비선형 이동 경화모델을 이용한 십자형 필릿 용접부의 변형률 해석

김유일^{1,†} · 김경수¹
인하대학교 조선해양공학과¹

Notch Strain Analysis of Cruciform Welded Joint using Nonlinear Kinematic Hardening Model

Yooil Kim^{1,†} · Kyung-Su Kim¹
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University¹

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Several fatigue damages have recently been reported which cannot be resolved in the context of the existing fatigue design procedure, and they are suspected to be the cracks induced by the low cycle fatigue mechanism. To tackle the problem, a series of material tests together with fatigue tests have been carried out, and elasto-plastic notch strain analysis using nonlinear kinematic hardening model has been performed. The cyclic stress-strain curves are obtained and the nonlinear kinematic hardening model was calibrated based on the obtained material data. Also, the fatigue test with non-load-carrying cruciform fillet welded joint has been performed in low cycle fatigue regime. Then, the notch strain analyses have been carried out to find the precise elasto-plastic behavior of the material at the notch root of the cruciform joint. The variation of the material property from the base metal via HAZ up to the weld metal was taken into account using spatial variation of the material property. Then the detail elasto-plastic behavior of the welded joint subjected to the repeated cyclic loading has been investigated further through the comparison with the prediction with Neuber's rule. The calibration of the nonlinear kinematic hardening model and nonlinear notch strain analyses have been performed using the commercial FE program ABAQUS.

Keywords : Low cycle fatigue(저사이클 피로), Nonlinear kinematic hardening model(비선형 이동 경화모델), Neuber rule(노이버 법칙), Finite element analysis(유한요소해석), Cruciform joint(십자형 연결부)

1. 서 론

항전을 향하는 선박은 일생에 걸쳐 무수히 많은 파랑하중에 노출이 된다. 이러한 파랑하중은 선박의 특정 부분에 지속적인 반복하중을 야기하게 되는데, 이는 구조적 불연속부가 존재하는 용접부의 응력집중 현상으로 이어져 피로균열의 개시를 촉진하고 성장을 야기하여 최종적으로 피로파단에 이르게 한다. 파랑하중에 의한 고사이클 피로 현상에 대한 연구는 어느 정도 성숙한 단계에 들어 선 것으로 보이며, 선급 등에서는 스펙트럴 피로 해석법에 대한 상세한 절차를 제시하여 설계과정에서 철저한 검증이 이루어지도록 하고 있다. 그러나, 피로강도에 대한 설계 절차를 거쳐 검증 받고 건조 및 인도된 선박 중 운항 기간 5년 이내 선저 이중탱크 용접 연결부 등에서 피로균열이 보고되는 사례 등이 발생하였다. 이러한 피로균열들은 저사이클 피로에 의한 현상으로 이해되고 있으나, 현존하는 선급의 규정에는

저사이클 피로현상에 대한 상세한 설계 절차가 명시되어 있지 않은 현실이다.

저사이클 피로에 대한 연구는 가동-정지 사이클에 의한 열 응력에 노출되는 압력용기 분야에서 비교적 활발히 진행되어 왔으며, 이러한 연구의 결과로 BS5500, ASME Sec.VIII 등과 같은 표준집 등에 반복 열 응력에 의한 저사이클 피로강도의 평가에 대한 상세한 설계절차가 명시되어 있다. 그와는 달리, 선박 설계 분야에서는 해양구조물에 대한 일부 설계 규정을 제외하고는 저사이클 피로에 대한 관심이 비교적 적었으며, 변형률을 토대로 선박의 저사이클 피로 현상을 다룬 Fricke and Paetzold (1987)에 의한 초기의 연구를 제외하고는 특별히 주목할 만한 연구 성과들이 없는 실정이다. Kim, et al. (2006)은 선박용 강재의 용접부에 대한 국부 변형률이 저사이클 피로에 미치는 영향을 규명하기 위해 용접된 십자형 용접부 끝단에서의 변형률을 ESPI(Electronic Speckle Pattern Interferometry) 시스템으로 계측하고, 이를 토대

로 국부 변형율을 기반으로 한 SN선도를 작성하였다. Lee, et al. (2006)은 극저온에 노출되는 알루미늄 합금강에 대한 복합 등방/이동 경화모델에 대한 재료 물성치를 반복 재료 물성시험을 통해 얻어진 데이터를 통해 구하고 이를 토대로 반복 하중을 받는 재료의 거동을 수치 해석을 통해 구현하였다. Urm (2000)은 다양한 재료에 대한 저사이클 피로시험 데이터를 수집하고 이를 기반으로 전체 주요 용접부에서 저주기 피로에 의한 손상을 방지할 수 있는 허용 응력 값을 제시하였다.

본 연구에서는 선급용 강재 및 용접재료에 대한 반복 재료물성 시험을 통해 비선형 이동경화 모델의 재료 상수를 수치적으로 결정하였고 이를 저사이클 반복하중을 받는 하중 비전달형 십자형 필릿 용접부에 적용하여 노치에서의 변형율을 수치적으로 계산하였다. 도출된 재료 상수 및 비선형 이동 경화모델의 적절성을 파악하기 위해 하중 비전달형 십자형 필릿 용접 시험편에 대한 피로시험을 수행하였으며 이를 통해 얻어진 가상 공칭응력 기반의 SN선도를 해석을 토대로 도출된 가상 노치응력 기반의 SN선도로 변환하였다. 마지막으로 서로 다른 물성치를 가지는 재료가 혼재하는 용접 토우부 근방에서의 응력, 변형율을 결정하기 위해 Neuber의 법칙에 적용되어야 할 적절한 재료 물성치에 대한 검토도 수행하였다. 수치해석을 위해서는 상용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하였다.

2. 반복 재료물성 시험

구조물의 저사이클 피로를 지배하는 노치선단의 재료 거동은 지속적인 반복하중에 노출된 재료가 도달하는 안정화 된 응력-변형율 선도와 매우 밀접한 관계가 있다. 일반적으로 반복하중의 초기에는 반복경화 등과 같은 복잡한 재료의 거동으로 인해 응력-변형율 선도가 지속적으로 변화하는 거동을 보이게 되지만, 특정 횟수의 반복하중이 작용한 이후에는 응력-변형율 선도가 더 이상의 변화를 보이지 않은 채 안정화된 응답을 보이게 된다. 이러한 안정화 된 응력-변형율 선도를 얻기 위해 연강과 용접재료에 대한 반복 재료물성 시험을 수행하였다. 시험에 사용된 연강은 선급강재 Grade A로서 선급에서 규정하는 최소 요구항복 응력은 235MPa이며, 용접재료는 해당 모재에 대한 용접을 수행한 후 용착금속으로부터 시험편을 채취, 가공하여 사용하였다. 반복 재료물성 시험은 ASTM E8M-00과 E606-92에 명기된 절차를 따라 수행하였으며 500kN급 MTS 만능인장 시험기를 이용해 수행하였다. 시험편에 가해진 하중 속도는 0.05kN/sec로 제어되었으며, 신장계(Extensometer)를 시험편의 중앙부에 설치하여 변형율을 계측하였다.

안정화 된 반복 응력-변형율 선도를 얻기 위해서는 여러 개의 동일한 시험편에 대해 서로 다른 변형율 범위를 가지는 반복하중을 가하여 시험을 수행하는 것이 원칙이나, 이러한 절차를 따르는 경우 시험에 사용되는 시험편의 수와 시험에 소모되는 시간이 과다해지는 문제가 발생하게 된다. Fig. 1에 보인 증분형 하중 프로파일은 이러한 문제점을 해결함과 동시에 정확한 반복 응력-변형율 선도를 얻을 수 있는 방법으로 ASTM등 여러 시험표준에서 채택하고 있는 방식이다. 본 시험에서는 하나의 블록 내에 40회

의 반복 사이클을 분포시켰으며 전체 20개의 블록을 적용하여 재료의 응력-변형율 응답이 안정화 상태에 도달할 수 있는 충분한 길이의 하중 이력을 부가하였다.

Fig. 1 Profile of incremental step load

Fig. 2는 반복 재료 물성시험에 사용된 시험편의 형상과 신장계(Extensometer)가 설치된 채 시험기에 장착된 모습을 나타낸다. 시험편의 전체 길이는 358mm이며, 평행부의 길이는 50mm, 평행부에서의 직경은 15mm이다.

(a) Specimen geometry and dimension

(b) Test set up with extensometer

Fig. 2 Cyclic material test

Fig. 3은 반복 재료물성 시험을 통해 얻어진 안정화 된 응력-변형율의 히스테리시스 루프를 나타낸다. 이는 재료의 응답이 안정화 된 이후에 응력-변형율의 이력을 표현한 그림으로, 각 변형율 범위에 해당되는 응력-변형율 선도의 꼭지점을 연결함으로써 안정화된 응력-변형율 선도를 얻을 수 있다. 반복하중이 가해지

는 초기에는 재료의 반복 경화 등과 같은 거동으로 인해 히스테리시스 루프가 매 블록의 하중이 가해질 때 마다 약간씩 변화하는 양상을 보였으나, 2~3회의 블록 하중이 지난 후에는 안정화된 응답을 보였다.

(a) Base metal (Grade A)

(b) Weld metal

Fig. 3 Hysteresis loops

3. 비선형 이동 경화모델

3.1 소성 경화 이론

재료의 소성거동을 표현하기 위해서는 항복조건(Yield criterion), 경화법칙(Hardening rule), 소성 흐름법칙(Plastic flow rule)의 3가지 법칙에 대한 정의가 필요하다. 일반적으로 금속재료의 소성 거동에 있어 소성 변형율의 증분을 지배하는 상관 소성흐름법칙(Associated flow rule)에 따르면 항복함수가 f 로 주어지는 경우 다음과 같은 형태로 표현된다.

$$d\varepsilon^{pl} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\varepsilon}^{pl} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^{pl} : \dot{\varepsilon}^{pl}} \quad (1)$$

여기서 $\dot{\varepsilon}^{pl}$ 은 등가 소성 변형율의 시간 변화율을, $\dot{\varepsilon}^{pl}$ 은 소성 변형율 텐서의 시간 변화율을 의미한다.

금속 재료의 항복을 표현하는 데에는 Von Mises의 항복조건이 널리 사용되는데 이는 재료에 작용하는 편차응력(deviatoric stress)이 일축 인장시험에서 얻어지는 재료의 항복응력과 같을 때에 항복이 발생하는 것으로 간주한다. 항복 함수를 f 라고 표현할 때 등방성 경화인 경우 Von Mises의 항복조건은 식(2)와 같은 형태로 주어진다.

$$F = f(\sigma) - \sigma^0 = \sqrt{\frac{2}{3} S : S} - \sigma^0 = 0 \quad (2)$$

여기서, S 는 편차응력 텐서를, σ^0 는 일축 인장시험을 통해 얻어진 재료의 항복응력을 의미한다. 이를 이동 경화모델로 확장하면 식(3)과 같이 된다.

$$F = f(\sigma - \alpha) - \sigma^0 = \sqrt{\frac{2}{3} (S - \alpha^{dev}) : (S - \alpha^{dev})} - \sigma^0 = 0 \quad (3)$$

여기서, α 는 이동 경화모델의 항복중심인 백 응력(backstress) 텐서를 의미하며 α^{dev} 는 백 응력 텐서의 편차응력 성분을 나타낸다. 이동 경화모델의 거동은 백 응력 α 의 이동에 의해 지배되는 데 가장 단순한 형태인 선형 이동 경화모델의 경우 Ziegler의 법칙에 의해 식(4)와 같이 주어진다.

$$\dot{\alpha} = C \frac{1}{\sigma^0} (\sigma - \alpha) \dot{\varepsilon}^{pl} \quad (4)$$

여기서, 상수 C 는 이동경화 계수를 의미한다. 식(4)에 의하면 백 응력의 이동은 등가 소성 변형율의 시간 증분에 비례하여 주어짐을 알 수 있다.

비선형 이동 경화모델은 식(4)로 주어진 선형 이동 경화모델에 비선형 완화 항이 추가된 모델로 식(5)와 같은 형태로 주어진다.

$$\dot{\alpha} = C \frac{1}{\sigma^0} (\sigma - \alpha) \dot{\varepsilon}^{pl} - \gamma \alpha \dot{\varepsilon}^{pl} \quad (5)$$

여기서, γ 는 소성 변형율의 증가에 따른 이동 경화계수의 감소분을 의미하는 값이다. 식(5)의 두 번째 항은 리콜 항이라 불리며 백 응력의 비선형성을 야기하는 항이다.

3.2 재료 상수의 결정

비선형 이동 경화모델의 재료상수를 결정하기 위해서 반복 재료시험을 통해 결정된 안정화 된 응력-변형율 선도를 이용하였다. Fig. 4에 보인 안정화 된 응력-변형율 선도 상에 위치하는 $(\sigma_i, \varepsilon_i^{pl} - \varepsilon_0^{pl})$ 을 읽어 비선형 이동 경화모델의 입력 값으로 사용한다. 먼저, 주어진 데이터 위치에서의 소성 변형율은 식(6)에 의해 얻어질 수 있다.

$$\varepsilon_i^{pl} = \varepsilon_i - \frac{\sigma_i}{E} \quad (6)$$

Fig. 4 Data sampling from stabilized stress-strain curve

각 데이터 위치에서의 백 응력은 식(7)로 주어지고,

$$\alpha_i = \sigma_i - \frac{(\sigma_1 + \sigma_n)}{2} \quad (7)$$

식(5)에 시간 변화율의 형태로 주어진 백 응력에 대한 식을 Fig. 4에 주어진 인장 싸이클 $\sigma_1 \sim \sigma_n$ 에 대해 적분하면 식(8)을 얻을 수 있고, 이로부터 상수 C 와 γ 를 얻을 수 있다.

$$\alpha = \frac{C}{\gamma} (1 - e^{-\gamma e^M}) + \alpha_1 e^{-\gamma e^M} \quad (8)$$

Fig. 5는 반복 재료물성 시험을 통해 얻어진 변형을 범위 별 안정화 된 응력-변형을 선도를 나타낸 그림이다. 이는 Fig. 3에 나타난 응력-변형을 선도를 특정 변형을 범위에 해당되는 부분으로 추출한 다음 압축 부분 하중 변환점을 원점으로 변환하여 작성한 선도이다. Fig. 5에 의하면 본 연구에서 검토된 두 가지 재료 모두 변형을 범위에 따른 경화 현상의 차이는 두드러지게 나타나지 않음을 확인할 수 있다. 따라서, Fig. 4에 보인 재료 상수의 결정에 필요한 데이터들은 Fig. 5에 보인 안정화 된 응력-변형 선도의 최외각 부분을 추출하여 적용하였다. 추출된 데이터로부터 얻어진 재료 상수는 Grade A재료의 경우 $C=17.2$ GPa, $\gamma=1510$ 로 얻어졌으며, weld metal의 경우, $C=36.8$ GPa, $\gamma=1879$ 로 얻어졌다.

상기의 과정을 통해 얻어진 재료 상수를 사용하여 Fig. 2(a)에 보인 단순한 형상의 인장 시험편에 대한 유한요소 해석을 수행하여 얻어진 재료 경화모델의 재현성을 확인하였다. 유한요소 해석은 4절점 축대칭 요소(CAX4)를 사용하여 모델링 하였으며 주어진 변형을 범위에 걸쳐 1회의 반복하중을 작용하여 수행하였다. 유한요소 해석은 상용 프로그램인 ABAQUS/Standard를 이용하였다.

Fig. 6은 변형을 범위 0.4%인 경우 유한요소 해석을 통해 얻어진 응력-변형을 이력과 반복 재료시험을 통해 얻어진 응력-변형 이력을 비교한 그림이다. 그림에 보인 바와 같이 실험으로부터 추출된 데이터를 적용해 결정된 재료 모델이 실험 결과를

(a) Base metal (Grade A)

(b) Weld metal

Fig. 5 Stabilized stress-strain curve for different strain range

(a) Base metal (Grade A)

(b) Weld metal

Fig. 6 Validation check for the material model

잘 재현하는 것을 확인할 수 있다. 이러한 경향은 재료 모델의 상수가 해당 실험 데이터를 기반으로 얻어졌으므로 당연한 결과로 이해되나, 구해진 재료 모델의 상수와 해당 재료 모델이 실험을 재현할 수 있는지의 관점에서 유효한 테스트라 판단된다.

4. 저싸이클 피로시험

반복 재료시험을 통해 결정된 재료 모델의 적용성을 평가하기 위해 Fig. 7에 나타난 십자형 필릿 용접부에 대한 저싸이클 피로시험을 ASTM E606에 명시된 절차를 따라 수행하였다. 실험에 사용된 용접 시험편은 Fig. 7(a)에 보인 바와 같은 부분 용입된 하중

(b) Test set up

Fig. 7 Fatigue test of welded joint

비전달형 십자형 필릿 용접 시험편으로 길이 400mm, 폭 50mm, 두께 20mm의 치수를 가진다. 용접은 2패스로 이루어졌으며 각장의 길이는 약 8mm 정도이고, 비용입부의 길이는 약 7mm 정도로 나타났다. 시험편 제작은 반복 재료시험에 사용된 Grade A이며, FCAW기법을 통해 260~280A의 용접전류, 27~31V의 용접전압, 0.8cm/sec의 속도 하에서 용접이 이루어졌다. 시험편에 작용하는 공칭 변형률의 측정을 위해 용접 부가물을 포함한 100mm의 범위에 걸친 신장계를 부착하였다. 저싸이클 피로시험은 변형률 제어 조건에서 실시되므로 하중의 감소분을 기준으로 피로수명을 정의하는 것이 보통인데, 본 연구에서는 초기 균열이 없을 때 작용하는 하중이 균열이 성장으로 인해 초기 값의 50%로 감소하였을 때를 기준으로 택하였다. 저싸이클 하중을 받는 실 구조물의 경우 주변 구조물의 구속 효과로 인해 변형률 제어와 하중 제어의 중간 정도에 위치하게 되는데, 이러한 조건을 피로 시험의 파단 수명

조건으로 정의하는 것은 매우 어려운 일이다. 피로시험에 적용된 변형률 범위는 0.3%~1%에 분포되어 있다.

Fig. 8은 피로시험을 통해 얻어진 변형률-수명 선도를 본 시험편 형상의 저싸이클 피로설계에 적용가능한 BS5500 F 설계 선도 (BS, 1997)와 함께 나타낸 그림이다. 피로시험은 변형률 비를 0 과 -1에 대해 수행하였는데, 피로선도 상으로 두 하중조건에 차이는 두드러지게 나타나지 않았다. 이러한 경향은 고싸이클 피로 현상과는 다른 현상으로, 고싸이클의 경우 용접부에 존재하는 잔류응력의 효과로 인해 외부에서 작용하는 하중비의 영향이 매우 두드러지게 나타나지만 저싸이클의 경우 용접부에 발생하는 과도한 소성변형으로 인해 잔류응력의 영향이 상대적으로 줄어들기 때문이라 판단된다. 또한, 공칭 변형률의 비가 0이라 하더라도 균열이 예상되는 용접 토우부에서의 응력은 평균응력 완화현상으로 공칭 변형률 비와는 무관하게 거동한다는 점도 이러한 현상을 뒷받침하는 근거가 된다.

Fig. 8 Strain life curve

5. 노치 응력해석

5.1 모델링

얻어진 저싸이클 피로시험의 결과를 노치에서의 변형률 혹은 가상응력으로 변환하기 위해 비선형 이동 경화모델을 적용한 노치 변형률 해석을 수행하였다. 먼저, 용접 토우부 근방에서의 탄소 소성 응력해석을 위해서는 토우부 형상 및 열영향부(HAZ) 효과와 관련된 기본적인 이상화 과정을 거칠 필요가 있다.

용접 토우부의 곡률 반경 등과 같은 복잡한 형상은 용접 조건에 따라 다양하게 변하므로 통계적인 방법을 적용하지 않고 접근하는 것은 무리가 있다. 따라서, 본 연구에서는 Neuber에 의해 제안된 용접부 미세조직 가설에 기반한 가상 노치반경의 개념을 도입하였다 (Radaj & Sonsino, 1998). 이는 용접부의 노치응력 해석을 위해 용접 토우부에 1mm의 반경을 가지는 가상의 형상을 도입하는 방법으로 IIW (Hobbacher, 1996) 및 일부 선급들에 의해 제안되고 있는 방법이다. 용접 토우부 근방에 조밀한 요소분할을 요구하기는 하나 두께 방향으로의 응력 분포에 대한 정보를 포함할 정도로 정확성이 높은 방법으로 알려져 있다 (Radaj & Sonsino, 1998; Kim, et al., 2004).

용접 토우부 근방에 형성되는 복잡한 재료 불균일성은 Fig. 9 (a)와 같이 비교적 단순한 형상으로 이상화시킨 모델을 적용하였

다. 계측을 통해 얻어진 평균적인 각장 및 비용입부의 길이를 반영하여 기본적인 형상을 모델링 하였으며, 열영향부의 형상도 비교적 단순한 형태로 모델링에 반영하였다. 열영향부의 전반적인 형상이 용접 토우부의 응력 및 변형율에 미치는 영향은 크지 않을 것이나 열영향부와 용착금속의 경계를 나타내는 용융 경계면의 위치는 중요한 요소가 될 수도 있다. 그러나, 용융 경계면의

(a) Idealization of fusion boundary location

(b) Idealization of HAZ material property

Fig. 9 Spatial idealization of material

위치는 명확히 규정하기 어려운 면이 있으므로 그림에 보인 바와 같이 용융 경계면이 안쪽으로 들어온 경우(H-in)와 바깥쪽으로 나간 경우(H-out)에 대한 검토를 별도로 수행하여 그 영향을 검토하였으며 열영향부의 폭은 Fig. 10에 보인 경도 시험의 결과를 바탕으로 결정하였다. 열영향부의 반복 재료 물성치는 별도의 시험을 통해 구하기 어려우므로 열영향부의 위치에 따른 경도 값을 기반으로 재료 물성치를 추정하는 방법을 사용하였다. Fig. 9(b)는 열영향부 내의 재료 물성치 모델링에 대한 그림으로 열영향부 내의 재료 물성치를 모재와 용착금속의 재료 물성치를 선형 내삽하여 모델링 하였음을 보여주고 있다. 이러한 모델링은 Baume and Seeger (1990)에 의해 규명된 재료의 인장강도와 Ramberg-Osgood 식의 반복 강도 계수 K' 의 선형적인 관계 및 인장강도와 경도와의 비례 관계를 적용한 개념으로 반복 하중하의 재료의 거동이 재료의 경도에 비례한다는 가정에 기반하고 있다.

Fig. 10은 열영향부를 지나면서 계측한 비커스 경도 값을 나타내는 그림으로 모재에서는 비교적 낮은 경도 값을 보이다가 열영향부를 지나면서 선형적으로 증가하며 용착금속에 다다라 최대치를 보이는 경향을 보임을 확인할 수 있다. 열영향부 내에서도 조

립 열영향부(Coarse Grained HAZ)가 존재하며 이 영역에서의 경도는 상대적으로 높게 나타나는 게 일반적이나 본 계측에서는 두드러지게 나타나지 않았다. 열영향부의 물성치는 계측된 경도 값에 나타난 경도의 분포를 기반으로 반복 재료시험을 통해 결정된 2가지 재료 파라미터를 선형적으로 내삽하여 사용하였다. Fig. 9(b)는 이렇게 내삽된 파라미터의 공간 상 분포를 등고선의 형태로 표현한 그림이다.

Fig. 10 Vickers hardness distribution across HAZ

Fig.11은 해석에 사용된 모델과 부가된 하중 및 경계조건을 나타낸다. 해석 모델은 평면 변형을 4절점 연속체 요소를 적용하였고 대칭을 고려하여 전체의 1/4만 모델링 하였으며, 오른쪽 끝단에 주어진 변형율과 부합되는 강제변위를 반복적으로 가하였다. 피로시험에서 구현된 두 가지 변형율 비를 검토하기 위해 $R=0$ 인 경우와 $R=-1$ 인 두 가지 조건에 대한 해석을 수행하였다. 용접 토우부에 1mm의 가상 노치반경이 도입되었으므로 수렴된 해를 얻기 위해 노치반경 내에 충분히 많은 수의 요소가 배치되도록 하였다.

Fig. 11 Analysis model and load

5.2 해석결과

Fig. 12는 변형율 비가 0이고 공칭 변형율 범위가 0.13%인 경우 토우부에서의 응력-변형률 응답을 나타낸 그림이다. 예상된 바와 같이 최대 변형율은 용접 토우부에서 발생 하였으며 사이클이 진행될수록 평균응력이 0으로 수렴해 나가는 평균응력 완화현상(Mean stress relaxation)을 관찰할 수 있다. 응력-변형률 곡선

의 응답은 약 5회의 사이클이 지난 후에 정상상태에 근접해 나감을 확인할 수 있다.

Fig. 13은 공칭 변형율이 각각 0.13%, 0.33%인 경우($R=0$) 강제변위를 부가한 시험편 끝단에서의 반력의 시간이력을 표시한 그림이다. 시험편에 부가된 변형율의 양이 큰 경우 반력은 -1의 하중비에 가깝게 움직이는데 반해, 변형율의 양이 작은 경우 반력은 0의 하중비에 좀 더 가까운 거동을 보임을 확인할 수 있다. 이러한 경향은 변형율의 양이 큰 경우에 단면 전체에 걸친 항복이 발생함으로 인해 야기되는 현상으로, 초기 인장 하중 하에 발생하는 소성변형으로 인해 단면 전체의 응력-변형을 응답이 노치에서와 유사한 평균응력 완화현상을 겪기 때문이다.

Fig. 12 Stress-strain response at weld toe

그러나, 반력비가 0에 근접한 경우인 공칭 변형율 0.13%인 경우에 용접 토우부에서의 응력은 Fig. 12에 보인 바와 같이 -1의 비율로 응답한다. 이러한 경향은 앞서 Fig. 8에 보인 피로선도가 응력비에 따라 큰 차이를 보이지 않는 현상이 평균응력의 완화현상에 기인하고 있음을 정량적으로 설명해 주는 근거가 된다고 볼 수 있다.

Fig. 13 Reaction force time history

Fig. 14는 유한요소 해석을 통해 얻어진 결과인 항복곡선으로 공칭 응력과 노치 변형율과의 상관관계를 나타내는 그림이다. 공칭 응력과 노치 변형율과의 관계를 얻는 다른 방법으로는 Neuber의 법칙이 있는데 식(9)와 같은 형태로 주어진다.

$$K_{tse}^2 = \sigma \varepsilon = \sigma \left[\frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{1/n'} \right] \quad (9)$$

(a) Comparison with Neuber rule

(b) Effect of fusion boundary

Fig. 14 Yield curves

Neuber의 법칙을 통해 노치 응력 및 변형율을 얻기 위해서는 식(9)에 보인 바와 같은 정상화 된 응력-변형을 선도가 필요한데, 용접부와 같은 경우에는 서로 다른 물성치를 갖는 재료가 혼합되어 있어 응력-변형을 선도의 선택에 문제가 발생하게 된다. Fig. 14(a)는 Neuber의 법칙을 모재 및 용착금속의 응력-변형을 선도와 결합하여 토우부에서의 변형율을 추정한 결과를 유한요소 해석을 통해 얻어진 결과 값과 비교하여 도시한 결과이다. Neuber의 법칙을 적용함에 있어 용착 금속의 응력-변형을 선도를 사용하는 경우 유한요소 해석을 통해 얻어진 결과를 비교적 정밀하게 따라가는 것을 확인할 수 있다. 계산에 적용된 응력집중계수는 Fig. 11에 보인 유한요소 모델로부터 얻었으며 그 값은 2.95이다. Fig. 14(b)는 Fig. 9(a)에 보인 용융 경계면에 대한 두 가지 모델에 대한 결과를 상호 비교한 것으로 두 모델이 이야기하는 결과의 차이는 거의 없는 것으로 나타났다.

Fig. 15는 피로시험을 통해 도출한 가상 공칭 응력 기반 피로 선도를, 해석을 통해 얻어진 노치 변형율을 이용해 가상 노치 응력 기반 피로선도로 변환한 결과와 함께 나타낸 그림이다. 세로 축에 표시된 가상응력은 소성 변형율을 포함한 전체 변형율에 탄성계수를 곱한 값으로 정의가 된다.

가상 노치응력으로 변환된 피로시험 데이터를 선급(DNV)에서 제시하는 노치응력 기반 SN선도 (DNV, 2010) 및 BS5500 F 선도에 응력집중계수 2.95를 곱하여 얻어진 노치응력 기반 SN선도와 비교한 결과를 보면, 가상 노치응력 기반으로 변환된 실험 데이터들은 BS5500F 선도와 더 나은 상관성을 보여주는데, 이는

DNV에서 제시하고 있는 노치 기반 SN선도는 응력집중계수 1.5를 기반으로 하고 있기 때문이다.

Fig. 15 SN curve for the welded joint

6. 결 론

본 연구에서는 비선형 이동경화 모델을 이용하여 십자형 필릿 용접부에 대한 노치 변형을 해석을 수행하였으며, 이를 토대로 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- 선급 강재인 Grade A와 용착금속에 대한 반복 재료물성 시험을 수행하였으며 이를 바탕으로 해당재료에 대한 안정화 된 응력-변형률 선도를 작성하였다. 얻어진 데이터로부터 각 변형률 범위 별 응력-변형률 선도를 추출한 결과 경화 현상은 변형률 범위와 무관하게 일정한 패턴을 보임을 확인하였다.
- 반복 재료시험을 통해 얻어진 응력-변형률 선도를 이용하여 비선형 이동 경화모델의 재료 상수를 도출하고 이를 이용하여 단순 인장-압축 사이클을 받는 인장시험편에 대한 해석을 수행하였다. 해석을 통해 얻어진 응력-변형률 선도는 재료 상수의 도출에 이용된 실험 데이터를 잘 재현해 냄을 확인하였다.
- 부분 용입된 십자형 필릿 용접 시험편에 대한 저주기 피로시험을 수행하여 피로선도를 작성하였다. 피로시험은 0과 -1의 비를 가지는 변형률에 대해 수행하였으나 저주기 피로 구간에서는 변형률 비에 따른 피로강도의 차이가 나타나지 않았다.
- 반복 재료시험을 통해 구성된 재료 모델을 이용하여 피로시험편에 대한 노치 응력 해석을 수행하였다. 노치에서 발생하는 응력 및 변형률의 거동을 분석한 결과 공칭 변형률의 비가 0인 경우에도 노치에서의 응력비는 -1이 됨을 확인하였으며, 이는 반복하중 하에서 발생하는 평균응력 완화현상에 기인하는 것으로 설명이 가능하였다.
- 유한요소 해석을 통해 얻어진 노치에서의 변형률과 Neuber의 법칙을 통해 얻어진 노치에서의 변형률을 상호 비교한 결과, Neuber의 법칙을 통해 노치의 변형률을 정도 있게 얻기 위해서는 용착금속의 응력-변형률 선도를 사용하는 것이 타당함을 입증하였다.
- 유한요소 해석을 통해 얻어진 노치 변형률을 이용하여 피로시

험을 통해 얻어진 데이터를 가상 노치응력 기반으로 변환한 결과 선급에서 제시하고 있는 피로 선도와 적절한 상관관계를 유지함을 확인하였다.

후 기

본 논문은 2012년도 인하대학교의 지원에 의하여 연구되었음 (INHA-46426).

참 고 문 헌

- Baumel, A. & Seeger, T., 1990. *Materials Data for Cyclic Loading, Suppl 1*. Elsevier Science: Amsterdam.
- BS, 1997. *BS5500 Specification for Unfired Fusion Welded Pressure Vessels*.
- DNV, 2010. *Classification Notes No. 30.7 Fatigue Assessment of Ship Structures*.
- Fricke, W. & Paetzold, H., 1987. Application of the Cyclic Strain Approach to the Fatigue Failure of Ship Structural Details. *Journal of Ship Research*, 31(3). pp.177-185.
- Hobbacher, A., 1996. *Fatigue Design of Welded Joints and Components-Recommendations of IIW*. Abington Publishing: Cambridge, UK.
- Kim, K.S. et al., 2006. Effect of Local Strain on Low Cycle Fatigue Using EPSI System. *Journal of the Society of Naval Architecture of Korea*, 43(2). pp.213-219.
- Kim, Y. Kang, J.K. & Heo, J.H., 2004. Application of 1mm fictitious notch radius approach to the fatigue strength assessment of welded joint. *Annual Conference of the Korean Welding and Joining Society*, 11-12 November 2004.
- Lee, J.B. et al., 2006. Cyclic Stress-strain Hardening Model of AC4C-T6 Alloy at Cryogenic Temperature. *Journal of the Society of Naval Architecture of Korea*, 43(5), pp.498-509.
- Radaj, D. & Sonsino, C.M., 1998. *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches*. Abington Publishing: Cambridge, UK.
- Urm, H.S., 2000. *Low Cycle Fatigue Criteria for Ship Structures-Background of CN30.7 Addendum*, DNV Technical Report.