Ductile Fracture Predictions of High Strength Steel (EH36) using Linear and Non-Linear Damage Evolution Models

Sung-Ju Park*, Byoungjae Park** and Joonmo Choung*

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

**Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, Daejeon, Korea

선형 및 비선형 손상 발전 모델을 이용한 고장력강(EH36)의 연성 파단 예측

박성주* · 박병재** · 정준모*

*인하대학교 조선해양공학과

**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Average normalized lode angle 평균 정규 로드각; Non-proportional stress 비비례 응력, Damage evolution 손상 발전, Ductile fracture 연성 파단; Loading path 하중 경로

ABSTRACT: A study of the damage evolution laws for ductile materials was carried out to predict the ductile fracture behavior of a marine structural steel (EH36). We conducted proportional and non-proportional stress tests in the experiments. The existing 3-D fracture strain surface was newly calibrated using two fracture parameters: the average stress triaxiality and average normalized load angle taken from the proportional tests. Linear and non-linear damage evolution models were taken into account in this study. A damage exponent of 3.0 for the non-linear damage model was determined based on a simple optimization technique, for which proportional and non-proportional stress tests were simultaneously used. We verified the validity of the three fracture models: the newly calibrated fracture strain model, linear damage evolution model, and non-linear damage evolution model for the tensile tests of the asymmetric notch specimens. Because the stress evolution pattern for the verification tests remained at mode I in terms of the linear elastic fracture mechanics, the three models did not show significant differences in their fracture initiation predictions.

1. 서 론

선박 및 해양 구조물의 충돌, 좌초, 폭발과 같은 사고 하중과 쇄빙선에 지속적으로 작용하는 빙충격 문제는 구조물의 파단을 유발할 수 있다. 이러한 재료 및 구조물의 파단 예측은 경제적, 환경적 측면에서 매우 중요하다. 해양 구조물에 사용되는 대부분의 연강(Mild steel)과 고장력강(High tensile steel)은 모두 연성 재료(Ductile material)의 범주에 포함된다. 연성 재료 및 구조물의 파단은 손상의 누적(Accumulation of damage)에 의해 발생하며, 미시적 관점에서 손상이 누적은 기공(Void)의 생성(Nucleation), 성장(Growth), 병합(Coalescence), 미세 균열의 전진(Propagation of micro-cracks)의 과정으로 간주된다(Lemaitre, 1985).

연성 재료의 파단 거동은 응력 삼축비(Stress triaxiality)와 로드각(Lode angle)의 영향을 받는 것으로 알려져 있다. 응력 삼축비가 파단 변형률에 미치는 영향은 많은 연구자들에 의해 증명되었

다(Bridgman, 1952; Rice and Tracey, 1969). Bao and Wierzbicki (2004)는 다양한 형상의 알루미늄 시편에 대한 실험과 수치해석을 통해 파단 시점에서 응력 상태를 도출하고, 파단 변형률을 응력 삼축비의 함수로 표현하였다. Lode(1926)는 동일한 응력 삼축비를 가지는 응력 상태를 구분해 주기 위한 3차 편차 응력 불변량(Third deviatoric stress invariant)을 이용하여 로드각을 제시했다. 응력 삼축비와 함께 로드각은 파단 파라미터(Fracture parameter)로서 많은 연구자들에 의해 증명되었다. 이후 응력 삼축비와 로드각을 함수로 하는 파단 변형률 모델(Fracture strain model)의 유용성은 많은 연구자들에 의해 검증 되었다(Bai and Wierzbicki, 2008; Choung et al., 2012; Choung and Nam, 2013; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b; Park et al., 2016).

등가 소성 변형률에 의존적인 파단 변형률 모델은 하중 경로>Loading path) 또는 응력 경로(Stress path)의 영향을 받는 것으로

Received 24 June 2017, revised 27 June 2017, accepted 18 August 2017

Corresponding author Joonmo Choung: +82-10-8604-7346, jmchoung@inha.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

알려져 있다. Benzerga et al.(2012)와 Yu et al.(2016)은 하중 경로 효과가 파단 변형률에 미치는 영향을 단일 기공 모델에 대한 수치해석을 통하여 증명한 바 있으며, Basu and Benzerga(2015)는 이를 실험적 연구를 통해 증명한 바 있다. 파단 변형률 모델에서 하중 경로 효과는 손상 발전(Damage evolution)과 하중 순서 효과(Load sequence effect)로 나타내진다. Papisidero et al.(2015)는 중공관(Hollow cylinder) 형상의 시편에 인장, 압축, 비틀림 하중을 단계별로 순차적으로 부여하여 다양한 하중 조합 부하 순서 조건에서 하중 순서 효과에 대한 연구를 수행한 바 있다. 이후 많은 연구자들은 다양한 하중 순서 실험과 손상 누적 함수를 이용해 연성 재료의 파단에 하중 경로가 미치는 영향에 대한 연구를 수행하여오고 있다(Bai, 2008; Mohr and Marcadet, 2015).

본 논문의 저자에 의해 수행되었던 선행 연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014a; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서는 극한지 선박용 고장력강(EH36)으로 제작된 다양한 형상의 시편(환봉형, 판상형, 순수 전단, 전단-인장 및 압축 시편)에 대한 실험과 수치 해석을 수행하고 평균 응력 삼축비(Average stress triaxiality)와 평균 정규 로드각(Average normalized lode angle)의 함수인 파단 변형률 평면을 제시한 바 있다. 또한 비대칭 노치재에 대한 파단 실험과 상용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)의 사용자 서브루틴(User subroutine) 시뮬레이션을 통하여 파단 변형률 평면의 정량성을 검증하였다. 그러나 이들이 개발하고 사용했던 모델은 하중 경로 효과를 전혀 고려하지 못하였다.

이러한 문제점을 보완하고자 본 논문에서는 선행 연구에서 수행된 실험을 응력의 비비례성(Stress non-proportionality) 관점에서 재분류하고, 응력의 비비례성을 고려할 수 있는 두가지 손상 모델에 적용하고자 한다. 즉 선형 손상 발전 모델과 비선형 손상 발전 모델의 재료 상수를 각각 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험과의 적합을 통하여 결정하였다. 제시된 손상 모델의 유효성을 검증하기 위하여 비대칭 노치 시편의 인장 실험 결과와 비교를 실시하였다.

2. 이론적 배경 및 연구 배경

2.1 파단 변형률 모델

재료를 등방성으로 가정할 때 Von Mises 항복 함수는 Fig. 1에 보인 바와 같이 주응력 성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)으로 이루어진 3차원 직교 좌표계에 실린더 형상으로 나타난다. 주응력 좌표계 위의 임의의 응력 P 는 응력 삼축비 η 와 로드각 θ 로 나타낼 수 있다. 점 P 를 공간상에서 표현하기 위해서는 좌표 원점 O 로부터 Z 축 상의 편차 응력 평면(Deviatoric stress plane)의 높이와 편차 응력 평면의 원점 O' 으로부터 P 점까지의 거리가 요구된다. 이 물리량은 정수압 응력(Hydrostatic stress) p 와 Von Mises 등가 응력(Von Mises equivalent stress) q 로 표현된다(식 (1)-(2) 참조). 식 (3)과 같이 응력 삼축비는 p 와 q 의 비를 의미한다.

Von Mises 항복 조건에서 편차 응력 평면 상의 P 점의 반경은 항복 조건으로 사용되지만 P 점의 방위각 θ 는 항복 조건으로 사용되지 않는다. 이 방위각을 로드각이라고 하며, 로드각은 A 와 P 같이 동일한 편차응력면의 응력 삼축비가 같은 응력 상태를 구분지어 준다. 로드각은 파단을 결정하는 주요 인자로 알려져 있다. 로드각은 사용의 편리성을 위해 식 (4)를 이용하여 식 (5)와

Fig. 1 Geometric representation of yield criteria in the principal stress space.

같이 편차 응력의 3차 불변량(Third invariant of deviatoric stress)으로 표현되는 정규 로드각(Normalized Lode angle) $\bar{\theta}$ 으로 변환된다(Bai and Wierzbicki, 2008). 로드각(또는 정규 로드각)은 순수 인장, 순수 전단, 순수 압축일 때 각각 $\theta = \pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = 1.0$), $\theta = 0$ (또는 $\bar{\theta} = 0.0$), $\theta = -\pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = -1.0$)의 값을 가진다.

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = -\frac{1}{\sqrt{3}}|OO'| \quad (1)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = \sqrt{\frac{2}{3}}|OP| \quad (2)$$

$$\eta = \frac{-p}{q} \quad (3)$$

$$r = \left[\frac{27}{2} \det(s) \right]^{1/3} = \left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \right]^{1/3} \quad (4)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{r}{q^3} \right) \quad (5)$$

Bai and Wierzbicki(2008)는 하중 경로의 영향에 덜 민감해지기 위해서 두 개 파단 파라미터의 누적 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드각을 사용하였다(식 (6) 및 (7) 참조).

$$\eta_{av} = \frac{1}{\varepsilon_{p,f}} \int_0^{\varepsilon_{p,f}} \eta d\varepsilon_{p,e,q} \quad (6)$$

$$\bar{\theta}_{av} = \frac{1}{\varepsilon_{p,f}} \int_0^{\varepsilon_{p,f}} \bar{\theta} d\varepsilon_{p,e,q} \quad (7)$$

Bai and Wierzbicki(2008)은 평균 응력 삼축비와 평균 로드각을 변수로 표현되는 연성 재료의 파단 모델을 식 (8)과 같이 제시하였다. 여기서 $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)}$, $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)}$, $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}$ 는 각각 인장, 전단, 압축으로 인한 파단 변형률 단위 항이다. 각 성분은 평균 응력 삼축비의 함수로 표현되며, 6개 재료상수($D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, D_6$)는 실험 결과와의 선형 회귀 분석을 통하여 얻을 수 있다. 식 (8)은 하중 경로의 효과를 포함하고 있지 않으며, 따라서 손상 모델을 이용한 하중 경로의 효과의 고려가 요구된다.

$$\begin{aligned}
\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta_{av}, \bar{\theta}_{av}) &= \left[\frac{1}{2} (\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)} + \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}) - \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)} \right] \bar{\theta}_{av}^2 \\
&\quad + \frac{1}{2} (\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)} - \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}) \bar{\theta}_{av} + \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)} \\
&= \left[\frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 l_{av}} + D_3 e^{-D_4 l_{av}}) - D_3 e^{-D_4 l_{av}} \right] \bar{\theta}_{av}^2 \\
&\quad + \frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 l_{av}} - D_3 e^{-D_4 l_{av}}) \bar{\theta}_{av} + D_3 e^{-D_4 l_{av}}
\end{aligned} \quad (8)$$

2.2 손상 발전 모델

앞서 언급한 바와 같이 파단 변형률은 하중 경로 또는 응력 경로의 영향을 받는 것으로 알려져 있다. Fischer et al.(1995)는 하중 경로를 고려해 주기 위해서 손상 누적 모델(Damage accumulation model)을 제시한 바 있다. 이후 여러 연구자들은 파단 인자의 변동성에 의존적인 연성 손상 모델을 제시하였다(Xue, 2007; Bai and Wierzbicki, 2010; Cortese et al., 2014; Mohr and Marcadet, 2015). 본 연구에서 사용된 손상 발전 모델은 식 (9)와 같다. 여기서 손상은 소성 변형률의 누적으로 표현되며, 이를 가중시키는 방법에 따라 선형 또는 비선형으로 나뉘어진다. 식 (9)에서 손상 발전 지수(Damage evolution exponent) m 이 1일 경우 손상은 등가 소성 변형률의 적분으로만 결정되며 손상은 등가 소성 변형률에 선형적인 관계를 가진다. 반면 손상 발전 지수가 1이상일 경우 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 소성 변형률의 증가에 따라 지수 함수 형태로 증가하게 된다. 일반적으로 금속 재료의 손상 발전 지수는 1.3에서 3.0 사이의 값을 가지는 것으로 알려져 있다(Coffin and Tavernelli, 1959; Osgood, 1982). 최종적으로 손상이 1에 도달

Fig. 2 Damage evolution according to material constant m

($D=1$)하면 파단한 것으로 간주된다(Xue, 2007; Bai, 2008).

$$D(\bar{\varepsilon}_{p,f}) = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} m \left(\frac{\bar{\varepsilon}_{p,f}}{\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})} \right)^{m-1} \frac{d\bar{\varepsilon}_{p,f}}{\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})}, \quad m > 0 \quad (9)$$

3. 선행 연구 검토

3.1 선행 실험 연구

선행연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014a; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서 수행된 극한지용 고장력강(EH36)

EH36 Round		EH36 Flat	T=2mm
EH36 Round	R=0.5mm	EH36 Flat	T=2mm, R=0.5mm
EH36 Round	R=1.0mm	EH36 Flat	T=2mm, R=1.0mm
EH36 Round	R=2.0mm	EH36 Flat	T=2mm, R=2.0mm
EH36 Round	R=4.0mm	EH36 Flat	T=2mm, R=4.0mm
EH36 Round	R=8.0mm	EH36 Flat	T=2mm, R=8.0mm
EH36 Round	R=16mm	EH36 Flat	T=2mm, R=16mm
EH36 Round	R=32mm	EH36 Flat	T=2mm, R=32mm
EH36 Round	R=64mm	EH36 Flat	T=2mm, R=64mm
EH36 Round	R=75mm	EH36 Flat	T=2mm, R=128mm
EH36 Round	R=100mm		
EH36 Round	R=128mm		
	200mm		200mm

(a) Design of specimens

(b) Photos of round bar specimens(Choung et al., 2011)

(c) Photos of flat bar specimens(Choung and Nam 2013)

Fig. 3 Round and flat bar specimens

Fig. 4 Pure shear and shear-tension specimens(Choung et al., 2015a).

Fig. 5 Compression specimens (Choung et al., 2015a)

의 다양한 시편을 Fig. 3-5에 나타내었다. 실험에 사용된 소재는 국내 철강사에서 제조한 극한지 선박용 고장력강(EH36)이며, 원판(Base plate)의 두께, 폭, 길이는 각각 $25\text{mm} \times 2880\text{mm} \times 7000\text{mm}$ 이다.

환봉형 시편(Round bar specimen) 및 판상형 시편(Flat bar specimen)은 ASTM(2004)에 제시된 시편의 기본 형상을 기준으로 강재의 가공 방향(Rolling direction)과 가공 직교 방향(Transverse direction)으로 시편을 가공하였다. 판상형 시편은 모재의 두께 25mm를 고려하여 상층(Top layer)과 중층(Middle layer)에서 두께 2mm로 제작되었고, 환봉형 시편은 모재의 중층에서 가공되었다(Fig. 3 참조). 전단-인장 시편(Shear-tension specimen)은 순수 전단 시편(Pure shear specimen)의 대칭면을 회전시킨 시편을 의미한다(Fig. 4 참조). 압축 시편은 높이와 지름의 비에 따라 총 5개 가공

되었다(Fig. 5 참조).

선행 연구에서는 각 시편의 파단 시작에 상응 하는 연신 또는 압축을 파단 개시점(Fracture initiation point)으로 인지하고, 이 실험에 대한 수치 해석을 통하여 파단 개시점에서의 두 개 파단 파라미터를 추출한바 있다. 시편의 형상 및 수치해석 방법은 선행 연구에 자세히 기술 되어있다(Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b). Fig. 3에 보인 환봉형 시편의 인장, 순수 인장 시편의 전단, 압축 시편의 압축시 파단 개시점에 상응하는 정규 로드각 $\bar{\theta}$ 이 각각 1.0, 0.0, -1.0을 유지하는 것을 확인하였다. 판상형 인장 시편의 인장은 평면 응력 조건을 비교적 만족하는 것을 확인하였다. 순수 전단, 전단-인장, 압축 시편의 명칭은 각 시편의 도면에 표기 되어 있으며, 환봉형, 판상형, 비대칭 판상형 인장 시편의 명칭을 Table 1에 표기하였다.

Table 1 Labels of round and flat bar specimens

[mm]	round bar		flat bar			
	long.	trans.	long.		trans.	
			top	mid.	top	mid.
4	RL-R0040	RT-R0040	FLT-R0040	FLM-R0040	FTT-R0040	FTM-R0040
8	RL-R0080	RT-R0080	FLT-R0080	FLM-R0080	FTT-R0080	FTM-R0080
16	RL-R0160	RT-R0160	FLT-R0160	FLM-R0160	FTT-R0160	FTM-R0160
32	RL-R0320	RT-R0320	FLT-R0320	FLM-R0320	FTT-R0320	FTM-R0320
64	RL-R0640	RT-R0640	FLT-R0640	FLM-R0640	FTT-R0640	FTM-R0640
75	RL-R0750	RT-R0750	n/a	n/a	n/a	n/a
100	RL-R1000	RT-R1000	n/a	n/a	n/a	n/a
128	RL-R1280	RTR1280	FLT-R1280	FLM-R1280	FTT-R1280	FTM-R1280

(a) RL-R0080

(b) FLT-R0040

(c) ST30-U

(d) CT-H010

Fig. 6 Finite element model

3.2 사전 수치 해석

Fig. 6에는 시편의 종류별 유한 요소 모델과 경계 조건이 나타나 있다. 환봉형 시편(RL-R0080)은 원주 방향으로 축대칭이므로 Fig. 6(a)에 나타난 것과 같이 감차 적분 4절점 축대칭 요소(CAX4R)를 이용해 모델링 하였다. 시편 하단 대칭면에 y 축 대칭 조건, 시편 길이방향을 따라 x 축 대칭 조건을 부여하였다. 판상형 시편(FLT-R0040)은 x , y , z 축 대칭이며, 감차 적분 8절점 요소(C3D8R)를 이용하여 Fig. 6(b)에 나타난 것과 같이 시편의 1/8 모델링을 하였다. 환봉형 및 판상형 시편의 인장력은 모델 상단의 절점에 강제 변위를 부여함으로써 구현하였다. Fig. 6(c)에는 전단-인장 시편(ST45-U)의 모델링이 나타나 있다. 순수 전단 및 전단-인장 시편의 모델링은 감차 적분 20절점 요소(C3D20R)로 수행되었다. 시편의 두께방향(z 방향) 대칭 모델이며, 시편의 상·하단 절점의 6자유도를 구속하되, 상단 절점은 길이 방향(y 방향) 강제 변위를 부여하여 인장력을 구현하였다. 압축 시편(CT-H010) 모델은 Fig. 6(d)에 나타나 있다. 압축 시편은 감차 적분 4절점 축대칭 요소(CAX4R)를, 압축력을 전달하기 위한 압축 블록은 강제 축대칭 요소(RAX2)를 이용해 모델링 되었다. 시편의 길이방향(y 방향)과 하단 대칭면에는 각각 x 축, y 축 대칭 조건을 부여하였다. 압축 시편과 강제 사이에 윤활유를 사용하였기 때문에 매우 작은 정 마찰 계수(Static friction coefficient) 0.01을 적용하였다.

3.3 선행 연구 결과 검토

Choung et al. (2015b)은 다양한 형상의 시편에 대한 실험 및 수치 해석을 통해 Bai and Wierzbicki (2008)가 제시한 파단 변형률 모델(식 (8) 참조)의 재료 상수를 제시한 바 있다(Fig. 7 참고). 제시된 파단 변형률 모델의 재료 상수는 각각 $D_1=3.320$, $D_2=1.232$, $D_3=1.472$, $D_4=0.067$, $D_5=0.0702$, $D_6=1.086$ 이다. 앞서 언급한 바와 같이 파단 변형률 모델에서는 하중 경로 효과를 고려할 수 없다. 본 연구에서는 하중 경로의 변동성이 없는 비례 응력 실험과의 교정을 통해 파단 변형률 모델의 재료상수를 결정하고자 한다.

Fig. 7 3-D fracture strain surface of EH36 (Choung et al., 2016b)

4. 손상 누적 파단 모델

4.1 선행 실험 응력 경로 분석

본 연구에서는 선행 실험의 응력 경로를 검토하였으며, 이를 위하여 파단 개시가 예측되는 지점(절점)에서 응력을 복원하여 다양한 물리량을 계산하였다. 이를 통하여 비례 응력과 비비례 응력 실험으로 분류하는 작업을 수행하였다. 비례 응력을 나타내는 경우 파단은 응력 경로에 무관하고 오로지 파단 파라미터의 함수로서 파단을 표현이 가능하다. 따라서 비례 응력 실험을 파단 변형을 평면의 재료 상수 교정에 사용하였다. 반면 비비례 응력을 나타내는 경우 파단은 응력 경로에 영향을 받기 때문에 비비례 응력 실험과 비례 응력 실험 결과를 모두 손상 누적 모델의 손상 지수를 결정하는 데 사용하였다.

환봉형 노치재(RL-R0750)에 대한 수치 해석을 통해 얻어진 등가 소성 변형률의 발달에 따른 파단 파라미터를 Fig. 8에 나타내었다. 평균 정규 로드각은 순수 인장 상태($\bar{\theta}_{av}=1.0$)를 유지하는 반면 평균 응력 삼축비는 선형적으로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 다른 크기 환봉형 노치재도 유사한 현상을 보여서 대표적으로 RL-R0750에 대한 결과를 나타내었다. 따라서 환봉형 노치재는 비비례 응력 실험으로 분류되어야 하지만, 비례 응력 실험의 개수가 너무 감소하는 문제점과 평균 응력 삼축비의 변화가 비교적 작다는 점을 고려하여 환봉형 노치재 인장 실험을 비례 응력 실험으로 분류하였다.

판상형 노치재(FLM-R0640)에 대한 수치 해석을 통해 얻어진 등가 소성 변형률의 발달에 따른 파단 파라미터를 Fig. 9에 나타내었다. 판상형 노치재 인장 실험의 경우 인장 하중이 증가함에 따라 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각이 급격하게 변화하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 판상형 노치재 인장 실험은 비비례 응력 실험으로 분류될 수 있다.

압축 실험(CT-H200)에서 평균 응력 삼축비와 평균 로드각은 매우 일정한 상태를 유지하는 것을 Fig. 10로부터 확인이 가능하다. 예상한대로 순수 압축 상태($\eta_{av}=-0.33$, $\bar{\theta}_{av}=1.0$)의 파단 파라미터를 유지하는 것을 확인 가능하다. 따라서 압축 실험을 매우 이상적인 비례 응력 실험으로 분류할 수 있었다.

Fig. 8 Loading history of round bar specimens

Fig. 9 Loading history of flat notch specimen

Fig. 10 Loading history of compression specimen

Fig. 11(a)에 나타난 순수 전단 시편(SH-U) 시뮬레이션에서 파단 파라미터는 순수 전단 응력 상태($\eta_{av}=\bar{\theta}_{av}=0.0$)를 비교적 유지하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 순수 전단 실험의 경우 비례 응력 실험으로 분류할 수 있다. 반면, 전단-인장 시편(ST15-U, ST30-U, ST45-U)의 경우 소성 변형률의 증가에 따라 파단 파라미터가 상당히 비선형적으로 변동하는 것을 확인할 수 있다(Fig. 11(b)-(d) 참조). 따라서 전단-인장 실험은 비비례성이 매우 강한 실험임을 확인할 수 있었다.

Fig. 12에는 실험 종류별(시편 이름별) 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 관계가 나타나 있다. 이상적인 비례 응력 실험은 파단 파라미터의 경로는 점에 가깝게 표현된다. 압축 실험(CT-H200)의 경우 거의 점으로 표현되는 것을 확인할 수 있다. 순수 전단 실험(SH-U)의 경우도 비교적 파단 파라미터의 변동성이 작은 것으로 보여진다. 환봉형 노치재(RL-R0750)는 평균 응력 삼축비만 직선으로 변동하는 것을 확인할 수 있다. 판상형 노치재(FLM-R0640)의 파단 파라미터는 직선으로 변화하는 것을 확인할 수 있다. 전단-인장 시편(ST45-U)의 파단 파라미터의 비선형성이 가장 심한 것으로 확인된다. 정리하자면, 환봉형 노치재 인장, 순수 압축, 순수 전단 실험을 비례 응력 실험으로 정의하였으며, 나머지 실험을 비비례 응력 실험으로 분류하였다.

Fig. 11 Loading history of pure-shear and shear-tensile specimens

Fig. 12 Comparison of fracture parameter history

4.2 재료 상수 교정

환봉형 노치재 인장 실험, 순수 전단 실험, 압축 실험의 시뮬레이션을 실시하고 파단 예측 위치에서 응력 이력을 추출하여 파단 개시점에 상응하는 응력으로부터 파단 파라미터를 도출하였다. 이 파라미터를 식 (8)에 대입하여 3차원 파단 변형률 평면의 인장(D_1, D_2), 전단(D_3, D_4), 압축(D_5, D_6)에 상응하는 재료 상

수를 선형 회귀 분석을 통해 결정하였다. 결정된 파단 평면 재료 상수는 $D_1=3.320$, $D_2=1.232$, $D_3=1.472$, $D_4=0.067$, $D_5=0.6272$, $D_6=1.086$ 이다.

다음 단계는 손상 지수를 결정하는 과정이다. 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험에 대한 수치 해석을 실시하여 파단 예측 위치에서 응력 이력을 추출하고 파단 개시점에 상응하는 파단 변형률과 비선형 손상 누적 모델이 예측하는 파단 변형률을 비교하여 손상 지수를 결정하였다. 이때 손상 지수는 손상 지수를 1.0부터 5.0까지 0.1 간격으로 증가시키면서 가장 오차가 작은 손상 지수를 탐색 하였다. 즉 설계 변수는 손상 지수, 목적 함수는 실험에서 얻은 파단 변형률과 비선형 손상 누적 모델이 예측한 파단 변형률의 오차율의 최소화이다. Fig. 13(a)와 (b)는 각각 손상지수 m 에 따른 실험과 손상 누적 모델에서 얻어진 파단 변형률의 누적 평균 오차율과 누적 오차율을 나타낸다. 대략 $m=2.6$ 에서 오차율이 최소였지만, $m=3.0$ 일 경우와 거의 큰 차이를 나타내지 않았으므로, 본 연구에서는 최종적으로 손상 지수 $m=3.0$ 을 사용하였다. Fig. 10 및 Fig. 11에 나타낸 바와 같이 개별적인 실험에 대하여 선형 손상 누적 모델 ($m=1.0$)이 좀더 정확한 예측을 하는 경우도 있지만, 전체적인 정확도에서 $m=2.6-3.0$ 인 비선형 손상 누적 모델이 가장 정확한 예측을 할 것으로 예측된다.

Fig. 13 Average and cumulative errors according to damage exponents

5. 손상 누적 모델 검증

5.1 비대칭 노치재 시편 실험

본 연구에서 제시한 파단 기준은 응력 경로 효과에 독립적인 파단 변형률 평면과 응력 경로 효과를 고려할 수 있는 손상 발전 모델이다. 이를 정량적으로 검증하기 위해서는 다양한 응력 성분이 발전하는 실 구조물 실험을 시뮬레이션 하는 것이다. 이러한 실 구조물 실험을 실시하는 것은 많은 자원을 요구할 뿐만 아니라, 본 연구에서 제시한 새로운 파단 모델은 하중 순서 효과를 포함하지 않기 때문에, 본 연구에서는 간단한 파단 실험에 대한 검증을 실시하였다.

Table 2 Labels of asymmetric notch specimens.

ρ [mm]	Top layer	Middle layer
8.0	ALT-R0080	ALM-R0080
16.0	ALT-R0160	ALM-R0160
32.0	ALT-R0320	ALM-R0320
64.0	ALT-R0640	ALM-R0640
128.0	ALT-R1280	ALM-R1280

본 연구에서는 Choung et al. (2015b)이 수행한 비대칭 노치재의 인장 실험을 손상 누적 모델의 검증 자료로 사용하였다. EH36강으로 제작된 비대칭 노치 시편의 기본 형상은 판상형 노치 시편과 동일하나, 노치가 시편의 비대칭 가공 되었다(Fig. 14 참조). 시편은 모재 두께방향의 상층과 중층에서 강제 가공 방향으로 가공 되었다. 노치 크기(ρ)에 따른 시편명은 Table 2에 나타나 있다.

5.2 수치 해석 결과 비교

Fig. 15에 비대칭 노치 실험에 대한 결과가 나타나 있다. 비대칭 노치재 실험에서 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각은 노치 크기에 따라 차이를 보인다. 반면 두가지 비대칭 노치재는 파단에 근접하여 평균 정규 로드각이 양수이고 평균 응력 삼축비가 0.5부근이므로 거의 평면 응력 상태에서 파단이 발생하였을 것으로 보여진다.

누적 손상이 1일 때의 소성 변형률이 파단 변형률에 근접할 수록 우수한 파단 기준으로 간주된다. 이러한 관점에서 선형 손상 발전 모델($m=1$)보다 비선형 손상 발전 모델($m=3$)이 좀 더 정확한 파단을 예측하는 것으로 보여진다. 특히 ALM-R0640의 경우 거의 정확한 파단 변형률을 예측하고 있음을 Fig. 15(b)에서 확인할 수 있다.

Fig. 14 Asymmetric notch bar specimens. (Choung et al., 2015b)

Fig. 15 History of fracture parameters for asymmetrically notched specimens

Table 3 Comparison of engineering fracture strains for asymmetric notch specimens

Labels	Test	Fracture strain surface model		Linear damage evolution model ($m=1$)		Non-Linear damage evolution model ($m=3$)	
	$\bar{\varepsilon}_{p,f}$	$\bar{\varepsilon}_{p,f}$	error[%]	$\bar{\varepsilon}_{p,f}$	error[%]	$\bar{\varepsilon}_{p,f}$	error[%]
ALT-R1280	0.1487	0.1470	1.1166	0.1490	0.2020	0.1465	1.4793
ALT-R0640	0.1357	0.1260	7.1550	0.1285	5.3056	0.1265	6.7797
ALT-R0320	0.1194	0.1075	9.9665	0.1085	9.1290	0.1075	9.9665
ALT-R0160	0.1018	0.0935	8.1803	0.0940	7.6621	0.0920	9.6267
ALT-R0080	0.0854	0.0787	7.8844	0.0787	7.8845	0.0777	9.0554
ALM-R1280	0.1493	0.1500	0.4621	0.1520	1.8084	0.1480	0.8707
ALM-R0640	0.131	0.1325	1.1296	0.1350	3.0534	0.1315	0.3817
ALM-R0320	0.1189	0.1185	0.3697	0.1215	2.1870	0.1180	0.7569
ALM-R0160	0.0971	0.1050	8.1694	0.1080	11.2259	0.1045	7.6210
ALM-R0080	0.0882	0.0900	2.0408	0.0930	5.4422	0.0915	3.7415

파단 변형률 평면만을 이용하여 예측한 파단 변형률과 비선형 손상 누적 모델을 이용하여 예측한 파단 변형률을 정리하여 Table 3에 제시하였다. 또한 실험에서 얻은 파단 변형률을 동시에 제시하였다. 파단 변형률 평면, 선형 손상 누적 모델, 비선형 손상 누적 모델의 평균 오차율은 각각 4.64%, 5.39%, 5.03%로서 큰 차이를 보이지 않았다. 즉 세 파단 모델 모두 파단 예측에 비교적 높은 정확도를 보이고 있음을 확인할 수 있었다. 하중 경로 독립적인 파단 변형률 평면 모델을 적용하여도 비교적 높은 정도의 파단 변형률을 예측할 수 있는 이유는 파단 위치에서 응력의 비비례성이 존재하더라도 소위 파괴 역학 관점에서 1차 하중 모드(mode I)를 유지하였기 때문으로 사료된다. 좀 더 복잡한 응력 경로를 가지는 실험에 대한 검증이 요구된다고 볼 수 있다.

5. 결 론

선행연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서는 다양한 실험과 수치 해석을 통해 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각을 함수로 하는 EH36강의 파단 변형률 평면을 제시한바 있다. 또한 비대칭 노치재에 대한

실험과 수치 해석을 통하여 파단 변형률 평면의 유효성을 검증한 바 있다. 최근 Park et al.(2016)는 펀치 시험에 대한 실험 결과를 수치 해석 결과와 비교하여 유효성을 한 번 더 검증한바 있다.

본 연구에서는 하중 경로 또는 응력 경로 효과가 재료의 파단에 미치는 영향을 분석하기 위하여 손상을 파단 지표로 사용하였다. 손상 파단 모델에 사용되는 재료 상수를 도출하기 위하여 선행 연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서 수행된 다양한 종류의 실험과 시뮬레이션으로부터 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험을 분류하는 작업을 수행하였다. 비례 응력으로 분류된 실험 결과로부터 파단 변형률 평면의 재료 상수를 교정하기 위하여 선형 회귀 분석을 적용하였으며, 파단 변형률 평면의 교정된 재료 상수를 제시하였다. 또한 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험 결과로부터 손상 발전 모델의 손상 지수를 결정하기 위하여 최적화 기법을 도입하였으며, 3.0의 손상 지수를 제시하였다.

본 연구에서 제시한 선형 및 비선형 손상 누적 모델을 검증하기 위하여 선행 연구에서 실시된 비대칭 노치재 실험을 사용하였다. 비대칭 노치재의 인장 실험은 비교적 유효한 응력 경로의 비선형성이 존재하였지만, 선형 및 비선형 손상 누적 모델이 유효

한 결과의 차이를 보여주지 못하였다. 오히려 파단 변형률 평면만을 적용한 파단 예측의 평균 오차율이 가장 적었다. 이에 대한 원인을 규명하기 위해서는 조합 하중 실험이나 하중 순서 효과 등에 대한 검증이 요구된다. 이에 관한 자료는 서론에서 제기한 바와 같이 Benzerger et al.(2015), Yu et al.(2016), Basu and Benzerger (2015), Papasidero et al.(2015) 등이 수행한 다양한 하중 조합 실험이 추가적으로 요구된다. 즉 향후 본 연구에서 제시한 응력의 비비례성을 고려한 선형 및 비선형 손상 누적 모델의 유효성 검증을 위하여 인장, 압축, 전단이 동시에 변동하면서 발전하는 실험에 대한 검증이 요구된다.

실제 해양 구조물은 매우 복잡한 형상을 가진다. 이러한 형상의 구조물이 사고 하중 등이 과대 하중을 경험할 때 재료 내부의 응력은 매우 복잡하게 변동할 것이다. 응력의 비비례성과 함께 하중 순서 효과를 동시에 고려하기 위해서는 이에 상응하는 파단 기준의 정립과 실험을 통한 재료 상수 교정이 요구된다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 “해양플랜트의 사고한계상태기반 구조손상도평가 핵심기술 개발”의 지원(PES9110)과 해양수산부 재원 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양에너지 융복합 인력양성).

References

- ASTM E8, 2004. Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials. American Society for Testing and Materials.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1), 81-98.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), 1071-1096.
- Bai, Y., 2008. Effect of loading history on necking and fracture., PhD dissertation, Massachusetts Institute of Technology.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of extended mohrcoulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*, 161, 1-20.
- Basu, S., Benzerger, A.A., 2015. On the path-dependence of the fracture locus in ductile materials: Experiments. *International Journal of Solids and Structures*, 71, 79-90.
- Benzerger, A.A., Surovik, D., Keralavarma, S.M., 2012. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials-analysis. *International Journal of Plasticity*, 37, 157-170.
- Bridgman, P. W. 1952, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, McGraw-Hill, New York.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. 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), 1-21.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36). *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, Y., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High-strength Steel (EH36) using User-subroutine of Commercial Finite Element Code. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 34-46.
- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. *Ocean Engineering*, 91, 218-226.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015a. Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(6), 445-453.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015b. Development of Three-Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(6), 454-462.
- Coffin Jr., L.F., Tavernelli, J.F., 1959. The cyclic straining and fatigue of metals. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME*, 215, 794-807.
- Cortese, L., Coppola, T., Campanelli, F., Campana, F., Sasso, M., 2014. Prediction of ductile failure in materials for onshore and offshore pipeline applications. *International Journal of Damage Mechanics*, 23(1), 104-123.
- Fischer, F.D., Kolednik, O., Shan, G.X., Rammerstorfer, F.G., 1995. A Note On Calibration Of Ductile Failure Damage Indicators. *International Journal of Fracture*, 73(4), 345-357.
- Lemaitre, J. 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107, 83-89.
- Lode, W., 1926. Versuche über den Einfluss der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle, Eisen, Kupfer und Nickel, *Z. Phys.*, 36, 913-939.
- Mohr, D., Marcadet, S., 2015. Micromechanically-motivated Phenomenological Hosford-Coulomb Model For Predicting Ductile Fracture Initiation At Low Stress Triaxialities. *International Journal of Solids and Structures*, 67-68, 40-55.
- Osgood, C.C., 1982. *Fatigue Design*, 2nd ed. Pergamon Press, New York.
- Park, S.J., Lee, K., Choung, J., 2016. Punching Fracture Simulations of Circular Unstiffened Steel Plates using Three-dimensional

- Fracture Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(6), 474-483.
- Papasidero, J., Doquet, V., Mohr, D., 2015. Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao-Wierzbicki results revisited. *International Journal of Solids and Structures*. 69-70, 459-474.
- 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.
- Simulia, 2008. *Abaqus User Manual*. Simulia.
- Yu, H., Olsen, J.S., He, J., Zhang, Z., 2016. Effects of loading path on the fracture loci in a 3D space. *Engineering Fracture Mechanics*, 151, 22-36.
- Xue, L., 2007. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading. *International Journal of Solids and Structures*. 44, 5163-5181.