

Fe-18Mn TWIP강의 Pre-strain에 따른 저주기 및 고주기 피로 수명 예측 모델

김용우¹, 이종수[#]

A Prediction Model for Low Cycle and High Cycle Fatigue Lives of Pre-strained Fe-18Mn TWIP Steel

Y. W. Kim, C. S. Lee

(Received November 24, 2009 / Revised December 4, 2009 / Accepted December 7, 2009)

Abstract

The influence of pre-strain on low cycle fatigue behavior of Fe-18Mn-0.05Al-0.6C TWIP steel was studied by conducting axial strain-controlled tests. As-received plates were deformed by rolling with reduction ratios of 10 and 30%, respectively. A triangular waveform with a constant frequency of 1 Hz was employed for low cycle fatigue test at the total strain amplitudes in the range of $\pm 0.4 \sim \pm 0.6$ pct. The results showed that low-cycle fatigue life was strongly dependent on the amount of pre-strain as well as the strain amplitude. Increasing the amount of prestrain, the number of reversals to failure was significantly decreased at high strain amplitudes, but the effect was negligible at low strain amplitudes. A new model for predicting fatigue life of pre-strained body has been suggested by adding $\Delta E_{\text{pre-strain}}$ to the energy-based fatigue damage parameter. Also, high-cycle fatigue lives predicted using the low-cycle fatigue data well agreed with the experimental ones.

Key Words : TWIP, Low Cycle Fatigue, High Cycle Fatigue, Pre-strain, Life Prediction

1. 서 론

1990년대 말 이후 세계적인 환경규제와 승객의 안전에 대한 관심이 급증하면서 차체에 고강도강의 비율이 증가하고 있다. 이러한 요구에 부응하여 인장강도 800MPa, 연신율 60% 이상인 고가공성 TWIP(TWinning Induced Plasticity)강이 개발되었다[1].

TWIP강은 같은 등급의 DP(Dual Phase), TRIP(TRansformation Induced Plasticity) 강에 비하여 가공성이 우수하며, 충격 에너지를 효율적으로 많은 양을 흡수할 수 있으며, 충돌에 대한 우수한 저항성을 가진다고 보고되고 있다[1,2]. 그러나 항복강

도가 타 강종에 비해 비교적 낮은 편이다. 이를 해결하기 위해 본 연구에서는 냉간 압연을 통한 pre-strain 처리로 항복강도를 향상시키고자 하였다.

TWIP강이 적용될 자동차 차체는 여러 요인에 의한 반복적인 응력 및 변형 환경에 있기 때문에, 피로 특성이 매우 중요하며, 특히 pre-strain 처리 후 변화한 물성에 따른 피로 특성에 대한 평가가 중요하다. 그러나 피로 현상은 그 수명이 매우 길고 실험 속도의 제약 때문에 특성평가에 많은 어려움이 있어 현재까지 피로 수명 예측에 대한 연구들이 다양하게 이루어져 왔다. 이러한 기존의 예측 기술들은 주로 fitting에 의존하는 상수를 포함하고 있어 타 강종에의 확대 적용이 어려운 실

1. 포항공과대학교 신소재공학과

교신저자: 포항공과대학교 신소재공학과,

E-mail: cslee@postech.ac.kr

정이다. 특히 본 연구에서 사용된 TWIP강의 경우 타 강종에 비해 강도 대비 연신율이 월등히 좋아 기존의 예측 기술들을 적용시키기 어려운 실정이다. 따라서 본 연구에서는 TWIP강의 pre-strain에 따른 저주기 피로 수명의 변화를 예측하고자 하였으며 더불어 저주기 피로 수명으로부터 고주기 피로 수명을 예측해보고자 하였다.

2. 실험방법

본 실험에 사용된 강재의 화학 조성은 Table. 1 과 같다. 초기 미세조직은 7 μ m 결정립 크기의 austenite 단상 조직으로 나타났으며(Fig. 1), 두께 1.6t의 박판이다.

미세조직 관찰을 위해 시편의 표면 광택 후 4% Nital용액으로 1차 에칭한 후에 10% Sodium metabisulfite수용액으로 2차 에칭하여 광학 현미경으로 관찰하였다.

항복강도를 높이기 위하여 압하율을 10%와 30%의 두가지로 냉간 압연을 하여 pre-strain처리를 하였다.

Pre-strain에 따른 기계적 물성 평가는 유압식 Instron 8801을 사용하여 5mm/min의 속도로 수행하였다.

Table 1 Chemical composition of TWIP steel(wt%)

Fe	C	Si	Mn	Al	Others
Bal.	0.6	0.2	18	0.05	Cr, Ni, Cu

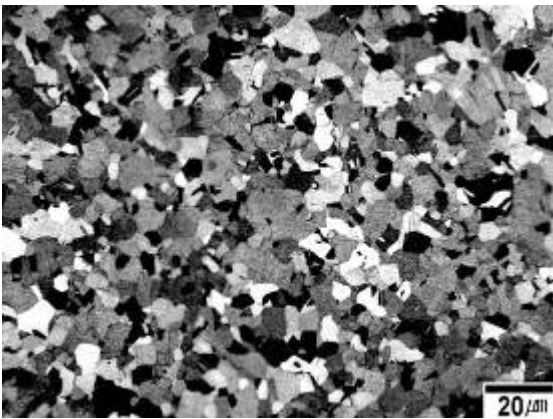


Fig. 1 Optical micrograph showing initial microstructure of TWIP steel

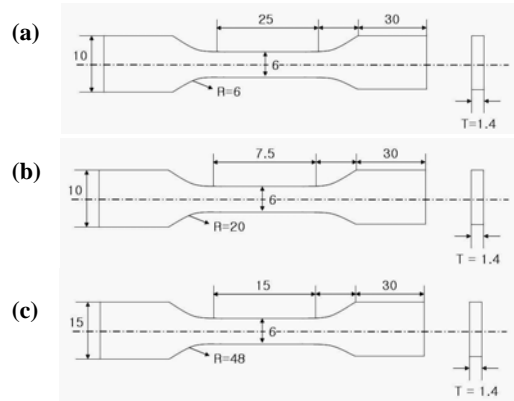


Fig. 2 Dimension of (a) tensile, (b) low-cycle fatigue and (c) high-cycle fatigue test specimens

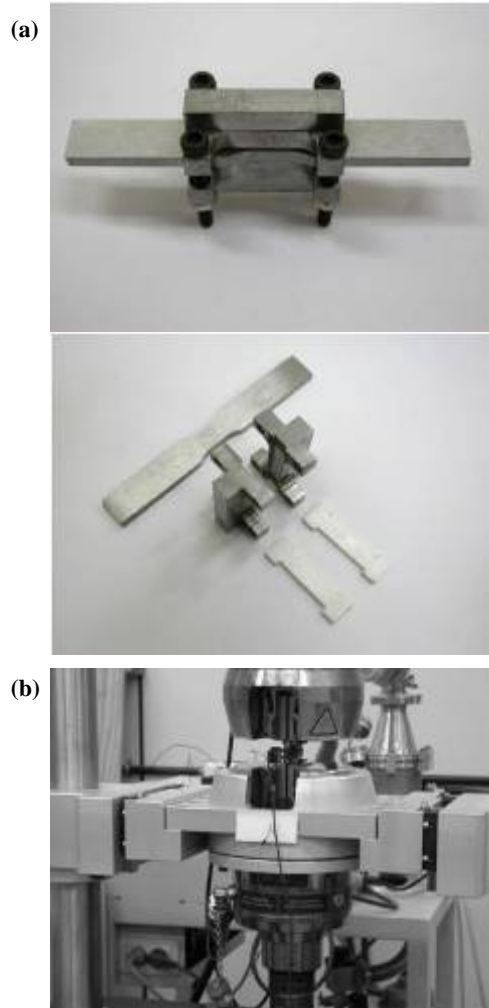


Fig. 3 Photographs showing (a) anti-buckling guide and (b) equipment for fixing the actuator

저주기 피로 특성 평가는 Instron 8801을 사용하여 strain-controlled 방법으로 전체 strain을 0.4~0.6% 범위에서 strain ratio = -1로 수행하였다.

고주기 피로 특성 평가는 Instron 8801을 사용하여 stress-controlled 방법으로 최대 stress를 1000MPa까지 stress ratio = 0.1로 수행하였다.

실험에 사용된 시편은 Fig. 2에 나타내었다.

또한 본 연구에서 사용된 시편은 1.6t 이하의 얇은 박판으로, R=-1의 조건에서 저주기 피로 시험 수행 시 발생하는 buckling 현상을 방지 하기 위해 Fig. 3(a)와 같이 시편의 gauge에 anti-buckling guide를 설치하였으며, 보다 정밀한 alignment를 위하여 Fig. 3(b)와 같이 INSTRON의 actuator를 고정 시키기 위한 장치를 장착하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 Pre-strain에 따른 기계적 성질

Fig. 4는 pre-strain 처리 시편의 인장 곡선이다. Pre-strain의 양이 증가할수록 항복강도와 인장강도가 높아지는 반면, 연성은 감소하는 현상을 보이고 있다. Table. 2에 pre-strain 전후의 인장 특성을 나타내었다.

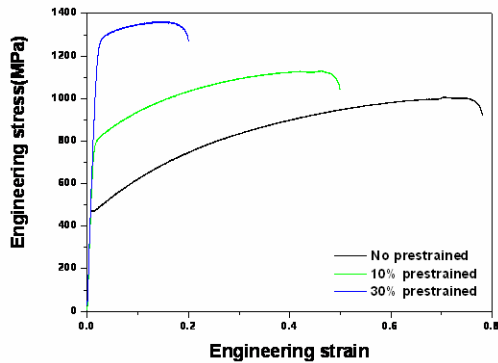


Fig. 4 The effect of pre-strain on the deformation behavior of TWIP steel

Table 2 Tensile properties of TWIP steel after imposing pre-strain

Pre-strain	YS(MPa)	UTS(MPa)	El
0%	471	1004	0.78
10%	749	1129	0.5
30%	1152	1357	0.2

3.2 저주기 피로 수명 예측

Ellyin에 의하면 재료의 피로손상은 각 cycle당 누적되는 total strain energy, Ψ 와 관련이 있으며, 피로 수명은 식 (1)을 통하여 예측할 수 있다[3-6].

$$\Psi = \Delta W^p / \rho + \Delta W^{e+} = \kappa_u \cdot (2N_f)^\alpha + C_u \quad (1)$$

ΔW^p 는 plastic strain energy density로 Fig. 5와 같이 반수명에서 hysteresis loop의 안쪽 면적을 나타낸다. ΔW^{e+} 는 positive or tensile elastic strain energy로 Fig. 5에서의 삼각형의 면적을 나타낸다. ρ 는 multi-axial constraint factor로서 uniaxial fatigue test에서는 그 값이 1이 된다. C_u 는 fatigue limit와 관련된 energy value로서 유한 피로 수명 영역에서는 그 값이 무시된다.

따라서 본 실험에서는 식 (1)이 식 (2)와 같이 적용될 수 있다[7,8].

$$\Psi = \Delta W^p + \Delta W^{e+} = \kappa_u \cdot (2N_f)^\alpha \quad (2)$$

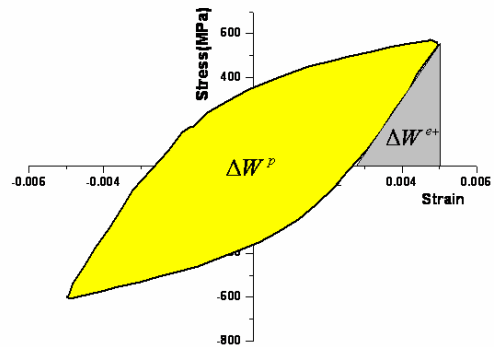


Fig. 5 Plastic strain and tensile strain energy per cycle

재료가 파괴될 때까지 받는 총 damage의 양이 일정하다고 가정하면 피로 파괴될 때까지 받는 총 damage의 양은 아래와 같이 표현된다.

$$\Psi \cdot N_f \quad (3)$$

또한 pre-strain의 경우도 재료가 받는 damage로 본다면, 식 (3)에 pre-strain에 의한 damage를 보정하여 pre-strain 처리 후의 피로수명을 예측할 수 있다. 즉 pre-strain처리 후의 저주기 피로 수명 변화를 Ψ^p, N_f^p 로 나타내면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

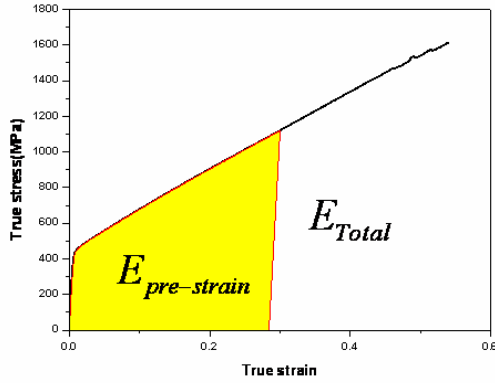


Fig. 6 Calculation of $\Delta E_{pre-strain}$

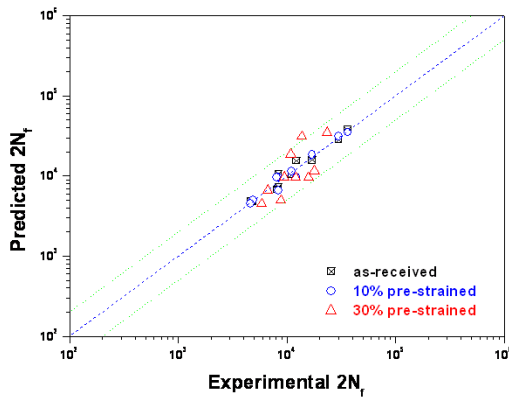


Fig. 7 Comparison of fatigue life between the experimental data and the prediction using proposed model, Eq. (5)

$$(\Psi \cdot N_f) \cdot \Delta E_{pre-strain} = \Psi^p \cdot N_f^p \quad (4)$$

위의 식에 식 (2)를 대입하여 정리하여 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$N_f^p = (\alpha+1) \sqrt{\Delta E_{pre-strain}} \cdot N_f \quad (5)$$

여기서 α 는 as-received 시편의 저주기 피로 특성 결과로부터 얻어지는 값으로, 대략 -0.49로 얻어진다. $\Delta E_{pre-strain}$ 은 Fig. 6과 같이, 전체 인장곡선 면적, E_{Total} 에 대한 pre-strain에 의한 면적, $E_{pre-strain}$ 의 비를 나타내며, Fig. 7을 통해 식 (5)와 실제 수명이 잘 일치함을 알 수 있다.

3.3 고주기 피로 수명 예측

앞에서 살펴본 바와 같이, total strain energy, Ψ 는

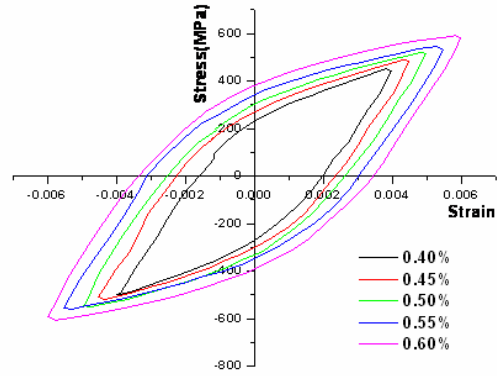


Fig. 8 Stabilized hysteresis loop of as-received specimens under the $R = -1$

저주기 피로 시험 동안 시편이 받는 plastic strain energy density, ΔW^p 와 positive or tensile elastic strain energy, ΔW^{e+} 의 합으로 나타내어진다. 이때 positive or tensile elastic strain energy, ΔW^p 는 Fig. 5에서 볼 수 있듯이 안정화된 반수명에서의 hysteresis loop의 안쪽 면적을 나타낸다. Fig. 8에 as-received 시편의 strain amplitude에 따른 안정화된 hysteresis loop를 나타내었다.

이를 통해 저주기 실험의 strain amplitude가 낮아 질수록 안정화된 hysteresis loop의 면적이 줄어드는 것을 알 수 있다. 즉 total strain energy, Ψ 에서 plastic strain energy density, ΔW^p 의 비율이 줄어드는 것을 알 수 있다. 이로부터 strain amplitude가 매우 낮은 실험 조건에서는 $\Delta W^p=0$ 으로 수렴할 것을 예상할 수 있다. 실제로도 고주기 피로 시험의 경우 항복강도 이하의 elastic 영역에서 흔히 행해지기 때문에, strain amplitude가 매우 작은 고주기 영역의 경우 total strain energy, Ψ 는 아래의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Psi = \Delta W^{e+} = \kappa_u \cdot (2N_f)^\alpha \quad (6)$$

또한 Golos와 Ellyin에 의하면 ΔW^{e+} 는 아래의 식으로 표현된다[7,8].

$$\Delta W^{e+} = (\Delta\sigma)^2 / 2E \quad (7)$$

여기서 E는 재료의 elastic modulus를 의미한다. 식(6)과 식(7)로부터 저주기 피로수명으로부터 변환된 stress, $\Delta\sigma$ 는 아래와 같이 표현될 수 있다.

$$\Delta\sigma = \sqrt{2E\kappa_u \cdot (2N_f)^\alpha} \quad (8)$$

이를 통해 strain control로 수행하는 저주기 피로 시험 결과로부터 stress control로 수행하는 고주기 피로 시험 결과인 S-N curve를 도출할 수 있다.

하지만 식(8)에 의한 고주기 피로 수명 예측은 저주기 피로 실험 결과에 대한 해석을 통해 예측한 것으로, 이때의 stress ratio는 R=-1 조건이다. 그러나 박판의 고주기 피로 시험은 buckling의 문제로 인해 R=-1에서 수행하는 것이 어렵기 때문에 일반적으로 R=0.1의 조건에서 실험하며 본 연구에서도 역시 R=0.1에서 고주기 피로 시험을 수행하였다. 따라서 R=-1의 조건으로 세운 식(8)에 의한 고주기 피로 수명 예측과 R=0.1의 조건에서 수행한 고주기 피로 수명 data의 비교를 위해서는 stress ratio가 피로 수명에 미치는 영향을 살펴봐야 보정해 주는 작업이 필요하다.

Mean stress와 stress amplitude에 따라 변화하는 피로 수명은 Goodman line에 의해 표현할 수 있으며 이때의 관계식은 다음과 같다[9].

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_f} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{TS}} = 1 \quad (9)$$

이때, σ_a 는 stress amplitude, σ_f 는 R=-1에서의 피로 강도, σ_m 은 mean stress, σ_{TS} 는 인장 강도를 나타낸다. 또한 stress ratio는 다음의 식으로 표현된다.

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (10)$$

식(9)와 식(10)으로부터 maximum stress와 stress ratio의 관계는 다음의 식으로 표현된다.

$$\sigma_{\max} = \sigma_a + \sigma_m = \frac{2}{\frac{1-R}{\sigma_f} + \frac{1+R}{\sigma_{TS}}} \quad (11)$$

식(8)에서 예측된 $\Delta\sigma$ 를 식(11)의 σ_f 에 대입하면 아래의 식을 얻을 수 있으며, 이를 통해 R=-1조건에서의 저주기 피로 실험 결과로부터 R=0.1조건에서의 고주기 피로 수명을 예측할 수 있다.

$$\sigma = \frac{2}{\frac{1-R}{\Delta\sigma} + \frac{1+R}{\sigma_{TS}}} \quad (12)$$

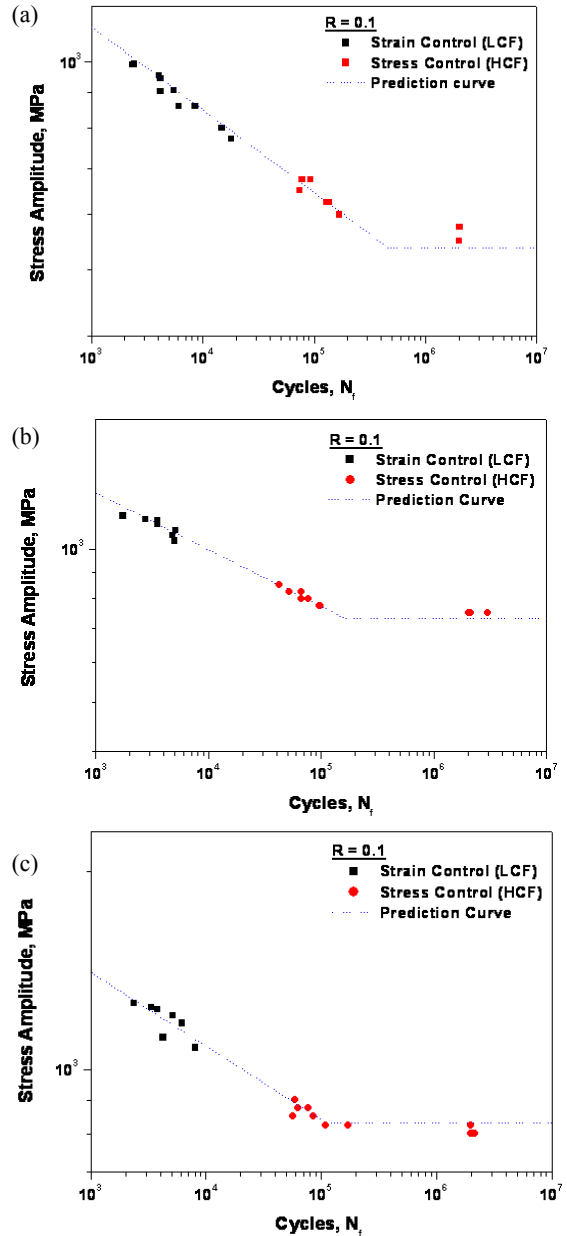


Fig. 9 S-N curve (R=0.1) of (a) as-received, (b) 10%, and (c) 30% pre-strained specimen obtained from prediction model and experimental data obtained from strain controlled and stress controlled fatigue tests

또한 steel의 경우, 고주기 피로 시험 시 임계 응력 이하에서는 파괴가 일어나지 않는 fatigue limit이 존재하게 되는데 위의 모델에서는 이를 고

려하지 않고 있다. 흔히 2×10^6 이상의 수명을 견디는 응력을 fatigue limit으로 간주하는데 이는 간단히 다음과 같은 식으로부터 예측할 수 있다.

$$\sigma_{FL} = 0.55\sigma_{TS} + 134 \quad (13)$$

이때 σ_{FL} 은 fatigue limit을 나타낸다. Fig. 9(a)는 식(12)와 식(13)을 이용하여 예측된 고주기 피로 수명을 나타내며, 이를 통해 실제 수명과 잘 일치함을 알 수 있다. 마찬가지로 방식으로 10%, 30% pre-strain처리 시편에 대한 예측 결과를 Fig. 9(b)와 (c)에 나타내었다.

4. 결론

TWIP강의 낮은 항복강도를 해결하기 위해 냉간 압연을 통한 pre-strain처리를 하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) Pre-strain양에 따라 항복강도 및 인장강도가 증가하였으며, 연성과 저주기 피로 특성이 감소하였다.

(2) Pre-strain에 의한 damage를 보정하여 pre-strain처리 후의 저주기 피로 수명 변화를 다음과 같은 식으로 예측하였다.

$$N_f^p = (\alpha+1) \sqrt{\Delta E_{pre-strain}} \cdot N_f$$

(3) Total strain energy의 elastic strain energy를 이용하여 as-received 시편의 저주기 피로 특성으로부터 고주기 피로 특성 및 fatigue limit을 다음과 같은 식으로 예측하였다.

$$\sigma = \frac{2}{\frac{1-R}{\sqrt{2E\kappa_u \cdot (2N_f)^\alpha}} + \frac{1+R}{\sigma_{TS}}}$$

$$\sigma_{FL} = 0.55\sigma_{TS} + 134$$

후 기

본 연구는 POSCO 및 BK21의 지원 하에 이루어졌으며, 이에 감사 드립니다.

참 고 문 헌

- [1] ULSAB-AVC Report, 2002.
- [2] H. Hofmann et al, 2005, Properties of austenite high manganese steels with induced plasticity(L-IP steel), proceedings of SCT2005, 73.
- [3] D. Lefebvre, F. Ellyin, 1984, Cyclic response and inelastic strain energy in low-cycle fatigue, Int. J. Fatigue, Vol. 6, No. 1, pp. 9~15
- [4] F. Ellyin, D. Kujawski, 1984, Plastic strain energy in fatigue failure, J. Pressure Vessel Technol., Trans. ASME, Vol. 106, pp. 342~347.
- [5] F. Ellyin, 1997, Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction, First edition, Chapman & Hall, London, pp. 85~97.
- [6] F. Ellyin, D. Kujawski, 1986, An energy-based fatigue failure criterion, in Microstructure and Mechanical Behaviour of Materials, EMAS, Vol. II, West Midlands, UK, pp. 541~600.
- [7] K. Golos, F. Ellyin, 1987, Generalization of cumulative damage criterion to multilevel cyclic loading, Theor. Appl. Fract. Mech., Vol. 7, pp. 169~176.
- [8] K. Golos, F. Ellyin, 1988, A total strain energy density theory for cumulative damage, J. Pressure Vessel Technol., AMSE, Vol. 110, pp. 36~41.
- [9] George E. Dieter, 1988, Mechanical Metallurgy. SI Metric ed., McGraw-Hill, London. pp. 382~387.