

용접 비드 형상을 이용한 용접 시편의 피로수명 예측 연구

A Study on the Fatigue Life Estimation Using Butt Weld Bead Profiles

김재훈¹ · 구병춘¹

Jae-Hoon Kim · Byeong-Choon Goo

Abstract

This study investigates the fatigue life estimation of butt weld specimen for the railway vehicle by examining butt weld bead profiles. The butt weld beads, which are welded by semi-robot method, have non-uniform bead profiles described by θ , ρ and h . The stress concentration factors, K_t , are changed by different θ , ρ and h from 1.395 to 2.863. Hence, the sensitivity of K_t is changed by each θ , ρ and h . As θ becomes lower and ρ and h become higher, K_t increases. The fatigue life can be estimated very closely for the AAY specimens without residual stress using only butt weld bead profiles. But, for the AAN specimens with residual stress, the fatigue life must be estimated by considering both the weld bead profiles and the residual stress data.

Keywords : Fatigue(피로), Stress concentration factor(응력집중계수), Fatigue notch factor(피로 노치계수), Weld bead profile(용접 비드 형상)

1. 서론

철도차량의 잔존수명 평가기술은 철도차량을 신규로 제작하여 일정기간이 경과한 후 향후 얼마나 더 사용 가능할지를 평가하는 기술이다. 철도차량의 구조물 중 차량의 수명을 결정하는 핵심은 대차 프레임과 차체 언더 프레임에 관한 잔존수명 평가 기술이다. 대부분의 대차 프레임과 차체 언더 프레임 부재는 용접 구조물이므로 철도차량의 잔존수명을 정확하게 평가하기 위해서는 실용적이고 정도 높은 용접 구조물 피로수명예측기술 확보가 필요하다. 용접부의 피로강도는 용접시 필연적으로 발생하는 용접결함, 잔류응력, 용접 지단부 응력집중 등의 영향으로 인하여 모재에 비하여 크게 저하될 수밖에 없다. 하지만 용접결함은 불량 용접에 의한 것으로 정상적으로 용접되었다는 가정 하에서는 배제할 수 있다. 또한 잔류응력은 구조물의 제작과정에서 풀림처리(stress-relief annealing)를 하거나 소성변형을 추가시키는 방법 등을 통해 제거하거나 감소시킬 수 있다. 하지만 비드 노치부 응력집중은 부재를 용접할 경우에는 반드시 존재하며, 부재의 피로수명에 영향을 미치게 된다. 따라

서 본 연구에서는 용접된 철도차량 구조물의 정확한 수명 예측을 위하여 용접시편의 용접 지단부 형상에 의한 응력집중을 계산하였으며, 이를 이용하여 용접 지단부의 형상에 의한 용접 시편의 피로수명을 계산하여 실제 용접시편 피로실험 결과와 비교 검토하였다. 또한 용접 지단부 형상에 의한 피로수명 예측시 잔류응력의 영향도 비교 검토하였다.

2. 실험 및 해석

2.1 재료 및 방법

2.1.1 재료 및 시편

본 연구에서는 철도차량의 대차 프레임에 사용되는 용접 구조용 압연 강재인 SM490A를 사용하였다. SM490A의 기계적 성질은 표 1과 같으며, 시편은 용접을 하지 않은 모재시편과 그림 1과 같은 용접시편을 제작하여 사용하였다. 용접 방법은 표 2와 같으며, 실제 철도차량 대차 제작에 사용되는 용접방법과 유사한 방법을 사용하였다. 또한 용접시편의 경우에는 잔류응력 유무에 의한 피로수명의 영향을 비교하기 위하여 표 2의 열처리 방법으로 풀림처리(stress-relief annealing)를 한 AAY(as-welded with heat treatment) 시편과 풀림처리를 하지

Table 1. Mechanical properties of SM490A steel

| 항복강도 (kg/mm ²) | 인장강도 (kg/mm ²) | el.(%) | 피로강도 | |
|-------------------------------|-------------------------------|--------|------|-----|
| | | | 모재 | 용접부 |
| 33 | 50 | 17이상 | 11 | 7 |

Table 2. Weld and heat treatment spec

| | | | | |
|-----------|---|--------|--------|--------|
| 용접방법 | GMAW | | | |
| 방 식 | SEMI-AUTO ROBOT | | | |
| | | 1 pass | 2 pass | 3 pass |
| | 전류A | 150 | 190 | 180 |
| | 전압V | 103 | 105 | 105 |
| | 속도 Cm/Min | 29 | 10 | 10 |
| Wire size | Diameter 1.2 | | | |
| 용접재료 | Filler metal spec: A5.18 Classification: AWS ER 70S-6 | | | |
| 용접방향 | Backhand | | | |
| 열 처 리 | Holding temp.: 590±20℃ Holding time : 1 Hour Heating and cooling rate: 120℃/h | | | |

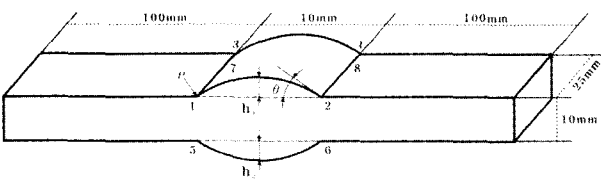


Fig. 1. Profile measurement points

않은 AAN(as-welded without heat treatment)시편으로 구분하여 시험하였다.

2.1.2 용접지단부 형상 측정

먼저 용접시편의 용접지단부 비드형상을 측정하기 위하여 일본 미츠도요(Mitutoyo)사 stylus type의 디지털 형상측정기(CV-4000 S4)를 이용하여 측정하였다. 측정은 각 시편마다 그림1에 표시되어 있는 것과 같이 모재와 용접 접합부 사이 8곳에 대하여 각각의 위치에 대해 비드의 용접각도 θ, 비드에 접하는 원의 반지름 ρ 그리고 비드의 높이 h를 측정하였다.

2.1.3 피로시험

피로시험은 INSTRON사의 만능 시험기인 model 8802 (25ton)와 model 8503(50ton)를 이용하여 ASTM E466[1] 시험법에 따라 실시하였다. 시험은 20Hz로 수행하였으며, JIS 규격에 따라 철도차량에서 무한수명의 기준인 2×10⁶ cycle까지에서 미파단 시편이 발생할 때까지 하중을 변화시

켜가며 수행하였다.

2.1.4 용접지단부 응력집중 해석

비드형상 변화에 대한 피로수명 예측을 위해 ABAQUS 상용패키지 프로그램을 사용하여 응력집중계수, K_t를 구하였다. 각 해석 모델은 용접지단부 형상측정 결과를 이용하여 그림 2와 같이 각각의 피로시편에서 실제 파단이 일어난 부위와 동일한 용접각도 θ, 원의 반지름 ρ 그리고 비드의 높이 h를 갖는 1/8 모델을 사용하였다. 또 모델은 2차원 plain stress로 모델링 하였으며, 두께는 피로시편 두께의 절반인 12.5mm로 결정하였다. 이때 용접부 해석의 정확성을 높이기 위해 mesh의 크기는 aspect ratio에 맞추어 두께 t=10mm의 1/15인 0.67mm로 정하여 1760개의 element와 1869개의 node을 사용하여 해석을 수행하였다[2].

3. 결과 및 고찰

3.1 용접지단부 형상 측정 결과

철도차량 용접 구조물의 피로수명을 예측하기 위하여 AAY와 AAN 용접시편에 대하여 용접부 형상측정 결과들을 분석하였다. 로봇용접 방법으로 제작한 용접시편의 경우

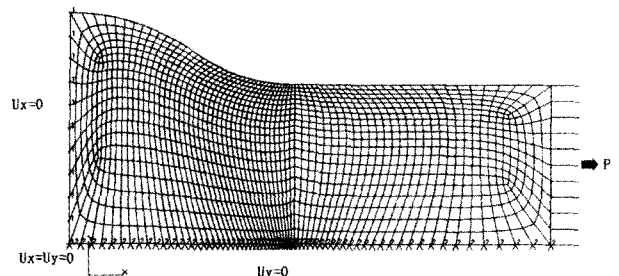


Fig. 2. 1/8 FEM model of a butt weld specimen

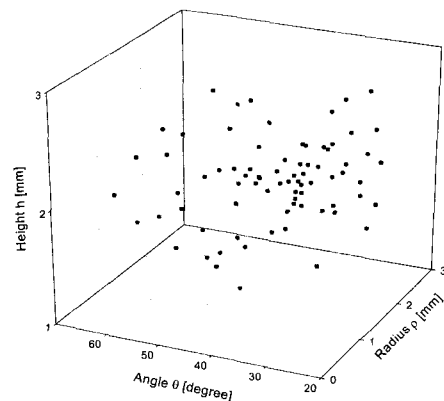


Fig. 3. Butt weld bead profiles in as-welded with heat treatment specimens

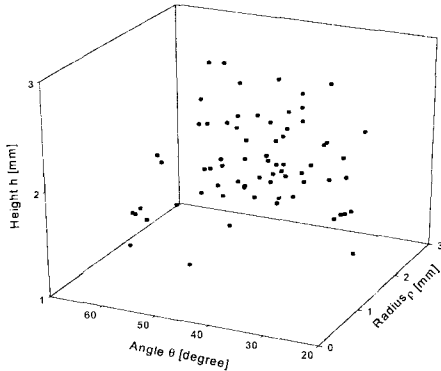


Fig. 4. Butt weld bead profiles in as-welded without heat treatment specimens

Table 3. Average and standard deviation results

| | | θ | ρ | h |
|------|-----|----------|---------|---------|
| 평균 | AAV | 40.4097 | 1.68748 | 2.04002 |
| | AAN | 42.3652 | 1.60713 | 2.12834 |
| 표준편차 | AAV | 7.79182 | 0.92650 | 0.32123 |
| | AAN | 8.28479 | 0.72574 | 0.49182 |

에도 용접비드와 모재 사이의 용접각도 θ 와 비드에 접하는 원의 반지름 ρ 그리고 용접비드 높이 h 의 분포는 그림 3, 4와 같이 일정치 않고 산재되어 분포되어 있음을 확인하였다. 하지만 AAV와 AAN 시편 종류에 따른 형상 차이는 거의 없으며, 용접각도 θ , 반지름 ρ , 용접비드 높이 h 모두 표 3과 같이 평균과 표준편차 결과에서 유사한 값을 보이고 있다. 그리고 이 결과를 통해 용접각도 θ 는 $20^\circ \sim 70^\circ$ 범위에 측정값들이 분포해 있으며, 반지름 ρ 와 용접비드 높이 h 의 경우에는 각각 $0.05\text{mm} \sim 4.00\text{mm}$ 와 $1.00\text{mm} \sim 3.00\text{mm}$ 사이에 측정값들이 분포해 있음을 확인하였다.

3.2 용접지단부 응력집중 해석 결과

철도차량 용접 구조물에 대한 피로수명을 평가하기 위해서는 복잡하고 다양한 용접형상에 대한 피로수명 영향을 적절히 산정하는 것이 무엇보다 중요하다. 본 연구에서는 이를 위하여 재질에는 무관하며, 오직 기하학적 형상과 하중 모드에만 영향을 받는 응력집중계수 K_t 를 계산하였다[3]. 앞에서 설명한 것과 같이 각 시편의 K_t 는 피로시험시 파단이 발생된 위치의 형상을 모델링하여 계산하였다. 그 결과 앞의 용접지단부 형상 차이에 의해 동일한 방법으로 제작한 AAV와 AAN 용접시편의 경우에도 파단부의 K_t 값은 표 4, 5와 같이 1.395~2.863로 약 2배 이상의 차이가 발생하는 것으로 확인되었다.

하지만 표 4, 5 분석을 통해 각 시편의 용접형상 요소에

Table 4. K_t and bead profile data in as-welded with heat treatment

| As-welded with heat treatment | | | | | |
|-------------------------------|-------|--------|--------|--------|-------|
| 시편번호 | 파단 위치 | radius | degree | height | K_t |
| 1 | 4 | 0.064 | 47.002 | 1.863 | 2.472 |
| 2 | 8 | 1.671 | 38.886 | 1.777 | 1.449 |
| 3 | 5 | 0.184 | 40.592 | 1.718 | 1.958 |
| 5 | 8 | 0.384 | 38.271 | 1.925 | 1.921 |
| 6 | 4 | 0.340 | 44.277 | 1.953 | 2.047 |
| 7 | 8 | 0.225 | 59.893 | 2.161 | 2.171 |
| 10 | 4 | 1.290 | 57.836 | 1.869 | 1.684 |
| 11 | 8 | 0.165 | 39.727 | 1.850 | 2.053 |
| 13 | 6 | 0.251 | 50.831 | 2.777 | 1.935 |
| 14 | 3 | 0.379 | 37.775 | 1.501 | 1.893 |

Table 5. K_t and bead profile data in as-welded without heat treatment

| As-welded without heat treatment | | | | | |
|----------------------------------|-------|--------|--------|--------|-------|
| 시편번호 | 파단 위치 | radius | degree | height | K_t |
| 2 | 3 | 1.856 | 52.143 | 1.921 | 1.487 |
| 3 | 5 | 1.987 | 43.077 | 1.815 | 1.449 |
| 5 | 1 | 1.551 | 44.893 | 2.245 | 1.550 |
| 8 | 5 | 1.491 | 44.668 | 2.086 | 1.539 |
| 9 | 3 | 2.134 | 42.173 | 1.867 | 1.847 |
| 10 | 7 | 1.422 | 47.898 | 2.965 | 1.639 |
| 11 | 2 | 1.846 | 36.654 | 1.910 | 1.447 |
| 13 | 2 | 0.112 | 49.641 | 2.465 | 2.863 |
| 14 | 8 | 2.113 | 30.353 | 1.485 | 1.359 |
| 16 | 7 | 1.607 | 51.065 | 3.143 | 1.617 |

의한 K_t 변화의 민감도는 서로 다르며, 비드에 접하는 원의 반지름 ρ , 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 순으로 K_t 의 변화에 영향을 미치는 것을 확인하였다. 그리고 형상 요소에 의한 K_t 의 변화량은 원의 반지름이 작을수록, 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 값이 클수록 커지는 것을 알 수 있다. 하지만 이렇게 계산된 K_t 값에서 주목할 점은 파단된 위치와 K_t 값 사이의 상관 관계이다. 모든 AAV 시편의 경우에는 파단부의 K_t 값이 시편의 다른 용접부와 비교하여 가장 크다는 점이다.

하지만 AAN 시편의 경우에는 반드시 파단부의 K_t 값이 가장 크지 않으며, 파단되지 않은 곳의 K_t 값이 더 큰 경우도 많이 나타났다. 이는 열처리에 의한 잔류응력 유무에 기인한 것으로 생각되며, 이 결과는 다음의 피로수명 예측에 많은 영향을 미쳤다.

3.3 피로시험 결과 및 피로수명 예측

철도차량 용접 구조물의 피로수명을 예측하기 위하여 먼저 철도차량의 대차 프레임 사용되는 용접 구조용 압연 강재인 SM490A에 대하여 모재와 AAY와 AAN 용접시편에 대하여 피로시험을 수행하여 S-N 선도를 구하였다. 그 결과, 그림 5와 같이 맞대기 용접한 AAY와 AAN 시편의 피로수명은 용접의 영향으로 인해 모재의 피로수명과 비교하여 약 10% 정도 수명이 감소된 것으로 확인되었다. 하지만 AAY와 AAN 용접시편 사이에서도 수명의 차이는 발생하며, 동일한 용접방법으로 용접한 AAY와 AAN 시편의 경우, S-N 선도 상에서 약 2×10^5 cycle을 기준으로 피로수명의 양상이 달라지는 것으로 나타났다. 즉 2×10^5 cycle 이상의 고 cycle에서는 열처리를 한 AAY 시편의 피로수명이 열처리를 하지 않은 AAN 시편보다 길게 나타나나, 2×10^5 cycle 이하에서는 역전되어 AAN 시편의 피로수명이 더 길게 나타났다. 그리고 피로수명의 예측을 위하여 피로 노치계수 K_f 를 계산한 후 S-N 선도를 작성하였다[8]. 먼저 열처리를 하여 잔류응력이 제거된 AAY 시편에 대하여 식 (1)의 Peterson[4]과 식 (2)의 Neuber[5,7]의 방법으로 각각의 K_f 를 구하여 피로수명을 예측하였다[6].

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

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\rho'}{r}}} \quad (2)$$

그 결과 그림 6에서 Peterson의 방법으로 K_f 를 계산하여 구한 AAY시편의 예측 S-N 선도는 실험으로 구한 실제의 S-N 선도와 경향은 유사하나 정확한 피로수명 값을 예측할 수는 없었다. 하지만 Neuber의 방법으로 K_f 를 구하여 예측한 피로수명 결과는 실제 시험의 S-N 선도와 매우 근사하여 4×10^5 cycle 이상에서는 거의 일치하는 결과를 보이며, 4×10^5 cycle 이하의 수명에서도 Peterson의 방법을 이용한 것보다 오차가 적음을 확인하였다. 따라서 본 연구에 있어서는 잔류응력이 제거된 시편의 경우 Neuber의 방법을 이용하면 용접부 형상 만으로도 피로수명을 비교적 정확하게 예측할 수 있다는 사실을 확인하였다. 그러나 열처리를 하지 않은 AAN 시편의 경우 그림 7과 같이 형상효과만으로는 정확한 피로수명 예측을 할 수 없어, Peterson과 Neuber 방법 모두 실제 피로수명 결과를 대략적으로 예측하는 S-N 선도를 구할 수는 있었지만, AAY만큼 정확한 피로수명 예측은 불가능하였다. 이는 AAN시편에 존재하는 잔류응력의 영향과 응력집중의 복합 작용으로 인해 AAN 시편에서는 응력집중계수 값이 가장

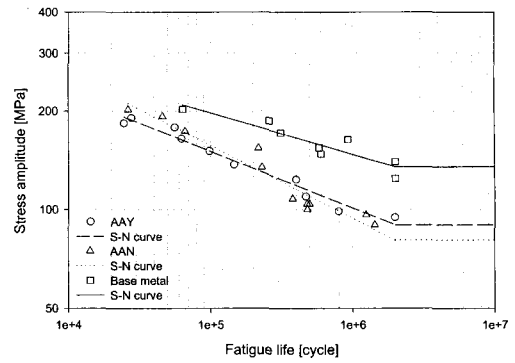


Fig. 5. Experimental S-N curve and data

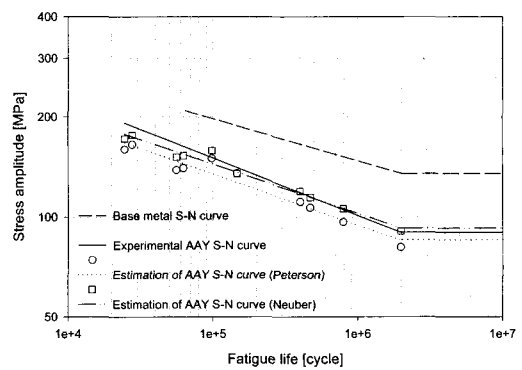


Fig. 6. Estimated S-N curves for the as-welded with heat treatment specimens

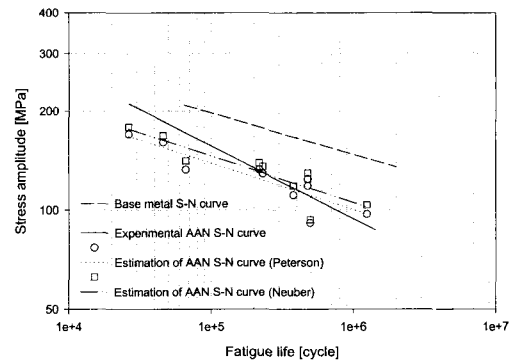


Fig. 7. Estimated S-N curves for the as-welded without heat treatment specimens

크지 않은 곳에서도 피로시험시 파단이 발생하기 때문에 사료된다. 따라서 응력집중계수만으로 계산한 AAN 예측 S-N 선도에서는 잔류응력 영향만큼의 피로수명이 생략되어 있기 때문에 정확한 피로수명을 예측할 수 없다.

하지만 AAY 시편의 경우에도 응력집중 만으로도 실험치 범위에 근사한 S-N 선도를 얻을 수 있는 것으로 보아, 시편의 잔류응력보다는 형상에 의한 응력집중 영향이 피로수명에 더 큰 영향을 주는 것으로 사료된다. 따라서 철도차량 구

조물의 피로수명 및 내구성을 향상시키기 위해서는 가장 먼저 구조물 용접부의 용접 편차를 줄여 응력집중을 해소할 수 있는 정밀하고 균일성 높은 용접이 요구된다.

4. 결론

- (1) 용접비드 형상 측정 결과, 로봇용접 방법으로 제작한 AAY와 AAN 용접시편의 경우에도 용접각도 θ , 반지름 ρ , 용접비드 높이 h 값은 일정하지 않다.
- (2) 용접지단부 형상 차이에 의해 파단부의 K_t 값은 달라지며, 본 연구의 경우 K_t 값은 1.395~2.863로 약 2배 이상의 차이가 발생하는 것으로 확인되었다.
- (3) 각 시편의 용접형상 요소에 의한 K_t 변화의 민감도는 서로 다르며, 비드에 접하는 원의 반지름 ρ , 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 순으로 K_t 의 변화에 영향을 미친다. 그리고 그 영향은 원의 반지름이 작을수록, 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 값이 클수록 K_t 값이 커지는 것을 확인하였다.
- (4) 열처리를 하여 잔류응력이 제거된 AAY 시편의 경우 용접부 형상만으로도 피로수명을 비교적 정확하게 예측할 수 있으며, 열처리를 하지 않은 AAN 시편의 경우 형상 결과만으로는 정확한 피로수명 예측을 할 수 없다. 하지만 AAY 시편의 경우에도 응력집중 만으로도 실험치 범위에 근사한 S-N 선도를 얻을 수 있는 것으로 보아, 시편의 잔류응력보다는 응력집중 영향이 피로수명에 더 큰 영향을 주는 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 과학기술부 국가지정연구실사업(NRL)의 지원을 받아 수행되었으며, 이에 감사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. ASTM E466, standard test method for conducting constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials.
2. Kang. S. W, "Study on Stress Concentration Factor at Fillet Welded Joint," SNAK Papers, Vol.33, No.3, 1996.
3. Stephens. R. I, Metal fatigue in engineering, John Wiley & Sons, Inc, pp.196-199, 2001.
4. Peterson. R. E, Stress concentration factors, John Wiley & Sons, Inc, 1974.
5. Neuber. H, Translation theory of notch stresses, U.S. Office of technical services, 1961.
6. Lawrence. F. V, Estimating the fatigue crack initiation life of welds, ASTM STP 648, American society for testing and materials, pp.134-158, 1978.
7. Kuhn. P and Hardrath. H. F, An engineering method for estimating notch size effect in fatigue, NACA TN 2805, 1952.
8. Bannantine. J. A, Comer. J. J and Handrock. J. L, Fundamentals of metal fatigue analysis, Prentice Hall, pp.124-135, 1990.