

열차통행, 기온변화 및 잔류응력을 고려한 장대레일 테르밋 용접부 피로한계 추정

김기하¹ · 박연철^{2*} · 김지현³

¹석사과정, 인하대학교, 스마트시티공학과, ²조교수, 인하대학교, 사회인프라공학과, ³선임연구원, 한국철도기술연구원

Estimation of Fatigue Limit of Thermite Welds Joint in Continuous Welded Rails Considering Train Passage, Temperature Variation and Residual Stress

Kim, Ki Ha¹, Park, Yeun Chul^{2*}, Kim, Ji Hyeon³

¹Graduate Student, Department of Smart City Engineering, Inha University, Incheon, 22212, Korea

²Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Inha University, Incheon, 22212, Korea

³Senior Researcher, Railroad Structure Research Department, Korea Railroad Research Institute, Geonggi-do, 16105, Korea

Abstract – This study presents a quantitative estimation of the fatigue limit of thermite weld joints in continuous welded rails (CWR) based on linear elastic fracture mechanics (LEFM). Bending stresses were derived from field measurements on the Gyeongbu High-Speed Line, while thermal and residual stresses were evaluated using 2024 Seoul temperature data and previous studies. Fatigue limits were estimated using the Barsom & Rolfe approach considering the combined effects of bending, thermal, and residual stresses with initial crack sizes of 0.6 mm and 1.0 mm. The resulting fatigue limits ranged from 36 MPa to 116 MPa, showing higher limits during compressive thermal stress periods (June–September) and lower limits during tensile stress periods (January–May). These findings provide a rational basis for performance-based maintenance and fatigue life assessment of thermite-welded rail joints in high-speed railways.

Keywords – Fatigue crack, Thermite weld, Continuous welded rail (CWR), LEFM, Stress range distribution

1. 서론

장대레일(Continuous Welded Rail, CWR)은 궤도의 주행성능 향상과 유지보수 효율성을 위해 현대 철도 노선에 광범위하게 적용되고 있다^{[1],[2]}. 그러나 레일의 연결부에는 용접공정에 의한 재질 변화와 형상 불연속이 존재하며, 이로 인한 응력집중과 잔류응력은 피로균열의 주요 발생 원인으로 지적되고 있다. 특히 테르밋 용접은 시공의 편의성으로 현장에서 가장 널리 사용되고 있으나, 고온의 열처리에 따른 미세조직 변화와 덧살부 형상으로 인해 피로 취약성이 문제시된다. 레일 용접부

의 피로손상은 반복적인 축하중과 온도응력, 잔류응력의 복합 작용하에 누적되며, 특히 레일 저부하단에서 균열이 발생하여 진전되는 경향을 보인다. 기존 연구들은 주로 실험적 접근을 통해 용접부의 S-N 특성을 규명하거나, 유한요소해석을 통해 응력집중 및 잔류응력을 분석하는 데 초점을 두어 왔다^{[3]-[5]}. 그러나 실제 열차 통행에 따른 응력이력과 기온 변화로 인한 축응력 변동, 그리고 초기균열의 확률적 분포를 통합적으로 고려한 피로한계 추정 연구는 아직 미흡한 실정이다. 이에 본 연구에서는 선형탄성파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics, LEFM)에 기반하여 테르밋 용접부의 피로한계를 정량적으로 추정하였다. 이를 위해 실제 고속철도 구간(경부고속철도 운주터널)에서 측정된 응력 데이터를 바탕으로 열차통행에 따른 힘응력 분포를 산정하고, Kolmogorov-Smirnov test (K-S test)를 통해 최적 분포형을 추정하였다. 또한 유한요소해석을 수행하여 덧살부 형상에 따른 응력집중계수를 도출하고,

Note.-Discussion open until October 31, 2026. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on October 17, 2025; revised on April 6, 2026; approved on April 6, 2026. Copyright © 2026 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-32-860-7566 Fax. +82-32-860-7717

E-mail. ycpark97@inha.ac.kr

잔류응력과 온도응력을 통합하여 월별 피로한계를 평가하였다.

2. 테르밋 용접부 발생응력

테르밋 용접부의 피로한계를 추정하기 위해 피로균열이 발생하는 용접지단부의 응력상태를 파악해야 한다. 용접지단부에 발생할 수 있는 응력의 종류는 열차통행으로 인한 휨응력, 용접 시 발생하는 잔류응력 그리고 기온변화로 발생하는 온도응력이 있다.

2.1 열차통행에 따른 휨응력

본 연구에서는 2022년 12월 15일 경부고속철도 운주터널에서 하루 동안 측정된 데이터를 바탕으로 레일 저부 하단에서 발생하는 휨응력을 계산하였다. 해당 구간은 KTX, KTX-중련 및 SRT 열차의 통행이 발생하는 구간으로, 각 열차 종류별 1회 통과 응력이력은 Fig. 1~Fig. 3과 같다. 그림에서 볼 수 있듯 열차통행 시 열차의 축에 따라 응력 피크가 발생하며, 응력이력은 열차별 축수에 따라 상이하다. 총 축수 46개로 구성된 KTX 열차의 경우 46개의 피크가 발생하였으며, 총 축수가 각각 52개와 26개인 KTX-중련과 SRT 열차도 마찬가지로 축수와 동일한 피크가 발생하였다.

피로한계 추정에 열차통행에 의해 발생하는 응력이력을 반영하기 위해서는 응력이력으로부터 응력범위와 반복횟수를 도출하는 전처리 과정이 필요하다. 본 연구에서는 Downing와 Socie^[6]가 제시한 simplified rainflow counting을 사용하여 응력이력에 대한 전처리 과정을 수행하였다. 운주터널 구간에서 1일간 계측한 166회 열차통과분에 대한휨응력이력으로부터 simplified rainflow counting을 수행하여 응력범위와 반복횟수를 히스토그램으로 나타낸 결과는 Fig. 4와 같다. 열차통행에 의해 레일저부에 발생하는 최대 및 최소 휨응력범위는 약 46 MPa 및 11 MPa로 확인되었다.

응력범위 히스토그램을 통계적으로 활용하기 위해 응력범위를 대표할 수 있는 분포특성 추정을 위한 Kolmogorov – Smirnov (K-S) Test^[7]를 수행하였다. K-S test에 반영한 분포는 Normal, Gamma, Weibull, Lognormal, Exponential, Gaussian mixture model

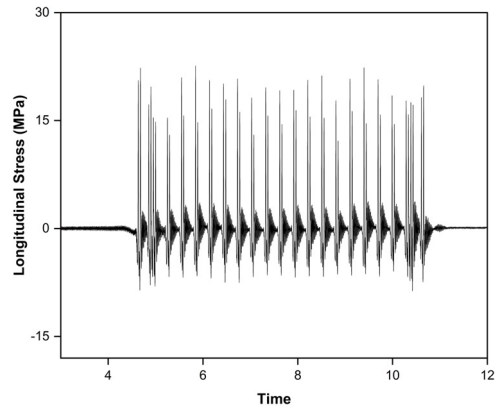


Fig. 1. Stress history of KTX

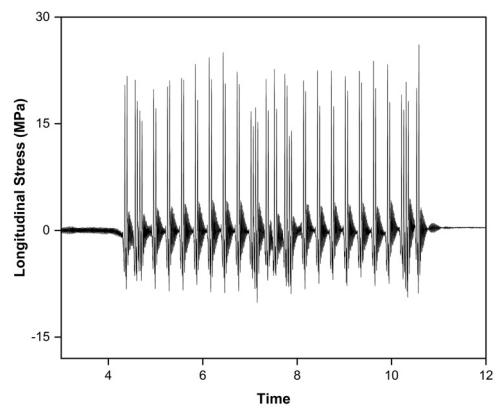


Fig. 2. Stress history of KTX (double head train)

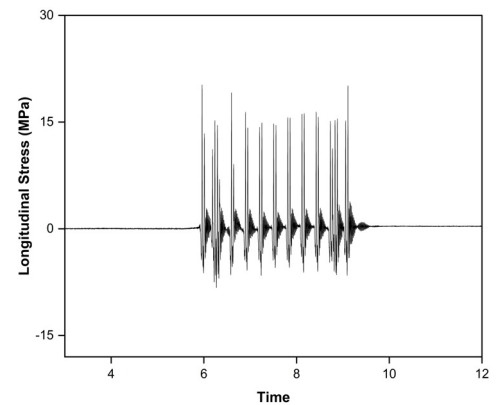


Fig. 3. Stress history of SRT

(GMM) 총 6개로, K-S 통계량을 기준으로 휨응력에 대한 최적분포를 추정하였다. K-S test 수행결과는 Table 1과 같으며 6개 분포 중 GMM 분포가 휨응력 최적분포로 추정되었다. 휨응력의 히스토그램과 K-S test를 통해 추정한 GMM 분포를 함께 도식화할 경우 Fig. 5와 같이 나타난다.

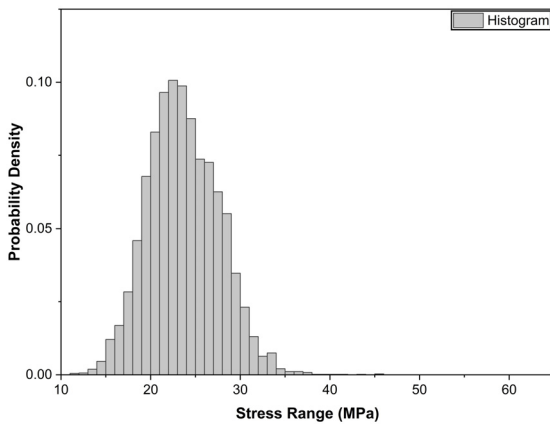


Fig. 4. Results of simplified rainflow counting

Table 1. Results of Kolmogorov - Smirnov test (K-S test)

Types of distribution	K-S Statistics	Rank
Normal	0.0279	4
Gamma	0.0170	2
Weibull	0.0505	5
Lognormal	0.0203	3
Exponential	0.4762	6
GMM	0.0127	1

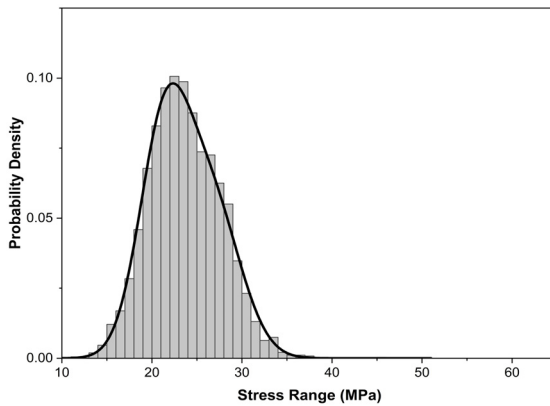


Fig. 5. Bending stress range histogram and GMM distribution

2.2 용접에 따른 잔류응력

장대레일에 테르밋 용접이 사용됨에 따라 고온의 열 처리로 인해 용접부 잔류응력은 필연적으로 존재한다. 많은 연구에서는 계측과 유한요소해석을 통해 테르밋 용접부 잔류응력을 추정하고 있다. Skyttebol *et al.*^[3]은 계측과 유한요소해석을 통해 용접으로 인해 레일저부에 발생하는 길이 방향 잔류응력을 약 0 MPa로 추정하였다. 해당 연구의 용접 방식은 테르밋 용접이 아닌 플래시버트 방식에 해당하지만 Skyttebol *et al.*은 테르밋

용접부 잔류응력 또한 플래시버트 용접부 잔류응력과 크게 다르지 않을 것으로 예상하였다. 또 다른 연구에서는 Salehi^[4]가 유한요소해석을 통해 테르밋 용접부 잔류응력을 추정하였다. Salehi는 레일 용접부 위치를 두부, 저부 상단, 저부 하단으로 나누어 용접에 따른 잔류응력을 추정하였으며, 저부 하단의 길이 방향 잔류응력을 -200 MPa- -300 MPa로 보고하였다. Liu *et al.*^[5] 또한 유한요소해석을 통해 테르밋 용접부 잔류응력을 추정하였으며, 저부 하단의 경우 테르밋 용접으로 인해 압축 잔류응력이 발생하였다고 보고하였다. 피로균열이 주로 발생하는 저부 하단은 압축응력상태에 있는 것으로 파악되며 연구자에 따라 응력값이 큰 편차를 보인다. 이에 본 연구에서는 보수적으로 접근하여 레일 저부 하단의 길이 방향 잔류응력을 0 MPa으로 결정하고 피로한계 추정을 수행하였다.

2.3 기온변화에 따른 길이방향 응력

레일의 경우 도상 및 침목에 체결되어 시공되기 때문에 변위가 허용되지 않는 부동구간이 존재하게 된다. 이러한 부동구간에서는 레일의 팽창과 수축이 허용되지 않아 기온 변화에 따라 레일 축력이 발생하게 된다. 레일의 온도가 낮아질 경우 레일의 수축으로 인해 테르밋 용접부에서는 인장응력이 발생할 수 있다. 따라서 기온 변화에 따른 용접부 길이 방향 응력(이하 온도응력) 변화를 피로한계 추정에 고려해야 한다. 본 연구에서는 Park *et al.*^[8]이 식 (1)과 같이 제시한 대기-레일 온도 관계식을 사용하여 기온에 따른 레일온도를 추정하였다. 이 식은 중위온도 20°C를 기준으로 레일의 온도를 계산하는 식으로, 20°C 이상에서는 태양열 복사로 인해 레일의 온도가 대기온도 보다 높아진다는 것을 알 수 있다.

$$\begin{aligned}
 T_{rail} &= T_{air} && \text{for } T_{air} \leq 20^{\circ}\text{C} \\
 T_{rail} &= 2 \cdot T_{air} - 20 && \text{for } T_{air} > 20^{\circ}\text{C}
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

여기서, T_{rail} 및 T_{air} 는 각각 레일의 온도와 대기온도를 의미한다. 계산된 레일온도를 바탕으로 철도설계지침^[9]에서 규정한 중위온도 20°C를 반영하여 온도변화로 인해 레일에 발생하는 온도응력을 식 (2)를 통해 계산하였다.

$$S_{thermal} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (2)$$

여기서 $S_{thermal}$, E , α 및 ΔT 는 각각 온도응력, 레일의 탄성계수, 열팽창계수 그리고 중위온도 기준 온도변화량을 의미한다. 레일의 탄성계수는 210 GPa, 열팽창계수는 $1.14 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ 이다. 레일의 온도 계산에 반영되는 기온의 경우 2024년 서울지역 기온을 적용하였다. 월별 피로한계 추정을 위해 월별 평균 기온을 계산하여 온도응력 계산에 반영하였다. 월별 평균 기온 계산 시 반영되는 일 단위 기온의 경우 열차의 통행시간을 고려하여 06–24시 기온 데이터를 사용하였다. 인장온도응력이 피로강도를 저하시킬 수 있으므로 국내고속선에서 가장 북단에 위치한 서울지역의 기온을 적용하였다. 2024년 서울지역 월별 평균 기온과 온도응력은 Table 2와 같다. 레일에 발생하는 최대 인장온도응력의 경우 1월에 발생하였으며, 최대 압축온도응력은 8월에 발생하였다. 6–9월 제외한 모든 기간에서 인장온도응력이 발생하였다.

3. 테르밋 용접부 피로한계

3.1 테르밋 용접부 초기균열 및 균열형상

일반적으로 테르밋 용접부 저부 하단에 발생하는 피로균열의 형상은 Fig. 6와 같이 반타원형 균열로 나타난다. 따라서 피로한계 추정에 필요한 응력확대계수범

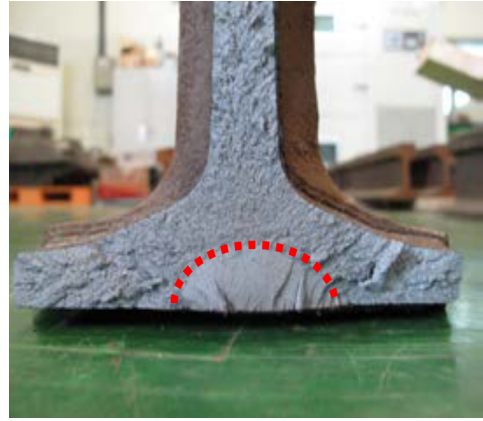


Fig. 6. Fracture surface of a fatigue crack in thermite weld^[10]

위 계산 시 테르밋 용접부 균열형상을 반영하여 응력확대계수범위를 산정해야 한다. 파괴역학에서 제시하는 응력확대계수범위는 재료 내 균열특성을 고려하여 계산되는 값으로 한계응력확대계수범위와 비교하여 균열성장여부를 결정하는 값으로 사용된다.

본 연구에서는 Newman과 Raju^[11]가 제안한 반타원형 표면균열에 대한 응력확대계수범위인 식 (3)–식(10)을 사용하여 응력확대계수범위를 계산하였다. Newman과 Raju^[11]가 제안한 응력확대계수범위는 균열의 깊이(a)와 폭($2c$), 균열 위치(ϕ), 레일의 깊이(T)와 폭(W)에 대한 값을 보정계수 $Y(a)$ 에 반영한다. 해당 식을 사용할 경우, 레일과 균열의 기하학적 형상이 고려되어 보다 정확한 응력확대계수범위 추정이 가능하다.

$$\Delta K_I = Y(a) S_r \sqrt{\pi a} = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{T} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{T} \right)^4 \right] f_{\phi} g f_w S_r \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (3)$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65} \quad (4)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \left(\frac{a}{c} \right) \quad (5)$$

$$M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + \left(\frac{a}{c} \right)} \quad (6)$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1}{0.65 + \left(\frac{a}{c} \right)} + 14 \left(1.0 - \frac{a}{c} \right)^{24} \quad (7)$$

Table 2. Average monthly air temperature in Seoul in 2024 and corresponding thermal stress

Month	Average temperature (°C)	Thermal stress (MPa)
1	0	50
2	4	40
3	8	31
4	17	6
5	19	0
6	26	-28
7	27	-35
8	30	-50
9	26	-31
10	17	6
11	10	24
12	1	47

$$g = 1 + \left[0.1 + 0.35 \left(\frac{a}{T} \right)^2 \right] (1 - \sin \phi)^2 \quad (8)$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right]^{\frac{1}{4}} \quad (9)$$

$$f_w = \sqrt{\sec \left(\frac{\pi c}{W} \sqrt{\frac{a}{T}} \right)} \quad (10)$$

여기서, ΔK_I 와 S_r 은 각각 응력확대계수범위와 응력범위를 의미한다.

응력확대계수범위 계산에 고려되는 용접부 저부 하단 초기균열의 경우 Lee *et al.*^[12]이 제안한 초기균열 깊이의 평균과 표준편차로 각각 0.6 mm와 0.2 mm를 반영하였다. 초기균열의 폭은 Lee *et al.*^[12]이 피로실험체로부터 제시한 폭-깊이비(a/c)인 23/1000으로부터 결정하였다. Lee *et al.*^[12]이 수행한 연구에서는 실험 데이터를 통해 도출한 S-N 선도로부터 파괴확률 50%에 해당하는 초기균열을 추정하고, 몬테카를로 시뮬레이션을 통해 기존 실험결과로부터 구한 S-N 선도의 분산도에 부합하는 초기균열의 표준편차를 제시하였다. 본 연구에서는 파괴확률 50%에 해당하는 초기균열 크기 0.6 mm와 파괴확률 2.3%에 해당하는 초기균열 크기 1.0 mm를 반영하여 피로한계 추정을 진행하였다.

3.2 덧살로 인한 응력집중효과

장대레일 테르밋 용접부의 경우 용접특성상 Fig. 7과 같이 덧살이 존재한다. 이러한 덧살은 용접지단에서 국부적으로 응력집중을 발생시킨다. Newman과 Raju^[11]

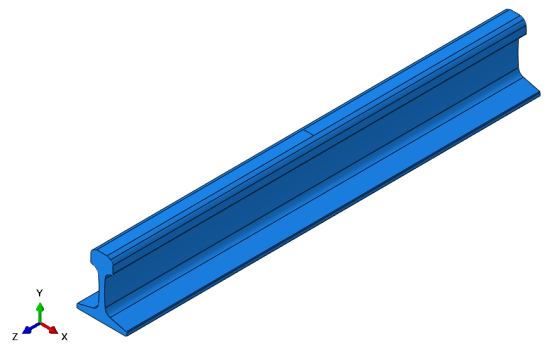


Fig. 7. Weld reinforcement thermite joint

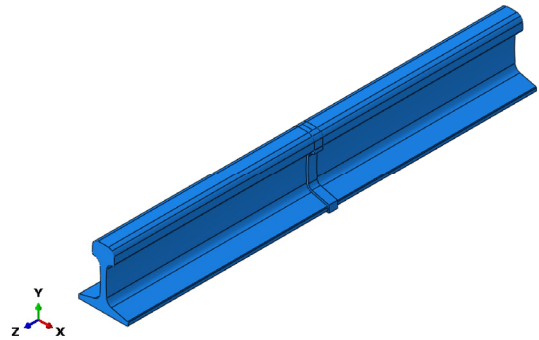
의 식은 응력집중이 없는 표면균열에 대한 식이므로 덧살로 인해 용접지단에 발생하는 국부적인 응력집중효과를 응력확대계수범위 계산에 추가적으로 반영해야 한다. Albrecht와 Yamada^[13]는 구조물의 형상변화로 인해 균열에 발생하는 비선형 응력분포를 고려하기 위해 식 (11)과 같은 응력분포보정계수를 제안하였다. 해당 보정계수에는 균열깊이(a), 용접지단부 응력(S_x), 모재부 응력(S)이 고려되며, 균열에 발생하는 비선형 응력분포를 균열크기를 고려하여 계산한다. 해당식을 Newman과 Raju의 보정계수에 반영할 경우 덧살부으로 인해 발생하는 비선형 응력분포를 응력확대계수범위에 고려할 수 있다.

$$F_g = \frac{2}{\pi} \int_0^a \frac{S_x}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad (11)$$

여기서, F_g 와 x 는 각각 보정계수와 용접지단으로부터 레일 깊이방향으로의 거리를 의미한다. 본 연구에서는 덧살로 인한 응력분포를 확인하기 위해 3차원 유한요



(a) Base metal



(b) Weld reinforcement

Fig. 8. Finite element modeling

소해석을 진행하였다. 유한요소해석은 상용소프트웨어인 Abaqus 2024^[14]을 활용하였으며, 덧살이 없는 레일과 덧살이 있는 모델을 각각 모델링하고 동일한 하중을 재하했을 때 응력분포를 확인하였다. Fig. 8(a)는 덧살이 없는 레일을 보여주며 Fig. 8(b)는 덧살을 추가한 모델을 보여준다. 덧살의 길이는 철도설계지침^[9]에서 제시한 25 mm로 반영하여 모델링을 진행하였다. 용접

지단부의 형상은 곡률반경을 주어 실제 용접지단부와 유사한 형상으로 모델링하였으며, 레일 지지간격은 1200 mm로 설정하였다.

레일 중앙부에 4 kN 연직하중을 재하하였으며, 단부 저부 모서리를 하중방향으로 구속하여 경계조건을 부여하였다. 유한요소해석을 통해 용접지단부 응력을 추정할 경우 요소의 형상 및 크기는 해석에 매우 중요한 영향을 끼친다. 따라서 본 연구에서는 서브모델링을 추가적으로 수행하여 용접지단부 응력 추정 시 최적 요소 크기를 Fig. 9과 같이 결정하였다. 서브모델링 해석 시 사용 요소는 본 모델 요소와 동일한 C3D20R에 해당하며, 이를 통해 결정된 최적요소 크기는 0.5 mm에 해당한다.

유한요소해석을 통해 테르밋 용접 지단부와 모재부에 발생하는 응력을 Fig. 10과 같이 비교 분석하였다. 용접지단부 하단에서는 휨응력이 156 MPa로 발생하였으며, 모재부 하단에 경우 64 MPa 크기의 휨응력이 발생하였다. 용접지단으로부터 깊이방향으로 3 mm 이상을 초과할 경우 모재부와 용접지단부의 휨응력은 큰 차이가 없음을 확인하였다.

식 (11)을 통해 계산된 용접 지단부 응력분포보정계수는 Fig. 11과 같다. 균열의 크기가 커짐에 따라 덧살부로 인한 응력집중의 영향이 사라져 응력분포보정계수가 1로 수렴하는 것을 확인하였다. 균열 크기에 따라 구한 응력분포보정계수로부터 초기균열 0.6 mm와 1.0 mm 조건의 응력분포보정계수를 각각 1.87, 1.56로 추정하여 피로한계 계산을 진행하였다.

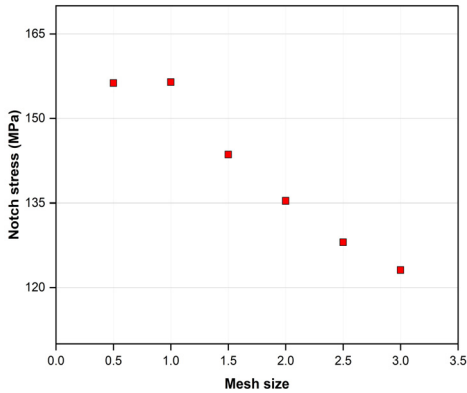


Fig. 9. Notch stress with mesh size

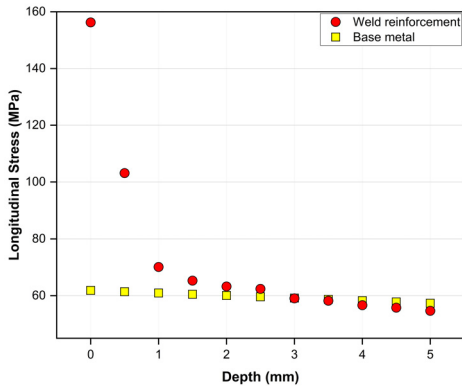


Fig. 10. Stress distribution with depth in the weld reinforcement and base metal

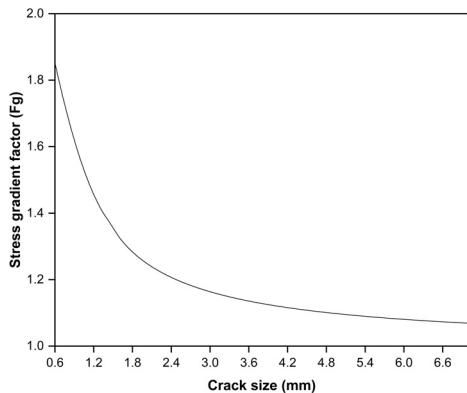


Fig. 11. Variation of F_g with crack size

3.3 피로한계 추정

본 연구에서는 Barsom과 Rolfe^[15]가 제시한 식 (13)을 사용하여 한계응력확대계수범위를 계산하였다. Barsom과 Rolfe^[15]는 재료에 발생하는 최대응력과 최소응력 비인 응력비(R)로 한계응력확대계수범위 관계식을 제안하였다. 본 연구에서는 최대응력에 용접에 의한 잔류응력($S_{residual}$), 기온에 따른 온도응력($S_{thermal}$), 열차통행에 따른 응력범위(S_r)를 고려하였으며, 최소응력에는 잔류응력과 온도응력을 고려하였다. 최대응력과 최소응력에는 앞서 유한요소해석을 통해 추정된 응력집중계수(SCF) 2.45를 반영하여 테르밋 용접 덧살부로 인해 발생하는 응력집중을 응력비에 고려하였다.

$$R = \frac{S_{\min}}{S_{\max}} = \frac{SCF \cdot S_{\text{thermal}} + S_{\text{residual}}}{SCF \cdot (S_{\text{thermal}} + S_r) + S_{\text{residual}}} \quad (12)$$

$$\Delta K_{th} = 221.4(1 - 0.85R) \text{MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad \text{for } R \geq 0.1$$

$$= 189.7 \text{MPa}\sqrt{\text{mm}} \quad \text{for } R < 0.1 \quad (13)$$

앞서 Newman과 Raju가 제안한 응력확대계수범위와 Barsom과 Rolfe가 제안한 한계응력확대계수범위를 사용할 경우 식 (14)와 같이 열차통행에 의해 발생하는 초기균열 성장의 피로한계를 계산할 수 있다.

$$S_{FL} = \frac{221.4(1 - 0.85R)}{Y(a)\sqrt{\pi a}} \quad \text{for } R \geq 0.1$$

$$= \frac{189.7}{Y(a)\sqrt{\pi a}} \quad \text{for } R < 0.1 \quad (14)$$

이를 통해 초기균열 크기에 따른 월별 피로한계를 Table 3와 같이 살펴보면 압축 온도응력이 발생하는 6-9월의 경우 10-5월에 비해 높은 피로한계가 계산되는 것을 확인할 수 있다. 초기균열 크기가 0.6 mm일 경우 6-9월 피로한계는 94-116 MPa로 계산되었으며, 50 MPa의 압축 온도응력이 발생하는 8월의 경우 피로한계는 116 MPa까지 증가하였다. 초기균열 크기가 1.0 mm일 경우 6-9월 피로한계는 89-111 MPa로 계산되었으며, 최대 피로한계 111 MPa은 8월에 발생하였다. 인장 온도응력이 발생하는 10-5월의 경우 압축 온도응력이 발생하는 기간에 비해 낮은 피로한계가 계산되었다. 초기균열이 0.6 mm일 경우 10-5월의 피로한계는 41-66 MPa로 추정되었으며, 50 MPa의 인장 온도응력이 발생하는 1월의 경우 피로한계는 41 MPa까지 감소하였다. 초기균열 크기가 1.0 mm일 경우 피로한계는 36-61 MPa로 계산되었으며, 최소 피로한계는 인장 온도응력이 가장 크게 발생하는 1월에 발생하였다. 힘응력 분포로부터 월별 피로한계 발생 확률을 Table 4와 같이 확인하였다. 초기균열 1 mm 조건의 1월과 12월을 제외하고는 월별 피로한계 발생 확률이 0 %에 근접함을 확인하였다. 인장 온도응력이 50 MPa까지 증가하는 초기균열 1 mm 조건의 1월은 피로한계 발생확률이 0.08 %까지 상승함을 힘응력 분포로부터 확인하였다.

Table 3. Variation of monthly fatigue limit with initial crack size

Month	Initial crack size (0.6 mm)	Initial crack size (1.0 mm)
	Fatigue limit (MPa)	Fatigue limit (MPa)
1	41	36
2	47	42
3	53	48
4	66	61
5	66	61
6	94	89
7	101	96
8	116	111
9	97	92
10	66	61
11	58	52
12	43	38

Table 4. Variation of monthly probability of exceeding fatigue limit with initial crack size

Month	Initial crack size (0.6 mm)	Initial crack size (1.0 mm)
	Fatigue limit (%)	Fatigue limit (%)
1	0	0.08
2	0	0
3	0	0
4	0	0
5	0	0
6	0	0
7	0	0
8	0	0
9	0	0
10	0	0
11	0	0
12	0	0.01

열차통행에 의해 발생한 응력범위가 피로한계를 상회하는 조건에서 피로균열이 성장한다는 것을 고려하였을 때, 본 연구에서 추정된 월별 피로한계는 균열성장 가능성이 높은 기간을 레일의 피로수명 추정에 선택적으로 반영할 수 있는 근거를 제공한다는 점에서 큰 의미가 있을 것으로 판단된다. 또한 높은 응력범위 발생으로 레일의 파단이 빈번하게 발생하고 있는 자갈도상 상태가 불량한 개소의 경우, 본 연구에서 제시한 파괴확률별 피로한계를 통해 도상상태가 양호한 개소와 상이한 기준을 적용하여 레일의 피로안정성을 확보할 수 있을 것으로 판단한다.

4. 결론

4.1 열차통행에 의한 힘응력 분포

경부고속철도 운주터널 일 단위 실측 데이터를 분석한 결과, 레일 저부하단의 최대 힘응력은 약 46 MPa, 최소 힘응력은 약 11 MPa로 산정되었다. Kolmogorov-Smirnov 검정 결과 Gaussian Mixture Model (GMM)이 힘응력 분포를 가장 적절히 설명하는 것으로 나타났다.

4.2 용접 및 온도응력의 영향

기존 연구결과를 종합하여 잔류응력은 0 MPa로 반영하여 피로한계 추정을 진행하였다. 월별 온도응력은 24년 서울지역 기온을 바탕으로 -50 MPa~ +50 MPa 범위로 계산하였다. 기온이 낮은 겨울철의 경우 매우 높은 인장응력이 발생함을 확인하였다.

4.3 덧살부 응력집중과 응력확대계수 보정

유한요소해석 결과, 테르밋 용접 덧살부의 응력집중계수는 2.45로 나타났으며, 균열 크기가 증가함에 따라 응력분포보정계수는 1에 수렴함을 확인하였다. 이를 통해 덧살부로 인한 비선형 응력분포를 피로한계 추정에 정량적으로 반영하였다.

4.4 초기균열 크기별 피로한계 추정

초기균열 크기 0.6 mm 기준으로 월별 피로한계는 41 MPa~116 MPa로, 1.0 mm 기준으로는 36 MPa~111 MPa로 추정되었다. 압축 온도응력이 작용하는 6~9월에는 인장 응력이 우세한 1~5월에 비해 피로한계가 약 1.5~3배 높게 산정되었다. 힘응력 분포로부터 월별 피로한계 발생확률을 확인한 결과, 초기균열 1 mm 조건의 1월과 12월을 제외한 월별 피로한계 발생확률이 0%에 근접함을 확인하였다. 인장 온도응력이 50 MPa까지 증가하는 초기균열 1 mm 1월 조건의 경우 피로한계 발생확률이 0.08%까지 증가함을 확인하였다.

4.5 월별 및 파괴확률별 피로한계 추정 의의

열차통행에 의해 발생한 응력범위가 피로한계를 상

회하는 조건에서 피로균열이 성장한다는 것과 도상상태에 따라 발생응력범위 특성이 달라지는 것을 고려하였을 때, 본 연구에서 제시한 월별 및 파괴확률별 피로한계는 레일의 효율적인 유지관리를 위한 피로수명 추정에 합리적 근거를 제시할 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 한국철도기술연구원 기본사업 (장대레일 성능기반 유지관리 체계 구축, PK2403A1)의 연구비 지원으로 수행되었습니다. 이에 감사드립니다.

참고문헌(References)

- [1] Kang, Y.J., Lim, N.H., Shin, J.R., and Yang, J.S. (1999) Stability of Continuous Welded Rail Track under Thermal Load, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.11, No.3, pp.281-290 (in Korean).
- [2] Choi, D.H., and Kim, H.B. (2000) Effects of Vehicle Loads on Thermal Buckling Behavior of Continuous Welded Rail Tracks, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.12, No.6, pp.727-736 (in Korean).
- [3] Skyttebol, A., Josefson, B.L., and Ringsberg, J.W. (2005) Fatigue Crack Growth in a Welded Rail under the Influence of Residual Stresses, *Engineering Fracture Mechanics*, Elsevier, Vol.72, No.2, pp.271-285.
- [4] Salehi, I. (2013) *Fatigue and Fracture Behaviour of Aluminothermic Rail Welds under High Axle Load Conditions*, Ph.D. Dissertation, Swinburne University of Technology, Australia.
- [5] Liu, Y., Tsang, K.S., Subramaniam, N.A., and Pang, J.H.L. (2021) Structural Fatigue Investigation of Thermite Welded Rail Joints Considering Weld-Induced Residual Stress and Stress Relaxation by Cyclic Load, *Engineering Structures*, Elsevier, Vol.235, 112033.
- [6] Downing, S.D., and Socie, D.F. (1982) Simple Rainflow Counting Algorithms, *International Journal of Fatigue*, Elsevier, Vol.4, No.1, pp.31-40.
- [7] NIST/SEMATECH (2012) *Engineering Statistics Handbook*.
- [8] Park, S.J., Lee, H.D., and Moon, J.H. (2024) Applicability Evaluation of CWR-Setting Temperature Criteria Based

- on Future Climate Change Scenarios, *Journal of the Korean Society for Railway*, KSR, Vol.27, No.3, pp.175-184 (in Korean).
- [9] Korean National Railway. (2021) *Continuous Welded Rail*, KR C-14050, Korean National Railway (in Korean).
- [10] Sung, D.Y. (2010) *The Fatigue Life Evaluation of Rail by Analysis of the Vehicle/Track Interaction*, Ph.D. Dissertation, Graduate School of Railway, Seoul National University of Science and Technology (in Korean).
- [11] Newman, J.C., and Raju, I.S. (1984) *Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads*, National Aeronautics and Space Administration, USA.
- [12] Lee, J.Y., Park, Y.C., Kim, J.H., and Kwon, J.H. (2024) Estimating the Initial Crack Size Distribution of Thermite Welds Joint in Continuous Welded Rail, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.36, No.6, pp.451-459 (in Korean).
- [13] Albrecht, P., and Yamada, K. (1977) Rapid Calculation of Stress Intensity Factors. *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol.103, No.2, pp.377-389.
- [14] Dassault Systems. (2024) *ABAQUS/Standard User's Manual*, DSS, USA.
- [15] Barsom, J.M., and Rolfe, S.T. (1999) *Fracture and Fatigue Control in Structures: Application of Fracture Mechanics*, ASTM International, USA.

요약: 본 연구에서는 선형탄성파괴역학에 기반하여 장대레일의 테르밋 용접부 피로한계를 정량적으로 추정하였다. 휨응력은 경부고속철도 현장 계측 데이터를 통해 도출하였으며, 온도응력과 잔류응력은 2024년 서울지역 기온자료 및 선형연구를 바탕으로 평가하였다. 초기균열 크기 0.6 mm와 1.0 mm 조건에서 휨응력, 온도응력, 잔류응력의 복합 영향을 고려하여 Barsom & Rolfe 접근법으로 피로한계를 산정한 결과, 36 MPa에서 116 MPa의 범위를 보였다. 특히, 압축 온도응력이 지배적인 6-9월에는 피로한계가 높게 나타났으며, 인장 온도응력이 우세한 1-5월에는 낮게 나타났다. 이러한 결과는 고속철도 테르밋 용접부의 성능 기반 유지보수 및 피로수명 평가에 합리적인 근거를 제공한다.

핵심용어: 피로균열, 테르밋 용접, 장대레일, 선형탄성파괴역학, 응력범위분포
