저온용 고장력강(EH36)의 평균 응력 삼축비에 따른 파단 변형률 정식화

정준모* · 남웅식*

*인하대학교 조선해양공학과

Formulation of Failure Strain according to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36)

Joonmo Choung* and Woongshik Nam*

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

ABSTRACT: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Equivalent plastic strain 등가 소성 변형률, Failure strain 파단변형률, Average true stress 평균 진응력

KEY WORDS: Stress triaxiality is recognized as one of the most important factors for predicting the failure strain of ductile metals. This study dealt with the effect of the average stress triaxiality on the failure strain of a typical low-temperature high-strength marine structural steel, EH36. Tensile tests were carried out on flat specimens with different notches, from relatively smooth to very sharp levels. Numerical simulations of each specimen were performed by using ABAQUS. The failure initiation points in numerical simulations were identified from a comparison of the engineering stress vs. strain curves obtained from experiments with simulated ones. The failure strain curves for various dimensionless critical energy levels were established in the average stress triaxiality domain and compared with the identified failure strain points. It was observed that most of the failure initiation points were approximated with a 100% dimensionless critical energy curve. It was concluded that the failure strains were well expressed as a function of the average stress triaxiality.

1. 서 론

선박 또는 해양플랜트에 사용되는 대부분의 강재는 비록 고장력강일지라도 연성재료(Ductile material)의 범주에 포함된다고 인식되고 있으며, 연성재료의 파단거동은 재료의 내부에서 발달하는 응력 삼축비(Stress triaxiality)와 로드각(Lode angle)의 영향에 지배를 받는 것으로 알려져 있다. 특히 응력 삼축비의 경우 과거부터 재료의 파단에 중요한 인자로 작용하였음이 여러 연구에 의하여 증명되어 왔다. McClintock(1968)과 Rice and Tracey(1969)는 연성재료의 항복부터 파단까지의 소성 변형 프로세스인 미소 기공의 생성(Void nucleation or initiation), 성장(Void growth), 병합(Void coalescence)이 응력 삼축비의 발달도에 주로 영향을 받는다고 제시하였다. Hancock and Mackenzie(1976)는 일련의 노치를 가지는 인장 시편들의 실험을 통해 응력 삼축비가 파단에 미치는 영향을 증명한다. 연속체 손상 역학(CDM, Continuum damage mechanics)에서도 손상(Damage)의 발전이 응력 삼축비의 함수로 표현되고 있으며, Lehmann and Yu(1998)는

CDM을 응용하여 응력 삼축비의 지배를 받는 파단 지표(Rupture index)를 제시한 바 있다. Urban(2003)과 Törnqvist(2003)가 제시한 RTCL(Rice-Tracey and Cockcroft-Latham) 파단조건에서도 재료가 인장을 경험할 때 응력 삼축비의 발달도가 파단을 지배한다고 가정하였다. Bao and Wierzbicki(2004)는 알루미늄으로 제작된 압축, 전단, 전단/인장, 인장 시편을 제작하여 응력 삼축비와 파단 변형률의 함수 관계를 찾기 위한 노력을 하였다. 최근의 경향을 살펴보면 Bai and Wierzbicki(2008)는 토사(Soil)의 항복함수(Mohr-Coulomb yield function)를 개량하고 이에 상응하는 파단 변형률을 응력 삼축비와 로드각의 함수로 나타내었다. 이 파단 조건은 Bai and Wierzbicki(2010), Luo and Wierzbicki(2010), Dunand and Mohr(2011), Beese and Mohr(2011), Luo et al.(2012) 등에 의하여 유용성이 검증되어오고 있다.

조선해양 산업계에서는 등가 소성 변형률이 특정한 값에 도달한 경우 파단이 발생한다고 가정하는 전단 파단 조건(Shear fracture criterion)을 파단 조건으로 사용해왔다. 아직도 파단 변형률이 같은 구조물 또는 같은 재료에 대하여 변동성이 없는 상

Received 18 January 2013, revised 22 February 2013, accepted 19 April 2013

Corresponding author Joonmo Choung; +82-32-860-7346, jmchoung@inha.ac.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is advanced edition of JOET paper, Vol. 25(3), 53-66.

수로 인식되기도 하지만, 점차 파단 변형률이 응력 삼축비와 로드 각의 함수라는 사실을 인식해가고 있는 단계이다. 최근 Choung et al.(2011a)은 여러 가지 파단 조건, 즉 전단 파단 조건, 기공률 파단 조건, FLD(Forming limit diagram) 등을 비교하여 그 차이점을 분석한 것이 대표적인 사례이다. Choung et al.(2011b) 및 Choung et al.(2012)은 환봉형 노치재의 인장 실험을 통하여 파단 변형률을 평균 응력 삼축비의 함수로 표현하기도 하였다.

이러한 파단 변형률은 선박이나 해양플랜트의 사고한계상태(ALS, Accidental limit state)의 구조 안전성을 평가하기 위한 중요한 재료 특성치이다. 즉 사고의 발생 시 파공의 발생 여부 및 파공의 크기를 예측하는 중요한 연구 분야이다. 그러나 대부분의 연구가 구조물 수준의 연구에 치중하는 것이 사실이다. 예를 들어 충돌, 좌초, 또는 폭발과 같이 과대하중을 유발하는 구조물 실험 또는 구조물 실험을 모사하기 위한 수치해석적인 연구는 활발한데 반하여 재료적 관점에서의 연구는 그리 흔치 않은 실정이다.

따라서 본 논문은 기존의 연구(Choung et al., 2011a; Choung et al., 2011b; Choung et al., 2012)의 확장 연구로서 파단 변형률에 대한 실험적 연구를 통하여 평균 응력 삼축비로 표현되는 파단 변형률을 정식화하고자 한다. 이를 위하여 대표적 저온용 고장력강인 EH36을 대상으로 다양한 노치를 가지는 판상형 인장 시편을 가공하고 이에 대한 인장 실험을 수행하였다. 이 결과를 Abaqus/Standard를 이용한 수치해석과 비교하여, 평균 응력 삼축비의 함수로서 파단 변형률을 제시하고자 한다.

2. 인장 실험

2.1 시편 설계 및 가공

실험에 사용된 재료는 P사에서 제조한 E등급 저온용 고장력강 EH36이다. Fig. 1에 보인 바와 같이, 시편의 기본 형상은 판상형이며 평활재의 경우 ASTM(2004)에서 제시하는 설계기준을 적용하였다. 노치의 침도에 따른 파단 변형률을 관찰하기 위해 노치 반지름 0.5mm에서 반지름 128.00mm까지의 시편을 제작하였다. 모든 시편의 평활재와 노치재의 최소 설계 폭은 8.5mm이며 실측 최소 폭도 8.5mm에서 크게 벗어나지 않았다. 모재의 두께 방향으로 상층(Top layer), 중층(Middle layer), 하층(Bottom layer)에서 박판으로 분리한 후 이 박판으로부터 시편이 가공되었다. 시편의 길이방향은 모두 강재의 가공 방향(Rolling direction)과 일

Table 1 Labels of specimens

Notch radius (mm)	Top	Middle	Bottom
0.5	T-R0005	M-R0005	B-R0005
1.0	T-R0010	M-R0010	B-R0010
2.0	T-R0020	M-R0020	B-R0020
4.0	T-R0040	M-R0040	B-R0040
8.0	T-R0080	M-R0080	B-R0080
16.0	T-R0160	M-R0160	B-R0160
32.0	T-R0320	M-R0320	B-R0320
64.0	T-R0640	M-R0640	B-R0640
128.0	T-R1280	M-R1280	B-R1280
∞	T-R0000	M-R0000	B-R0000

치한다. 두께방향으로 세 개 층과 노치 10종류 (평활재 포함)를 고려하면 총 30개의 시편이 제작되었다. 각 시편의 노치에 따른 명칭을 Table 1에 요약하여 나타내었다.

2.2 진응력 곡선

인장 실험으로부터 얻은 인장 하중과 신률계 변위를 식 (1), (2)를 이용해 공칭응력 및 공칭변형률을 구할 수 있다. 또한 식 (3) 및 식 (4)를 이용하여 균일 진응력과 균일 진변형률을 구할 수 있다. 본 논문에서 수행하고자 하는 수치해석은 매우 큰 소성 변형률 구간까지 수행되어야 한다. 그러나 식 (3) 및 식 (4)는 시편이 균일하게 연신한다는 가정 하에 유도된 공식이므로, 네킹이 발생하기 이전까지만 사용이 가능하다. 따라서 실험으로부터 얻은 균일 진응력 및 균일 진변형률 데이터를 식 (5)에 곡선 적합(Curve fitting)하여 재료상수 K 와 n 을 도출하고 이를 다시 식 (5)에 대입하여 네킹 이후의 소성 변형률 구간으로 외삽 확장할 필요가 있다. 본 논문에서 재료상수 K 와 n 을 도출하는 방법은 ASTM (2004)을 따랐다.

$$\frac{P}{A_0} = S \quad (1)$$

$$\frac{\delta l}{l_0} = e \quad (2)$$

$$\sigma_{un} = S(1 + e) \quad (3)$$

$$\epsilon_{un} = \ln(1 + e) \quad (4)$$

Fig. 1 Shapes of specimens

(a) Before log scale

(b) After log scale

Fig. 2 Comparison of true stresses curves for DH32TM (Choung, 2009)

$$\sigma = K\epsilon_p^n \quad (5)$$

P : 인장 하중

A_0 : 초기 단면적

l_0 : 시편의 초기 길이

δl : 변위

S : 공칭 응력

e : 공칭 변형률

식 (5)의 양변에 로그를 취하면 n 은 직선의 기울기를 의미한다. 그러나 Choung(2009)이 수행한 DH36TM(TMCP강)의 실험결과에 의하면 Fig. 2(a)에 보인 바와 같이 소성 변형률의 증가와 함께 평균 진응력(Average true stress)이 급격히 증가하는 양상을 보인다. 여기서 평균 진응력은 단면적의 변화를 계속하여 도출한 진응력을 의미한다. 또한 등가 진응력(Equivalent true stress)은 평균 진응력을 응력 수정(Bridgman stress correction)한 진응력이고, 외삽 진응력(Extrapolated true)은 식 (5)를 이용하여 네킹 이후를 외삽한 진응력이다. 응력 수정은 네킹의 발생 후 네킹부의 응력이 삼축으로 발달하기 때문에 일축 응력 대신 von Mises 등가 응력으로 변환하기 위한 수정을 의미한다.

Fig. 2(b)에 나타난 것처럼 로그 스케일 상에서 소성 변형률이 특정 값 이상 증가하는 경우 식 (5)를 이용한 외삽 진응력은 당연히 직선을 유지하지만, 단면적의 변화를 직접 계속하여 구한 평균 진응력은 직선의 선형성이 훼손되는 것을 관찰할 수 있다. 네킹 이후 소성 변형률의 증가에 따라 비선형성이 점점 증가하게 되고 이는 응력 수정 효과를 상쇄할 수준이다. 이는 큰 소성 변형률 구간에서 외삽 진응력이 부정확해진다는 것을 의미한다. 대변형률 구간에서 외삽 진응력의 부정확성은 작은 노치를 가지는 노치재보다 노치 반지름이 커질수록(평활재에 가까워질수록) 영향도가 커진다. 작은 노치를 가지는 시편은 작은 소성 변형률에서 파단이 발생하지만, 큰 노치를 가지는 시편의 경우 소성 변형률이 크게 증가한 이후에 파단이 발생하기 때문에 수치해석의 부정확성이 증가하는 것이다.

평균 진응력을 구하기 위해서 시편의 단면적 변화를 직접 계

Fig. 3 Comparison of true stresses curves for EH36

Table 2 Mechanical properties for EH36

Quantity	T-R0000	M-R0000	B-R0000
Initial yield stress σ_0	425.507	394.728	480.432
Engineering tensile stress S_u	499.139	488.816	550.236
True tensile stress σ_u	576.505	576.464	634.971
Plastic hardening exponent n	0.1671	0.1574	0.1838
Strength coefficient K	851.138	813.954	975.888

측하여 평균 진응력을 계속해야 하지만, 판상형 시편에 대한 단면적의 변화를 구하는 것은 매우 어려운 실험이다. 네킹 이후 시편이 소위 쿠션 효과(Cushion effect)라는 변형을 하기 때문에 정밀한 계측이 매우 어렵다. 평판에서 채취된 환봉형 시편도 달걀 모양(Oval shape)의 변형을 하므로 이축에 대한 계측이 필요하고 이 또한 용이한 계측이 아니다. 본 연구에서는 이러한 어려움으로 인하여 신물계(Extensometer)를 이용하여 진변형률을 계속하였다. 따라서 평균 진응력의 비선형 효과를 고려하기 위

하여 참고문헌(Choung, 2009)을 조사하였고, 네킹 이후 (엄밀히 소성 변형률 0.25 이후) 평균 진응력과 외삽 진응력의 차이를 3차 다항식으로 적합하고, 이를 평활 시편(T-R0000, M-R0000, B-R0000)에서 얻은 외삽 진응력에 계수로 곱하여 평균 진응력으로 사용하였다. Fig. 3에서 평활 시편에 대한 외삽 진응력과 본 논문의 수치해석에서 사용하게 될 평균 진응력(Polynomial)을 동시에 나타내었다. 평활 시편의 항복강도, 인장강도 등의 기계적 특성치는 Table 2에 제시되었다.

평활 시편의 인장 실험을 수행하기 이전에는, 상층 및 하층 시

(a) Top layer

(b) Middle layer

(c) Bottom layer

Fig. 4 Comparison of engineering stress curves according to through-thickness layers

편의 기계적 특성이 같으며 중층 시편의 기계적 특성이 부족할 것으로 예상했지만 하층이 가장 우수한 것으로 나타났으며, 상층, 중층의 순서로 나타났다(Fig. 3 참조). 이에 대한 원인으로서는 두께 방향으로 대칭된 지점에서 박판이 생성되지 않았을 가능성이 가장 큰 것으로 예측되며, 박판의 가공 도중에 열변형 또는 굽힘변형 등의 잔류응력이 존재했을 가능성도 배제하기는 어렵다. 모재의 두께가 25mm였으며, 이로부터 2mm 두께의 박판을 박리시키기 위해서는 상당히 정교한 장비와 시간을 요한다. 박리의 과정에서 절삭 발생열을 최소화하면서 초기 변형 없이 박판을 생성해야하기 때문이다. 또한 두께 방향으로 완벽하게 대칭된 지점에서 표층과 중층의 박판을 박리하는 것도 비교적 난이도가 높은 가공법으로 알려져 있으며, 작업자의 실수로 비대칭성을 유지하지 못할 가능성도 존재하였다고 판단된다.

2.3 노치재 실험 결과

노치의 변화에 따른 인장하중과 연신률의 변화를 나타내기 위하여, Fig. 4에 노치 반경 0.5mm에서 128mm까지의 노치재의 공칭응력-공칭변형률 곡선을 표현하였다. 노치 반지름이 커질수록 공칭 인장강도는 작아지고 파단까지의 연신률은 증가하는 것을 관찰할 수 있다. 노치재 실험 결과는 노치재의 실험 및 수치해석으로부터 얻은 공칭응력을 비교하여 수치해석의 정량성을 검증하고,

(a) front view

(b) iso view

Fig. 5 Modeling of specimens

파단이 발생하는 시점에서의 평균 응력 삼축비 및 등가 소성 변형률을 수치해석으로부터 도출하여 정식화된 파단 변형률을 검증하는데 사용된다.

3. 수치해석

3.1 시편 모델링

본 논문에서는 수치해석을 위해 상용 유한요소해석 프로그램인 Abaqus/Standard를 사용하였다. 3차원 8절점 감작적분요소(C3D8R)를 사용하였다. 매우 작은 노치를 가지는 시편(노치 반지름 = 0.5mm)의 경우 노치부 요소의 크기는 l_c/R (요소의 길이와 노치 반지름의 비)가 0.1을 초과하지 않도록 하였다. 나머지 시편의 경우 노치부 요소의 크기를 0.1mm로 설정하였다. 노치 부근에서 충분히 떨어진 지점에 천이구간을 배치하고 비교적 큰 요소가 배치되도록 하였다. 모델의 y 방향 범위는 신률계가 부착되는 지점(25mm)이다. 시편은 x, y, z 축으로 정확히 대칭을 이루고 있기 때문에 시편의 1/8만 모델링을 수행하였다. Fig. 5는 노치 반지름이 4mm인 경우를 예시적으로 나타내었는데, Fig. 5(a)에 보인 바와 같이 시편의 길이 방향 중심선(녹색 점선)을 따라 수평방향(x 방향) 변위, 시편의 지름방향 중심선(흑색

점선)을 따라 길이방향(y 방향) 변위를 구속하였다. 또한 시편 두께 방향의 중심선(청색 점선)을 따라 두께 방향(z 방향)으로 변위를 구속하고 모델의 상단 절점에 y 방향 강재 변위를 부여함으로써 인장 하중을 구현하였다.

3.2 수치해석 결과의 정량성 검증

수치해석 결과는 실험 결과와 비교하여 정확성을 검증한 후, 파단이 시작될 때 응력 성분 및 소성 변형률을 파악해야 한다. 이를 위하여 Fig. 6에 모든 시편에 대한 수치해석 결과를 실험결과와 비교하여 나타내었다. 하중 및 중충에서 제작된 시편의 경우 수치해석과 실험이 상당히 높은 정도를 가지고 일치하는 것을 확인할 수 있다. 상충 시편도 하중 시편 또는 중충 시편보다 약간 정확도가 결여되지만 비교적 잘 일치하는 것으로 보여 진다. 다만 소성 변형률이 증가함에 따라 수치해석과 실험이 차이를 보이게 되는 경향이 있다. 요소가 과대 변형하면서 요소의 장폭비(Aspect ratio), 왜도(Skewness), 자코비언(Jacobi ratio) 등의 요소 형상 품질이 심하게 저하되어 해석의 정확도가 결여된 것이 주요 원인으로 판단된다. 그러나 본 논문에서는 수치해석이 비교적 높은 신뢰성을 가진다고 판정하였다.

Fig. 6 Comparison plots of simulation results with experimental results

4. 파단 변형률의 정식화

4.1 파단 변형률 정식화 방법론

Bao and Wierzbicki(2004)는 알루미늄 합금에 대한 다양한 실험을 통하여 평균 응력 삼축비에 따른 파단 변형률을 정식화한 바 있다. Choung et al.(2011b)과 Choung et al.(2012)은 EH36강재의 무차원 임계 에너지(Dimensionless critical energy) 수준이 15%일 때 알루미늄과 동일한 파단 변형률 곡선을 얻을 수 있음을 증명하였고, 무차원 임계 에너지 수준이 100%일 때 EH36 강재의 파단을 가장 잘 묘사하는 것으로 주장하였다. 본 논문은 전술한 바와 같이 Choung et al.(2011b)과 Choung et al.(2012)의 방법과 동일한 방법을 통하여 파단 변형률을 정식화 하고자 한다.

무차원 임계 에너지는 식 (6)에 보인바와 같이 파단에 이르는 시점까지의 평균 응력 삼축비와 등가 소성 변형률 (파단 변형률)의 곱으로 나타낼 수 있다. 이때 평균 응력 삼축비는 식 (7)을 이용하여 계산이 가능하다. 역으로 생각해보면, 무차원 임계 에너지가 특정한 값에 도달할 때의 등가 소성 변형률을 파단 변형률로 가정하는 것도 가능하다. 이렇게 특정한 무차원 임계 에너지 수준에 해당하는 파단 변형률을 정식화시키고, 실험 및 수치해석으로부터 인식한 파단 변형률에 근사하는지를 확인하는 과정을 통하여 파단 변형률의 정식화가 진행되었다. 평균 응력 삼축비에 따른 파단 변형률을 인식하기 위하여 본 연구에서는 다음의 5단계 과정을 거쳤다.

$$E_f = \eta_{f,av} \epsilon_f \quad (6)$$

$$\eta_{av} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \eta d\epsilon_{p,eq} \quad (7)$$

E_f : 무차원 임계 에너지

$\eta_{f,av}$: 파단이 발생할 시점의 평균 응력 삼축비

ϵ_f : 파단 변형률

η_{av} : 평균 응력 삼축비

η : 응력 삼축비

$\epsilon_{p,eq}$: 등가 소성 변형률

- 1단계: 인장실험과 수치해석을 비교하여 파단이 발생하는 공칭 변형률을 수치해석으로부터 확인

- 2단계: 이 공칭 변형률에 상응하는 등가 소성 변형률을 파단 변형률로 인식하고 이 지점에서의 정수압 응력 및 von Mises 등가 응력을 도출하여 평균 응력 삼축비를 계산
- 3단계: 무차원 임계 에너지 수준을 가정하고 그 지점까지의 정수압 응력 및 von Mises 등가 응력을 추출하여 평균 응력 삼축비를 산정하고 그 지점까지의 등가 소성 변형률을 파단 변형률을 정식화하기 위한 값으로 인식
- 4단계: 3단계에서 인식한 평균 응력 삼축비와 등가 소성 변형률을 이용하여 파단 변형률을 정식화
- 5단계: 4단계에서 정식화된 파단 변형률 곡선에 2단계에서 인식한 평균 응력 삼축비와 파단 변형률의 관계를 도식하여 일치하는 무차원 임계 에너지 수준을 확인. 일치하는 수준이 존재하지 않을 경우 3단계에서 다른 무차원 임계 에너지 수준을 가정하여 5단계까지 반복

그런데 여기서 중요한 것은 정수압 응력, von Mises 등가 응력, 등가 소성 변형률의 복원 지점이다. 즉 파단의 시작이 예측되는 지점을 선택할 필요가 있다. 본 연구에서는 실제 시편의 파면 관찰 등을 통하여 노치 반지름이 2mm이하인 경우 노치 반지름 주변에서, 나머지 경우 시편의 중심에서 파단이 발생하는 것으로 확인하였다.

4.2 파단 변형률 정식화 결과

전술한 바와 같이 Choung et al.(2011b) 및 Choung et al. (2012)은 EH36 강재로부터 환봉형 인장 시편을 가공하고 실험을 실시하여 100% 무차원 임계 에너지 수준에서 파단 변형률과 평균 응력 삼축비의 곡선이 파단 변형률을 잘 예측하고 있음을 제시하였고, 또한 각 수준에 따른 무차원 임계 에너지는 Johnson-Cook 파단 변형률 조건(식 (8))에 의하여 아주 정확하게 근사됨을 보인 바 있다.

본 논문에서는 100%, 50%, 25%, 15% 무차원 임계 에너지 수준에 대한 평균 응력 삼축비와 등가 소성 변형률의 관계를 Fig. 7에 도식하였다. 이때 도출된 Johnson-Cook 파단 변형률 조건의 재료 상수를 Table 3에 나타내었다. 여기서 Johnson-Cook 파단 변형률 조건(곡선)은 Choung et al.(2011b) 및 Choung et al.(2012)의 결과를 그대로 인용하였으며, 본 논문에서 수행된 결과

Fig. 7 Formulated failure strain curves according to various dimensionless critical energy levels

Table 3 Failure strain constants at each dimensionless critical energy level

E_f	d_1	d_2	d_3	R_a^2
0.15	0.501	4.116	2.117	0.999
0.25	0.143	1.440	2.797	0.963
0.50	0.274	2.348	2.373	0.999
1.00	0.123	1.113	3.686	0.998

R_a^2 : 수정 결정 계수(Adjusted coefficient of determination)

Johnson-Cook 파단 변형률 조건에 잘 부합하고 있음을 확인할 수 있다. 또한 Fig. 7은 무차원 임계 에너지가 25%일 경우 (범례가 $E_f=0.25$ 인 경우)와 임계 시편의 인장 하중이 최종 강도에 도달했을 경우 (범례가 Ultimate strength인 경우)도 같이 도시하여 나타내었다.

$$\epsilon_f = d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta_{av}) \quad (8)$$

d_1, d_2, d_3 : Johnson-Cook 파단 조건의 재료 상수

Fig. 8은 Bao and Wierzbicki(2004), Choung et al.(2012), 그리고 본 연구에서 수행된 결과를 도식적으로 나타내고 있다. 노치 반지름이 8mm 이상인 경우 파면의 관찰을 통하여 시편의 중앙부(Center)에서 파단이 선행하였음을 확인하였기 때문에, 시편의 중앙부에서 대칭 절점에서 추출한 결과를 나타내었다. 반면 노치 반지름이 4mm 이하인 경우에는, 파단의 개시부를 육안으로 판별하기 어려워 시편의 중앙부 및 노치부(Side)에서 추출한 결과를 동시에 나타내었다.

노치 반지름이 8mm 이상인 경우(중앙부 기준이라면 노치 반지름 4mm 이상인 경우), 비교적 100% 무차원 임계 에너지 수준에 근사하고 있음을 확인할 수 있다. 이러한 경향은 중공원(Hollow circle)으로 나타난 이전 연구(Choung et al., 2011b; Choung et al., 2012)에서 더 뚜렷하게 나타난다.

노치가 매우 작은 경우(노치 반지름이 2mm 이하인 경우), 노치부에서 파단이 발생했을 것으로 추정되며, 이 경우 평균 응력 삼

Fig. 8 Comparison of failure strain formulas with failure strain points

축비는 0.6이하이다. 노치 부근의 파단은 정수압 응력보다는 등가 응력이 지배적이었을 것이며, 이 경우 낮은 응력 삼축비를 나타낼 수밖에 없으므로 이 경우에 대한 결과는 비교적 타당하다고 사료된다. 그러나 이 경우 작은 노치를 가지는 시편의 파단 변형률이 오히려 크게 나타나고 있는 원인에 대해서는 본 연구에서 규명하지 못하였다.

5. 결 론

본 논문에서는 파단 변형률을 평균 응력 삼축비의 함수로 가정하고 EH36강재의 실험 및 수치해석을 통하여 파단 변형률을 정식화하였다. 해양구조물용 저온용 고장력강인 EH36으로부터 다양한 노치 반지름을 가지는 박판 시편을 제작하였고, 시편에 대한 비선형 수치해석을 수행하였다.

이를 위하여 평활재의 인장 실험을 수행하고, 균일 진응력 곡선을 도출하였다. 네킹 이후 대변형률 구간에서 비선형적인 진응력 선도의 효과를 고려하기 위하여 3차 다항식으로 표현되는 평균 진응력을 적용하였다. 이렇게 얻어진 평균 진응력을 수치해석에 적용하여 공칭응력-공칭변형률 곡선을 모든 노치재에 대하여 도출하였다. 도출된 공칭응력-공칭 변형률 곡선을 실험값과 비교한 결과 비교적 신뢰성 있는 수치해석이 수행되었음을 확인하였다.

파단 변형률의 정식화를 위하여 수치해석에서 얻은 공칭응력-공칭변형률을 실험 결과와 비교함으로써 파단 개시점을 인지할 수 있었으며, 파단 개시점에서의 정수압 응력과 von Mises 등가 응력을 이용하여 평균 응력 삼축비를 산정하였고, 등가 소성 변형률을 파단 변형률로 간주하였다.

무차원 임계 에너지가 특정한 값에 도달하면 파단에 도달하는 것으로 간주하여, 100%, 50%, 25%, 15%의 네가지 에너지 수준에서 파단 변형률을 정식화 하였다. 이렇게 얻어진 파단 변형률 공식을 실험 및 수치해석으로부터 얻은 파단 변형률과 비교하여 무차원 임계 에너지가 100% 수준일 때 가장 일치한다는 결론을 얻었다.

그러나 전단응력이 지배적인 영역에서의 실험이 수행되지 않았으며 따라서 이 영역에 대한 정식화는 수행되지 않았다. 이에 대한 실험적 수치적 연구가 가장 시급하다고 판단된다. 또한 개발된 파단 변형률 곡선을 상용 유한요소코드에 이식하여 개발된 파단 변형률의 타당성을 검증하는 연구가 뒤따라야 할 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부 한국연구재단의 연구비 지원으로 수행되었으며, 위 기관의 지원에 감사드립니다. 또한 인하대학교의 연구비 지원에도 감사드립니다.

참 고 문 헌

American Society for Testing and Materials (ASTM), 2004. E8

- 04 Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. ASTM.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24, 1071-1096.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture. *International Journal of Fracture*, 161, 1-20.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46, 81-98.
- Beese, A.M., Mohr, D., 2011. Effect of Stress Triaxiality and Lode Angle on the Kinetics of Strain-Induced Austenite-to-Martensite Transformation. *Acta Materialia*, 59(7), 2589-2600.
- Choung, J., 2009. Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels. *Ocean Engineering*, 36, 1164-1174.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011a. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part II: Theoretical Backgrounds of Fracture. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(2), 92-100.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011b. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part III: Experimental study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-66.
- Choung, J., Shim C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel using Average Stress Triaxiality. *Marine Structures*, 29, 1-21.
- Dunand, M., Mohr, D., 2011. On the Predictive Capabilities of the Shear Modified Gurson and the Modified Mohr-Coulomb Fracture Models over a Wide Range of Stress Triaxialities and Lode Angles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 59, 1374-1394.
- Hancock, J.W., Mackenzie, A.C., 1976. On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels subjected to Multi-Axial Stress-States. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 24, 147-160.
- Lehmann, E., Yu, X., 1998. On Ductile Rupture Criteria for Structural Tear in the Case of Ship Collision and Grounding. *Proceedings of the 7th International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units*. 141-147.
- Luo, M., Wierzbicki, T., 2010. Numerical Failure Analysis of a Stretch-Bending Test on Dual-Phase Steel Sheets using a Phenomenological Fracture Model. *International Journal of Solids and Structures*, 47, 3804-3102.
- Luo, M., Dunand, M., Mohr, D., 2012. Experiments and Modeling of Anisotropic Aluminum Extrusions under Multi-Axial Loading - Part II: Ductile fracture. *International Journal of Plasticity*, 32-33, 36-58.
- McClintock F.A., 1968. A Criterion of Ductile Fracture by the Growth of Holes. *Journal of Applied Mechanics*, 35, 363-371.
- Rice J.R., Tracey, D.M., 1969. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 17, 201-217.
- Törnqvist, R., 2003. Design of Crashworthy Ship Structures. Technical University of Denmark, Ph.D Thesis.
- Urban, J., 2003. Crushing and Fracture of Lightweight Structures. Technical University of Denmark, Ph.D Thesis.