연구논문

고장력 강판 부분용입 맞대기 용접부의 피로균열진전수명 평가

한승호* · 신병천* · 이 웅** · 최전호***

*한국기계연구원 구조연구부
**국방과학연구소
***(주)로템 체계개발팀

Fatigue Crack Propagation Life of Partially Penetrated Butt Welds in High Strength Steel

Seung-Ho Han*, Byung-Chun Shin*, Woong Lee** and Jeon-Ho Choi***

*Dept. of Structural System Engineering, Korea Institute for Machinery and Materials, Daejeon 305-600, Korea
**Ground Systems Development Centre, Agency for Defence Development, Daejeon 305-600, Korea
***System Development Team, ROTEM Company, Kyunggi-Do 449-910, Korea

Abstract

Fatigue behaviour of partially penetrated butt-welded joints in high strength steel plates, in which crack-like structural defect, i.e. lack of penetration(LOP), is inevitably introduced during welding processes, was investigated. Fatigue lives of two types of welded joints, namely X-grooved and K-grooved joints, were experimentally determined first. Observed fatigue crack propagation behaviours of the partially penetrated butt-welds were interpreted through considering 3-dimensional semi-elliptical crack shape in front of the LOP. Based on such interpretation, a fracture mechanical method to estimate stress intensity factors at the crack tip was proposed. Since the fatigue life of the partially penetrated butt-welds was strongly influenced by the ratio of size of the LOP to thickness, *D/t*, the *D/t* was used as a main parameter to calculate the fatigue life by using the proposed method. Comparison of the fatigue life obtained experimentally and analytically agreed well with each other. Hence it is suggested that the method used in this work to predict fatigue life of the partially penetrated butt-welds can be applied to real cases with improved life-prediction capability.

(Received September 27, 2002)

Key Words : Partially penetrated butt-welds, Lack of penetration, Fracture mechanical method, Fatigue life

1. 서 론

기계 또는 구조물 중 외부하중이 높게 작용하는 주부재의 맞대기용접 연결부는 연결부 단면의 개선작업을 통한 완전용입 조건으로 제작되어야 한다. 그러나 용접연결부에 작용하는 응력수준이 낮거나 또는 자동용접이 사용되는 경우, 용접작업의 효율성 증대를 위하여 부분용입 용접이 적용될 수 있다. 부분용입 용접의 경우 용접부 개선작업이 간단해지고 개선면이 줄어들어 용접패스의 감소, 용접봉 사용량 저감 및 자동용접의 구현을 통한 작업공정 및 시간이 절약되는 장점이 있으므로 대형 용접구조물의 제작에 부분용입법의 적용이 적극적으로 검토되고 있고, AWS의 용접코드[1]에서도 부분용입 맞대기용접 연결부의 미용착부(Lack of Penetration) 및 개선각 크기를 정의하고 있다.

그러나, 부분용입 맞대기 용접부는 필연적으로 미용착부를 갖게 되고, 피로하중이 가해지는 경우 미용착부 선단에서 균열발생과 진전이 용이해져 부재의 안전성이 급격히 저하되는 치명적인 위험성을 내포하고 있다. 저자 등[2-4]의 연구에서 부분용입 맞대기 용접부의 피로파괴 기구는 미용착부 선단에서 발생한 피로균열이 반복하중에 따라 용접금속을 관통하여 진전하는 현상으로 설명된다. 이처럼 부분용입 맞대기 용접부의 피로수명은 대부분 피로균열진전에 의해 결정되기 때문에, 이의 정량적 평가를 위해서 파괴역학적 개념이 적용된 피로

해석이 요구된다. Munse 등[5]과 Lawrence 등[6,7]은 부분용입부의 균열을 2차원 관통균열로 고려하여 응력확대계수 K를 구하는 방법을 처음으로 제안하였으며, 이후 일본 강구조협회 피로설계 지침[8]에서도 이와 동일한 방법을 적용하였다. 최근 백영남 등[9]은 강교량의 불완전용입에 따른 맞대기용접 결함부의 피로수명 평가를 위해 일본 강구조학회에서 제시한 방법을 적용하기도 하였다. 또한 Sonsino 등[10,11]은 부분용입 맞대기 용접부에 덧살을 고려한 응력확대계수 평가법을 제안하기도 하였다. 그러나, 실제 미용착부 선단에서 진전하는 균열의 형상은 3차원 반타원 형태로 보고[2-5]되고 있어, 지금까지 제시된 방법으로 균열선단의 K를 구하면 실제 보다 큰 값이 얻어지며, 이를 통해 예측된 피로수명이 과소평가 될 수 있다. 또한 판 폭이 넓은 경우 내부 미용착부에서 진전한 표면균열 형태의 균열이 판 두께를 관통하여 관통균열로 성장하는 거동[4]을 전혀 묘사할 수 없다.

부분용입 맞대기 용접부의 피로수명을 좀더 현실적으로 예측·평가하기 위해서는 실제로 관찰되는 현상에 근거한 평가가 수행되어야 할 것으로 사료되는데, 이를 위해 저자 등[2]에 의해 일반 구조용 강재의 부분용입 맞대기 용접부 미용착부 선단에 발생하는 3차원 표면균열의 K값을 구하기 위한 형상보정계수 평가법이 제안된 바 있다. 이번 연구에서는 고장력 강판 부분용입 맞대기용접부에 대해 피로실험을 실시하여 이의 피로거동 특성을 평가하고 저자 등[2]에 의해 제안된 바 있는 3차원 표면균열 형상을 고려한 파괴역학적인 방법을 적용하고, 피로수명을 평가하여 실험에서 얻어진 결과와 비교·분석하였다.

2. 시험편 및 시험방법

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 강재는 MIL-A-12560H[12]의 규격을 만족하는 두께 25.4mm의 RHA Class-1 고장력 강판이다. 화학적 성분 및 인장시험에 의하여 얻어진 기계적 성질은 Table 1과 같다.

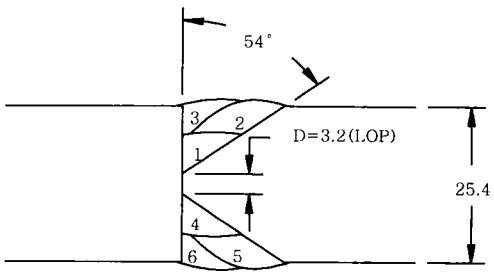
Table 1 Chemical composition and mechanical properties of RHA Class-1

Chemical Composition (wt%)							
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo
0.160	0.220	0.006	0.003	0.240	2.940	1.460	0.370
Mechanical Properties							
σ_y (MPa)		UTS (MPa)		elongation (%)			
970		1040		14			

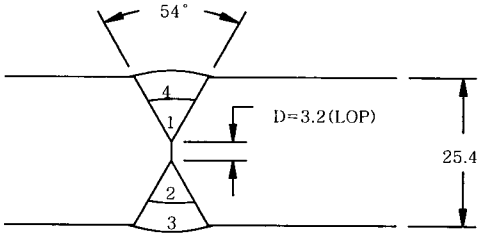
부분용입 맞대기용접법은 GMAW(Gas Metal Arc Welding)이고, Shield Gas는 아르곤 98%와 산소 2%의 혼합가스를 사용하였다. 용접봉은 MIL-E-23765/2D[13]를 만족하는 ESAB사의 직경 1.2mm인 Spoolarc 95로서 이의 화학적 성분 및 기계적 성질은 Table 2와 같다. 모든 시편에 대하여 용접자세는 아래보기로 하였고, 자동용접을 구현하기 위하여 용접토치를 자동대차에 장착하여 용접작업을 진행하였다. 두 판재 사이의 홈가공은 Fig. 1과 같이 미용착부 크기 D를 3.2mm로 하여, K형 (double-bevel) 및 X형 홈(double-V) 형태로 하였고(이후 K- 및 X-grooved Joint라 칭함), Joint별로 용접패스 수는 각각 6 및 4이다. Shield Gas 유량은 45 ℓ/min으로 일정하게 유지한 상태에서 초층 및 두 번째 패스에 의한 비드 생성은 전압 28~28.2V 및 전류 280~285A 하에서 이루어졌고,

Table 2 Chemical composition and mechanical properties of Spoolarc 95

Chemical composition (wt%)							
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo
0.07	1.40	0.008	0.007	0.35	1.80	0.20	0.35
Mechanical properties							
σ_y (MPa)		UTS (MPa)		elongation (%)			
656		725		23			



(a) K(double-bevel)-grooved joint



(b) X(double-V)-grooved joint

Fig. 1 Configuration of edge preparation (unit : mm)

이후 비드는 전압 31~31.2V 및 전류 315~325A 조건으로 생성되었다. 이때 용접 덧살은 그대로 유지하였다. 용접이 완료된 강판에서 피로시험을 위한 시험편을 채취하였고, 그 형상은 Fig. 2와 같다. Fig. 3은 시험편 용접부 단면을 촬영한 대표적인 사진으로 K-grooved Joint의 용접부 중앙 미용착부 크기가 X-grooved Joint 보다 큰 것을 알 수 있다.

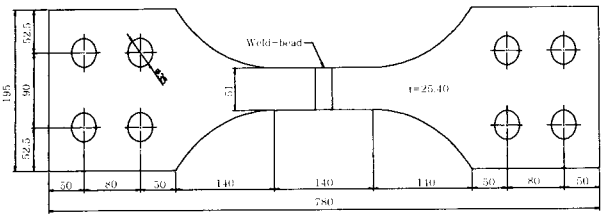
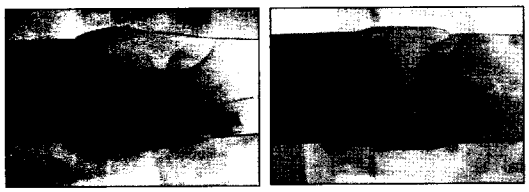


Fig. 2 Configuration of specimen (unit : mm)



(a) K-grooved Joint (b) X-grooved Joint

Fig. 3 Optical micrographs of welded joints

2.2 시험방법

피로시험을 위하여 MTS사의 100ton 용량인 구조시험장비를 이용하였다. 피로하중 파형은 인장-인장 형태의 정현파이고, 일정진폭 피로하중시험을 실시하였다. 이때 하중비 $R(=P_{min}/P_{max})$은 0.1로 일정하게 유지하였으며, 시험주기는 5~7Hz 범위로 하였다. 피로시험 중 시험편 부분용입 용접부의 미용착부 선단에서 진전하는 균열형상을 관찰하기 위하여, 임의의 반복사이클이 가해진 후 P_{max}를 일정하게 유지한 상태에서 R =0.7인 피로하중을 십만회 부하하는 Beach Mark Test가 수행되었다. 피로시험은 반복사이클 수 N이 삼백만회에 도달될 때까지 실시하였고, 그 이전에 파단된 시험편에 대해서 파면분석을 수행하여 내부 미용착부의 크기와 진전한 피로균열의 형상을 관찰하였다.

3. 실험결과

3.1 피로시험 결과 및 파면분석

피로시험 결과 중 피로하중을 시험편 단면(용접덧살 제외)으로 나눈 공칭응력범위 $\Delta\sigma_n$과 하중반복수 N의 관계를 대수-대수 좌표계인 Fig. 4와 같이 도시하였고, 이를 Basquin의 표기법[14]($N = A \cdot \Delta\sigma_n^{-m}$)에 의거 최소자승법으로 커브피팅한 S-N선도로서 그림 중에 나타내었다. K-grooved Joint의 피로강도가 X-grooved Joint에 비하여 현저히 저하됨이 관찰되었다. 이는 Fig. 3의 용접부 단면사진에서 보았듯이 K-grooved Joint 중앙 미용착부 크기가 X-grooved Joint에 비해 크기 때문으로, K-grooved Joint의 내부 미용착부 및 용접비드 토우에 상대적으로 큰 응력이 작용한 것으로 판단된다. 또한 K-grooved Joint의 용접비드 토우의 형상이 상대적으로 불규칙한 것도 그 이유가 될 수 있다. Fig. 1의 홈가공 및 비드생성 용접패스 공정도에서 K-grooved Joint의 세 번째 및 여섯 번째 용접패스에 의해 생성되는 용접비드 토우형상은 Fig. 3의 용접부 사진에서도 알 수 있듯이 X-grooved Joint의 것에 비하여 불규칙하여 상대적으로 낮은 응력에서도 토우부 피로파괴가 발생할 수 있다.

시험편의 피로파손형태는 모두 세가지 T-, R- 및 T+R Type으로 나누어지고, 각각은 Fig. 4 시험결과 바로 아래에 표기하였다. Fig. 5~7은 각각의 파손형태에 대한 K- 및 X-grooved Joint 시험편의 대표적인 파단면과 파면을 촬영한 사진이다. T-Type은 Fig. 5에서 보듯이 시험편 표면 용접비드 토우에서 균열이 발생하여 열영향부를 따라 균열이 진전하며 시험편을 파손시키는 형태이다. 이에 대하여 R-Type은 미용착부 용접루트 선단에서 Fig. 6과 같이 반타원형의 균열이 발생하고, 이후 용접금속을 따라 진전하는 양상을 보인다. R-Type 파손 시험편의 파면분석을 통해 시험편 폭방향으로의 미용착 깊이 D를 계측할 수 있다. K-grooved Joint의 경우 D=4.5~7.5mm로 시험편 두께에 대한 미용착 깊이비 D/t=0.17~0.30이다. 이는

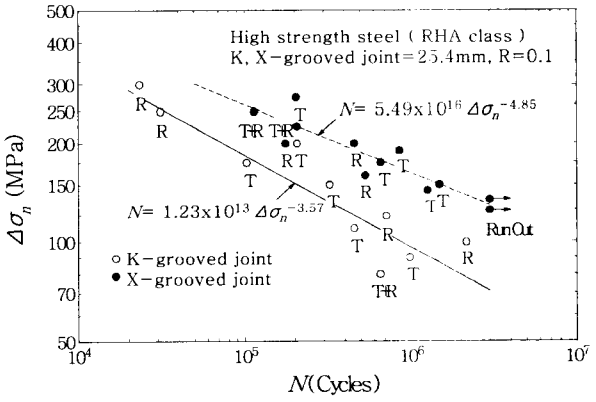


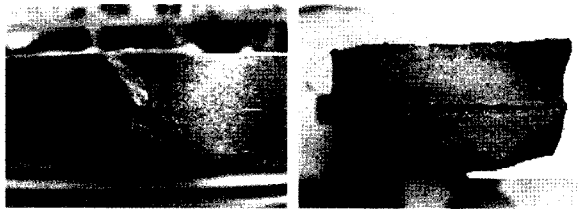
Fig. 4 Fatigue test results (T : fracture at weld toe, R : fracture at weld root, T+R : mixture fracture)

(a) K-grooved joint ($\Delta\sigma_n$=150MPa)

(b) X-grooved joint ($\Delta\sigma_n$=175MPa)

Fig. 5 Optical micrographs of welded joints fract ured by type T

(a) K-grooved joint ($\Delta\sigma_n$=250MPa)

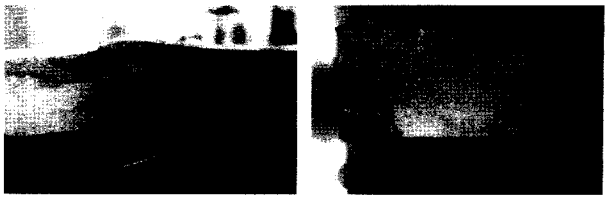


(b) X-grooved joint ($\Delta\sigma_n$=200MPa)

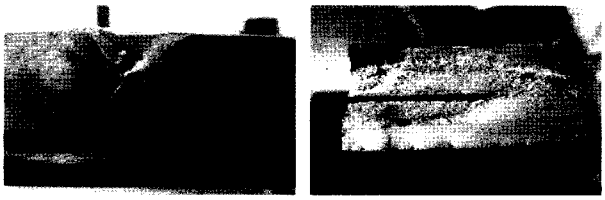
Fig. 6 Optical micrographs of welded joints fractured by type R

Fig. 1의 홈가공에 의한 D=3.2mm 보다 크게 나타나는데, 초층비드 생성시 좌우 개선각의 비대칭성으로 인해 용접아크의 불안정성에 의한 불량용입 때문으로 사료된다. 이에 대하여 X-grooved Joint의 D는 K-grooved Joint 보다 월등히 작은 1.0~2.5mm이고, D/t=0.04~0.10의 분포를 보인다. X-grooved Joint의 D가 Fig. 1의 D보다 작은 값을 보이는 것은 초층비드 제작시 K-grooved Joint에 비해 용접봉이 개선면 끝단에 접근이 용이했기 때문이다. 한편, 일부 시험편에서 Fig. 7과 같이 T-와 R-Type 파손이 혼합되어 나타나는 경우도 있다.

Zachary 등의 연구[15]에 의하면 D/t가 0.2 이상인



(a) K-grooved Joint ($\Delta\sigma_n$=80MPa)



(b) X-grooved Joint ($\Delta\sigma_n$=225MPa)

Fig. 7 Optical micrographs of welded joints fractured by type T+R

경우 미용착부 루트부에 작용하는 응력집중계수가 표면부 비드 토우보다 상대적으로 높아져 R-Type 파손만이 일어난다고 하였고, 일반 용접구조용 강재인 SM490B에 대한 저자 등의 연구[3,4]에서도 0.19≤ D/t ≤0.74 범위의 모든 시험편에서 R-Type 파괴가 발생하였다. 그러나 본 연구에 적용된 고장력 강판의 경우 D/t가 작은 경우에서도 R-Type 파괴가 발생하고, T-Type 파손에서도 내부 미용착부에 균열이 상당한 크기로 진전하였다는 것을 Fig. 7과 같은 T+R-Type 파괴를 통해 알 수 있다. 이는 사용 강재의 높은 노치민감도 때문으로 사료되고, 이러한 특성 때문에 균열로 거동하는 미용착부의 크기가 작은 경우에서도 균열발생과 진전이 용이하였다. 따라서, 미용착부의 크기가 피로수명을 결정하는 가장 중요한 변수가 될 수 있다.

3.2 미용착 깊이 크기에 따른 피로강도 변화

Fig. 8은 Fig. 4의 S-N선도를 저자 등의 SM490B 강재에 대한 유사 실험결과[3,4]와 비교하여 정리한 것이다. D/t=0.17~0.30인 K-grooved Joint의 피로강도는 SM490B의 D/t=0.19와 0.45 사이에 위치하고, D/t가 이보다 작은 X-grooved Joint의 경우 S-N선도가 SM490B의 D/t=0.19 보다 위쪽에 위치한다. 두 강재의 D/t에 따른 S-N 선도 비교를 통해, 사용 강재의 기계적 물성 차이가 크더라도 부분용입 맞대기 용접부의 피로특성은 서로 비슷한 거동을 보이고, D/t에 의해 결정됨을 확인하였다. 미용착부 선단에서 발생한 반타원형 균열은 용접금속을 따라 전파하므로 용접금속의

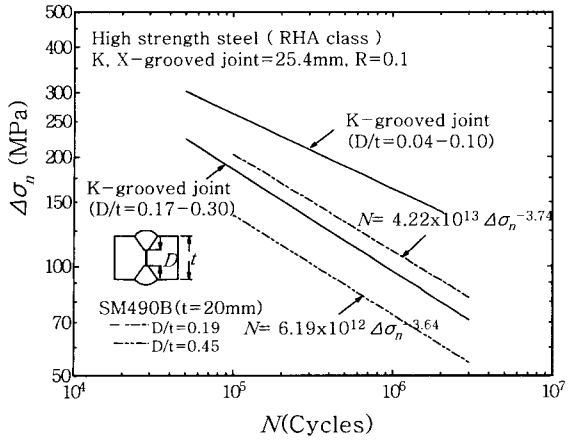


Fig. 8 Comparison of fatigue test results for RHA class and SM490B

특성에 따라 전파속도가 결정된다. 따라서 실험결과[3,4]에서 적용된 용접봉 K71T(KS규격 : YFW-C50DR)은 항복응력 및 인장강도가 각각 470 및 549MPa로 본 연구에 적용된 Spoolarc 95(Table 2 참조)에 비해 낮게 나타나지만 균열진전특성은 서로 매우 유사하다. K71T 용접금속의 균열진전특성을 활용하면 고장력 강판 K- 및 X-grooved Joint의 피로수명 예측도 가능하다.

4. 피로수명 평가 및 고찰

4.1 응력확대계수 산정

부분용입 맞대기 용접부 미용착부에서 발생·진전하는 3차원 반타원형 균열 선단에 작용하는 응력확대계수를 구하기 위해서 수치해석 기법이 적용된다. 그러나 매 균열 증분마다 반복 계산해야 하는 문제점이 있고, 또한 그 계산과정도 대단히 복잡하다. 이러한 이유로 균열 증분을 일일이 고려한 수치해석기법의 실용적인 적용에 많은 어려움이 따른다. 저자 등은 미용착부를 2차원 관통균열로 가정하고, 이에 대하여 기존 연구자들이 제시한 방법으로 응력확대계수를 구하며, 그리고 균열의 3차원 형상변화에 대해 형상보정계수 $f(a, t, D)$를 적용하는 방법[4]을 제안한 바 있다. 즉, 3차원 반타원형 피로균열선단에 작용하는 응력확대계수 K_{3D}를 2차원 관통균열로 고려한 K_{2D}에 대한 비로서 식(1)과 같이 표현 할 수 있다. Fig. 9는 미용착부 균열형상의 모식도이다.

$$K_{3D} = K_{2D} \cdot f(a, t, D) \quad (1)$$

여기서,

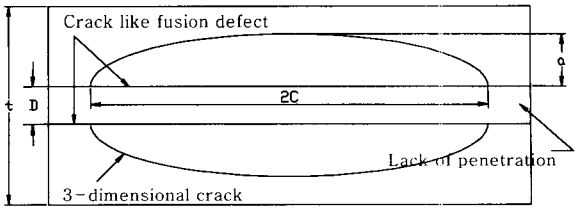


Fig. 9 Scheme of crack shapes propagating in weld metal

$$K_{2D} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{\pi(D+2a)}{2}} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{D+2a}{t}\right)}$$

$f(a, t, D)$는 형상보정계수

$f(a, t, D)$를 구하기 위하여, 서로 다른 세 가지 D/t를 갖는 SM490B 시험체에 대하여 균열진전에 따른 균열형상을 모델링하여 균열 최선단에 작용하는 K_{3D}를 수치해석을 이용하여 구하고, 여기서 얻어진 결과를 K_{2D}에 대한 비와 부분용입 맞대기 용접부 미용착부의 변수 $2a/(t-D)$로 정리하였다. Fig. 10[4]은 이 결과로서 K_{3D}/K_{2D}가 D/t 크기에 관계없이 $2a/(t-D)$를 변수로 식(2)와 같은 이차식으로 표현할 수 있음을 확인하였다.

$$f(a, t, D) = 1 + 2.38 \times 10^{-3}\left(\frac{2a}{t-D}\right) - 4.51 \times 10^{-1}\left(\frac{2a}{t-D}\right)^2 \quad (2)$$

Fig. 10에서 초기상태($a=0$) 부분용입 맞대기용접부 미용착부 선단에 작용하는 K_{3D}는 K_{2D}와 같고, 이후 균열 a가 증가함에 따라 $f(a, t, D)$는 1.0 이하로 감소하면서 $2a/(t-D)$가 0.8에 도달하면 K_{3D}는 K_{2D} 보다 30% 정도 낮은 값을 보인다. 따라서, 미용착부에서 발생·진전하는 균열을 2차원 관통균열로 가정한 지금까지

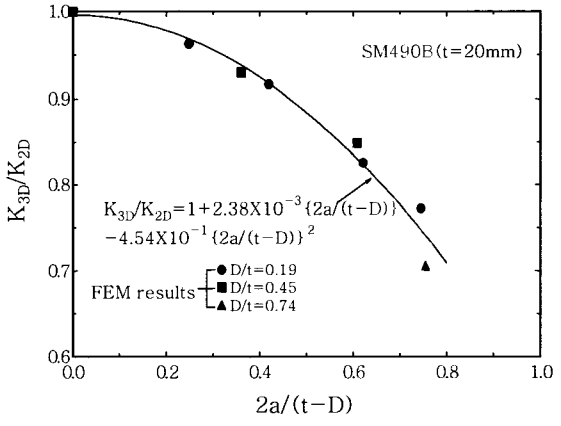


Fig. 10 Relationship of K_{3D}/K_{2D} and $2a/(t-D)$[4]

의 방법으로 K를 구하면 실제 보다 큰 값이 얻어지며, 이를 통해 예측된 피로수명이 과소평가 될 수 있다.

4.2 피로수명 평가

피로균열 전파거동을 고려한 이론적인 피로수명 평가를 위하여, 응력확대계수범위 ΔK와 균열진전속도 da/dN의 관계를 고려한 식(3)과 같은 Paris법칙을 이용하였다.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (3)$$

여기서, C와 m은 재료상수

단위 : da/dN(m/cycles), ΔK(MPa$\sqrt{\text{m}}$)

식(3)에 부분용입 맞대기용접부 균열선단의 응력확대계수 계산식 식(1)을 대입하고, 초기 및 최종 균열길이 a_o 및 a_f에 대하여 적분하면 이론적인 피로균열진전수명 $N_{analysis}$를 식(4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$N_{analysis} = \frac{1}{C_{wm}} \cdot \int_{a_o}^{a_f} \frac{da}{\Delta K_{3D}^{\ m_{wm}}} \quad (4)$$

피로균열은 파면해석을 통해 알 수 있듯이 용접금속을 따라 진전하므로, 식(3)의 Paris 재료상수 C와 m은 용접금속에 대한 C_{wm}과 m_{wm}을 적용해야 한다. Fig. 8에서 보았듯이 SM490B의 용접봉 K71T 및 고장력 강판에 적용된 용접봉 Spoolarc 95로 제작된 용접금속간의 피로균열진전특성이 유사하므로, 고장력 강판 용접부의 Paris 재료상수 C_{wm}과 m_{wm}은 SM490B의 것[3]($C_{wm}=1.81\times10^{-13}$, $m_{wm}=3.98$)으로 대체하였다. $N_{analysis}$ 연산은 수치적분으로 수행하였고, 이를 위해 적용된 기본적인 input data는 Table 3과 같다. ΔK_{3D}를 산정하기 위하여 적용된 미용착부 크기 D는 각 Joint에 대하여 3.1절의 파면분석을 통해 얻어진 결과 중 가장 큰 값과 작은 값으로 하였다. 초기 및 최종균열길이 a_o 및 a_f는 결정된 D값에 대하여 Fig. 9와 같은 균열의 기하학적 특성을 고려하여 적용하였다.

Table 3 Input data to calculate fatigue crack propagation life (unit : mm)

	D^* (D/t)	t	a_o	a_f**
K-grooved joint	7.5 (0.30)	25.4	0	8.95
	4.5 (0.17)			10.45
X-grooved joint	2.5 (0.10)			11.45
	1.0 (0.04)			12.20

*size of lack of penetration which was chosen for the largest and smallest values measured by fractographical anlysis

**final crack lengths calculated by the crack geometry in Fig. 9 : $a_f = (t - D)/2$

K- 및 X-grooved Joint에 대하여 임의의 여러 공칭응력범위 $\Delta\sigma_n$에 대하여 식(4)의 $N_{analysis}$를 구하고, 이를 커브피팅하면 이론적인 S-N선도를 구할 수 있다. Fig. 11은 이론적으로 구한 S-N선도와 Fig. 4의 실험결과 중 시험편 폭방향으로 미용착부 크기 D 계측이 가능했던 R- 및 T+R-Type 파손이 발생한 실험결과를 비교, 정리한 것이다. 각 실험결과 하단에 실측한 미용착부 크기비 D/t를 표기하였다. K-grooved Joint에 대한 이론적인 S-N선도는 D/t 전 범위($0.17 \le D/t \le 0.30$)에 대하여 실험치를 잘 묘사하나, X-grooved Joint의 경우 D/t가 작은 영역에서 이론치가 실험치를 다소 과대평가 함을 알 수 있다. 피로수명평가 및 피로실험을 통해 D/t가 작은 영역을 제외하고 D/t의 범위에 대한 균열진전 피로수명의 범위는 이론적으로 얻어진 S-N선도로서 묘사할 수 있음을 확인하였고, 이 S-N선도는 피로시험 결과와 일치하였다.

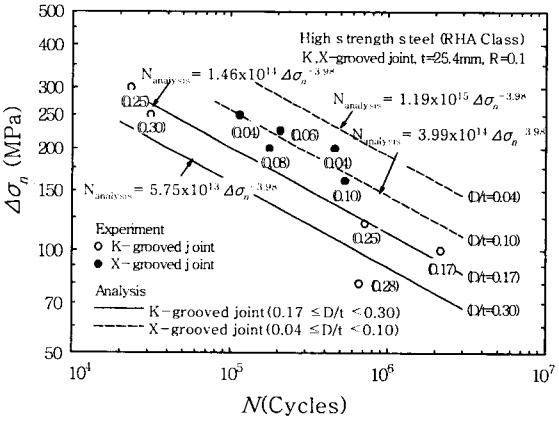


Fig. 11 S-N curves predicted by fracture mechanics approach

4.3 고찰

부분용입 맞대기용접부와 같이 내부결함이 큰 경우, 피로균열진전거동이 전체 수명을 좌우하게 되므로 본 연구에서 제시한 피로균열진전 수명평가법으로 용접부 피로수명을 정량적으로 예측할 수 있다. 그러나, 내부결함이 작고 외하중이 낮은 경우, 부분용입 맞대기용접부 미용착부 내부균열은 더 이상 진전하지 못하고, 시험편 표면부 용접비드선단에서 균열이 발생하여 시험편을 파단시킬 수 있으므로 본 고에서 제시하는 방법에 따른 피로수명평가가 불가능하다. 이때, 미용착부 선단

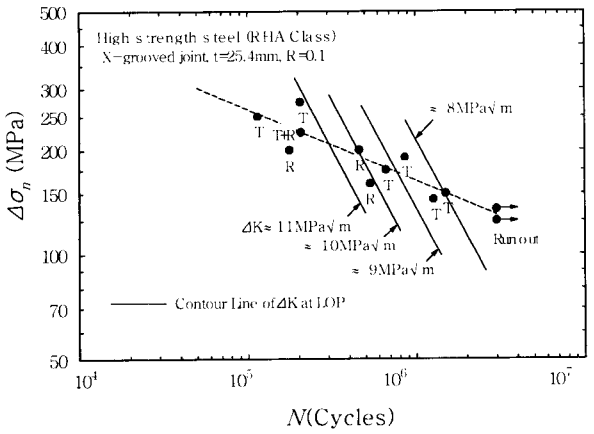


Fig. 12 Contour lines of stress intensity factor range at LOP

에 작용하는 응력확대계수를 계산하여 이를 등고선으로 표기하면, 균열진전을 고려한 피로수명평가 기법의 적용범위를 알 수 있다. Fig. 12는 X-grooved Joint의 미용착부 선단에 작용하는 응력확대계수 범위 ΔK를 각 응력 준위에 대하여 식(1)을 이용하여 계산하고, Table 3의 조건을 고려한 식(4)로부터 수명 N을 구한 후, 계산된 ΔK를 8~11MPa $\sqrt{m}$ 영역으로 4 등분하여 등고선으로 나타낸 결과이다. ΔK가 10MPa $\sqrt{m}$ 이하는 R=0.1의 조건에서 일반 구조용 강재의 하한계 응력확대계수 ΔK_{th}(7~10MPa $\sqrt{m}$[16]) 구간으로 T-Type 파손만 발생한 영역과 일치함이 관찰되었다. 이 구간에서의 미용착부 균열선단에 작용하는 ΔK는 사용 강재의 하한계 응력확대계수 ΔK_{th}에 도달하여, 주어진 공칭응력범위 $\Delta\sigma_n$ 하에서 더 이상의 균열진전이 이루어지지 않아 R-Type 파손은 발생하지 않고 T-Type 파손만 발생한 것으로 예상된다. 또한, 시험편 표면 비드선단의 불규칙한 노치형상 및 용접부 접합불량 등이 용접부 피로수명 및 파손모드에 미치는 영향도 매우 크다. 따라서, D/t가 작고 외응력이 낮은 부분용입 맞대기용접부의 보다 정량적인 피로수명평가를 위하여 본 고에서 제시한 피로수명평가 기법 이외에 불규칙한 비드형상의 통계적 특성 및 미용착부의 상세 응력해석이 반드시 필요하다. 앞으로 이에 대한 연구를 진행할 예정이며, 후속 논문에서 상세히 다루도록 하겠다.

본 고에서 제시한 방법에 의한 부분용입 맞대기용접부 수명평가의 실용적인 적용을 위하여 다음과 같은 공정이 수행되어야 한다. 즉, 방사선 투과법[9] 또는 초음파 탐상법[17] 등과 같은 비파괴검사법을 이용하여 부분용입 맞대기 용접부의 미용착부 크기를 계측하고 외응력을 예측한 후, 미용착부 선단에 작용하는 응력확대계수와 사용강재의 하한계 응력확대계수와의 비교를 통한 균열진전 가능성을 검토해야 한다. 이를 통해 미용착부 선단의 피로균열진전이 가능한 경우에 대하여 피로수명 평가기법을 적용한다면, 일정진폭 피로하중이 부과되는 부분용입 맞대기용접부의 피로수명을 비교적 정확하게 예측할 수 있을 것으로 사료된다.

5. 결 론

본 연구에서는 방산구조물에 적용되는 고강도강 부분용입 맞대기용접부에 대해 피로실험을 실시하여 이의 피로거동 특성을 평가하였으며, 3차원 표면균열 형상을 고려한 파괴역학적인 방법을 적용하여 피로수명을 이론적으로 평가하여 실험결과와 비교·분석하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

1) RHA Class 시험편의 피로파손은 모두 세가지 형태로 나타났다. 또한, RHA Class 강재의 높은 노치민감도 때문으로, 균열로 거동하는 미용착부의 크기가 작은 경우에서도 균열발생과 진전이 용이하였고, 미용착부 크기가 피로수명을 결정하는 가장 중요한 변수이다.

2) D/t에 따른 피로강도 특성의 비교에서, 사용 강재의 기계적 물성이 서로 차이를 보여도 부분용입 맞대기용접부의 피로특성은 D/t에 의해 결정됨을 확인하였고, 이는 미용착부 선단에서 발생한 반타원형 균열이 용접금속을 따라 전파하는 특성으로 설명할 수 있다.

3) 미용착부 선단의 3차원 반타원형 피로균열선단에 작용하는 응력확대계수 K_{3D}는 이를 2차원 관통균열로 고려한 K_{2D}에 대한 비로서 표현되는 응력확대계수식으로 제안하였고, 이식과 Paris식을 활용하면 피로균열진전수명을 이론적으로 구할 수 있다.

4) K- 및 X-grooved Joint의 D/t 범위를 고려한 피로균열진전수명을 구하여, 이를 S-N선도로 변환해 본 결과, 실험결과를 비교적 정확히 묘사하였다. 따라서 부분용입 맞대기 용접부의 미용착부 크기를 알 수 있으면, 본 연구에서 제시한 피로균열진전수명평가 기법으로 피로수명을 정량적으로 예측할 수 있다.

참 고 문 헌

1. Structural Welding Code : ANSI/AWS D1.1-94, American Welding Society, (1994), 34-54
2. S. Han, B. Shin and J. Han : Fatigue Strength and Remaining Life in the Butt Welds Containing Penetration Defects, 5th Pacific Structural Steel Conference, Seoul, Korea, Oct. (1998), 153-158
3. S. Han, J. Han and B. Shin : Investigation of

Fatigue Strength and Prediction of Remaining Life in the Butt Welds containing Penetration Defects, Journal of KSSC, **10-3** (1998), 423-435 (in Korean)
4. S. Han, J. Han and B. Shin : Estimation of Remaining Fatigue Life for Large Scaled Butt Welded Membersof H-Beam with Penetration Defects, Journal of KSSC, **11-5** (1999), 477-486 (in Korean)
5. D.H. Ekstrom and W.H. Munse : The Effect of Internal Weld Defects the Fatigue Behavior of Welded Connections, ICHRP **No.137** (1973)
6. F.V. Lawrence and W.H. Munse : Fatigue Crack Propagation in Butt Welds Containing Joint Penetration Defects, Welding Research Supplement, (1973), 221-225
7 F.V. Lawrence and Y. Tobe : Effect of Inadequate Joint Penetration on Fatigue Resistance of High-strength Structural Steel Welds, Welding Research Supplement, (1977), 259-266
8. Fatigue Design Guideline of Steel Structures, JSSC, (1993) (in Japanese)
9. Y. Paik and Y. Chang : Fatigue Life Assessment of Steel Bridge Butt Joint Weld with Defects, Journal of KWS, **18-2** (2000), 204-212
10. H. Lehrke, U. Brandt and C.M. Sonsino : Bruchmechanische Beschreibung der Whölerlinien geometrisch ähnlicher Schweißproben aus Aluminium, Schweissen & Schneiden, **50-8** (1998), 492-497 (in German)
11. C.M. Sonsino, D. Radaj, U. Brandt and H.P. Lehrke : Fatigue Assessment of Welded Joints in AlMg 4.5Mn Aluminium alloy (AA 5083) by Local Approaches, Int. J. of Fatigue, **Vol.21** (1999), 985-999
12. MIL-A-12560H : Armor Plate, Steel, Wrought, Homogeneous(for Use in Combat-Vehicles and for Ammunition Testing), (1990)
13. MIL-E-23765/2D : Electrode and Rods-Welding Bare, Solid or Alloyed Cored, Low Alloy Steel, (1987)
14. O.H. Basquin : The Exponential Law of Endurance Tests, Am. Soc. Test. Mater. Proc., **Vol.10** (1910), 625-630
15. L.W. Zachary and C.P. Burger : Stress Concentrations in Double Welded Partial Joint Penetration Butt Welds, Welding research supplement, (1976), 77-82
16. S. Han : Rißfortschrittsverhalten von Baustählen in der Nähe des Ermdungsschwellwertes, Shaker Verlag GmbH, (1996) (in German)
17 S. Han, J. Kim and B. Shin : Fatigue Safety Assessment and LOP Measurement of Welded Connection in Electric Railway Viaduct, The 4th Workshop for Facility Safety Measurement Technology, Dae-Joen, Korea, Jan. (2000), 95-104 (in Korean)