

Reverse Bending을 통한 CTOD 시험 예비균열 형상균일화에 관한 연구

정세환* · 박동환**,[†] · 김현수* · 신상범* · 박태중***

*현대중공업 생산기술연구소 구조연구실

**울산대학교 자동차선박기술대학원

***현대중공업 생산기술연구소 재료연구실

A study on reduction of pre-crack deviation in CTOD specimen using reverse bending method

Sehwan Jeong**, Dong-Hwan Park*,[†], Hyeon-su Kim**, Sang-beom Shin**
and Tae-jong Park***

*Institute of e-Vehicle Technology, University of Ulsan, Ulsan 680-749, Korea

**Structure research department, Industrial Technology Institute, Hyundai Heavy Industry,
Ulsan 682-792, Korea

***Materials research department, Industrial Technology Institute, Hyundai Heavy Industry,
Ulsan 682-792, Korea

[†]Corresponding author : dhpark@ulsan.ac.kr

(Received March 24, 2015 ; Accepted April 23, 2015)

Abstract

This study investigates the appropriate range of reverse bending load for the CTOD test of thick weld by observing improvement of pre-crack shape and determination of the limit applicable load. In order to do it, the effect of the amount of the reverse bending load on the maximum deviation of the pre-crack length was investigated by the extensive tests, and the variation of plastic zone size in way of the crack tip under reverse bending load were evaluated by FEA. With the results obtained by the experiments and FEA, the proper range of reverse bending load was suggested. The effectiveness of the reverse bending method was verified by examining the pre-crack straightness after CTOD tests of thick weld specimens with various thickness and strength.

Key Words : Reverse bending method, CTOD test, Pre-crack straightness, Residual stress, Welded structure

1. 서 론

최근 초대형 컨테이너선의 발주와 가혹한 사용조건하의 해양구조물에 대한 수요가 증가함에 따라 고강도 극후물의 적용이 빠르게 확대되고 있다. 그러나 고강도 극후물의 실 적용에 있어 강재 두께의 증가로 취성파괴의 안전성에 대한 문제를 야기할 수 있으므로 이를 방지하기 위한 다양한 연구가 수행되어 왔다.

두께가 65mm 이상인 극후물의 경우 균열이 발생한 이후에는 용접부 및 모재 모두에서 불안정한 파괴(unstable fracture)를 억제하는 것이 어려운 것으로 알려져 있다^{1,2)}. 따라서 극후물 용접부의 취성파괴 발생을 제어하기 위한 방안으로 용접부의 파괴인성에 대한 요구 기준이 강화되고 있으며, 평가 결과 및 결과 분석에 대한 신뢰성 확보에 대한 요구도 증가하고 있다.

그러나 극후물 용접부의 경우 CTOD시험을 위한 예비 피로균열 생성 시 피로균열의 형상이 두께방향으로

불균일하게 생성되는 경우가 다수 발생하고 있다. 이는 용접부 또는 열영향부에 작용하고 있는 용접잔류응력에 기인한 것으로 국부적으로 분포하는 압축잔류응력 및 인장잔류응력이 피로균열진전에 영향을 미치기 때문으로 알려져 있다. 특히, 예비피로균열의 형상은 CTOD 산출 값에 큰 영향을 미치는 인자 중 하나로 측정신뢰도 향상 및 많은 시간 및 비용이 소요되는 시험의 실패율 저감을 위하여 균일하게 생성되도록 유도하기 위한 제어방법이 요구된다.

용접부 CTOD 시험 표준인 BS 7448 part2³⁾에서는 예비 피로균열의 형상에 대하여 최대 편차가 평균값의 20% 이내가 되도록 허용치를 부여하고 있으며 예비 피로균열의 형상 개선을 목적으로 사용 가능한 잔류응력수정 방법을 제안하고 있다. BS 7448 part2에서 언급하고 있는 예비피로균열 형상 개선 방법은 local compression, reverse bending, high-R ratio의 세 가지 방법이다. 용접부의 예비균열형상 개선효과에 대한 이전 연구에서는 언급한 세 가지 방법 중 local compression 이 가장 효과적인 것으로 평가된 바 있으며 최근까지 가장 많이 적용되고 있다^{4,5)}. 그러나 local compression 방법은 시편의 두께와 재료의 강도가 증가함에 따라 작업에 필요한 하중이 급격하게 증가하게 되어 실제 적용이 어려운 단점이 있으므로 적용 강재의 두께가 점차 두꺼워지는 추세를 고려할 때 이를 대체하는 것이 가능한 잔류응력수정 방법이 필요하다. Reverse bending방법의 경우 시편전체에 부과한 굽힘하중을 통하여 노치선단에 국부적인 소성변형을 유발하는 방법으로 local compression 대비 시편에 부과하는 하중의 크기가 작고 적용 절차가 간단한 장점이 있다. 그러나 관련규정에 따르면 reverse bending방법의 적용을 위한 하중 선정 기준이 다소 모호하게 정의되어 있어 극후물 용접부에 대한 평가 시 적정 bending 하중의 선정이 어렵다.

이에 본 연구에서는 극후물 용접부의 SEN(single edge notched) 굽힘 시편에 대하여 reverse bending 을 적용하고 그 효과를 분석하였다. 예비시험을 통하여 reverse bending 적용 시 최소 유효 하중을 관찰하였으며 FEA를 이용하여 소성변형영역의 크기 및 응력확대계수를 산출함으로써 최대 허용 가능 하중을 제안하고자 하였다. 그리고 두께가 60~100 mm인 강재의 용접부에 대한 예비피로균열 생성시험을 통하여 제안한 reverse bending load 결정 방법에 대한 유효성을 검증하였다.

2. Reverse bending method

2.1 Reverse bending을 통한 잔류응력 수정

극후물의 다층용접 후 용접부에는 불균일한 잔류응력이 존재하게 된다. 용접부 잔류응력은 용접 입열량, 용접부의 항복강도 등에 의해 영향을 받을 뿐 아니라 구속조건의 변화에도 매우 민감하게 반응한다. Fig. 1과 같이 극후물 용접부의 잔류응력은 상하부에 인장 잔류응력이 중앙부에는 압축잔류응력이 유발되는 경향이 나타난다⁶⁾. CTOD시험을 위한 예비피로균열의 생성에서는 균열선단에 인장응력이 반복적으로 부과되는데 이때 압축잔류응력은 균열진전을 느리게 하는 요인으로 작용하므로 잔류응력 재분포 과정이 없는 경우 예비 피로균열은 Fig. 2와 같이 압축 잔류응력이 작용하는 영역에서 전파된 길이가 짧은 갈매기 형상이 나타난다. 예비 피로균열의 길이는 Fig. 2와 같이 9 지점에서 측정 후 평균값으로 정의된다.

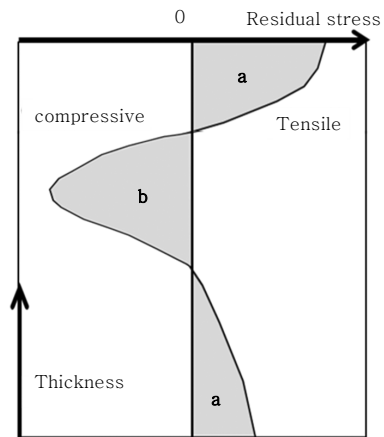


Fig. 1 Residual stress distribution after multi-pass weld

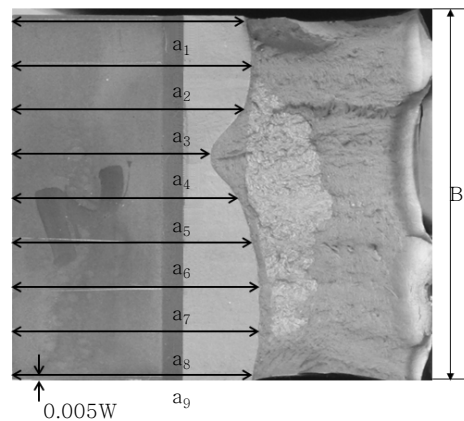


Fig. 2 Non-uniform pre-crack shape in as-welded specimen after CTOD test

Reverse bending은 시편의 예비피로균열 생성시와 반대방향으로 굽힘 하중을 부과하여 잔류응력을 수정하는 방법이다. Reverse bending 하중 부과 시 기계가공된 노치 선단 근방에 압축소성변형을 부과하고 하중제하 시 인장잔류응력을 발생시킴으로써 잔류응력의 재분포를 유도한다. 본 연구에서는 Fig. 3과 같이 시편에 4점 굽힘을 통하여 하중을 부과함으로써 전단력에 의한 영향 및 기계 가공한 노치부의 손상을 배제하고자 하였다.

Reverse bending 하중부과 및 제하 시 노치 주변부의 응력 변화를 Fig. 4에 개략적으로 도시하였다. a와 b는 잔류응력 수정 이전 인장 잔류응력 및 압축 잔류응력이 존재하는 영역에서의 응력수준을 나타낸다. Reverse bending 하중을 부과하면 a와 b는 압축소성변형의 발생과 함께 각각 a'와 b'의 응력상태로 이동하게 된다. 하중제하 후 a'와 b'의 응력상태는 시편 전체의 탄성복원에 의하여 각각 a''와 b''의 위치로 이동한다. b지점의 경우 초기에 압축잔류응력 상태에 있으므로 reverse bending 하중 부과 시 a보다 많은 압축 소성변형을 겪게 된다. 하중제하 도중에는 시편의 거시적인 평형상태를 만족하기 위하여 두 지점 모두 인장 잔류응력 상태에 도달하게 되어 최종적으로 잔류응력의 수정이 이루어진다. 결과적으로 용접 직후 a 지점과 b 지점의 잔류응력 차이는 reverse bending 이후 감소하게 되

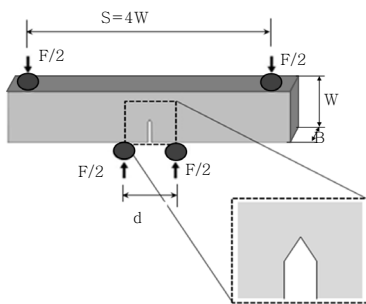


Fig. 3 Schematic diagram of reverse bending method

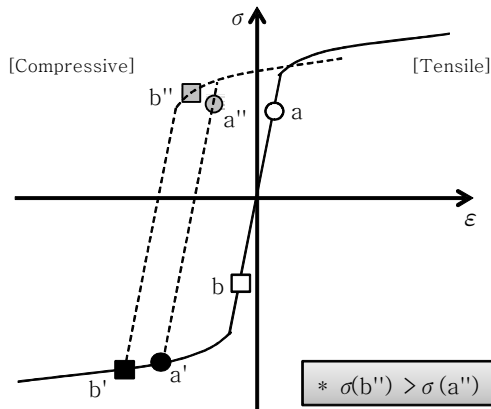


Fig. 4 Stress path during reverse bending method

로 노치 주변부의 잔류응력이 균일한 수준을 나타내도록 수정된다.

2.2 Reverse bending 최소 유효하중 결정

Reverse bending은 균열선단 주변의 소성변형 발생을 통하여 잔류응력을 재생성하고자 하는 방법으로 과도한 하중의 부과는 시편 내 전체적인 소성변형을 유발하여 CTOD 측정 결과의 신뢰성에 영향을 미칠 수 있다. 또한 충분하지 않은 하중 부과 시에는 잔류응력 재생성 효과가 미미하여 재시험이 수행되어야 하므로 reverse bending시 적절한 수준의 하중부과 기준의 선정이 매우 중요하다.

BS7448 Part2에서는 reverse bending의 적용 시 K_{rb} (reverse bending stress intensity factor)를 계산하여 부과하는 하중의 크기를 결정하도록 언급하고 있다. 따라서 K_{rb} 의 값을 기준으로 사용하게 되는 경우 시편의 거시적인 손상여부를 확인하기 위하여 K_{mat} (material toughness measured by stress intensity factor)의 수준을 넘지 않도록 유지되었는지에 대한 판단이 필요하다. 그러나 K_{mat} 를 비롯한 재료의 파괴인성 관련 물성치는 실험을 통해 얻어지는 값이므로 시험 이전 하중부과 기준으로 이용하기에는 어려움이 있다.

본 연구에서는 reverse bending 시 시편의 거시적인 손상이 야기되는 시점을 기준하중으로 정의하고 이에 대한 비율을 이용하여 reverse bending 부과하중을 결정하고자 하였다. 기준하중은 시편의 노치효과에 의한 응력집중을 고려하지 않는 경우 굽힘하중에 의하여 항복응력이 발생하는 시점의 작용하중으로 정의하였다. 본 연구에서 사용한 기준하중의 정의는 시편의 탄성계수와 항복응력 및 시편 형상을 이용하여 식 (1)과 같이 계산하였다.

$$F_y = \sigma_{YS} \frac{B(W - a_0)^2}{3(2W - 0.5d)} \tag{1}$$

여기서, σ_{YS} 는 용접부의 항복응력이며, B와 W는 각각 시편의 두께와 폭, d는 4점 굽힘 하중 부과 시 노치 주변부에 접촉하는 지지점 간의 폭이다. a_0 는 초기 기계가공 노치의 깊이이다.

두께(B)와 폭(W)이 모두 100mm이고 항복응력이 460MPa인 강재를 이용하여 reverse bending 적용 예비시험을 수행하여 최소 유효하중의 수준을 결정하였다. Single bevel로 용접된 강재의 coarse grain HAZ에 notch를 가공한 SEN 시편에 대하여 reverse bending 하중을 부과 후 예비 피로균열을 생성하였다. 기계

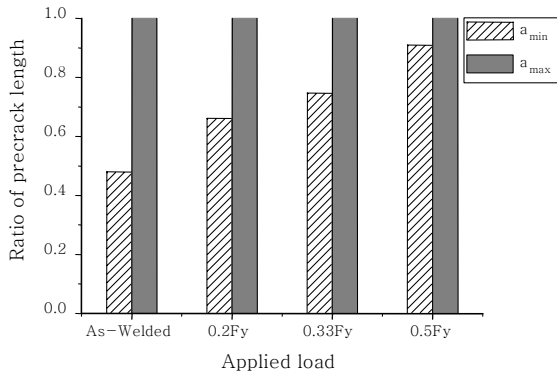


Fig. 5 Ratio of the minimum fatigue crack length after various reverse bending load

가공 노치(a_0)는 45mm 깊이(=0.45B)로 가공하였으며 4점 굽힘을 이용하여 reverse bending 하중을 부과하고 그 크기는 0.2F_y 에서 0.5F_y로 달리하였다. Reverse bending 하중이 증가함에 따라 최소 및 최대 예비균열 길이의 비를 관찰하였다. Fig. 5와 같이 reverse bending 하중이 증가할수록 예비균열의 편차는 감소하며, 부과한 하중의 크기가 0.5F_y 인 경우 예비피로균열 형상에서 가장 많이 진전된 부분과 가장 짧게 진전된 부분의 비율이 10% 이내로 줄어드는 것이 관찰되었다. 용접부 CTOD시험의 경우 허용할 수 있는 예비피로균열 최대 편차가 20%인 점을 감안할 때 0.5F_y의 reverse bending 하중을 적용한 경우 충분한 수준의 잔류응력 수정이 이루어진 것으로 판단하고 이를 reverse bending 방법의 최소 유효하중으로 결정하였다.

최소 유효하중으로 결정된 0.5F_y를 이용하여 reverse bending을 통한 잔류응력 수정절차를 시편의 두께가 60mm, 80mm인 경우에도 적용하여 local compression의 적용결과와 비교하고 각 시편의 피로균열 진전형상을 Table 1에 정리하였다. 모든 경우 reverse bending 적용 후 예비피로균열 내 최대길이와 최소길이의 비율이 90% 이상으로 예비피로균열 형상이 크게 개선됨을 확인하였다. 시편 두께가 60mm, 80mm인 경우 reverse bending 적용 후 예비균열 형상은 local compression 적용 결과와 유사한 수준으로 나타났다. 100mm의 경우에는 하중부과 장비의 제한으로 local compression을 수행하지 못하였으나 reverse bending 적용 후 잔류응력수정 절차가 없는 결과와 비교하여 국부적으로 예비피로균열 길이가 짧게 나타나는 현상이 제거됨으로써 직진도가 향상됨을 확인할 수 있었다.

2.3 Reverse bending 한계 유효하중 결정

Reverse bending시 시편의 거시적인 손상과 CTOD 결과에 영향을 미칠 수 있는 과도한 국부소성변형을 방지하기 위하여 한계 유효하중을 결정하였다. 한계 유효하중을 결정하기 위하여 두 조건을 적용하였다. 첫 번째는 reverse bending 하중 부과 시 노치 주변에 발생하는 소성변형의 크기가 예비 피로균열 생성 범위를 넘지 않도록 하는 것이고 두 번째는 BS7448 part2에 언급된 기준 값으로 reverse bend 하중 부과 시 응력확대계수가 재료의 파괴인성치를 넘지 않도록 하는

Table 1 Pre-crack shape of welded specimen w. r. t. residual stress modification methods

Thickness [mm]	Pre-crack shape			Pre-crack length ratio (a_{min}/a_{max})
	As-welded	Local compression	Reverse bending (0.5F _y)	
60				As-welded: 0.15 Local compression: 0.97 Reverse bending: 0.97
80				As-welded: 0.21 Local compression: 0.92 Reverse bending: 0.95
100		N. A.		As-welded: 0.48 Reverse bending: 0.91

것이다.

첫 번째 조건은 잔류응력 수정 중 발생한 소성변형 영역이 예비 피로균열 생성 이후의 잔여 단면에는 남아 있지 않게 됨으로써 이후 CTOD 시험 결과에 영향을 미치지 않도록 하는 조치를 의미한다. 노치 주변의 소성변형영역의 크기는 유한요소해석 및 이론해를 이용하여 계산하였다. 유한요소모델은 Fig. 6과 같으며 노치 주변은 8절점 저감적분요소를 이용하여 모델링 하였으며 4점 굽힘하중을 부과하기 위한 1/4 대칭 경계조건을 부과하였다. 탄소성해석을 위하여 인장시험으로부터 획득한 용접부의 진응력-진변형률 선도를 Fig. 7과 같이 대입하였다. 해석 결과 중 하나로 시편 두께가 100mm 인 B × B 시편에 0.5F_y가 부과된 경우 소성변형영역을 Fig. 8에 도시하였다. 기계노치 선단 근방으로 소성변형이 발생하는데 소성변형은 시편의 중심부에서 가장 작고 시편 표면 근방에서 큰 값을 보인다. 이때 소성변형영역 크기의 최소값과 최대값을 각각 ω_{rb_min}, ω_{rb_max}으로 정의하였다. 부과하중에 따른 ω_{rb_min}, ω_{rb_max}를 이론해와 함께 Fig. 9에 도시하였다. 이론해는 평면변형률 조건을 가정하여 식(2)와 같이 계산된다.

$$\omega_{rb} = \frac{1}{3\pi} (K_I / R_{p0.2})^2 \quad (2)$$

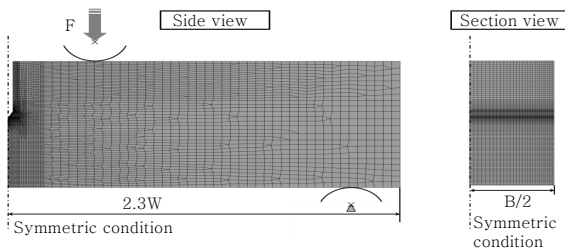


Fig. 6 Finite element model and boundary condition for reverse bending analysis

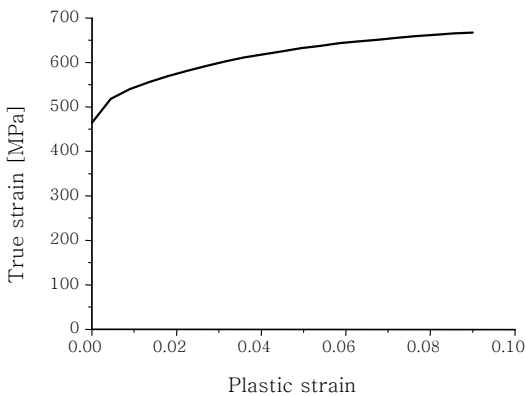


Fig. 7 Plastic stress-strain relation of weld metal

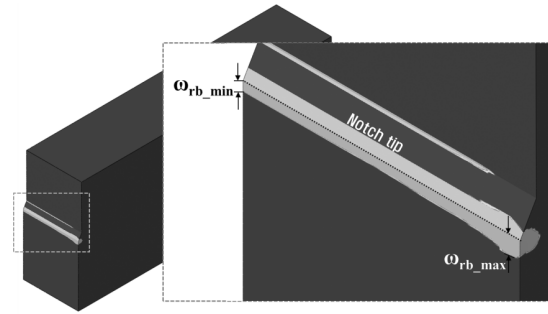


Fig. 8 Plastic strain distribution and plastic zone size

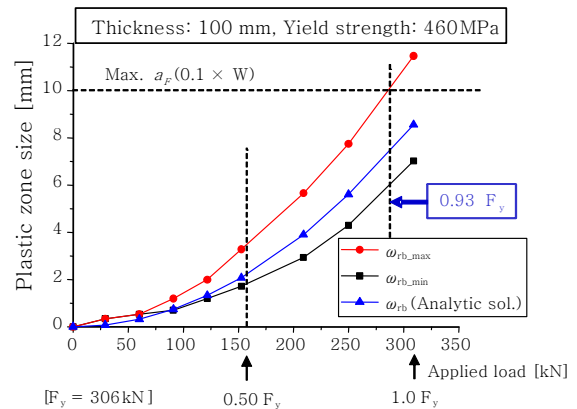


Fig. 9 Plastic zone size with respect to applied load

이 때 K_I는 열림모드에서의 stress intensity factor로 SEN시편에 굽힘 하중이 작용하는 경우 식 (3)와 같이 계산하였다⁷⁾.

$$K_I = M \frac{4}{B} \sqrt{\pi W} (1.6\alpha^{1/2} - 2.6\alpha^{3/2} + 12.3\alpha^{5/2} - 21.2\alpha^{7/2} + 21.8\alpha^{9/2}) \quad (3)$$

$$\alpha = a_0 / W$$

이 때 M 은 작용한 굽힘 하중을 나타내며 α는 균열과 시편 폭의 비로 정의된다.

표면 부근에서의 소성변형은 평면변형률 조건 보다는 평면응력 조건에 가까운 상태가 되므로 이론해 보다는 큰 값을 나타내는 것이 자연스럽다. 평면변형률 조건에 가까운 중심부에서는 유한요소해석 결과가 이론해 보다 작은 값을 나타내는데 이는 이론해의 경우에는 재료의 변형률경화가 고려되어 있지 않기 때문으로 판단된다.

앞서 언급한 바와 같이 Reverse bending에 의한 소성변형은 피로균열 발생 이후 모두 제거되어야 하므로 최대 크기는 피로균열 생성 허용 길이를 넘어설 수 없다. 기계가공 노치와 피로균열을 포함한 예비피로균열은 시편 폭(W)의 55%를 넘을 수 없도록 규정되어 있는데, CTOD 측정의 용이성과 예비피로균열 생성에서

의 시간적 효율성을 위하여 기계가공 노치의 깊이를 전체 폭(W)의 45%로 하고 예비피로균열의 길이를 전체의 10%가 되도록 하였다.

$$K_{rb} = LR_{P0.2} \sqrt{\frac{8\omega_{rb}}{\pi}} \tag{4}$$

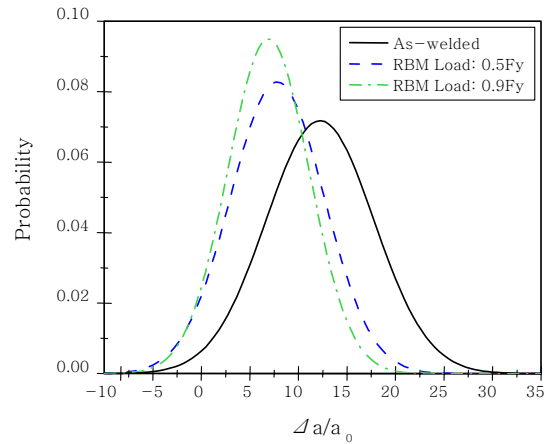
이 때 L은 노치 구속계수로 단면이 직사각형인 경우 일반적으로 2.3의 값을 갖는다³⁾. $R_{P0.2}$ 와 ω_{rb} 는 각각 0.2% proof strength와 소성변형영역의 크기를 나타낸다.

시편의 폭(W)과 두께(B)가 각각 100mm인 YP 460 용접시편에 대하여 K_{mat} 은 $7,243 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 로 측정되었으며 부과된 하중의 크기에 따라 계산된 K_{rb} 는 Table 2에 정리하였다. 소성변형영역의 크기가 한계 값에 다다랐던 $0.93F_y$ 가 부과된 경우 K_{rb} 는 K_{mat} 대비 74% 수준이며 약 $1.3F_y$ 가 작용하는 경우 K_{rb} 는 K_{mat} 과 같은 값을 나타내었다.

위 두가지 관찰로부터 reverse bending method 적용 시 한계 하중은 소성변형영역이 최대 피로균열 진전 길이를 넘지 않는 조건으로부터 결정되었다. 본 연구에서는 피로균열 진전길이를 시편 두께의 10%로 결정할 경우로 피로균열 진전 길이를 보다 긴 경우에는 추가적인 관찰이 필요하다.

3. Reverse bending 적용 결과

잔류응력 수정을 통한 예비피로균열 형상 개선 방법으로써 revers bending 방법을 다양한 강재에 적용하고 진전된 피로균열의 형상을 관찰하였다. 여러 시편에서 관찰된 피로균열진전 최소길이의와 최대길이의 차이에 대하여 평균값 및 표준편차를 산출함으로써 reverse bending 하중의 증가에 따른 피로균열 형상 개선 정도를 확인하였다. 잔류응력 수정방법을 적용하지 않은 시편, $0.5F_y$, $0.9F_y$ 의 reverse bending 하중을 적용한 세 가지 시편 그룹에 대하여 피로균열진전 최대 편차에 대한 분포를 Fig. 10에 도시하였다. Reverse bending



$\Delta a/a_0$	As-welded	F=0.5F _y	F=0.9F _y
Average	12.23%	7.83%	6.91%
St. dev.	5.56%	4.82%	4.20%
· As-welded: without residual stress modification (#of specimen: 47EA, thickness: 57mm ~ 76mm) · 0.5F _y : after reverse bending method by 0.5 F _y (#of specimen: 36EA, thickness: 85mm ~ 98mm) · 0.9F _y : after reverse bending method by 0.9 F _y (# of specimen: 11EA, thickness: 48mm ~ 86mm)			

Fig. 10 Maximum deviation of fatigue crack length with respect to reverse bending load

을 적용한 경우 피로균열 최대편차가 감소하였으며 부과 하중의 크기가 $0.5F_y$ 에서 $0.9F_y$ 로 증가한 경우 소폭 개선된 결과가 확인되었다. $0.5F_y$ 에서 피로균열길이 최대편차의 평균값이 7.83%에서 $0.9F_y$ 적용한 경우 6.91%로 감소하였다. Reverse bending 하중의 증가와 함께 피로균열 최대편차의 분포도의 폭이 좁아지는 것을 확인하였으며 이는 reverse bending 하중의 크기가 큰 경우 다양한 시편에 대하여 피로균열 형상이 개선되는 정도가 보다 일관성 있게 나타남을 의미한다.

4. 결 론

본 연구는 극후물 용접부의 CTOD시험을 위한 예비 피로균열 형상의 개선을 위하여 reverse bending법의

Table 2 Plastic zone size of 100mm BxB, YP 460 SEN specimen with various applied load

Applied load		0.5 F _y		0.93 F _y		1.30 F _y	
		ω_{rb} [mm]	K_{rb} [MPa · mm ^{0.5}]	ω_{rb} [mm]	K_{rb} [MPa · mm ^{0.5}]	ω_{rb} [mm]	K_{rb} [MPa · mm ^{0.5}]
FEA	ω_{rb_min}	1.71	2,222	5.88	4,122	13.43	6,228
	ω_{rb_max}	3.28	3,077	10.01	5,377	18.18	7,244
Plane strain	ω_{rb_PE}	2.16	2,499	7.38	4,617	14.26	6,417
K_{rb} / K_{mat} (* $K_{mat} = 7,243$)		0.42		0.74		1.00	

적용기준을 정립하기 위해 수행되었으며, 주요 결론은 다음과 같다.

1) 두께(B)와 폭(W)이 모두 100mm인 SEN 굽힘 시편의 경우 reverse bending 부과하중의 증가에 따라 예비피로균열길이의 편차가 점차 감소하는 경향을 확인하였으며 부과하중의 크기가 $0.5F_y$ 에 이르는 경우 예비피로균열의 최대 편차가 10% 이내로 감소하였다. Single bevel 다층용접으로 제작된 60~100mm의 두께를 갖는 세 종류의 시편에 $0.5F_y$ 의 reverse bending 하중을 적용한 결과 local compression을 적용한 시편과 유사한 수준으로 예비피로균열의 형상이 개선됨을 확인하였다.

2) 하중부과에 따른 소성변형영역의 크기가 피로균열 생성 범위를 벗어나지 않고 k_{rb} 가 k_{mat} 를 초과하지 않도록 하는 두 가지 제한조건의 설정을 통하여 최대 적용 가능한 reverse bending 하중의 크기는 약 $0.93F_y$ 수준으로 결정하였다.

3) 용접부의 강도와 용접방법이 각기 다른 다양한 시편에 대하여 예비피로균열의 형상을 관찰한 결과 reverse bending을 적용한 그룹에서 평균적으로 작은 예비피로균열 최대편차를 나타내었다. 또한 Reverse bending 하중이 더 높은 경우 예비피로균열 길이 편차가 감소함을 확인하였다.

본 연구를 통하여 reverse bending 방법이 다양한 극후물에 대하여 예비피로균열 형상 개선을 위한 전처리 방법으로 효과적임을 확인하였다.

References

1. T. Inoue, T. Ishikawa, S. Imai, T. Koseki, K. Hirota, M. Tada, H. Kitada, Y. Yamaguchi and H. Yajima, Long Crack Arrestability of Heavy-Thick Shipbuilding Steels, *Proceedings of International Offshore and Polar Engineering Conference*, (2006), 132
2. J. S. Park, B. Y. Jung, G. B. An and J. B. Lee, Crack Arrest Toughness of Thick Steel Plate Welds for Ship Building, *Journal of KWJS*, 25(4), 9-14 (in Korean)
3. BS 7448-Part2, Method for Determination of KIC, critical CTOD and Critical J values of welds in metallic materials, (1997)
4. HS Reemsnnyder, HG Pisarski and MG Dawes: Residual Stresses and Fatigue Precracking Techniques for Weldment Fracture Toughness Specimens, *Journal of Testing and Evaluation*, 20(6)
5. M. KOCÁK et al, Comparison of Fatigue Precracking Methods for Fracture Toughness Testing of Weldments, *Proc. Int. Conf. Welding*, 1990
6. S. B Shin, A Study on Design Criteria of Hatch Coaming Weldment in Ultra-Large Containership on the Basis of Fracture Mechanics, Ph. D thesis School of Naval architecture & Ocean Engineering, *University of Ulsan*, (2009)
7. A. F. Bower, Applied Mechanics of Solids, *CRC Press*, (2009)