

불완전용입 맞대기 용접재의 용입깊이에 따른 피로강도특성 및 잔류수명의 산출

Investigation of Fatigue Strength and Prediction of Remaining Life in the Butt Welds Containing Penetration Defects

한 승 호¹⁾ · 한 정 우²⁾ · 신 병 천³⁾

Han, Seung Ho Han, Jeong Woo Shin, Byung Chun

요 약 : 본 연구에서는 기존의 강교에서 흔하게 발견되고 있는 맞대기 용접부의 용입불량으로 인한 부재의 피로강도 저하도를 정량적으로 평가하고자 하였다. 이를 위하여 강교량의 재료로 널리 사용되고 있는 SWS490강으로 제작된 완전용입 및 용입깊이가 서로 다른 불완전용입 맞대기 용접시험편을 대상으로 일정진폭하중시험을 수행하여 S-N전도를 산출하고 이를 비교·검토하였으며, 파괴역학적 방법을 이용하여 불완전용입 용접재의 피로수명을 계산하였다. 본 연구의 결과로서, 완전용입 용접재의 경우 AASHTO의 피로강도등급선도와와의 비교에서 피로한도값은 A등급보다 높은 값을 보였고, S-N전도의 기울기는 5.57로 매우 높게 나타났다. 불완전용입 용접재의 경우 불완전용입깊이 D 가 증가함에 따라 피로강도가 감소하는데, $D=14.7\text{mm}$ 인 경우 AASHTO의 E'등급보다 낮게 나타난다. 불완전용입 용접재의 파손거동에서 피로균열은 내부 용접루트 선단부에서 a/c 가 매우 작은 반타원형 표면균열의 형태로 발생하고, 시험체의 두께방향으로 진전하여 최종파손을 유발한다. 파괴역학적 방법을 이용한 불완전용입 용접재의 피로수명을 평가하기 위하여 3차원 반타원형 균열형상에 대한 응력확대계수 K 를 유한요소해석으로 구하였다. 여기서 얻어진 K 값과 실험으로 얻어진 Paris식의 상수를 이용하여 불완전용입 용접재의 피로수명을 계산하여 비교하였다. 그리고 실제 불완전용입 맞대기용접부의 파손으로 붕괴사고가 발생한 성수대교의 수직재에 본 연구결과를 적용하여 피로수명을 계산해 보았다.

ABSTRACT : In this paper, fatigue strength reduction of butt weld with penetration defect, which can be seen frequently in the steel bridge, was assessed quantitatively. S-N curves were derived and investigated through the constant amplitude fatigue test of fully or partially penetrated welded specimen made of SWS490 steel. The fracture mechanical method was applied

1) 정회원, 한국기계연구원 구조시스템연구부, 선임연구원
2) 정회원, 한국기계연구원 구조시스템연구부, 연구원
3) 정회원, 한국기계연구원 구조시스템연구부, 책임연구원

본 논문에 대한 토의를 1999년 3월 31일까지 학회로 보내
주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

in order to calculate the remaining fatigue life of the partially penetrated butt welds. The fatigue limit of the fully penetrated butt welds was higher than that of category A in AASHTO's fatigue design curves, and the slope of $S-N$ curves with 5.57 was stiffer than that of other result for welded part generally accepted as 3. The fatigue strength of the partially penetrated butt weld was strongly influenced by the size of lack of penetration, D . It decreased drastically with increasing D from 3.9 to 14.7mm. Fracture behaviour of the partially penetrated butt weld is able to be explained obviously from the beach mark test that a semi-elliptical surface crack with small a/c ratio initiates at a internal weld root and propagates through the weld metal. To estimate the fatigue life of the partially penetrated butt weld with fracture mechanics, stress intensity factors K of 3-dimensional semi-elliptical crack were calculated by applying finite elements method and fracture mechanics parameters such as C and m were derived through the fatigue test of CT-specimen. As a result, the fatigue lives obtained by using the fracture mechanical method agreed well with the experimental results. The results were applied to Sung-Su bridge collapsed due to penetration defects in butt weld of vertical member.

핵심용어 : 불완전용입 맞대기용접, 불완전용입깊이, 피로강도, 피로한도, 응력확대계수, 잔류수명

KEYWORDS : partially penetrated butt weld, lack of penetration, fatigue strength, fatigue limit, stress intensity factor, remaining fatigue life

1. 서론

기존 건설되어 있는 강교량에 대한 정밀조사에 따르면 많은 용접부에서 용접결함이 발견되고 있으며, 심지어 주부재인 거더부의 플랜지에도 맞대기용접부에 불완전용접이 되어 있는 경우가 많아 심각한 문제점으로 지적되고 있다.⁽¹⁾ 이 조사에 따르면 맞대기용접 작업시 가우징작업을 하지 않고 바로 용접작업을 행하였기 때문에 표면에는 용접이 되어 있으나 내부에는 용접이 이루어지지 않은 전형적인 내부 용접결합의 형태를 띠고 있다. 이러한 경우 설계하중보다 매우 낮은 하중에서도 용접부에 피로균열의 발생이 용이하여 조기에 구

조물이 붕괴되는 안전사고의 위험성을 갖고 있다. 실제로 1994년에 발생한 성수대교의 붕괴사고에서도 수직재플랜지의 용입불량으로 인한 용접결합이 피로에 대한 저항능력을 격감시켰고, 여기서 발생한 피로균열의 전파가 붕괴의 주원인이었다.⁽²⁾ 따라서 불완전용입 용접되어 있는 부재의 구조적 안전성평가와 보수·유지의 대책마련을 위하여 현존 결함을 기준으로 부재의 피로강도와 잔류수명평가가 이루어져야 한다.

피로하중을 받는 부재의 전체 피로수명은 크게 균열의 발생과 진전으로 나누어지는데, 맞대기용접의 경우 일반적으로 용접부 근방의 불연속부에서 발생하는 응력집중현상으로 균열이 발생하고

이는 계속되는 하중으로 진전한다. 일반적으로 용접부재의 피로균열진전에 의한 수명이 전체수명의 80% 이상을 차지하는 것으로 보고되고 있다.^(3,4) 완전용입용접된 맞대기용접부에서는 피로균열이 용접지단부에서 발생하여 열영향부를 따라 전파하는 특성을 갖고 있다. 그러나 불완전용입된 맞대기용접부의 경우 내부의 용접루트부에서 균열이 발생하여 진전하는 것으로 보고 되고 있으나, 아직까지 그 기구를 명확하게 묘사하고 있지 못하다. 지금까지의 연구결과⁽⁵⁻⁷⁾를 살펴보면 판폭이 작은 시험편에 대하여 불완전용입부를 판통균열로 간주하여 피로균열진전거동을 평가하고, 수명예측을 수행하였기 때문에 실제 균열의 진전거동과는 많은 차이를 보이므로, 실제 부재에 적용하기에는 부적합하다. 그리고 불완전용입 용접재의 용입깊이에 따른 피로강도 및 균열진전거동에 대한 자료가 미흡한 실정이어서 불완전용입 용접되어 있는 교량부재의 안전성을 평가함에 있어 많은 어려움이 있다.

본 연구에서는 완전용입 맞대기용접된 시험체와 불완전용입깊이가 서로 다른 불완전용입 용접된 시험체에 대한 피로시험을 통하여 이들간의 피로강도를 비교, 검토하였으며, 불완전용입 용접재에 대한 피로균열진전거동의 기구를 규명하였다. 또한 파괴역학적 방법을 이용한 불완전용입 용접재의 피로수명을 평가하기 위하여 3차원 반타원형 균열형상에 대한 응력확대계수를 유한요소해석으로 구하였으며, 여기서 얻어진 결과와 경험치를 비교하여 보았다. 그리고 실제 불완전용입 맞대기용접부의 파손으로 붕괴사고가 발생한 성수대교의 수직부재에 본 연구결과를 적용하여 피로수명을 계산하였다.

2. 실험방법

2.1 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 재료는 강교량 제작에 흔히 사용되고 있는 두께 20mm의 일반용접구조용강인 SWS490으로 화학적성분 및 인장시험에 의하여 얻어진 기계적성질은 표 1과 같다. 인장시험편의 형상은 DIN 50125 규격⁽⁸⁾에 준하여 제작하였고, 시험편의 채취방향은 하중방향과 압연방향이 서로 일치하게 하였다.

맞대기용접재의 피로강도평가를 위하여 사용된 시험편은 ASTM E 466⁽⁹⁾에 준하여 제작하였고, 이의 형상과 크기는 그림 1과 같다. 시험편은 크게 완전용입 용접 및 불완전용입 용접된 형태의 두가지로 하였다. 완전용입 용접된 시험편의 경우 시험편의 폭을 40mm로 하였고, 불완전용입 용접된 시험편은 75mm로 하였다. 불완전용입 용접재의 경우 불완전용입깊이 D 에 대하여 모두 세 가지 종류의 시험편을 준비하였다. D 의 크기는 각각 4, 9 그리고 15mm이다. 사용된 용접시험편은 용접작업 전에 X-그루브형태의 개선작업을 수행하였다. 완전용입재와 불완전용입재 시험편의 X-그루브 개선작업의 형상은 그림 1에 나타내었다.

용접작업은 반자동 CO₂-가스용접을 이용하였고, 불완전용입 용접재의 경우 용입깊이에 따른 시험편의 부분용입조건을 구현하기 위하여 용접작업을 수행하기 전에 먼저 용융급속이 불완전용입부로 용입되지 않도록 TIG용접으로 초층비드를 주었다. 그 후 CO₂-가스용접으로 세 차례의 패스로 용접비드를 쌓았다. 용접후 덧살을 제거하지

표 1. SWS490강의 화학적 조성비와 기계적 성질

Chemical Composition (wt%)								Mechanical Properties			
C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	σ_{yk} (MPa)	σ_{yL} (MPa)	σ_B (MPa)	elongation(%)
0.155	1.304	0.0166	0.0104	0.423	0.032	0.038	0.018	375	352	514	29

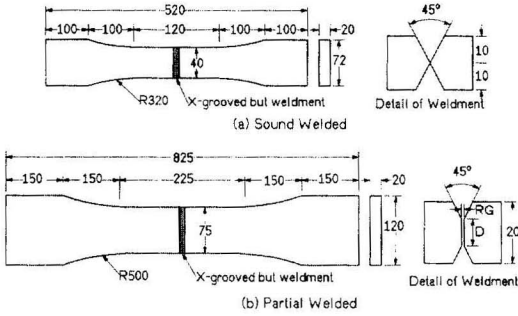


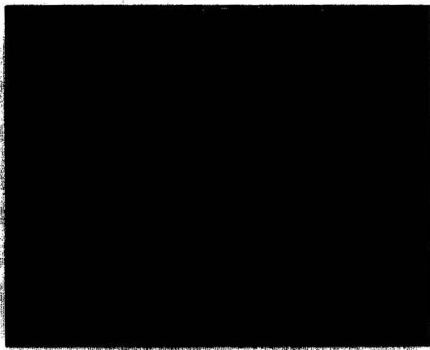
그림 1. 피로강도시험을 위한 (a)완전- (b)불완전용입 용접시험체의 형상 및 치수

않았고, 덧살 비드 높이 h 와 폭 b 의 관계는 $h \leq 1 + 0.05b$ (mm)의 범위에 오도록 하였다.

그림 2는 완전용입 및 불완전용입 용접체의 불완전용입깊이 D 에 대하여 시험편 측면부에서 촬영한 결과이다. D 가 각각 4와 9mm인 경우 용접

선단의 갭 RG 는 2mm이고, D 가 15mm인 경우 RG 값은 0로 하였다.

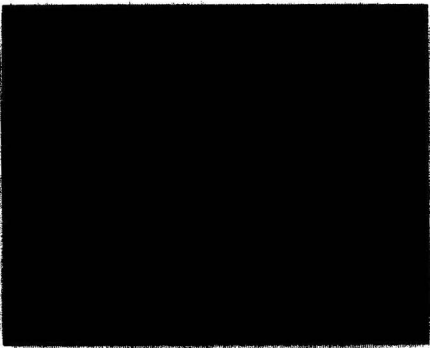
앞서 기술한 용접방법에 의하여 작업이 수행되더라도 실제 D 는 시험편 제작시 오차에 의한 불완전용입면 즉, 용접루트의 위치에 따라 다소 차이가 발생할 수 있어 세 종류의 불완전용입 용접 시험편에 대한 대표적인 D 의 크기를 설정할 필요가 있다. D 의 크기는 피로시험이 완료된 후 파단면 형상을 촬영한 후 이로부터 불완전용입부의 면적에 평판의 너비를 나누어 계산된 값을 이용하였다. 각 불완전용입 깊이를 확률빈도로 정리하여 나타낸 결과는 그림 3과 같다. 각 시험편에 대하여 가장 높은 확률을 갖는 불완전용입 깊이 $D_{50\%}$ 는 각각 3.9, 8.9 및 14.7mm이고, 이를 각 시험체의 대표적인 D 값으로 취하였다.



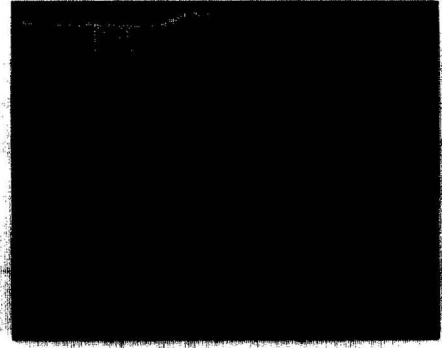
(a) Sound Welded



(c) $D=9$ mm



(b) $D=4$ mm



(d) $D=15$ mm

그림 2. 완전-, 불완전용입 용접시험체의 용접부 사진

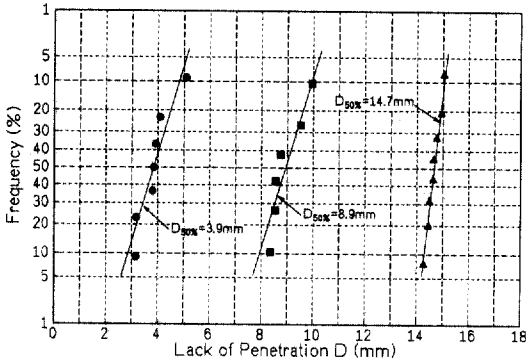


그림 3. 불완전용입깊이 D의 빈도

2.2 실험방법

피로시험은 용량이 500kN인 MTS 유압서어 보식 피로시험기를 이용하였다. 시험주기는 10Hz로 하였고, 하중비 $R(P_{min}/P_{max})$ 은 0.1로 하였다. 실험으로 얻어진 피로강도는 S-N곡선으로 나타내었다. 불완전용입 용접부의 피로균열의 진전 양상을 조사하기 위하여 서로 다른 하중비에 의하여 파면에 발생하는 비치마크를 계측하는 비치마크법을 도입하였다. 파면계측이 유리한 D가 3.9mm인 시험편에 대하여 비치마크법을 수행하였다.

용접부의 피로균열진전양상을 살펴보기 위하여 ASTM E-647-88⁽¹⁰⁾에 의한 CT-시험편(두께=10mm, 폭=100mm)을 제작하여 피로시험을 행하였다. 용접선에 따라 시험편에 노치를 가하고, Paris식($da/dN=C \cdot \Delta K^m$)의 실험상수 C와 m을 구하였다. 이때 $R=0.1$ 로 하였고, 시험주기는 20Hz이다.

3. 실험결과

3.1 피로강도평가

완전용입 용접재에 대한 피로시험으로 얻어진 S-N선도는 그림 4와 같다. 얻어진 결과는 미국도

료교통국(AASHTO)의 용접부 형상별 피로강도 등급⁽¹¹⁾ 및 서브머지아크 맞대기용접된 Thyssen의 자료⁽¹²⁾와 비교하였다. AASHTO의 피로강도등급에서는 완전용입 맞대기용접재의 경우 B등급으로 규정하고 있는데, 얻어진 결과를 살펴보면 수명이 약 2×10^5 사이클 미만에서는 AASHTO의 피로강도등급과 유사함을 알 수 있다. 그러나 이 영역 이상에서는 더 높은 강도값을 보여주고 있고, 피로한도영역에서는 AASHTO의 A등급보다 높은 240MPa의 강도값을 보여주고 있다. Thyssen자료와의 비교에서는 얻어진 실험결과가 전영역에 걸쳐 높은 강도값을 보여주고 있다. 시간강도영역에서 실험결과와 용력진폭과 사이클의 관계는 $N=A \cdot \Delta \sigma^{-m^*}$ 으로 나타낼 수 있다. 최소자승법에 의하여 실험상수 A와 m^* 은 각각 2.14×10^{19} , 5.57로 구하였다. 얻어진 기울기 $m^*=5.57$ 은 AASHTO의 피로강도등급의 평균 기울기 3보다 큰 값을 보여주고 있다. S-N선도에서 높은 기울기를 보이는 경우는 일반적으로 모재에 대한 피로시험 결과에서 보이는 현상이다. 여러 연구자^(4,13,14)에 의하면 용접재의 피로강도는 주로 용접부의 기하학적 형상에 지배된다고 보고된바 있어, 본 연구에서 사용된 완전용입 용접부의 경우 용접비드의 높이가 낮고 용접선단부의 우수한 기하학적인 형상 때문에 AASHTO의 B등급보다 현저히 높은 피로강도 특성을 보여주고 있다고 사료된다.

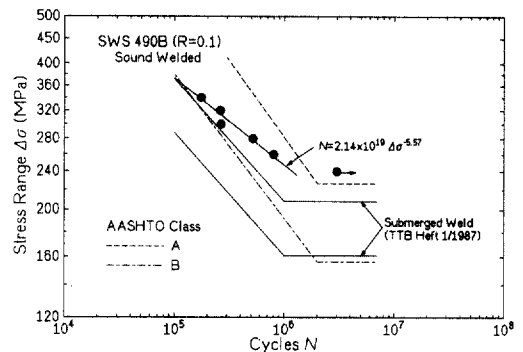


그림 4. 완전용입 용접시험체의 피로강도(S-N)선도

불완전용입 용접재의 불완전용입깊이 D 에 따른 $S-N$ 선도는 그림 5와 같다. D 가 증가함에 따라 피로강도는 현저히 감소한다. AASHTO의 피로강도등급과의 비교에서 $D=3.9\text{mm}$ 인 경우 AASHTO의 D등급에 위치하고, $D=8.9\text{mm}$ 인 경우 E등급보다 다소 낮은 피로강도준위를 보였고 그리고 D 가 가장 큰 14.7mm 인 경우에는 E'등급보다 현저히 낮은 준위를 나타내고 있다.

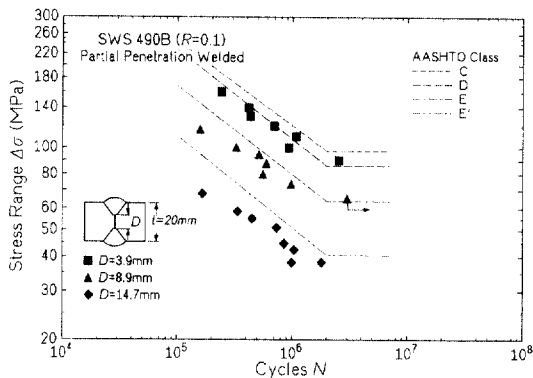


그림 5. 불완전용입 용접시험체의 피로강도($S-N$)선도

시간강도영역에서 불완전용입깊이 D 에 따른 응력진폭과 사이클의 관계는 표 2에 정리하였다. D 에 따른 기울기를 살펴보면, D 가 증가함에 따라 m^* 은 3.74에서 3.44로 거의 일정한 값을 보이고, AASHTO의 피로강도등급의 기울기인 3보다 다소 큰 값을 보여주고 있다.

표 2. 불완전용입깊이 D 에 따른 실험상수 A 와 m^* 의 변화

	Lack of Penetration D (mm)		
	3.9	8.9	14.7
A	4.22×10^{13}	6.19×10^{12}	4.04×10^{11}
m^*	3.74	3.64	3.44

그림 6은 그림 5의 결과로부터 파단수명이 각각 10^5 , 5×10^5 및 10^6 사이클에서의 피로강도를

시험체 두께 t 에 대한 불완전용입깊이 D 의 비인 D/t 로 나타낸 결과이다. 각 사이클에 대한 응력진폭은 D/t 가 증가함에 따라 선형적으로 감소하는 경향을 보이고 있다. 이 그림에는 D/t 에 대한 피로강도의 유용성을 검토하기 위하여 Munse 등⁽¹⁵⁾의 유사결과를 함께 나타내었다. Munse는 두께와 폭이 19 및 38mm인 ASTM A36 강재에 불완전용입깊이 D 가 4.8mm인 맞대기용접재 ($D/t=0.25$)에 대하여 피로시험을 수행하였는데, 사이클수가 10^5 , 5×10^5 및 10^6 에서 피로강도는 각각 207, 138 및 103MPa로 얻어졌다.

Munse의 결과는 사이클수가 10^5 과 5×10^5 인 경우 피로강도치는 본 연구의 결과보다 다소간 높은 값을 보여주나 10^6 사이클에서는 서로 잘 일치하였다. 따라서 본 실험결과는 실제 철강교량의 맞대기용접부에 불완전용입 되어 있는 경우 다양한 판두께와 불완전용입깊이에 대하여 피로강도 평가시 효과적으로 이용될 수 있을 것이다.

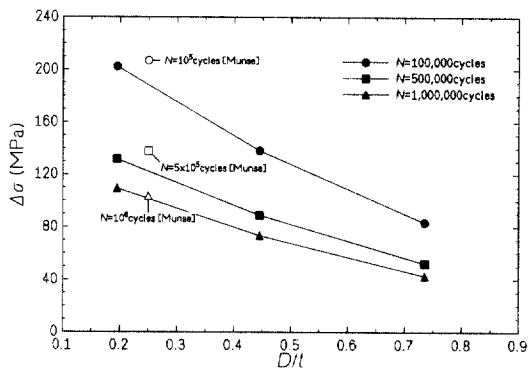


그림 6. 불완전용입 용접시험체의 D/t 에 대한 피로강도

3.2 피로파손기구

완전용입 및 불완전용입 용접재의 피로파손 양상을 살펴보면 서로 다른 파손기구에 의하여 피로 파괴가 발생함을 알 수 있다. 완전용입 용접재의 경우 피로균열은 주로 응력집중이 크게 발생하는 시험편 표면부의 용접지단부에서 발생하며, 열영

향부(heat affected zone)를 따라 시험체 내부로 진전하여 시험체의 최종파단을 유발한다. 그러나 불완전용입 용접재의 경우는 균열이 시험편 내부 용접루트부 선단에서 발생하여 용착금속부를 따라 두께방향으로 진전하여 시험체를 파단시킨다. 시험편이 파단된후 측면부에서 관찰한 결과를 그림 7에 나타내었다. Zachary동⁽⁷⁾에 의하면 D/t 가 0.2 이하인 경우에는 불완전용입 용접재에서도 피로균열은 시험편 표면부 용접지단부에서 발생하다는 보고한 바 있으나, 본 연구에서는 $D/t=0.19$ 인 경우($D=3.9\text{mm}$) 이러한 현상은 관찰되지 않았다.



그림 7. 불완전용입 용접시험체의 파괴향상

불완전용입 용접재의 파손기구는 아직까지 명확히 밝혀지지 않아 불완전용입 용접구조물의 피로수명산출이 곤란하므로, 본 연구에서 이의 파손기구를 규명하여 보았다. 비치마크법을 도입하여 균열의 형상과 이의 진전거동을 관찰하였다. 이 실험을 통하여 불완전용입 용접편 시험편에서 피로균열은 내부 용접루트부 선단에서 표면균열의 형태로 발생함을 확인 할 수 있었다. 그림 8은 $D=3.9\text{mm}$ 인 시험편에 피로시험중에 비치마크법을 도입하여 얻어진 파면을 촬영한 결과 및 이의 모식도이다. 비치마크를 균열선단에 발생시키기 위하여 최대하중 P_{max} 를 일정하게 유지하면서 초

기하중비가 0.1인 조건에서 일정기간 피로시험을 진행하다가 하중비를 0.7로 증가시켜 이 상태를 10^5 사이클 정도 지속하였다. 사진에서 두 개의 비치마크가 관찰되었으며, 전체수명에 대하여 비치마크의 발생시점의 비 N_{Beach}/N 는 각각 0.4와 0.8이다. 사진에서 알 수 있듯이 $N_{Beach}/N=0.4$ 인 경우 내부 용접선단에 타원형태의 표면균열이 발생한 것이 관찰되었다. 이를 모식도로 나타낸 그림에서 $N_{Beach}/N=0.4$ 인 경우 균열깊이 a 와 균열길이 c 는 각각 1.95, 28.9mm이다. 따라서 a/c 는 0.07로 매우 작은 값이며, 긴 반타원형 균열형상을 보여주고 있다. $N_{Beach}/N=0.8$ 인 경우에는 a 와 c 가 3.38, 30.53mm로 증가하여, a/c 가 0.11로 $N_{Beach}/N=0.4$ 인 경우에 비하여 커짐을 알 수 있다. 이는 피로균열의 진전이 시험편 폭방향 보다는 두께방향으로 더 크게 되었음을 의미하고, 균열깊이 a 가 용접부를 관통하면 시험편의 최종파단이 유발된다.

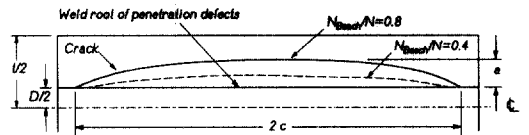


그림 8. 불완전용입 용접시험체($D=3.9\text{mm}$)의 비치마크시험에 의한 피로파면 및 모식도

3.3 피로균열진전거동

불완전용입 용접재의 경우 균열은 3.2절에서 설명한 바와 같이 용착금속을 따라 진전하므로, Paris식의 실험상수 C 와 m 은 균열진전방향으로

용접되어 있는 CT-시험편을 이용한 피로균열진전 시험을 통하여 얻어진다. 그림 9는 피로시험에 의하여 얻어진 피로균열진전속도 da/dN 을 파괴역학적 파라미터인 응력확대계수범위 ΔK 로 정리한 결과이다. 용착금속부의 피로균열진전거동을 da/dN 과 ΔK 의 관계인 Paris식으로 나타내면 식 (1)과 같다.

$$da/dN = 1.81 \times 10^{-13} \cdot \Delta K^{3.98} \quad (1)$$

그림에서 구조용강에 일반적으로 적용되고 있는 Barsom⁽¹⁶⁾의 Paris식과 비교하였다. $\Delta K = 40 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 이하에서 용접재의 피로균열진전속도가 Barsom의 결과에 비하여 낮게 산출되는데 비하여, 이보다 높은 영역에서는 그 반대 현상을 보이고 있다.

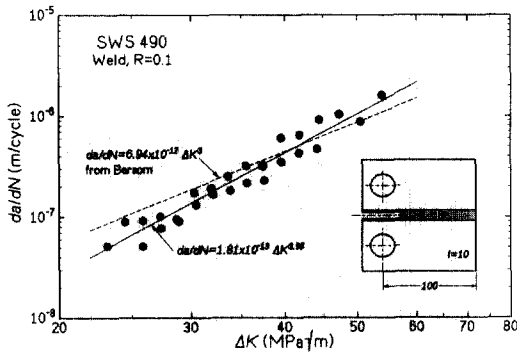


그림 9. 피로균열진전속도 da/dN 과 응력확대계수범위 ΔK 의 관계

4. 응력확대계수의 산출 및 피로수명산출

용접부의 전체 피로수명중 피로균열진전에 의한 수명이 약 80% 이상을 차지하고 있고, 이의 파손기구는 용접부 선단에 여러 미세균열이 발생하고 이의 성장, 합체과정을 통하여 하나의 타원형 표면균열로 형성되어 최종파손을 야기시키는 것으로 알려져 있다.^(6,11,14) 불완전용입 용접재의 경우 그림 8에서 알 수 있듯이 내부 용접루트부

에 이미 거시적인 용접결함이 존재하여 균열이 바로 성장과 합체과정을 통하여 하나의 반타원형 표면균열을 형성한다. 따라서 본 연구에서는 이러한 균열의 성장거동을 바탕으로 불완전용입 용접재의 피로수명을 파괴역학을 이용한 피로균열진전거동에 의하여 평가하여 보았다.

4.1 응력확대계수의 산출

불완전용입 용접시험체의 용접루트부 선단에서의 피로균열진전거동을 평가하기 위해서는 균열선단에서의 응력확대계수 K 가 평가되어야 한다. 그러나 불완전용입 용접재의 복잡한 기하학적인 형상으로 인한 응력집중과 비치마크시험을 통하여 관찰된 균열의 형상이 3차원 표면균열이기 때문에 경험식으로는 K 값을 구하기가 어려우므로 범용 유한요소 프로그램인 ANSYS를 사용하였다. 그림 10은 그림 8의 $N_{Beach}/N = 0.8$ 의 균열형상과 치수로부터 이를 모델링하여 균열선단에서의 응력분포를 보여주는 결과이다. 균열진전의 대칭성을 고려하였고, 균열선단의 거동을 정확히 묘사할 수 있는 20절점 solid요소를 이용하였다.

하중이 가해지지 않은 초기상태에서 불완전용입부를 2차원 관통균열로 고려하면 응력확대계수 $K(a=0)$ 를 경험식으로부터 구할 수 있다. 계속되는 하중으로 불완전용입 용접부 루트부에 표면균열이

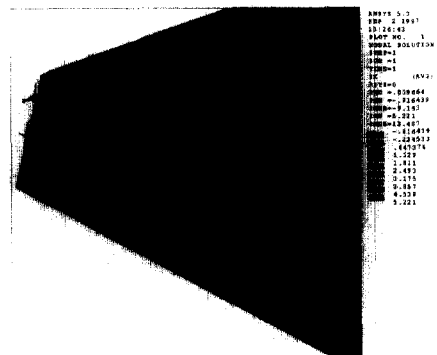


그림 10. 불완전용입 용접시험편의 균열선단에서의 응력분포

발생하므로, 시험체와 표면균열의 형상을 고려한 보정계수 $f(a, t, D)$ 를 설정하면 균열선단의 응력 확대계수 K 를 식(2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$K = K_{(a=0)} \cdot f(a, t, D) \quad (2)$$

여기서

$$K_{(a=0)} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot D}{2}} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{D}{t}\right)}$$

$f(a, t, D)$ 는 형상보정계수

표면균열에 의한 형상보정계수 $f(a, t, D)$ 를 얻기 위하여 그림 11과 같이 불완전용입깊이 D 에 대하여 균열선단의 $K/K_{(a=0)}$ 와 a 의 관계를 나타내었다. 이때 K 값은 그림 8의 균열형상에서 균열깊이 a 를 증가시켜 얻어진 균열형상으로부터 유한요소해석으로 구하였다. 여기서 균열형상은 $\Delta c = (\gamma a/c)^m \cdot \Delta a^{(17)}$ 의 관계를 이용하였다. 그림에서 $K/K_{(a=0)}-a$ 관계를 나타낼 수 있는 $f(a, t, D)$ 을 식(3)과 같이 제안하였다.

$$f(a, t, D) = \sqrt{\sec\left\{\frac{\pi}{2} \cdot \left(\frac{2a}{t-D}\right)^{\alpha}\right\}} \quad (3)$$

여기서 α 는 두께 t 에 대한 불완전용입깊이 D 의 비인 D/t 에 따른 재료상수

그림 11에서 D/t 가 증가함에 따라 α 는 0.28, 0.45 및 0.98로 커지게 된다. 여기서 이를 최소자승법으로 커브피팅하면 2차 다항식의 관계를 갖는데,

$$\alpha = 0.338 - 0.712 \cdot D/t + 2.134 \cdot D/t^2$$

으로 표현 할 수 있다.

유한요소해석으로 구한 식(2)의 응력확대계수

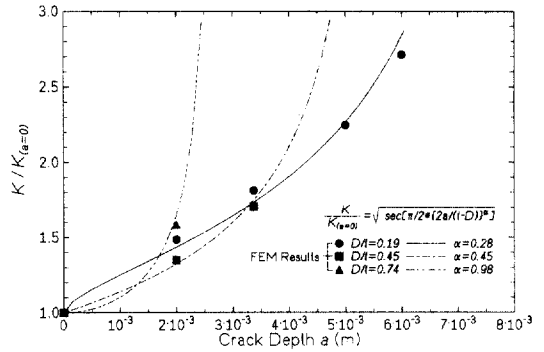


그림 11. 불완전용입 용접루트부 균열선단의 $K/K_{(a=0)}-a$ 관계

의 유용성을 검토하기 위하여, 식(2)의 결과를 불완전용입부를 관통균열로 보고 단위응력에 대하여 응력확대계수를 산출하는 경험식⁽¹⁸⁾과 비교하였다. 이 결과를 그림 12에 나타내었다. 용접루트부의 선단에 표면균열이 발생하지 않은 초기 상태 ($a=0$ mm)에서는 두식은 서로 일치하지만, 균열깊이 a 가 커짐에 따라 경험식에 의하여 구한 단위응력에 대한 응력확대계수 K_{emp}/σ 은 해석에 의한 값 K/σ 보다 커지는 경향이 있다. 따라서 불완전 용입되어 있는 용접부재에 경험식을 이용하는 경우 얻어진 결과가 실제의 경우보다 과대평가되고, 피로수명산출시 안전역에 치우치므로 보다 최적화한 피로수명산출을 위해서 해석적인 결과를 이용하는 것이 유리하다.

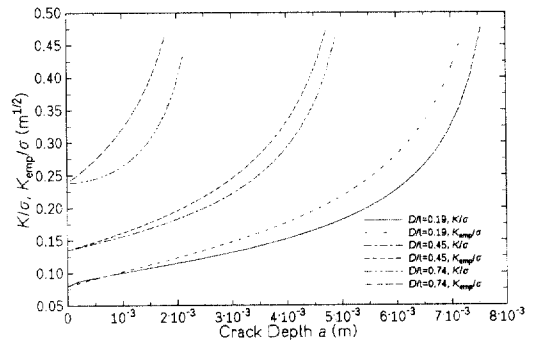


그림 12. 불완전용입 용접루트부 균열선단의 해석치와 경험치의 비교

4.2 피로수명의 산출

용접부의 피로균열진전거동은 Paris식에 의하여 평가하였고, 피로수명은 식(4)과 같이 Paris식을 적분하여 구할 수 있다.

$$N_{Paris} = \frac{1}{C} \cdot \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\Delta K^m} \quad (4)$$

상식에서 용접재의 Paris 상수 C , m 은 실험에서 얻어진 식(1)의 결과를 이용하였고, 그림 8에서 알 수 있듯이 불완전용입 용접루트부 선단에 이미 거시적 균열이 존재하므로 초기균열길이 a_0 는 내부 용접루트부를 취하고($a_0=0\text{mm}$), 균열이 시험체를 관통하면 최종파손이 발생하므로 최종균열길이는 시험편 두께에서 불완전용입깊이 D 를 뺀 절반의 값($a_f=(t-D)/2\text{mm}$)으로 하였다. 그림 5에서 주어진 각 응력준위에 대하여 불완전용입 용접재의 피로수명을 N_{Paris} 로 예측하였다. 얻어진 결과를 실험에서 얻어진 그림 5의 결과인 N_{EXP} 와 비교하였다.

그림 13은 불완전용입 용접시험체의 실험 및 해석에 의하여 얻어진 피로수명을 비교한 것이다. 식(4)에 의하여 $D/t=0.19$ 인 경우에 대하여 계산된 피로수명 N_{Paris} 가 실험에 의하여 얻어진 수명 N_{EXP} 에 비해 다소 과대평가 되고 있으나,

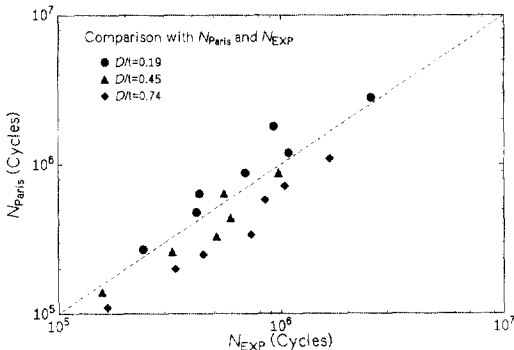


그림 13. 불완전용입 용접시험체의 실험 및 해석에 의한 피로수명의 비교

$D/t=0.45$ 및 0.74 의 경우에는 이와는 반대로 과소평가 되고있다. 전체적으로 해석에 의하여 얻어진 피로수명은 실험에 의한 결과를 잘 묘사하고 있어, 본 연구에서 제안한 방법을 실제의 경우에 적용할 수 있으리라 생각된다. 다음절에서 용접결함을 갖고 있었던 성수대교 수직재 맞대기용접부의 파손 사례에 대하여 본 연구의 결과를 적용하여 보았다.

5. 실제 적용에

성수대교 붕괴의 주원인이었던 불완전용입 맞대기용접되어 있는 수직재에 대하여, 피로수명을 산출하기 위하여 적용되는 $S-N$ 선도를 도출하였고, 파괴역학적인 방법을 이용하여 피로수명을 산출하여 보았다. 그러나 성수대교의 용접 수직재의 경우 피로균열의 진전양상이 명확하지 않았고, 파손부위의 응력계측 자료가 충분치 않아 연구내용의 직접적인 적용에 다소 무리가 있으나, 불완전용입 맞대기용접재에 대한 피로수명평가에 대한 기준이 아직 체계화되어 있지 않기 때문에 이에 대한 적용방법의 제시를 목적으로 하였다.

5.1 수직재의 $S-N$ 선도의 산출

그림 6과 표 2의 결과로부터 불완전용입 맞대기용접재에 대한 D/t 와 $S-N$ 선도의 실험상수 A 의 관계는 그림 14와 같다. 적용되는 성수대교 수직재의 두께 t 는 18mm 이고 불완전용입깊이 D 는 10mm 로서 D/t 는 0.55 이다.⁽²⁾ 불완전용입비 $D/t=0.55$ 로서 그림의 $D/t-A$ 의 관계로부터 수직재의 A 를 구할 수 있다. 그리고 각 불완전용입 맞대기용접재 $S-N$ 선도의 기울기 m 은 표 2와 같이 서로 유사하므로 실험결과의 평균치($m^*_{mean}=3.6$)를 취하였다. 이상의 결과로 얻어진 수직재의 $S-N$ 선도는 $N=1.63 \times 10^{12} \cdot \Delta\sigma^{-3.6}$ 이다.

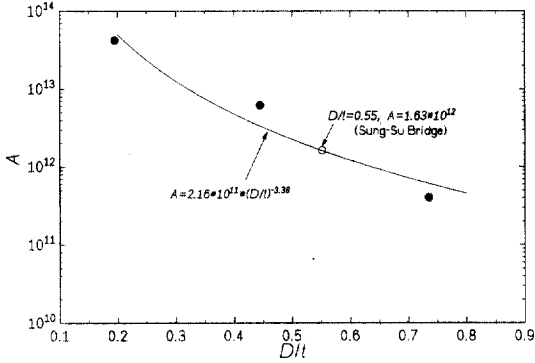


그림 14. 성수대교 수직재의 D/t 와 $S-N$ 선도의 실험상수 A 의 관계

5.2 S-N선도에 의한 피로수명산출

성수대교의 수직재에 브래킷을 설치하기 전까지(1979년 10월~1991년 9월) 수직재에 가하여진 등가응력 $\Delta\sigma_{eq1}$ 은 21.07MPa이고, 브래킷 설치후의 등가응력 $\Delta\sigma_{eq2}$ 는 64.43MPa로 증가하였다.⁽²⁾ $\Delta\sigma_{eq1}=21.07\text{MPa}$ 에서 작용 cycle수 n_1 은 1.95×10^7 cycle이다. Miner의 선형손상누적 법칙은 식(5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = 1 \quad (\text{파단}) \quad (5)$$

여기서 N_1 과 N_2 는 $\Delta\sigma_{eq1}$, $\Delta\sigma_{eq2}$ 에서 수직재의 $S-N$ 선도에서 얻어진 값으로 각각 2.8×10^7 , 5.0×10^5 cycle이다. 이상의 정보를 식(5)에 대입하면 $\Delta\sigma_{eq2}$ 가 작용할 때 실제 사이클 수 n_2 를 1.52×10^5 로 얻을 수 있다. 성수대교에 가해진 일일 평균트럭통행량 $ADTT$ 를 4483⁽²⁾으로 놓고 기대피로년한 Y_E 를 구하면 식(6)과 같이 약 12년으로 얻을 수 있다. 여기서 계산된 Y_E 는 수직재에 설치한 브래킷으로 인한 응력증분 $\Delta\sigma_{eq2}$ 에 의해서 급격히 짧아짐을 알 수 있다. 실제 14년만에 붕괴된 성수대교의 경우 이와 같은 파손거동이 수직재에서 발생되었으리라 예측된다.

$$Y_E = \frac{1.95 \times 10^7 + 1.52 \times 10^5}{365 \times 4483} \approx 12 \text{년} \quad (6)$$

5.3 파괴역학에 의한 피로수명산출

성수대교 수직재의 피로균열진전거동은 명확하지 않아 균열진전양상이 본 연구내용과 서로 일치한다는 가정하에 4.2절의 방법론을 적용하였다. $\Delta\sigma_{eq1}(21.07\text{MPa})$ 의 작용응력하에서 파단까지의 사이클 수를 구하고, 이를 실제 사이클 수 1.95×10^7 와 비교·검토했다. 수직재의 D/t 가 0.55이므로 4.1절의 $a-D/t$ 의 관계로부터 수직재의 a 는 0.59임을 알 수 있다. 식(4)에 의하여 사이클 수가 1.95×10^7 에 도달될 때까지의 용접 루트부에서의 균열은 0.44mm의 미소한 증분을 보였다. 그 후 브래킷 설치후의 등가응력 $\Delta\sigma_{eq2} = 64.43\text{MPa}$ 을 적용하였다. 이때 식(4)에서 초기균열길이 a_0 는 $\Delta\sigma_{eq1}(21.07\text{MPa})$ 하에서 증분된 0.44mm를 취하고, 최종균열길이 a_f 는 균열이 수직재를 관통하는 경우를 상정하여 4mm로 하였다. 여기서 얻어진 사이클 수는 5.6×10^5 이다. 기대피로년한 Y_E 을 식(6)과 같이 계산하면 식(7)과 같이 얻어진다. $S-N$ 선도에 의한 결과와 마찬가지로 파괴역학을 이용한 방법에서도 $\Delta\sigma_{eq2}$ 에 의해서 Y_E 값이 급격히 짧아짐을 알 수 있다.

$$Y_E = \frac{1.95 \times 10^7 + 5.6 \times 10^5}{365 \times 4483} \approx 12 \text{년} \quad (7)$$

본 연구에서 제안한 방법을 실제 교량에 적용하는 경우 용접루트부에서 발생하는 균열의 형상이 서로 다르기 때문에, 이의 범용적인 적용을 위하여 여러 케이스별로 균열의 진전양상을 조사할 필요가 있다. 앞으로 불완전용입 맞대기용접부를 갖는 대형 시험체에 대한 피로시험을 수행하여 용접루트부에서 발생하는 3차원 반타원형 균열의 발생과 진전과정에 대한 연구가 수행되어야 한다.

6. 결 론

본 연구에서는 철강교량의 재료로 널리 사용되고 있는 두께 20mm의 SWS490강으로 제작된 완전용입 및 용입깊이가 각각 3.9, 8.9 및 14.7mm인 불완전용입 맞대기 용접시험편에 대하여 일정진폭하중시험을 수행하여 $S-N$ 전도를 산출하고 이를 비교, 검토하였다. 그리고 파괴역학적 방법을 이용하여 불완전용입 용접재의 피로 수명을 계산하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) 완전용입 용접재의 경우 AASHTO의 A등급보다 높은 240MPa의 피로한도값을 가지며, $S-N$ 전도의 기울기는 5.57로 높은 값을 나타내었다.

(2) 불완전용입 용접재의 불완전용입깊이 D 가 증가함에 따라 피로강도는 현저히 저하하였다. $D=3.9\text{mm}$ 인 경우 피로강도는 AASHTO의 D 등급과 유사한데 비하여 D 가 14.7mm로 증가하는 경우 E'등급보다 낮은 결과를 보였다.

(3) 불완전용입깊이 D 에 대한 판두께 t 의 비인 D/t 를 파손수명에 대한 피로강도로 나타낸 선도는 실제 철강교량의 다양한 판두께와 불완전용입깊이를 갖는 용접불량부의 피로강도평가에 효과적으로 이용될 수 있다.

(4) 완전용입재의 피로균열은 표면부 용접선단에서 발생하여 열영향부를 따라 진전하여 시험체의 최종파단을 유발시키나, 불완전용입용접재의 경우에는 a/c 가 매우 작은 긴 반타원형 표면균열의 형태의 피로균열이 내부 용접선단에서 발생하여 용접부를 관통하여 최종파단을 야기시킨다.

(5) 불완전용입용접재의 유한요소해석으로 구한 3차원 반타원형 균열형상에 대한 응력확대계수 K 와 Paris식을 이용하여 구한 피로수명은 실험에서 얻어진 값을 잘 묘사하였다.

(6) 불완전용입 맞대기용접부를 갖는 성수대교의 수직재에 본 연구결과를 적용하여 실제 파손거동을 잘 묘사할 수 있었다.

감사의 말

본 연구내용은 과학기술처의 국책연구과제인 "손상을 받은 대형구조물의 구조안전성 평가기술 개발"의 일부로 연구수행에 지원을 주신 관계자 여러분께 감사드립니다.

참 고 문 헌

- (1) 서울시건설안전관리본부 : 1996, 서울시 선유고가차도 정밀안전 진단 보고서
- (2) 서울지방검찰청 : 1995, 성수대교 붕괴사건 원인규명감정단 활동백서
- (3) 山田健太郎, 牧野時側, 馬場千壽, 菊池洋一 : 1980, 疲勞龜裂の進展挙動に注目したガセット継手の疲勞強度解析, 日本土木學會論文報告集, 第303號, pp.31-40
- (4) Nelson, D.V. : 1982, Fatigue consideration in welded structure, SAE Technical Paper, No.820695, pp.197-211
- (5) Lecsek, R.L., Yee, R., Lambert, S.B. and Burns, D.J. : 1995, A probabilistic model for initiation and propagation of surface cracks in welded joints, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., Vol.18, No.7/8, pp.821-831
- (6) Lawrence, F.V. and Munse, W.H. : 1973, Fatigue Crack Propagation in Butt Welds Containing Joint Penetration Defects, Welding Research Supplement, pp.221-225
- (7) Zachary, L.W. and Burger, C.P. : 1976, Stress Concentrations in Double Welded Partial Joint Penetration Butt Welds, Welding Research Supplement, pp.77-82
- (8) DIN 50125 : 1986, Zugproben, Prüfung metallischer Werkstoffe
- (9) ASTM E466-82 : 1982, Standard Practice for Conducting Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials, Annual Book of ASTM Standards, Philadelphia, USA
- (10) ASTM E647-88a : 1989, Standard Test Method for Measurement of Fatigue

- Crack Growth Rates, Annual Book of
ASTM Standards, Philadelphia, USA
- (11) National Cooperative Highway Research
Program : 1986, Evaluation of Fatigue
Tests and Design Criteria on Welded
Details, Report 286
- (12) THYSSEN Technische Berichte : 1987,
Heft 1/87,
- (13) Reemsnyder, H.S. : 1978, Development
and application of fatigue data for
structural steel weldments, ASTM STP
648, pp.3-21
- (14) Munse, W.H. : 1978, Fatigue of
weldments-tests, design and service,
ASTM STP 648, pp.89-112
- (15) Ekstrom, D.H. and Munse, W.H. : 1973,
The Effects of Internal Weld Defects on
the Fatigue Behaviour of Welded
Connections, SRS 395, ICHRP No.137
- (16) Rolfe, S.T. and Barsom, J.M. : 1982,
Fracture and Fatigue Control in Structures,
Application of Fracture Mechanics,
Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New
Jersey, pp.232-267
- (17) Broek, D. : 1989, The Practical Use of
Fracture Mechnaics, Kluwer Academic
Publisher, pp.282-331
- (18) 日本鋼構造協會 : 1993, 鋼構造物の疲勞設計
指針・同解説, pp.245-260

(접수일자 : 1998년 4월 13일)