따라 급격히 감소한다. 식 (2)-(4)에 의한 잔류응력 이완량의 변화는 식 (7)의 결과와는 크게 다르며, 고응력 영역에서 실제 용접잔류응력 이완현상을 과소평가함을 알 수 있다.

중첩되는 잔류응력의 영향을 평균응력의 효과로 고려하는 피로수명은 Smith-Watson-Topper<sup>(15)</sup>가 제안한 방법으로 구할 수 있다.

$$\sigma_{max} \frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \epsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (8)$$

여기서,  $\sigma_{max}$ 와  $\Delta \epsilon$ 는 식 (5)-(7)의 반복적 수치계산에 의해 얻어지며,  $\sigma_f'$ 와  $\epsilon_f'$ 는 각각 피로강도계수와 피로연성계수이고,  $b$ 와  $c$ 는 각각 피로강도지수와 피로연성지수이다.

#### 4. 용접구조상세의 피로수명평가

##### 4.1 피로물성

용접구조상세의 피로파손은 피로균열발생으로 야기되고, 균열발생은 용접비드 선단부 용접금속 영역 WM(welded metal)과 열영향부 HAZ (heat affected zone) 경계에 위치한다. 용접구조상세의 BM(모재)-HAZ-WM 간의 비커스 경도를 계측한 Fig. 6의 결과와 같이 WM-HAZ의 경계에서 용접열의 급격한 변화에 따른 미세조직의 불균질성으로 모재와는 다른 물성치가 나타나므로, 이 위치

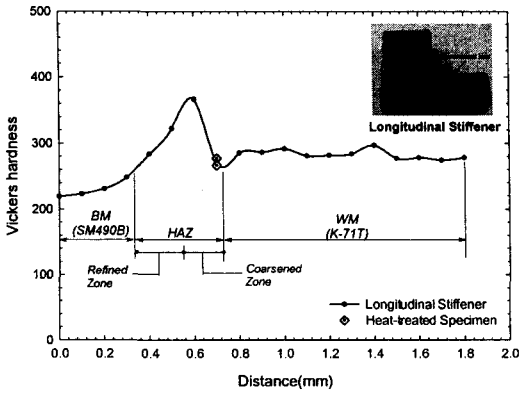


Fig. 6 Hardness of BM, HAZ and WM for Longitudinal Stiffener

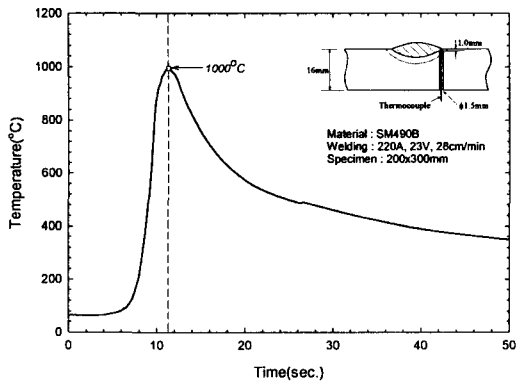


Fig. 7 Heat changes in welding process

에서의 피로물성 자료가 필요하다. 시험편 채취와 균열발생 위치 조절 등의 문제로 WM-HAZ 경계의 피로물성을 직접적으로 계측하는 것은 어려우므로, 일반적으로 피로물성치와 경도와와의 관계를 고려한 간접적인 방법으로 피로물성을 추측하는 방법<sup>(16)</sup>이 적용된다. 그러나, 사용 강재의 종류에 따라 피로 물성치와 경도 간의 상관관계가 일정하지 않아 실용적인 적용이 불가능한 경우가 많다.

본 연구에서는 WM-HAZ 경계의 피로물성을 구하기 위하여 이 위치에서 용접작업시 발생하는 열 이력과 동일하게 열처리된 시험편을 제작하였다. 우선, 용접구조상세 제작시 실시한 용접작업으로 WM-HAZ 경계에 발생하는 용접열을 계측하였다. Fig. 7은 이의 결과로서, 용접봉이 지나가는 5초 동안 온도는 1000°C까지 급격히 증가하

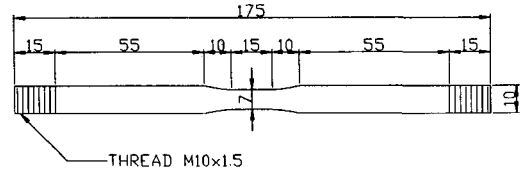
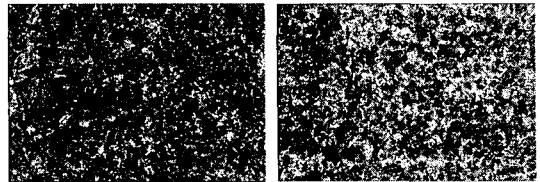


Fig. 8 Configuration of heat treated specimen



(a) Boundary between WM & HAZ of welding details (b) Heat Treated Specimen

Fig. 9 Comparison of material characteristics for welding details and heat treated specimen

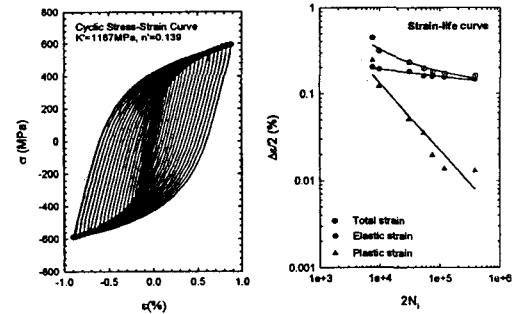


Fig. 10 Cyclic stress-strain and cyclic strain range-reversal curve

Table 2 Fatigue properties of heat-treated specimen

Cyclic strain hardening coefficient, $K'$ (MPa)	1187
Cyclic strain hardening exponent, $n'$	0.139
Fatigue strength coefficient, $\sigma_f'$	878
Fatigue strength exponent, $b$	-0.083
Fatigue ductility coefficient, $\epsilon_f'$	1.632
Fatigue ductility exponent, $c$	-0.772

고, 이후 30초 이내에 공냉되는 특징을 보인다. 이러한 온도변화를 Dynamic System사의 그리블 장비(Greeble 3800)에 Fig. 8과 같은 시험편을 장착한 후, Fig. 7에서 얻어진 결과와 동일한 열 이력을 시험편에 가하였다. 이러한 방식으로 제작

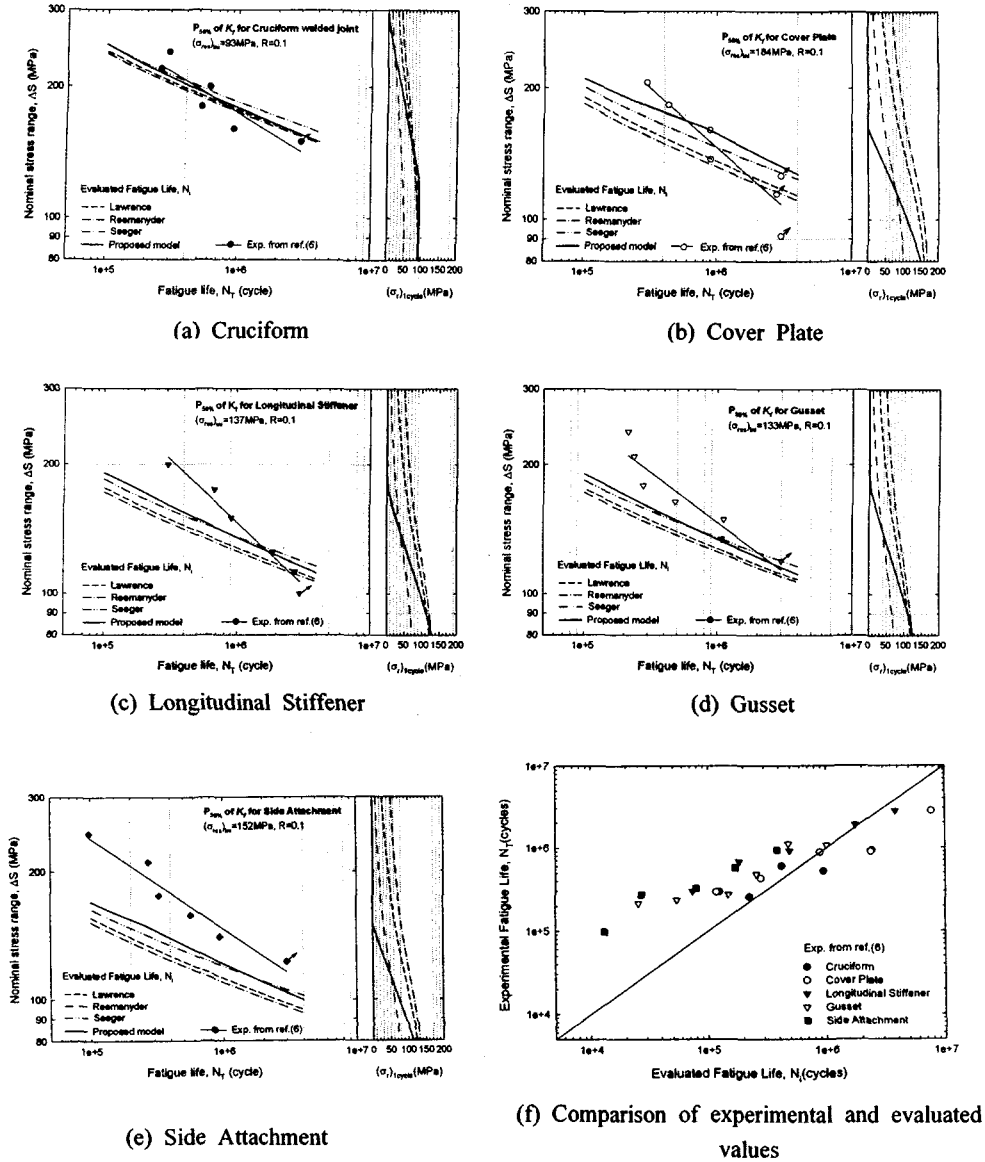


Fig. 11 Experimental and evaluated fatigue life for five welding details

된 시험편은 경도 및 조직검사를 통해 각각 Fig. 6 (◇: 열처리 시험편의 경도측정 결과)과 Fig. 9와 같이 실제 용접부 WM-HAZ 경계의 재질과 동일한 특성을 보이는 것으로 확인하였다. 이 시험편을 이용하여 피로 물성치를 구하기 위하여 50ton 용 만능 재료시험기를 이용하였고, 반복 인장-압축시험 및 변형률제어 피로시험을 수행하였다. 여기서,  $\Delta\epsilon/2-2N_f$  곡선에서의 피로수명은 안정적 히스테리시스루프 구간의 하중감소(load drop)가 10%일 때의 반복횟수를

의미한다. 히스테리시스루프의 하중감소는 시험편 표면부의 균열발생으로 야기되며, 10% 하중감소는 일반적으로 균열발생수명의 종료를 의미한다고 보고<sup>(17)</sup>되고 있다. 이로부터 얻어진 시험결과는 Fig. 10과 같고, 피로물성은 Table 2에 정리하였다.

4.2 피로수명평가

Fig. 4의  $K_f$  누적확률 결과로부터 균열발생수명

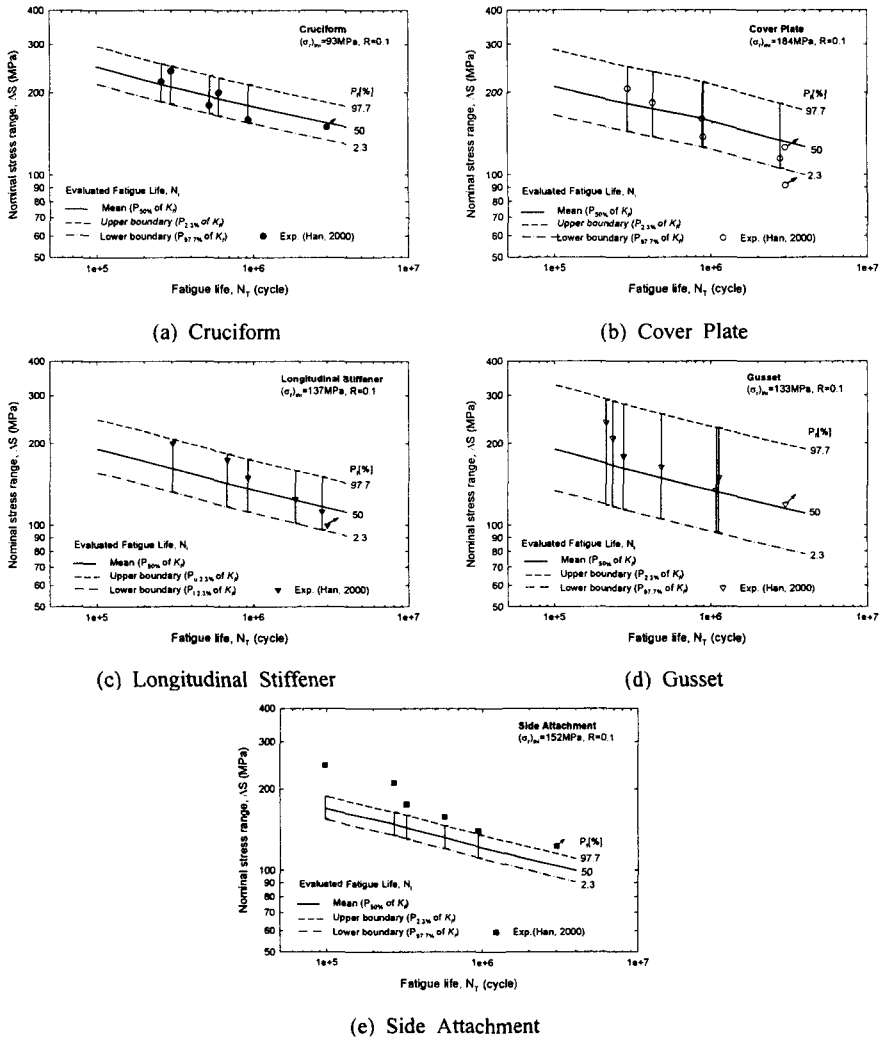


Fig. 12 Probability analysis of fatigue life for the welding details due to irregular geometries in vicinity of weld beads

$N_f$ 를 평가하였다. Fig. 11은  $K_f$  누적확률 중  $P_{50\%}$ 에 해당하는 결과로부터 평가된 피로수명결과로서 저자 등<sup>(6)</sup>이 기 발표한 실험자료와 같이 나타내었다. 이 실험자료는 다섯 종류 용접이음부에 대한 전체 피로수명  $N_f$ 에 대한 결과로서, 균열발생과 진전수명이 모두 포함되어 있다. 기존의 노치변형률법과 본 연구에서 제안한 수정 노치변형률법 간의 비교에서 수정 노치변형률법으로 계산된 피로수명은 Cruciform의 경우를 제외하고 기존의 제안식에 비하여 다소 크게 얻어지고,  $\Delta S$ 가

작아짐에 따라 Lawrence 및 Reemsnyder의 결과와 같아지는 경향을 보인다. 이는 용접 잔류응력 이완량의 차이에 기인한다. 피로수명선도 우측에 도시한  $(\sigma_r)_{cycle}$  변화는  $\Delta S$ 에 대하여 각 제안식에 따라 서로 다르게 나타난다.  $\Delta S$ 가 높은 영역에서 잔류응력 이완모델 식 (7)을 적용한 수정 노치변형률법의 경우,  $(\sigma_r)_{cycle}$ 은 대부분 이완되는데 비하여, 기존의 제안식의 경우 상당량의 잔류응력이 남아 있다. 이에 대하여  $\Delta S$ 가 작아짐에 따라 각 제안식으로 얻어지는 잔류응력 이완량은

서로 유사해지고, 매우 낮은  $\Delta S$ 에서, Seeger의 제안식을 제외하고, Lawrence 및 Reemsnyder은  $(\sigma_r)_{ini}$ 가 이완되지 않고 모두 남아 있는 결과를 보인다. 이와 같은  $\Delta S$ 에 따른 잔류응력 이완량의 차이로, 높은  $\Delta S$ 영역에서 수정 노치변형률법으로 계산된 피로수명은 기존의 제안식에 비해 큰 값을 나타내고,  $\Delta S$ 가 작아짐에 따라 피로수명은 서로 같아지게 된다.

피로실험 결과와의 비교에서,  $\Delta S$ 가 높은 영역에서 노치변형률법으로 계산된 피로수명은 피로실험결과를 크게 과소평가 하고 있으나,  $\Delta S$ 가 낮은 영역에서는 서로 유사한 결과를 보인다. 이는 피로실험 결과가 균열발생과 진전을 모두 포함한 전체 피로수명이므로, 노치변형률법으로 계산된 피로수명은 피로균열발생만을 의미하기 때문이다. Fig. 11(f)는 피로실험결과와 수정 노치변형률법으로 계산된 피로수명을 서로 비교한 결과이다. 계산된 피로수명은  $N=1 \times 10^6$  cycles을 기점으로 이 보다 짧은 수명영역에서 실험결과보다 작고, 장수명영역에서는 두 피로수명 결과가 비슷해짐을 알 수 있다. 이는 고응력 범위에서 균열진전수명이, 그리고 저응력 범위에서 균열발생 수명이 전체 수명의 대부분을 차지하는 현상<sup>(18)</sup>으로 설명될 수 있다.  $\Delta S$ 에 따른 균열발생 및 진전수명이 전체 수명에 차지하는 비율에 대한 정량적인 평가는 현재 진행 중인 비드 선단에 발생하는 다균열 간섭, 합체 및 성장에 관한 연구가 진척되면 가능할 것으로 사료된다.

수정 노치변형률법은 용접비드의 불규칙한 형상으로 야기되는 피로수명의 산포현상을 설명하는데도 이용될 수 있다. 용접비드 형상  $\rho$  및  $\theta$ 에 의한  $K_f$ 의 누적확률결과로 피로수명선도의 확률분포를 정량적으로 구할 수 있다. Fig. 12는 이의 결과로서, Fig. 4의  $K_f$  누적확률 중  $P_{u,2.3\%}$ ,  $P_{50\%}$  및  $P_{l,2.3\%}$ 에 해당하는 결과로부터 피로수명의 확률선도를 구할 수 있다. 여기서 2.3%의 누적확률은 Nominal probability factor<sup>(1)</sup>  $d=2$ 를 적용하는 경우로서, BS 5400규격에서 설계선도를 구하는 확률분포를 의미한다.  $K_f$ 의 누적확률로 구한 피로수명 결과는 피로수명선도에서 파손확률  $P_f$  (probability of failure)로서 표현되고, 상, 하한계 선도는 각각  $P_f=2.3\%$  및 97.7%에 준한다. Fig. 12(d)의 Gusset의 경우, Fig. 4의  $K_f$  누적확률이 가장 큰 산포로 인하여 5종류의 용접이음부 중 가장 넓은 스키프 밴드를 보여주는 반면, Fig. 12(a)와 (e)의

Cruciform과 Side Attachment의 경우, 상대적으로 작은  $K_f$  누적확률 산포로 인하여 좁은 스키프 밴드를 보여준다. 이와 같이 용접비드의 대표적 기하학적 형상인  $\rho$  및  $\theta$ 의 누적확률을 이용하고, 용접잔류응력 이완을 보다 정교하게 추정할 수 있는 수정 노치변형률법으로 피로균열 발생수명의 확률적인 분포특성을 정량적으로 평가할 수 있다.

## 5. 결론

본 연구에서는 용접비드 기하학적인 형상의 특성과 용접잔류응력 이완을 모두 고려할 수 있는 수정 노치변형률법을 제안하였으며, 용접부를 대표할 수 있는 다섯 종류 구조상세의 피로수명평가를 위하여 이를 적용하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) 시간강도영역에서, 수정 노치변형률법으로 계산된 피로수명은 잔류응력 이완량의 정교한 추정정으로 Cruciform의 경우를 제외하고 기존의 제안식에 비하여 다소 크게 평가되었다.

(2)  $N=1 \times 10^6$  cycles이상의 장수명영역에서, 수정 노치변형률법과 기존의 제안식으로 계산된 잔류응력 이완량은 서로 유사한 결과를 얻었으며, 이로부터 평가된 피로수명은 서로 비슷한 결과를 보였다.

(3) 용접비드의 기하학적인 형상의 누적확률을 이용하여 피로균열 발생수명의 확률적인 분포특성을 정량적으로 평가할 수 있었다.

## 후 기

본 연구내용은 과학기술부 국가지정연구실과제인 “대형용접구조물의 피로수명예측기술개발”의 일부로 연구수행에 지원을 주신 관계자 여러분과 열처리 시험편 제작을 위하여 도와주신 POSCO 기술연구소 김충명님께 감사드립니다.

## 참고문헌

- (1) BS5400, 1980, “Code of Practice for Fatigue,” *Steel, Concrete and Composite Bridges Part 10*, British Standards Institution.
- (2) ASSHTO, 1986, “Evaluation of Fatigue Tests and Design Criterion Welded Details,” *NCHRP*



- Report 286.
- (3) Eurocode3, 1992, "Design of Steel Structures concerning Fatigue," *ENV 1993-1-1*.
- (4) Partanen, T. and Niemi, E., 1996, "Hot-Spot Stress Approach Fatigue Strength Analysis of Welded Components : Fatigue Test Data for Steel Plate Thicknesses up to 10mm," *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 19, No. 6, pp. 709~722.
- (5) Iida, K., 1983, "Application of the Hot Spot Strain Concept to Fatigue Life Prediction," *Doc. IIS/IIW-780-83*.
- (6) Han, S. and Shin B., 2000, "The Use of Hot Spot Stress for Estimating the Fatigue Strength of Welded Components," *Steel Research 71*, No. 11, pp. 466~473.
- (7) Han, S., Han, J. and Shin, B., 1998, "Fatigue Strength Estimation and Fatigue Design of Welded Members under Hot-Spot Stress Concept," *Transactions of KSME A*, Vol. 22, No. 11, pp. 2072~2083.
- (8) Han, S., Han, J., Shin, B. and Kim, J., 2003, "Fatigue Life Estimation of Welded Components Considering Welding Residual Stress Relaxation and Its Mean Stress Effect," *Transactions of KSME A*, Vol. 27, No. 1, pp. 175~182.
- (9) Lawrence, F., Burk, J., and Yung, Y., 1982, "Influence of Residual Stress on the Predicted Fatigue Life of Weldments," *ASTM STP 776*, pp. 33~43.
- (10) Reemsnyder, H., 1981, "Evaluating the Effect of Residual Stresses on Notched Fatigue Resistance," *Materials, Experimentation and Design in Fatigue*, pp. 273~295.
- (11) Vormwald, M. and Seeger, T., 1987, "Crack Initiation Life Estimations for Notched Specimens with Residual Stresses Based on Local Strains," *Residual Stresses in Science and Technology*, pp. 743~750.
- (12) Welding Material, 2000, KISWEL.
- (13) Han, J., Lee, T., Han, S. and Kim, J., 2002, "Application of Fatigue Life Assessment Considering Residual Stresses for Various Welded Details," *Proceeding of KCORE Conference*, pp. 125~129.
- (14) Peterson, R., 1959, "Notch Sensitivity," *Metal Fatigue*, New York, McGraw Hill, pp. 293~306.
- (15) Smith, K., Watson, P. and Topper, T., 1970, "A Stress-Strain Function for the Fatigue Damage," *J. Mater.*, Vol. 5, No. 4, pp. 767~778.
- (16) Higashida, Y., 1987, "Strain-Controlled Fatigue Behavior of ASTM A36 and A514 Grade F Steels and 5083-0 Aluminum Weld Materials," *Welding J.*, Vol. 53, pp. 334~344.
- (17) Pinho da Cruz, J., 2000, "Fatigue Life Prediction in AlMgSil Lap Joint Weldments," *International Journal of Fatigue*, Vol.22, pp. 601~610.
- (18) Jeon, Y., Kim, Y., Kang, J. and Han, J., 2001, "A Study on Fatigue Life Prediction of Welded Joints Through Fatigue Test and Crack Propagation Analysis," *J. of the Society of Naval Architects of Korea*, Vol. 38, No. 3 pp. 93~106.