

스테인리스강의 Nd:YAG 레이저 접치기 용접부 피로수명에 미치는 용접변수의 영향

김 용* · 양현석* · 박기영* · 이경돈*

*고등기술연구원 로봇생산기술센터

Effects of Nd:YAG Laser Welding Parameters on Fatigue life of Lap Joint Structure in Stainless Steel

Yong Kim* Hyun-Seok Yang* Ki-Young Park* and Kyoung-Don Lee*

*Institute for Advanced Engineering, Yongin, Gyeonggi-do, 449-863, Korea

Abstract

Spot welding which use the main process for side block production of stainless steel railway vehicle is legged behind in laser welding about a quality and productivity. Although the laser welding has many potential advantages such as low heat input and aspect ratio of weld bead, its application to a new structural component still is required many engineering data including mechanical properties such as tensile, fatigue strength, etc on. Therefore, experimental analysis was carried out to understand the fatigue phenomena of different thickness stainless steel overlap joining panels by Nd:YAG laser welding. The fatigue life curves were obtained through fatigue tests with the various levels of applied load. The fatigue life is related with the parameters such as gap size and penetration depth through experiment. As the results, tensile strength and fatigue life were proportional in heat input level and gap was identified the major factor for fatigue life. Also we could know that deferent δ -ferrite content at HAZ depend on welding heat input was important factor to determine a formation of initial crack and total fatigue life cycle.

* Corresponding author : welding@iae.re.kr

(Received November 27, 2007)

Key Words: Stainless Steel, Laser Welding, Fatigue life, Overlap Joining, Railway Vehicle, δ -ferrite

1. 서 론

현재 철도차량에 사용되는 스테인리스 강판의 전동차 차체를 제작하는데 대부분이 저항용접을 이용하고 있으나 최근 레이저의 급속한 발달로 이를 적용한 차체 개발이 가속화 되고 있다. 기존의 저항용접은 전극을 모재에 가압하는 방식으로 접합하기 때문에 가압에 의한 외판 표면의 용접 압흔 발생으로 인해 미려도가 저하되는 본질적 문제 외에도 일정 간격으로 접합되어 구조강도 피로강도가 심(seam) 용접된 일체형 구조에 비하여 현저히 떨어지며 용접 건에 의한 접촉식 용접으로 접촉부위의 폭을 일정이상 유지하여야한다¹⁾. 따라서 현재의

저항용접 기술은 최근의 에너지 절감 및 경량화 추세에 미흡한 생산기술이다.

이에 반해 레이저용접의 경우 저항용접에 비해 생산성뿐만 아니라 우수한 기계적 성질 및 미려한 용접부 외관을 얻을 수 있다는 장점이 있다²⁾.

따라서 이를 극복하기 위해 최근에 유럽, 일본 등 철도차량 선진국에서 스테인리스 강판으로 제작된 전동차 객차나 선박 및 버스 등의 차체 패널 등에 레이저 용접을 적용하여 고품질의 경량패널을 적용하는 연구가 활발히 진행 중에 있으며 일부는 이미 공정 안정화 상태에 접어들어 양산화 되고 있다³⁾. 그러나 이와 같은 레이저 용접을 적용하기 위해서는 용접공정 개발 외에도 공정에 적합한 레이저 발전기의 선택, 자동화 된 시스템

및 제어기술 등 많은 연구가 필요할 뿐만 아니라 차체의 최대 요구조건인 안전성을 만족시키기 위한 접합부의 인장, 피로 강도 및 기타 기계 금속학적 특성에 관한 정량적인 데이터가 요구된다. 특히, 최적의 공정 조건을 얻기 위해서는 차체 수명에 결정적인 역할을 하는 피로 강도에 대한 선행 연구가 필요한 실정이다.

따라서 본 연구에서는 스테인리스 301L강의 이중두께 겹치기 용접에서 부분 용입이 피로수명에 영향을 미치는 공정 인자를 파악하고자 하였으며, 이를 위하여 용접 속도 및 갭(gap) 크기를 주요 변수로 놓고 실험을 실시하였다.

2. 실험방법

2.1 실험 장치 및 재료

본 연구에 사용된 레이저 발전기는 빔 직경이 600 μ m, 초점거리 200mm인 HL3006D 3KW CW Nd:YAG 발전기로 본 실험에서는 발전기의 최대 효율을 사용하기 위해 최대 출력인 3kW로 고정하여 실험하였다. 레이저 헤드는 6축 로봇에 장착하여 사용하였으며 초점위치는 재료 상부표면에 일치하도록 하였다.

실험에 사용한 스테인리스 301L 강판은 180 × 180 mm 사이즈로 상판 1.5t, 하판 2.0t로 놓고 전자석 클램프로 고정하였다. 또한 갭의 유무에 따른 접합강도의 변화를 파악하기 위해 0.1mm 두께의 칩(chip)을 용접선 좌우로 정렬하여 인위적으로 갭을 생성시켰으며, 실험에 사용된 STS 301L의 화학조성 및 기계적 성질은 Table 1 및 Table 2와 같다.

2.2 용접조건 및 시험편 제작

시험편은 180 × 180 mm 사이즈로 끝단 40mm가 서로 겹치도록 용접하였다. 보호가스로는 He를 사용하였으며 노즐 직경 4mm로 레이저빔을 뒤따라가도록 공급하였고 그 유량은 15L/min으로 고정하였다. 용접조건은 예비실험을 통하여 부분 용입 깊이가 하판을 기준으로 0.3, 0.6

Table 1 Chemical composition of STS 301L

Material	C	Si	Mn	Ni	Cr	Others
%	≤0.03	≤1.0	≤2.0	6~8	16~18	≤N2.0

Table 2 Mechanical Properties of STS 301L

Material	Y.S (MPa)	T.S (MPa)	E.L (%)	Hv
STS 301L	215	550	45	≤200

및 0.9mm가 되도록 하였으며 그 속도는 각각 5.0, 4.2 및 3.4m/min로 나타났다. 이 세 가지 용접조건에 대해 각각 갭이 없는 상태와 갭이 0.1mm 존재하는 시험편을 제작하였으며 각 조건에 대해 2세트 씩 용접하였다.

용접된 시험편은 각 장당 인장시험편 2개, 피로시험편 3개 및 단면관찰을 위한 샘플 1개가 채취되었으며, 단면 분석 결과 실측 용입 깊이와 비드 폭은 Table 3과 같이 측정되었다. 인장 및 피로시험편은 Fig. 1과 같이 KS B 0802 및 KS B 0851에 따라 제작하였으며 레이저 용접부 윗면 비드에 대해서는 용접부 언더컷에 의한 노치효과를 방지하기 위한 별다른 기계가공은 하지 않았다.

2.3 인장 및 피로시험 방법

본 연구에 사용된 인장전단 및 피로시험 장비는 최대 100KN의 용량을 갖는 유압식 만능재료시험기로 수행되었다. 인장전단 시험조건은 하중제어 방식으로 초당 65N의 하중을 적용하였으며, 시험 결과를 토대로 하중-변위선도를 작성하였다. 항복하중의 경우는 통상적으로 사용되는 방법인 0.2% 오프셋 항복강도(offset yield strength)를 구하였다. 실험은 각 용접조건 당 2세트씩 실시하였으며 실측 갭의 크기를 광학현미경으로 측정, 기록하였다.

피로시험의 경우, 응력 제어식 피로하중(stress controlled fatigue loading) 형태의 고사이클 피로시험을 하였으며, 1축 반복인장하중 형태로 적용하였다. 응력비(Load ratio)는 압축하중 없이 0부터 설정된 최대 하중

Table 3 Test specimen conditions

Specimen No.	Welding speed (m/min)	gap (mm)	Depth (mm)	Width (mm)
1	3.4	0	0.89	1.15
2	4.2		0.60	1.12
3	5.0		0.32	1.04
4	3.4	0.1	0.88	1.16
5	4.2		0.62	1.12
6	5.0		0.34	1.04

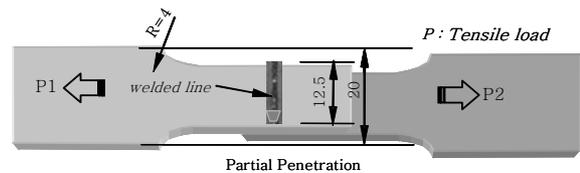


Fig. 1 Specimen for tensile-shear and fatigue test

값(load level)까지 가하는 R=0 방식으로 하였다. 이때 그 주기는 20Hz로 하였으며, 5Hz 간격으로 시간, 횟수, 하중 및 변위량에 대한 결과를 얻었다.

겹치기 용접부에 대한 항복하중은 선행 인장전단시험 결과, 평균 5,124N이 나왔고 편의상 5,000N으로 결정하였으며 이에 대해 기본적으로 70, 50, 30, 25 및 22%의 하중 값을 준 뒤 파단 될 때까지의 피로주기를 기록하였다. 또한 1×10^6 까지 파단되지 않고 건디는 경우를 피로한도(fatigue limit)로 정의하였다. 항복하중을 5,000N으로 설정하였을 때 적용된 피로 하중 값은 Table 4와 같다.

3. 결과 및 고찰

3.1 용접 변수에 따른 인장전단시험 결과

일반적으로 피로 시험을 수행하기 위해서는 원 소재의 항복응력 값을 기준으로 피로하중 값을 설정한다. 실제 STS 301L의 경우 기계적 성질은 항복응력이 215MPa 이상, 인장응력은 550MPa 그리고 경도는 Hv 200 이하로 규정되어 있다⁴⁾. 응력은 단위면적당 받는 하중으로 정의되는데, 겹치기 용접과 같은 특수한 구조를 갖는 경우 단면적에 대한 정의가 불명확하다⁵⁾. 따라서 별도의 인장시험을 통해 항복하중을 구해야 하며, 응력-변형률 선도가 아닌 하중-변위선도를 가지고 결과를 취급한다. 즉, 동일한 용접부 넓이를 갖는 시편만이 본 실험 데이터와 비교될 수 있다 (본 연구에서는 시편 넓이를 12.5mm로 가공함). 이와 같은 이유로 피로시험에 앞서 항복하중을 선정하기 위한 선행실험으로 인장전단 시험이 수행되었으며, 각 조건별로 최대 인장전단하중 및 항복하중을 도출하였고, 용접변수에 따른 하중 값을 비교 분석하였다.

인장전단 실험은 각 용접조건 당 2세트씩 진행되었으며 그 결과는 Fig. 2와 같다. Fig. 2는 각 용접 조건에 대해 최대 인장전단하중 및 항복하중의 변화를 나타낸 그래프인데, 항복하중의 경우 용접조건에 상관없이 평균 항복하중 5,124N을 기준으로 거의 일정한 값을 나타내었으나, 인장전단하중의 경우 입열량이 적은 조건에서 하중이 비교적 약하게 나타났다. 또한 겹의 유무는 인장

Table 4 Applied fatigue load level conditions

Test No.	Fatigue level (%)	Test value (N)
1	70	3,500
2	50	2,500
3	30	1,500
4	25	1,250
5	22	1,100

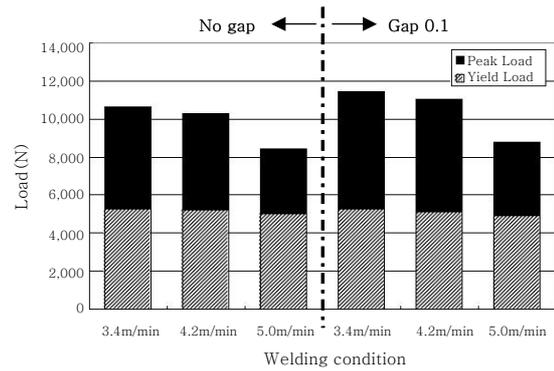


Fig. 2 Results for Tensile-shear load depend on welding g parameters

전단하중에 별 영향을 미치지 않았으며 STS 301L 소재의 항복하중과 겹치기 용접된 시편과는 그 결과에 대해 상관관계가 없었다. 그 이유는 겹치기 용접부에서 전단 응력이 추가적으로 작용했기 때문으로 사료된다. 파단은 용접조건에 상관없이 Fig. 3과 같이 용접부가 슬립(slip) 되는 형태로 파단 되었으며 이를 응력의 개념(단위면적당 받는 하중)으로 생각할 때 비드 폭에 전체적으로 작용하는 전단응력이 파단에 큰 영향을 준 것으로 판단된다.

3.2 피로시험 결과

피로 시험은 기본적으로 피로하중 값에 따라 2 세트씩 진행되었으며 각 로트(Lot.)에 대해 예측 수명의 오차가 심하게 나는 경우에 한해 추가적인 실험을 실시하였다. 실험 결과는 적용 하중에 따른 파단주기의 평균값으로 계산하여 Table 5에 나타내었으며 실험 오차범위 내에서 모든 피로하중에 따른 파단주기의 경향은 비슷하게 나타났다.

시험 결과는 레이저 용접공정 변수 중 크게 용입 깊이(입열량)와 겹의 유무에 따라 비교할 수 있는데, 일단 용입 깊이에 따른 피로한도에 대해 비교해 보면, 용입의 증가로 인해 향상된 피로수명을 얻을 수 있다는 것을



Fig. 3 Specimen after tensile-shear test

Table 5 Results of fatigue test

*Fatigue limit = 1×10^6

Specimen No.	Fatigue load level (N)				
	3500N	2500N	1500N	1250N	1100N
1	11833	43693	209436	457416	limit
2	11493	36458	235069	382746	limit
3	9888	38967	188774	331458	limit
4	10413	43613	159033	216388	-
5	9614	31378	172218	210616	317376
6	8253	26254	128856	209873	284975

알 수 있으며 이는 Fig. 4 및 Fig. 5에 나타내었다. 두 그래프는 각각 갭이 없는 상태와 및 갭이 존재하는 시편에서 입열량에 따른 피로수명을 나타내는 그래프로서 동일한 하중 값에서 입열량에 따라 피로수명은 적용하중 값이 작을수록 그 차이가 현저히 나타나는 것을 확인할 수 있으며 1,250N의 피로하중 조건에서는 용입 깊이에 따라 최대 27% 정도의 수명 차이를 나타냈다. Fig. 6은 이러한 결과를 더욱 쉽게 확인하기 위해 제시

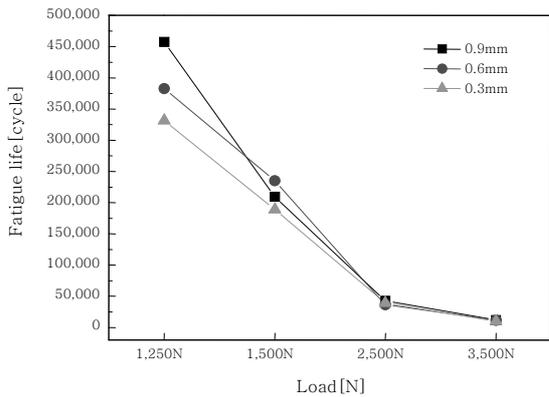


Fig. 4 Relationship between fatigue life and penetration depth on no gap condition

된 그래프로서 갭이 없는 상태에서 각각 3,500N 및 1,250N의 피로하중에서 용입 깊이의 증가로 인해 비교적 선형적으로 수명이 증가되는 현상을 확인할 수 있었다.

시험 결과 갭의 존재 유무 또한 피로수명을 결정짓는데 중대한 영향을 미치는 것으로 나타났으며 이는 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7은 하판 기준 각각 0.3 및 0.6mm의 용입을 갖는 시편에서 갭의 유무에 따른 피로수명 저하 정도를 나타내고 있는데, 용입 깊이 또는 적용 하중에 상관없이 갭의 존재는 피로수명을 현저히 저하시키는 요인이 되는 것을 알 수 있다. 실제 시험 결과 갭이 없는 상태의 경우 겹치기 용접부 항복하중인 5,000N의 약 22%인 1,100N에서 피로한도에 도달하였으나 갭이 0.1mm 존재하는 경우 파단수명은 317,376 cycle로 그 차이가 현저히 저하된 결과를 보더라도 이음부의 관리가 피로수명을 결정짓는 매우 중요한 인자가 될 것으로 판단된다. 이러한 결과는 갭이 피로하중 적용 시 노치효과로 인해 국부적 응력집중 발생정도가 갭이 없는 상태보다 더욱 심했기 때문으로 사료되며 인장전단시험 결과와는 반대로 갭의 존재유무가 피로수명을 결정짓는

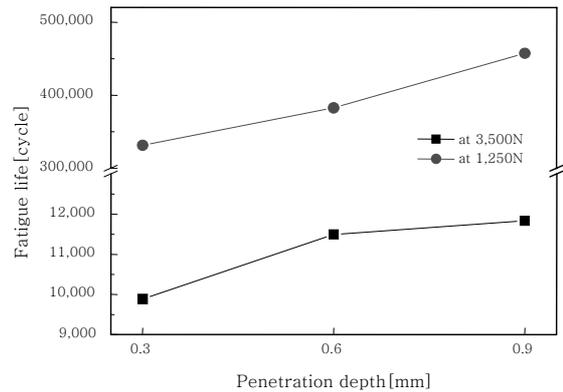


Fig. 6 Relationship between fatigue life and penetration depth depend on load level

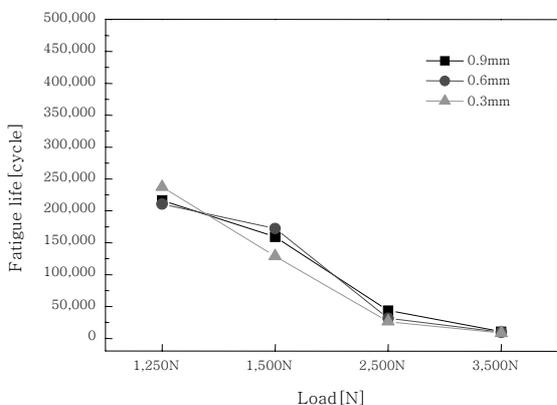


Fig. 5 Relationship between fatigue life and penetration depth having gap 0.1mm

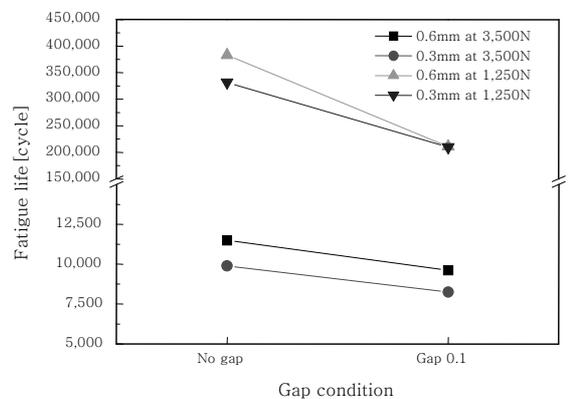


Fig. 7 Variation of fatigue life depend on depth and load at no gap condition

최대 공정 인자로 사료된다.

3.3 용접부 기계/금속학적 특성

3.3.1 용접부 금속학적 변화

문헌에 따르면 오스테나이트계 스테인리스강 용접부에서 적절한 δ -페라이트 함량의 제어는 필수적이다. 5~10% 정도의 적절한 δ -페라이트의 존재는 고온균열(Hot cracking), 응력부식균열 및 공식(pitting corrosion)에 대한 저항성을 향상시켜 주지만, 너무 과하면 연성이나, 인성 그리고 부식 저항성이 감소되며, 너무 적은 양은 응고균열을 야기 시킬 수 있다⁶⁾.

본 실험에 사용된 STS 301L 강 경우 니켈당량이 9.5%, 크롬당량이 20%로서 웨플러 선도를 통해 전체적으로 약 15%의 페라이트가 존재할 것으로 예측할 수 있다. 그러나 입열량 및 냉각속도에 민감한 페라이트의 함량 및 그 형상은 큰 폭으로 변할 수 있으므로, 화학조성만으로 예측되는 웨플러 선도의 페라이트 함량은 실제 값과 차이가 나게 된다⁷⁻⁹⁾. 즉 최종 형성되는 페라이트는 페라이트의 초정(primary) 변태양상 및 입열량과 냉각속도에 따라 최종적인 함량이 결정되는 것이다.

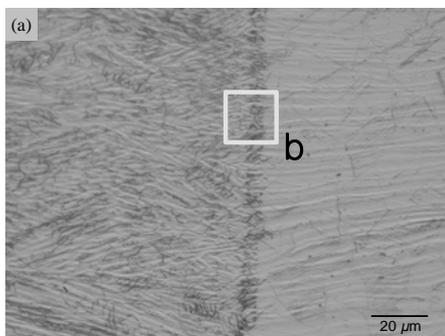
Fig. 8은 용접부에 존재하는 페라이트 형상을 보여주고 있다. 용접 시 생성되는 δ -페라이트는 빠른 냉각속

도로 인한 비평형 응고조직으로서, 현미경 관찰 결과 전체적으로 γ -오스테나이트상의 기지 위에 δ -페라이트상이 형성된 모습이 관찰되었다. 또한 모든 용접조건에서 HAZ 부근의 δ -페라이트가 용융부 중앙보다 더욱 많이 존재하였는데 이는 HAZ 부분의 온도 변화가 급격하여 초정 페라이트가 오스테나이트로 변태하는 시간이 용융부 중심부보다 더욱 짧기 때문이다. δ -페라이트는 FCC의 격자구조를 가지며 이는 γ -오스테나이트의 BCC 구조에 비해 강도가 높고 또한 취성의 성질을 갖게 되어 HAZ 부분에 집중된 δ -페라이트 분포는 용접 후 가장 취약한 부위로 나타나게 되며¹⁰⁻¹¹⁾ 모든 시험편에서 HAZ 라인에서 파단이 일어난 사실이 이러한 근거를 뒷받침한다. 본 실험에서는 HAZ부분의 δ -페라이트 함량을 정량적으로 측정하기는 어려웠으나 경도 측정 및 기준에 발표된 결과들을 근거로⁷⁻⁹⁾ 저입열로 용접된 시편일수록 피로수명이 적게 나타나는 결과 또한 HAZ 부분의 페라이트 집중에 따른 강도저하 때문으로 판단할 수 있다.

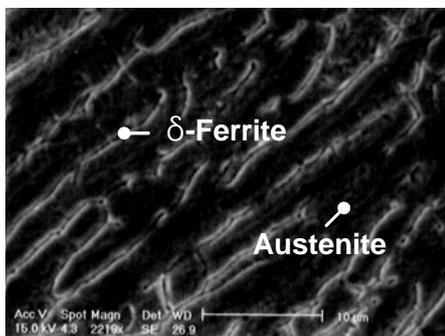
3.3.2 경도 분포

입열량 차이에 의해 형성되는 δ -페라이트 함량 차이가 어느 정도의 취성구조를 가지고 있는지 확인하기 위하여 경도를 측정하였다. 경도는 비커스 경도계로 측정하였으며 적용하중을 1kg_f로 설정하였다. 하판(2.0t) 윗면 기준 0.2mm 아래 깊이에서 0.3mm 간격으로 측정하였으며 측정구간은 열영향부를 완전히 벗어날 때까지 충분히 긴 구간으로 범위를 설정하였다.

Fig. 9는 각각 레이저 용접부에서의 경도변화를 나타낸 그래프인데 일반적인 용접 시편의 경도 측정 결과와 마찬가지로 HAZ 부분에서 최고 경도를 나타냈다. 최고 경도 값은 용접 입열량이 적을수록 모재와의 경도 차이



(a) HAZ microstructure in laser weld



(b) δ -ferrite distribution

Fig. 8 δ -ferrite distribution on HAZ of laser welded for STS steel

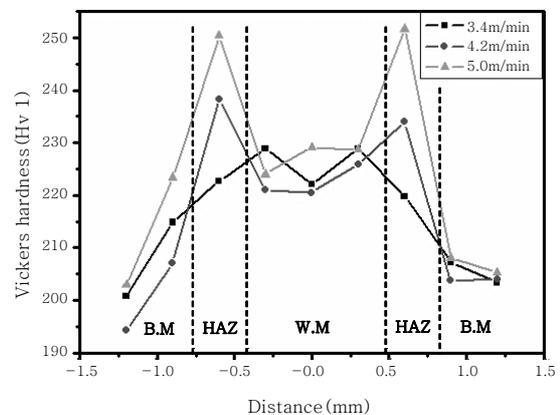


Fig. 9 Hardness distribution depend on heat input level

가 현저하게 나타났으며 용접조건에 따라 최대 30Hv 정도의 차이를 나타내었다.

일반적으로 경도 값의 차이가 많이 발생하는 경계면에 잔류응력이 집중되며, 따라서 외부에서 응력이 가해질 때 이 부위가 가장 취약한 부위가 되어 초기 균열이 발생할 가능성이 가장 높다¹²⁾. 따라서 입열량 차이로 인해 발생된 경도 차이는 페라이트 생성 정도의 차이로 인해 나타난 결과이며 이러한 사실은 미세조직 분석 결과와도 일치한다.

3.3.3 피로시험 파면 관찰

파단면 관찰을 위해 에칭을 하여 초기균열이 어느 위치(열영향부 또는 모재부)에서 시작되었는지 확인하였다. 파단면은 실체 현미경 및 광학현미경으로 각각 관찰하였으며 그 결과는 Fig. 10과 같다. Fig. 10은 4.2m/min의 속도로 용접되어 약 0.5mm의 용입을 갖는 시험편에 대해 1,500N의 반복피로하중을 가한 뒤 파단된 시험편에 대해 나타내고 있다. 균열은 (b)와 같이 δ -페라이트 조직이 집중된 열영향부와 모재의 경계면에서 발생하였으며, 이후 입계에 상관없이 균열이 모재 쪽으로 랜덤하게 전파되어 파단에 이르렀다.

파괴이론의 관점에서 볼 때, 일단 취약부에서 초기 균열이 형성되면 이후 균열의 성장에서 파단에 이르기까지의 차이는 크지 않다. 따라서 구조물의 수명 향상을 위해서는 초기 균열의 생성 시기를 최대한 억제시켜야 한다. 본 연구 결과에서 입열량이 높을수록 더 높은 피로강도를 나타내는 이유는 모재와 용접금속간의 안정된 조직변태(δ -페라이트 함량) 때문으로, 건전한 접합부를 얻기 위해서는 적절한 입열 조건을 통해 δ -페라이트 함량에 대한 제어가 요구된다. 단, 갭이 존재하는 구조물의 경우 갭은 곧 노치로 작용하기 때문에 초기 균열이 보다 일찍 생성되고 이것이 비드 폭이나 용입 깊이와 상관없이 더욱 짧은 피로수명을 나타내기 때문에 공정상 철저한 이음부 관리가 무엇보다 요구된다.

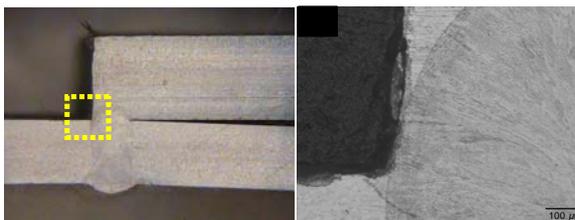


Fig. 10 OM result of fracture surface after fatigue testing

4. 결 론

본 실험에서는 STS 301L 강의 레이저 겹치기 용접에서 부분 용입 시 피로수명에 영향을 미치는 공정 인자를 파악하기 위해 용접 입열량 및 갭의 상태를 주요 변수로 놓고 인장 및 피로시험을 실시하여 그 결과를 비교 분석하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 인장-전단 시험 결과, 그 강도는 입열량의 증가에 비례하였으나, 갭의 유무는 인장강도에 별 영향을 미치지 않았다. 파단은 용접조건에 상관없이 용접부가 슬립되는 형태로 파단 되었으며 이를 응력의 개념(단위면적당 받는 하중)으로 생각할 때 비드 폭에 전체적으로 작용되는 전단하중의 의한 파단이다.

2) 피로시험 결과, 저하중이 적용될수록 용입 깊이에 따른 피로 수명의 차이가 나며 임계하중은 피로한도를 1×10^6 으로 정의할 때 약 1,100N에서 그 수명을 만족하였다. 모든 피로시험편은 인장-전단 시험편과는 달리 용접부가 슬립되는 형태의 파단은 발생하지 않았다.

3) 피로수명은 용입 깊이(입열량)의 증가에 따라 향상되는 결과를 보이며, 갭이 존재하는 경우 노치효과를 나타내어 피로수명을 현저히 저하시켰다. 이러한 경향은 저 하중에서 피로시험 시 그 정도가 심하였으므로 공정상 철저한 이음부 관리가 무엇보다 요구된다.

4) 입열량이 높을수록 더 높은 피로강도를 나타내는 이유는 모재와 용접금속간의 안정된 조직변태(δ -페라이트 함량)로 인해 초기 균열 생성이 지연되었기 때문이다. 따라서 건전한 접합부를 얻기 위해서는 적절한 입열 조건을 통해 δ -페라이트 함량에 대한 제어가 요구된다.

참 고 문 헌

1. H. Ohaba, C. Ueda and K. Agatsuma : Innovative Vehicle of the A-train, Hitachi Review, 50-4 (2001), 130-133
2. Y. Shimokusu, S. Fukumoto, M. Nayama, T. Ishide, S. Tsubota. Mitsubishi : Heavy Industries. Ltd. Tech. Review, 38-1 (2001), 1-5
3. Sung Il Seo : A Study on the Strength Characteristics of Welded Joints in Aluminum Carbody of Rolling Stock, Journal of KWS, 23-1 (2005), 35-40 (in Korean)
4. G. F. Vander : METAL HANDBOOK(9th Edition), Metallography and Microstructures, ASM Int., 9, (1985), 289-292
5. S. K. Cho et al., Finite Elements in Analysis and Design, 40 (2004), 1059-1070
6. Sindo Kou : Welding Metallurgy (2nd Edition), Wiley Co., 2002, 216-239.

7. Y. H. Moon, S. D. Heo, Journal of KWS 5-1, (1987), 16-22
(in Korean)
8. F. C. Hill, Welding Journal 46-9 (1967), 193-203
9. F. V. Lawrence. W. H. Munse, Welding Journal, 52-5
(1973), 221-232
10. B.S. Rho. H. U. Hong. S. W. Nam, Int. Journal of Fatigue,
22 (2000), 683-690
11. M. Valsan et al., Material Science Engineering, 49-9 (1992),
2783-2790
12. T. R. Gurney : Fatigue Design Rules for Welded Steel
Joints, Welding Institute Research Bulletin 17 (1976), 115