



## HC-DSSE 조합 파단 변형을 정식화에 기반한 선박해양 구조물용 강재의 연성 파단 예측

Ductile Fracture of a Marine Structural Steel based on HC-DSSE Combined Fracture Strain Formulation

---

저자 (Authors) 박성주, 이강수, 부락 잔 체릭, 김영훈, 정준모  
Sung-Ju Park, Kangsu Lee, Burak Can Cerik, Younghyn Kim, Joonmo Choung

출처 (Source) [대한조선학회 논문집 56\(1\)](#), 2019.2, 82-93(12 pages)  
[Journal of the Society of Naval Architects of Korea 56\(1\)](#), 2019.2, 82-93(12 pages)

발행처 (Publisher) [대한조선학회](#)  
The Society of Naval Architects of Korea

URL <http://www.dbpia.co.kr/journal/articleDetail?nodeId=NODE07610886>

APA Style 박성주, 이강수, 부락 잔 체릭, 김영훈, 정준모 (2019). HC-DSSE 조합 파단 변형을 정식화에 기반한 선박해양 구조물용 강재의 연성 파단 예측. [대한조선학회 논문집](#), 56(1), 82-93

이용정보 (Accessed) 누리미디어  
121.125.221.\*\*\*  
2019/07/18 13:58 (KST)

---

### 저작권 안내

DBpia에서 제공되는 모든 저작물의 저작권은 원저작자에게 있으며, 누리미디어는 각 저작물의 내용을 보증하거나 책임을 지지 않습니다. 그리고 DBpia에서 제공되는 저작물은 DBpia와 구독계약을 체결한 기관소속 이용자 혹은 해당 저작물의 개별 구매자가 비영리적으로만 이용할 수 있습니다. 그러므로 이에 위반하여 DBpia에서 제공되는 저작물을 복제, 전송 등의 방법으로 무단 이용하는 경우 관련 법령에 따라 민, 형사상의 책임을 질 수 있습니다.

### Copyright Information

Copyright of all literary works provided by DBpia belongs to the copyright holder(s) and Nurimedia does not guarantee contents of the literary work or assume responsibility for the same. In addition, the literary works provided by DBpia may only be used by the users affiliated to the institutions which executed a subscription agreement with DBpia or the individual purchasers of the literary work(s) for non-commercial purposes. Therefore, any person who illegally uses the literary works provided by DBpia by means of reproduction or transmission shall assume civil and criminal responsibility according to applicable laws and regulations.

# HC-DSSE 조합 파단 변형률 정식화에 기반한 선박해양 구조물용 강재의 연성 파단 예측

박성주<sup>1</sup>·이강수<sup>2</sup>·부락 잔 체릭<sup>1</sup>·김영훈<sup>3</sup>·정준모<sup>1,†</sup>  
인하대학교 조선해양공학과<sup>1</sup>  
선박해양플랜트연구소<sup>2</sup>  
경남대학교 조선해양IT공학과<sup>3</sup>

## Ductile Fracture of a Marine Structural Steel based on HC-DSSE Combined Fracture Strain Formulation

Sung-Ju Park<sup>1</sup>·Kangsu Lee<sup>2</sup>·Burak Can Cerik<sup>1</sup>·Younghyn Kim<sup>3</sup>·Joonmo Choung<sup>1,†</sup>  
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University<sup>1</sup>  
Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering<sup>2</sup>  
Department of Naval Architecture, Ocean & IT Engineering., Kyungnam University<sup>3</sup>

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.

In this paper, the ductile fracture criteria for a marine structural steel (EH36) are presented and validated. The theoretical background of the recently developed Hosford-Coulomb (HC) fracture strain model and the DSSE fracture strain model which was developed to apply to the shell elements is described. In order to accurately estimate the flow stress in the large strain range up to the fracture, the material constants for the combined Swift-Voce constitutive equation were derived by the numerical analyses of the smooth and notched specimens made from the EH36 steel. As a result of applying the Swift-Voce flow stress to the other notched specimen model, a very accurate load - displacement curve could be derived. The material constants of the HC fracture strain and DSSE fracture strain models were independently calibrated based on the numerical analyses for the smooth and notch specimen tests. The user subroutine (VUMAT of Abaqus) was developed to verify the accuracy of the combined HC-DSSE fracture strain model. An asymmetric notch specimen was used as verification model. It was confirmed that the fracture of the asymmetric specimen can be accurately predicted when a very small solid elements are used together with the HC fracture strain model. On the other hand, the combined HC-DSSE fracture strain model can predict accurately the fracture of shell element model while the shell element size effect becomes less sensitive.

**Keywords** : Ductile fracture (연성 파단), Swift-Voce constitutive equation (Swift-Voce 구성 방정식), Hosford-Coulomb fracture strain model (Hosford-Coulomb 파단 변형률 모델), DSSE fracture strain model (DSSE 파단 변형률 모델), Stress triaxiality (응력 삼축비), Lode angle parameter (로드각 파라미터), Accumulated damage (누적 손상)

## 1. 서론

선박 및 해양 구조물의 충돌, 좌초, 폭발과 같은 사고 하중은 구조물의 소성 변형과 심지어 파단과 같은 구조 손상을 유발할 수 있으며, 인명 피해, 경제적 손실 및 환경 피해를 최소화하기 위해 이러한 문제의 손상 예측은 매우 중요하다. 자동차 및 우주 항공 등 다양한 산업 분야의 많은 연구자들은 이론적/실험적 연

구를 통해 연성 재료 (ductile material)의 파단 거동에 관한 연구를 지속적으로 해오고 있다. 선박 및 해양 구조물에 주로 사용되는 고장력강 (high tensile steel)과 연강 (mild steel)은 모두 연성 재료의 범주에 포함되므로, 선박 및 해양 구조물에 적용되는 연성 재료의 파단을 예측하기 위해서는 이들 연구에 대한 문헌 조사가 필수적으로 요구된다.

미시적 관점에서 연성 재료의 파단 거동은 미세 기공 (micro void)의 생성 (nucleation), 성장 (growth), 병합 (coalescence)의

과정으로 알려져 있다 (McClintock, 1968; Rice & Tracey, 1969). Gurson (1977)은 재료의 연성 파괴 과정을 미시적 관점에서 모사한 항복 함수 (Gurson yield function)와 항복 함수에 연성된 기공률 소성 파단 모델 (porous plasticity fracture model)을 제시한 바 있다. 이후 Gurson 항복 함수 및 파단 모델을 기반으로 많은 연구자들이 연성 재료의 파단을 예측하기 위한 연구가 수행되었다. 기공률 (void volume fraction 또는 porosity)을 기공의 성장 속도를 결정하기 위한 재료 상수로 사용하는 Gurson-Tvergaard-Needleman 항복 함수 및 파단 모델 (GTN 모델)이 제시된 바 있다 (Tvergaard & Needleman, 1984). 이후 Leblond et al. (1995)와 Benzerga (2002) 등은 변형을 경화 효과와 재료의 이방성을 고려한 항상된 GTN 모델을 개발한 바 있다. 이 외에도 많은 연구자들은 GTN 모델 기반의 연성 재료의 파단 거동에 대한 연구를 수행했다 (Nahshon & Hutchinson, 2008, Chung et al., 2009; Nielsen & Tvergaard, 2010). 연속체 손상 역학 (continuum damage mechanics, CDM)은 소성 변형 중 미시적 기공의 생성, 성장, 병합 과정을 재료 강성 (material stiffness) 감소로 표현하는 모델이다 (Lemaitre, 1985; Bonora, 1997; Bonora et al., 2005; Chung, 2009). GTN 모델과 CDM 모델은 모두 재료의 미시적 손상 발전 과정을 거시적으로 표현한 모델로 간주되며, 항복 함수와 파단 모델이 서로 분리될 수 없는 모델이다.

반면 파단 변형을 파단 모델은 항복 함수와 연성되지 않고 재료 내부의 응력 상태 및 변형을 상태만을 이용하여 파단 여부를 결정할 수 있는 방법이다. 파단 변형을 모델에서는 재료의 등가 소성 변형률 (equivalent plastic strain)이 파단 변형률 (fracture strain)에 도달할 때 파단이 발생하는 것으로 정의한다. 파단 변형률 모델은 GTN 파단 모델에 비하여 재료 상수의 개수가 적기 때문에 사용이 편리하다. Johnson & Cook (1985)은 응력 삼축비, 변형률 속도와 온도를 고려한 파단 변형률 모델을 제시한 바 있다. BMW-MATFEM은 연성 파단 조건과 전단 파단 조건을 동시에 고려한 모델을 제시하였다 (Hooputra et al., 2004). Bao & Wierzbicki (2004)는 다양한 응력 상태에서 파단을 유발할 수 있는 알루미늄 시편을 제작하고, 이에 대한 인장/압축 실험을 통해 파단 변형률을 응력 삼축비 (stress triaxiality)의 함수로 표현하였다. Xue (2007)은 응력 삼축비 뿐만 아니라 편차 응력 텐서의 3차 불변량 ( $3^{\text{rd}}$  invariant of deviatoric stress tensor)을 포함하는 로드각 (Lode angle)을 파단 모델 변수로 사용하였다. 이후 응력 삼축비와 로드각이 연성 재료의 파단에 미치는 영향은 여러 연구에 의하여 증명되었다 (Bai & Wierzbicki, 2008; Bai & Wierzbicki, 2010; Chung et al., 2012; Chung & Nam, 2013; Chung et al., 2014a; Chung et al., 2014b; Chung et al., 2015a; Chung et al., 2015b; Park et al., 2016; Woo et al., 2017; Park et al., 2018).

Mohr and Marcadet (2015)는 Hosford-Coulomb (HC) 파단 모델을 개발한 바 있다. Hosford-Coulomb 모델은 Bai & Wierzbicki (2008) 및 Bai & Wierzbicki (2010) 등이 제시한 파단 모델에 비하여 재료 상수의 결정이 용이하여 많은 연구자들에 의해 연구되고 있다 (Papasidero et al., 2015; Algarni et al., 2017; Erice et al., 2017).

선박해양 구조물은 크기에 비하여 비교적 박판으로 건조되며, 따라서 셸 요소 (shell element)를 활용하여 수치 해석 모델링이 이루어진다. 박판 구조물은 평면 응력 (plane stress)을 경험하지만, 소성 변형률이 소성 불안정 (plastic instability)을 초과할 경우 (국부 네킹 이후) 두께 방향 응력도 무시할 수 없는 상태, 즉 삼축 응력 (triaxial stress) 상태가 된다. 이러한 이유로 파단 시뮬레이션에서는 고체 요소 모델링이 필수적으로 요구된다.

많은 연구자들은 현실적인 제약 (모델링 시간 및 계산 시간)으로 인하여 대변형률과 파단이 동반되는 문제에 대해서도 셸 요소를 활용한 수치 해석을 수행하고 있다. 따라서 고체 요소와 유사한 수준의 정확도를 얻기 위한 노력이 있어왔다.

Walters (2014)는 셸 요소 크기와 응력 삼축비에 따른 파단 변형률을 교정하여, 셸 요소를 활용한 파단 시뮬레이션을 실시한 바 있다. Körgesaar et al. (2014)는 응력 삼축비와 요소 부피의 평균화 개념을 이용하여 셸 요소를 활용한 파단 시뮬레이션을 수행하였다. Pack & Mohr (2017)는 셸 요소의 두께 방향 국부 네킹을 고려하여 파단 변형률을 보정하는 기법인 Domain of Shell-to-Solid-Equivalence (DSSE)를 제시하였다.

본 연구에서는 별도의 실험 연구를 수행하지 않고, 기존에 EH36 강재를 대상으로 수행된 선행 연구 (Chung et al., 2011; Chung et al., 2015a; Chung & Nam, 2013; Park et al., 2018) 중에서 실험 부분을 발췌하여 활용하고자 한다. 또한 HC 파단 변형률 및 DSSE 파단 변형률에 대한 이론적 배경을 토대로 사용자 서브루틴을 개발하고 HC-DSSE 조합 파단 변형률이 파단을 얼마만큼 정확하게 예측하는지 검증하고자 한다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 파단 변수

연성 재료의 파단 변형률을 지배하는 변수는 식 (1)에 나타난 응력 삼축비 ( $\eta$ )와 식 (2)에 나타난 로드각 파라미터 ( $\bar{\theta}$ )로 알려져 있다. 여기서 사용된  $I_1$ ,  $J_2$ ,  $J_3$ 는 각각 응력 텐서 ( $\sigma$ )의 1차 불변량, 편차 응력 텐서 ( $s$ )의 2차 불변량과 3차 불변량이다 (식 식(3)-식(5) 참조). 평면 응력 상태에서 응력 삼축비와 로드각의 관계는 식(6)과 같이 변경된다.

Fig. 1은 하중의 유형 또는 응력의 유형에 따른 응력 삼축비 및 로드각 파라미터의 변동성을 보여 준다. 응력 삼축비와 로드각 파라미터 조합 ( $\eta$ ,  $\bar{\theta}$ )이 (0.0, 0.0)일 경우 순수 전단, (-1/3, -1.0)일 경우 일축 압축, (1/3, 1.0)일 경우 일축 인장,  $(-1/\sqrt{3}, 0.0)$ 일 경우 평면 변형률 압축,  $(1/\sqrt{3}, 0.0)$ 일 경우 평면 변형률 인장 등이 대표적인 하중 케이스이다.

$$\eta = \frac{I_1}{\sqrt{27J_2}} \quad (1)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[ \frac{9}{2\sqrt{3}} \frac{J_3}{(J_2)^{3/2}} \right] \quad (2)$$

$$I_1 = tr[\sigma] \quad (3)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s} \quad (4)$$

$$J_3 = \det[\mathbf{s}] \quad (5)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[ -\frac{27}{2} \eta \left( \eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right] \quad (6)$$

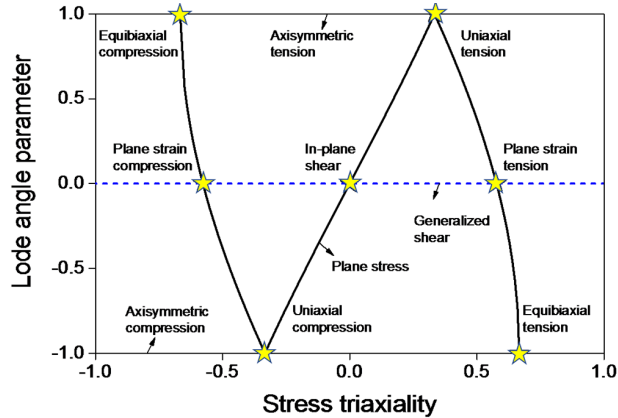


Fig. 1 Stress triaxialities and Load angle parameters according to loading types

## 2.2 Hosford-Coulomb 파단 변형을 모델

Mohr & Marcadet (2015)는 비례 하중 (proportional loading) 을 받는 연성 재료의 파단 예측을 위하여 응력 삼축비와 로드각 파라미터를 변수로 가지는 Hosford-Coulomb (HC) 파단 모델을 제시했다. 식 (7)에 보인바와 같이 HC 파단 변형을  $\bar{\epsilon}_{HC}^{pr}$ 는 네가지 미지수 ( $b, c, g, n_f$ )를 가진다. 식 (8)은 미지수  $g$ 를 결정한다. 또한 식 (9)-(12)는 식 (8)에 사용된 미지수를 결정한다.  $\bar{\sigma}_{HF}$ 는 HC 등가 응력이며,  $f_1, f_2, f_3$ 는 로드각 파라미터로부터 결정되므로, 재료 상수는 4가지 ( $a, b, c, n_f$ )로 압축된다. Roth & Mohr (2016)는 일반 강재에 대하여  $n_f=0.1$ 을 제안하였으며, 이 경우 HC 파단 변형을 모델은 3가지 재료 상수 ( $a, b, c$ )로 구성 된다. 여기서  $c$ 는 Mohr-Coulomb 항복 함수의 내부 마찰각 계수 (internal friction coefficient)와 동일하다. 식 (9)에서  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 는 각각 주응력을 의미한다.

$b$ 는 HC 파단 변형률의 평균 높이를 결정하며, 등가 인장 실험 (equi-biaxial tension) 또는 일축 인장 실험 (uniaxial tension)을 통해 얻어진다. Fig. 1는 평면 응력 상태에서  $a$ 와  $c$ 의 변동성에 따른 HC 파단 변형률의 차이를 나타낸다. 일축 인장 응력 상태의  $\eta$ 는 0.330이므로,  $a$ 와  $c$ 는 이를 기점으로 파단 곡선의 포물선을 결정한다.

최종 파단에 이르는 응력 경로 또는 하중 경로의 효과를 고려하기 위하여 식 (13)과 같이 파단 변형률의 누적으로 표현되는 누적 손상 ( $D$ )을 적용하였다. 여기서  $m$ 은 경로를 결정하는 지수로서 재료 상수이다.  $m=1.0$ 이면 선형 누적을 의미한다. 본 연구에서는

문제의 간략화를 위하여  $m=1.0$ 으로 가정하고자 한다. 손상의 초기 값은 항상 0.0이며, 재료에서 응력과 소성 변형을 이 발달함에 따라  $D=1.0$ 일 때 파단이 발생하는 것으로 간주한다.

$$\bar{\epsilon}_{HC}^{pr} = b(1+c)^{\frac{1}{n_f}} g \quad (7)$$

$$g = \left[ \bar{\sigma}_{HF} + c(2\eta + f_1 + f_3) \right]^{-\frac{1}{n_f}} \quad (8)$$

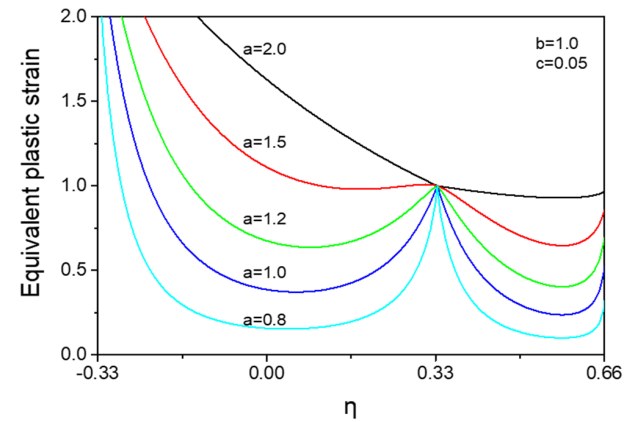
$$\bar{\sigma}_{HF} = \left\{ \frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^a + (\sigma_2 - \sigma_3)^a + (\sigma_3 - \sigma_1)^a \right] \right\}^{\frac{1}{a}} \quad (9)$$

$$f_1 = \frac{2}{3} \cos \left( \frac{\pi}{6} (1 - \bar{\theta}) \right) \quad (10)$$

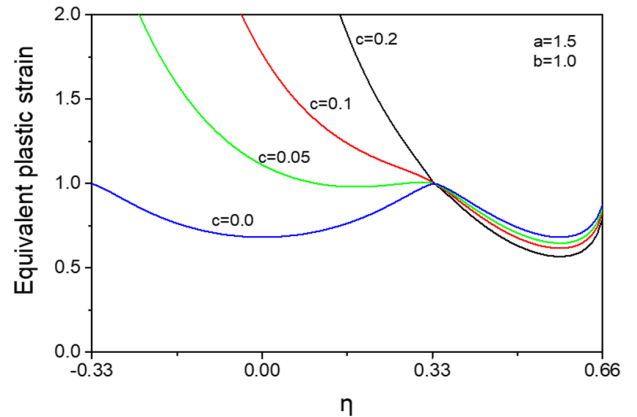
$$f_2 = \frac{2}{3} \cos \left( \frac{\pi}{6} (3 + \bar{\theta}) \right) \quad (11)$$

$$f_3 = -\frac{2}{3} \cos \left( \frac{\pi}{6} (1 + \bar{\theta}) \right) \quad (12)$$

$$D = \int m \left( \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{HC}^{pr}} \right)^{m-1} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{HC}^{pr}} \quad (13)$$



(a) Effect of  $a$



(b) Effect of  $c$

Fig. 2 Effect of the material constants  $a$  and  $c$  of the HC fracture strain model for plane stress state

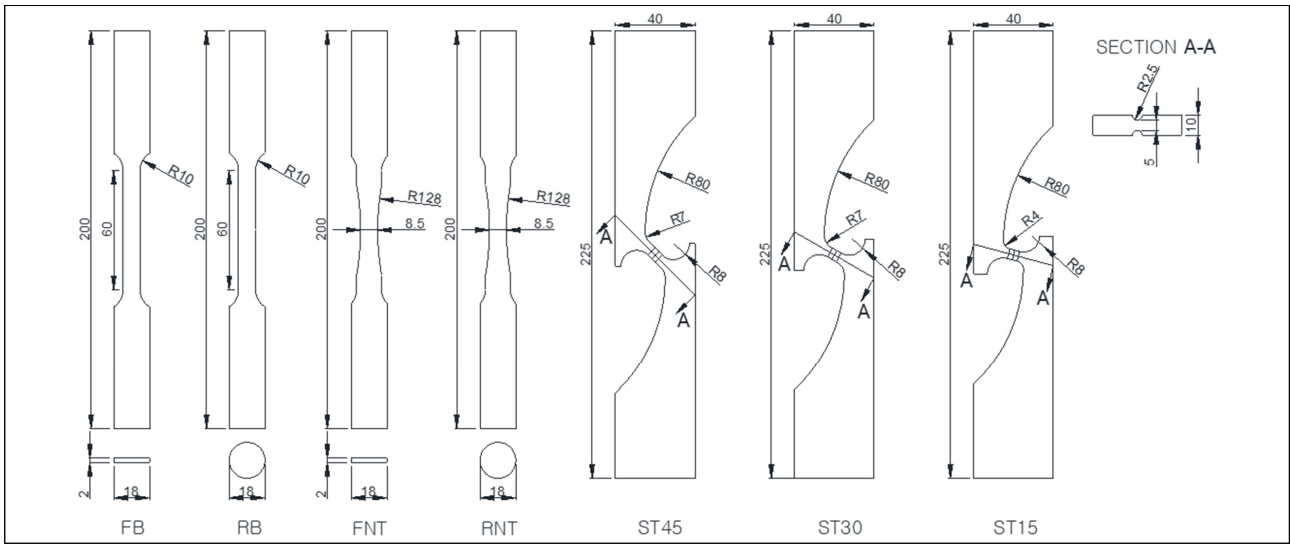


Fig. 3 Geometry of specimens (unit: mm)

### 2.3 DSSE 파단 변형률 모델

평판 성형 해석에 적용되는 성형 한계도 (forming limit diagram, FLD)의 개발에 Marciniak-Kuczynski (MK) 분석이 널리 활용되어 왔다 (Banabic, 2010). Pack & Mohr (2017)는 단위 크기의 셀 요소 모델에 대한 MK 분석을 통해 2축 인장을 받는 박판 구조물의 파단 변형률 모델 (DSSE)를 제시하였다.

DSSE는 박판 구조물에서 두께 방향 국부 네킹이 발생하는 소성 변형률과 파단 변형률의 차이가 미소할 것으로 가정하고, 두께 방향 네킹 소성 변형률을 파단 변형률로 적용한 모델이다. DSSE는 2축 응력비가 유지 ( $1/3 \leq \eta \leq 2/3$ )되고 비례 멤브레인 하중 (proportional membrane loading)일 경우에만 적용될 수 있다. 본 연구에서는 응력 삼축비가 이 구간을 벗어날 경우 HC 파단 변형률을 적용하였다.

DSSE 파단 변형률 ( $\bar{\epsilon}_{DSSE}^{pr}$ )은 식(14)과 같으며, 여기서  $g_1$  및  $g_2$ 는 응력 삼축비의 함수로 식(15)-(16)과 같다. 따라서 확인해야 할 재료 상수는 3가지 ( $b, d, p$ )이다. 재료 상수  $b$ 는 HC 파단 변형률 모델에서 사용되었으므로, 재료 상수는 총 2가지 ( $d, p$ )로 압축된다. Pack & Mohr (2017)은 MK 해석을 통하여 일반 강재의  $p=0.01$ 을 제시하였다. 따라서 DSSE 파단 변형률 모델에서 확인되어야 할 재료 상수는 1가지 ( $d$ )가 된다.

Considère 가정에 따르면 소성 불안정은 국부 네킹 (localized necking)이 발생하는 시점에서 시작한다. 이점에 착안하여 평면 변형률 인장 (plane strain tension, PST)을 받을 경우 국부 네킹 소성 변형률 ( $\bar{\epsilon}_{DSSE}^{PST}$ )에서의 유동 응력 ( $k[\bar{\epsilon}_{DSSE}^{PST}]$ )은 식 (17)과 같다. 평면 변형률 인장 하중을 경험할 경우, 응력 삼축비는  $\eta = 1/\sqrt{3}$  이고 이를 식 (14)에 대입하면 식 (14)는 식 (18)과 같이 반복 수치 해석을 통하여 해를 도출할 수 있는 형식으로 변경된다. 선형 누적 손상을 가정할 경우, 하중 경로 효과를 고려한 파단 조건은 식 (19)와 같다.

## 3. 파단 실험 및 파단 변형률 재료 상수

### 3.1 파단 실험

선행 연구에서 수행된 파단 실험(Choung et al., 2011; Choung et al., 2015a; Choung & Nam, 2013)의 시편 형상은 Fig. 3에 나타나 있다. 시편은 25mm 두께의 EH36 모재의 두께 방향으로 중층 (middle layer), 가공 방향으로 직교하게 시편이 제작되었다. 시편의 형상과 명칭은 Table 1과 같다.

FB 및 RB는 재료의 유동 응력 (flow stress)를 얻기 위하여 제작되었으며, FNT, RNT, ST 시편은 파단 모델의 재료 상수를 교정하기 위하여 제작되었다. ST의 경우 전단 및 인장 하중이 복합적으로 작용하도록 총 3가지 회전각 ( $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ )을 가지도록 시편이 제작 되었다.

$$\bar{\epsilon}_{DSSE}^{pr} = b \left[ \left\{ \frac{1}{2} \left( (g_1 - g_2)^d + g_1^d + g_2^d \right) \right\}^{\frac{1}{d}} \right]^{-\frac{1}{p}} \quad (14)$$

$$g_1 = \frac{3}{2}\eta + \sqrt{\frac{1}{3} - \frac{3}{4}\eta^2} \quad (15)$$

$$g_2 = \frac{3}{2}\eta - \sqrt{\frac{1}{3} - \frac{3}{4}\eta^2} \quad (16)$$

$$k[\bar{\epsilon}_{DSSE}^{PST}] = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{dk[\bar{\epsilon}_{DSSE}^{PST}]}{d\epsilon_p} \quad (17)$$

$$(1 + 2^{d-1})^{\frac{1}{d}} = \sqrt{3} \left( \frac{\bar{\epsilon}_{DSSE}^{PST}}{b} \right)^{-p} \quad (18)$$

$$D = \int \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{DSSE}^{pr}} \quad (19)$$

RB, FB, FNT, RNT 시편에는 50mm 신률계 (extensometer)를 부착하여 신률계 변위와 로드셀 하중을 계측하였다. ST 시편 실험에서는 실린더 변위와 로드셀 하중을 계측하였다.

Table 1 Specimen types

Type	Description
FB	Flat bar specimen
RB	Round bar specimen
FNT	Flat notch bar specimen
RNT	Round notch bar specimen
ST	Shear tension specimen

### 3.2 모델링

Fig. 4에 시편별 유한 요소 모델을 제시하였다. FNT, RNT 시편의 경우 신률계가 부착된 지점까지 유한 요소를 생성했다. FNT 시편의 경우 시편의 길이, 두께 및 폭 방향 대칭을 감안하여 시편의 1/8을 감차 적분 8절점 요소 (C3D8R)로 모델링한 후 대칭 경계 조건을 부여하였다. RNT 시편의 경우 시편 길이 방향 대칭을 고려하여 시편의 1/2을 감차 적분 4절점 축대칭 요소 (CAX4R)로 모델링 한 후 대칭면에 대칭 경계 조건을 부여하였다. ST 시편의 경우 시편 두께 방향 대칭을 고려하여 시편의 1/2을 감차 적분 20절점 고체 요소 (C3D20R)로 모델링 한 후 대칭면에 대칭 경계 조건을 부여하였다. 모든 시편에 인장 방향 강제 변위를 모델 경계부에 부여하여 인장 하중을 구현하였다. 시편의 길이 방향 중앙부에는 요소 크기에 따른 수렴도 테스트를 통하여 노치 반지름과 요소 길이의 비가 0.1 이하가 유지되도록 하였다. 수치 해석에 사용된 재료의 탄성 계수 ( $E$ ), 포아송비 ( $\nu$ ) 및 밀도 ( $\rho$ )는 206GPa, 0.3, 7.85ton/m<sup>3</sup>이다. 수치 해석에 사용된 재료의 유동 응력은 3.3절의 과정을 통하여 도출하였다.

상용 유한 요소 해석 코드 Abaqus/Standard (Simulia, 2018)을 이용해 비선형 유한 요소 해석을 수행하였다.

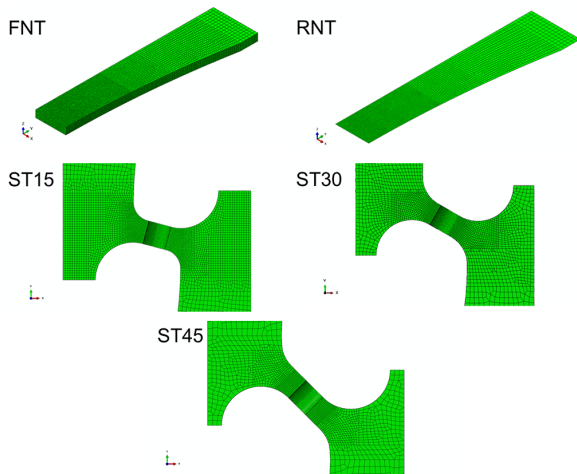


Fig. 4 Numerical simulation models for smooth and notched specimens

### 3.3 유동 응력 산정

등방성 재료의 von Mises 항복 함수는 재료에서 발달한 von Mises 등가 응력 ( $\bar{\sigma}$ )과 재료의 유동 응력 ( $k$ )으로 구성된다 (식 (20) 참고). Fig. 5은 FB 시편을 이용하여 얻어진 균일 진 응력-균일 진 소성 변형을 선도이다. 초기 항복 응력 ( $\bar{\sigma}_0$ , Initial yield stress)이  $\bar{\epsilon}_{plat}$ 까지 유지되는 항복 평탄부 (yield plateau)가 존재하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 식 (21)와 같이 항복 평탄부 전후의 유동 응력을 나누어 고려하였다. 평탄부 이후의 유동 응력은 소성 불안정 이후 응력 삼축비 효과를 고려하기 위하여 식 (22)의 Swift 구성 방정식과 식 (23)의 Voce 구성 방정식의 선형 조합인 Swift-Voce 구성 방정식으로 표현되었다. Swift-Voce 구성 방정식은 Swift 구성 방정식의 재료 상수  $\{A, \epsilon_0, n\}$ , Voce 구성 방정식의 재료 상수  $\{k_0, Q, \beta\}$ 로 구성된다.  $\alpha$ 는 구성 방정식의 가중치이다.

평활재 (FB 및 RB) 실험으로부터 얻어진 균일 진 응력-균일 진 변형을 곡선 (네킹 이전 유동 응력)에 Swift 구성 방정식과 Voce 구성 방정식을 적합함으로써 각각의 재료 상수를 결정하였다.  $\alpha$ 를 변경하면서 노치재 (FNT 및 RNT)에 대한 유한 요소 해석을 수행하고, 노치재의 힘-변위 곡선이 실험과 최소 오차를 가지도록  $\alpha$ 를 도출하였다. Table 2는 실험 데이터에 가장 잘 적합하도록 결정된 재료 상수를 정리한 표이다.

$$f[\sigma, k] = \bar{\sigma} - k \tag{20}$$

$$k = \begin{cases} \bar{\sigma}_0 & \text{if } \bar{\epsilon}_p \leq \bar{\epsilon}_{plat} \\ \alpha k_S + (1 - \alpha) k_V & \text{if } \bar{\epsilon}_p > \bar{\epsilon}_{plat} \end{cases} \tag{21}$$

$$k_S = A(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}_p)^n \tag{22}$$

$$k_V = k_0 + Q(1 - \exp(-\beta \bar{\epsilon}_p)) \tag{23}$$

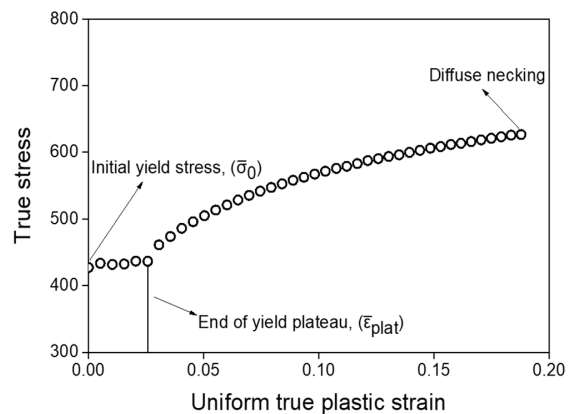


Fig. 5 Flow stress of FB

각각의 구성 방정식을 적용했을 때 유동 응력을 Fig. 6에 제시하였으며, Swift-Voce 모델을 적용할 경우 소성 변형률이 증가함

에 따라 응력 삼축비로 인한 강재의 가공 연화가 구현되었음을 확인 가능하다. 수치 해석으로부터 얻은 노치재의 하중-변위 곡선을 실험과 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. 이로부터 재료 상수  $\alpha$ 가 적절하게 도출되었음을 확인 가능하다.

Table 2 Material constants for Swift-Voce constitutive model

Constant	FB	RB
$\bar{\sigma}_0$ (MPa)	432.75	426.56
$\bar{\varepsilon}_{plat}$	0.02692	0.02593
$A$ (MPa)	860.0	889.2
$\varepsilon_0$	0.001	0.001
$n$	0.18	0.20
$k_0$ (MPa)	390.6	365.2
$Q$ (MPa)	269.7	274.7
$\beta$	10.8	11.8
$\alpha$	0.76	0.86

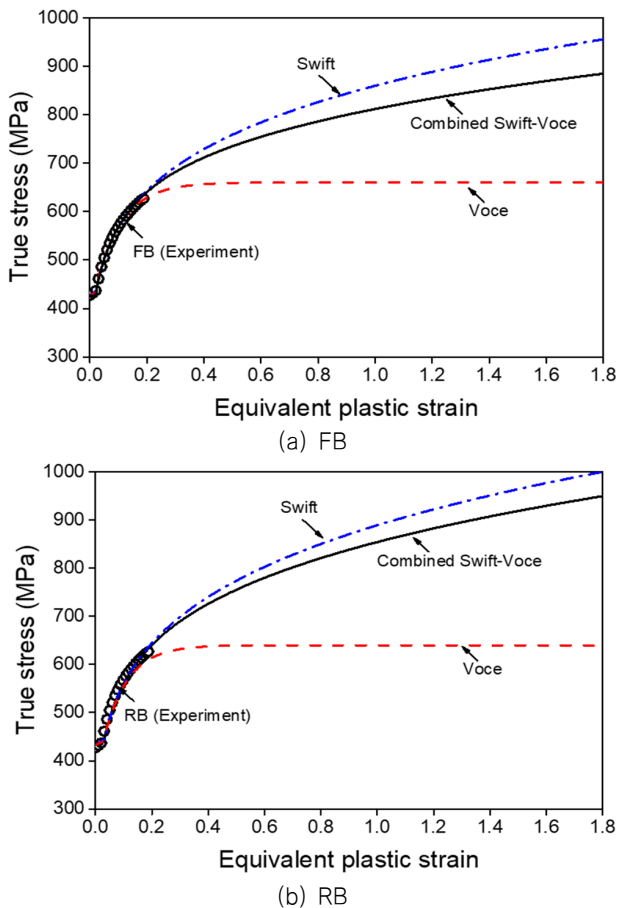


Fig. 6 Comparison of flow stresses

### 3.4 비선형 수치 해석 결과

실험을 통하여 재료 내부의 응력 및 변형률을 계측할 수 없기

때문에, 본 연구에서 수행한 수치 해석은 재료 내부, 즉 파단이 발생하는 지점에서의 응력 및 변형률을 도출하기 위하여 수행된 것이다. 이러한 이유로 파단 조건을 부여하지 않은 비선형 수치 해석을 실시하였다.

Fig. 8에는 실험 및 수치 해석에서 얻어진 신률계 변위-힘 곡선을 제시 하였다. 대부분 시편의 시뮬레이션으로부터 얻은 신률계 변위-힘 곡선이 실험 결과와 상당히 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 여기서, 실험으로부터 얻어진 하중-변위 곡선의 마지막 이 파단으로 간주될 수 있으며, 하중이 급격하게 감소하는 지점을 파단 발생 시점으로 간주하였다.

Fig. 8에는 파단 시점에서 유한 요소 해석의 변형 형상과 파단 등가 소성 변형률 ( $\bar{\varepsilon}_{p,f}$ )을 동시에 나타내고 있다. 이를 바탕으로 파단의 발생 지점을 확인하였으며, 이 파단 발생 지점에 대한 응력 삼축비 및 로드각 파라미터의 발달 과정이 Fig. 9에 제시되었다.

대부분의 시편에서 등가 소성 변형률의 증가에 따라  $\eta$ 도 선형적으로 증가하는 것을 확인 가능하다. 반면, 등가 소성 변형률의 증가에 따라  $\bar{\theta}$ 는 서로 다른 양상을 보인다. 예를 들어 RNT 시편의 로드각 파라미터는 1.0을 유지하고 있는 반면, FNT 시편의  $\bar{\theta}$ 는 지속적으로 감소하고 있다. ST 시편의  $\bar{\theta}$ 는 변곡점을 가지는 것으로 나타났다.  $\eta$ 와  $\bar{\theta}$ 가 일정하게 유지되는 경우에만 비례 하중으로 간주될 수 있기 때문에 RNT 시편만 약간의 비례 하중을

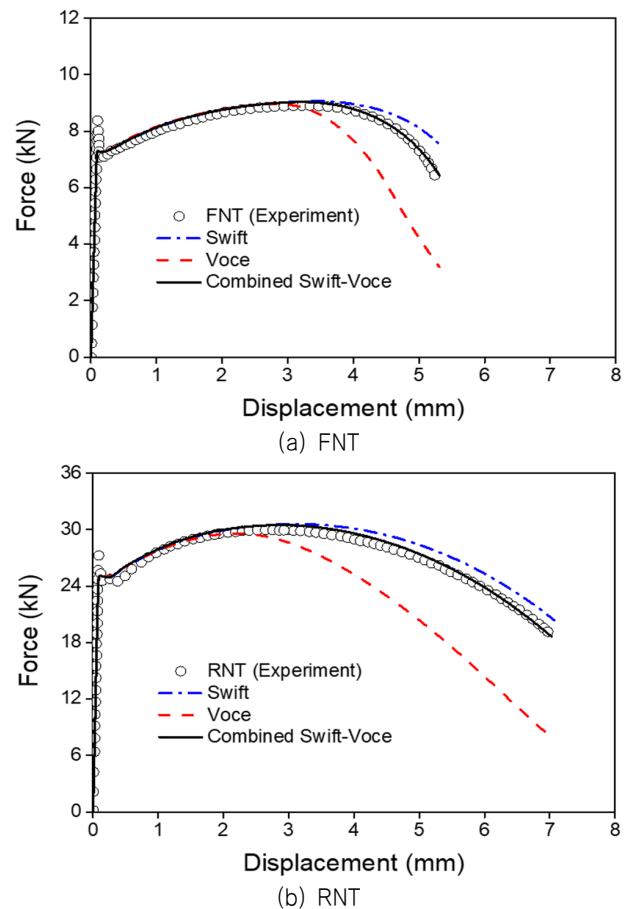


Fig. 7 Comparison of force-displacement curves for FNT and RNT specimens



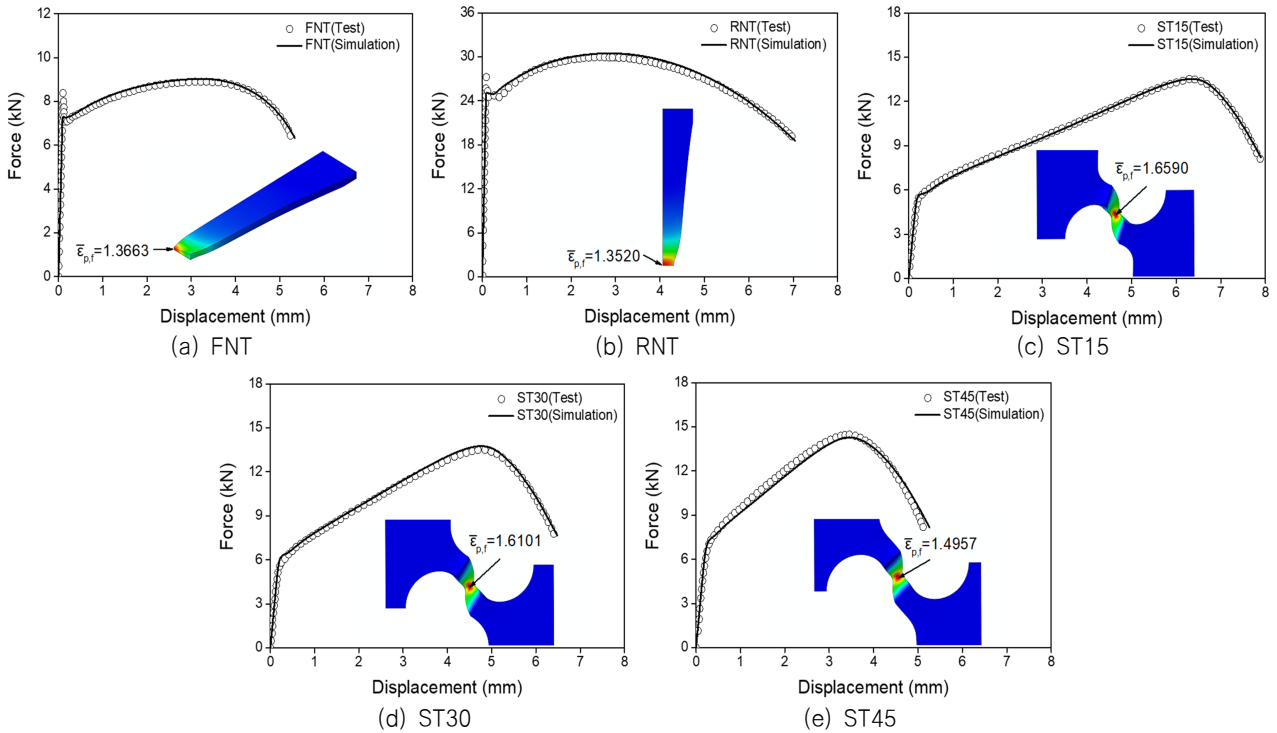


Fig. 8 Force – displacement curves based on Swift-Voce constitutive model

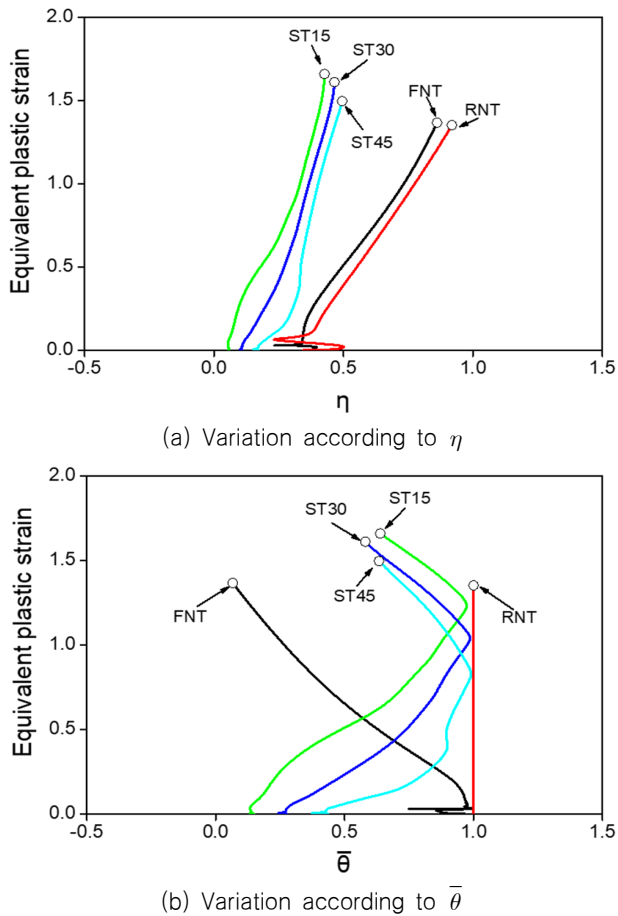


Fig. 9 Evolution of the equivalent plastic strain against two fracture variables

경험하였으며 (엄밀하게는 비비례 하중), 나머지 시편의 경우 모두 비비례 하중 경로를 나타내었다.

### 3.5 파단 변형을 재료 상수 교정

HC 파단 변형을 모델의 재료 상수 집합  $\bar{\alpha}\{a, b, c\}$ 를 결정하기 위해서, 최소 자승법 (least square method)를 적용하였다. 즉, 식 (24)와 같은 오차의 제곱 ( $R$ )을 최소화하는  $\bar{\alpha}$ 를 탐색하기 위하여 MATLAB의 FMINUNC 함수를 이용하였다 (식 (25) 참조). 여기서  $i$ 는 재료 상수 교정에 사용된 실험의 횟수이며, 본 연구에서는 5회의 실험 데이터 (RNT, FNT, ST15, ST30, ST45)가 사용되었다.

$$R = \left\{ \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_f^{pr}} - 1 \right) \right\}^2 \quad (24)$$

$$\bar{\alpha} = \operatorname{argmin} \left\{ \sum_{i=1}^5 \left\{ \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_f^{pr}} - 1 \right) \right\}^2 \right\} \quad (25)$$

최적화를 통해 결정된 파단 모델 재료 상수는  $a=1.8648$ ,  $b=1.5734$ ,  $c=0.0278$ 이다. 이를 이용하여 가시화하면 Fig. 10과 같은 파단 변형을 평면을 얻을 수 있다. EH36 강재의 파단 변형을 평면은 로드각 파라미터 보다는 응력 삼축비 변동성에 민감한 것을 확인할 수 있다. 식 (17) 및 (18)을 이용하여 결정된 DSSE 파단 변형을 모델의 재료 상수는  $\frac{-PST}{\epsilon_{DSSE}}=0.1944$  및  $d=1.6688$



이었다. Fig. 11에는  $1/3 \leq \eta \leq 2/3$ 이 만족되는 평면 응력 (plane stress) 조건에서 HC와 DSSE를 조합한 파단 변형률 곡선이 제시되었다. 이 구간에서 DSSE 파단 변형률은 HC 파단 변형률에 비하여 현저하게 낮은 것을 확인할 수 있다.

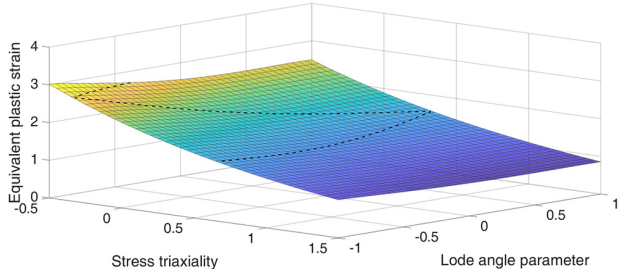


Fig. 10 HC fracture strain surface for EH36 steel

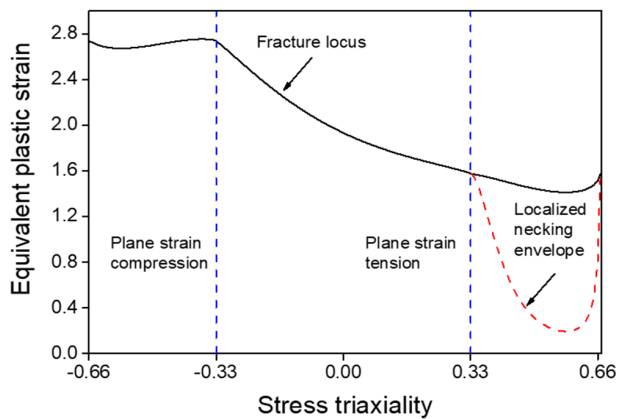


Fig. 11 HC and DSSE combined fracture loci for plane stress condition

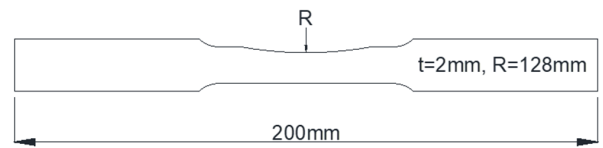
## 4. HC-DSSE 파단 변형률 검증

### 4.1 HC-DSSE 파단 변형률 서브루틴 개발

HC-DSSE 파단 조건을 수치 해석에서 구현하기 위하여 상용 유한 요소 해석 코드 Abaqus/Explicit의 재료 사용자 서브루틴 (VUMAT)을 개발하였다. 사용된 컴파일러는 포트란 (Fortran) 이었다. 유한 요소의 적분점에서 계산된 응력 성분과 변형률 성분을 사용자 서브루틴을 통하여 HC-DSSE 파단 변형률 조건을 구현하였다. 요소의 적분점에서의 누적 손상  $D$ 가 1.0에 도달하면 요소를 제거함으로써 파단을 구현하였다.

### 4.2 검증 실험 및 수치 해석 모델링

본 연구에서는 Choung et al. (2015b)에 의하여 수행된 비대칭 노치재 시편의 인장 실험을 검증 모델로 결정하였다 (Fig. 12 참조). 고체 요소 (C3D8R)와 셸 요소 (S4R) 두 종류의 유한 요소 해석 모델이 준비되었다. 신률계가 부착된 50mm 지점까지 모델링되었다. 고체 요소 모델의 경우 요소 크기와 노치 반지름의 비가 0.1 이하가 되도록 유지했다. 고체 요소 모델의 경우 두께 및 길이 방향으로



(a) Design



(b) Photo

Fig. 12 Design and photo of asymmetric specimen (Choung et al. 2015b)

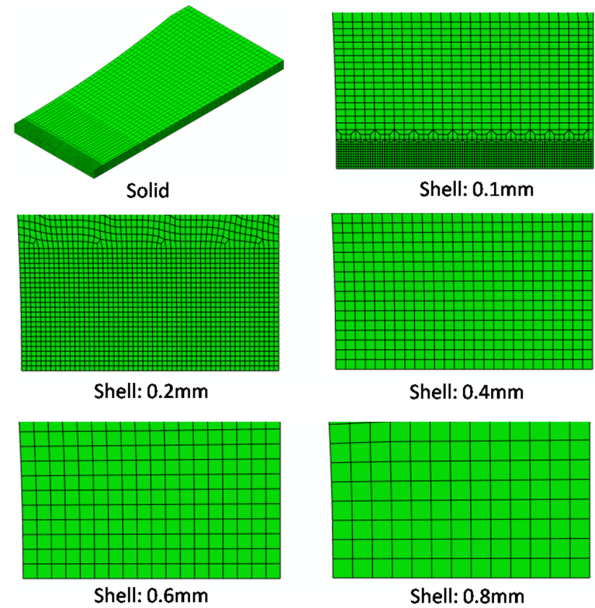


Fig. 13 Numerical simulation models for an asymmetrically notched specimen

Table 3 Cases for verification analyses

Case label	Element type	Min element size (mm)	Fracture strain model
SD-HC	Solid	0.1	HC
SH01-HC	Shell	0.1	HC
SH02-HC	Shell	0.2	HC
SH04-HC	Shell	0.4	HC
SH06-HC	Shell	0.6	HC
SH02-HC	Shell	0.8	HC
SH01-DS	Shell	0.1	HC-DSSE
SH02-DS	Shell	0.2	HC-DSSE
SH04-DS	Shell	0.4	HC-DSSE
SH06-DS	Shell	0.6	HC-DSSE
SH02-DS	Shell	0.8	HC-DSSE

대칭성을 고려하여 1/4 대칭 모델이 사용되었다. 여기서 고체 요소는 매우 조밀한 크기인 0.1mm를 적용하였으며, HC 파단 변형률을 적용한 케이스를 SD-HC로 명명하였다 (Table 3 참조). 셸 요소

모델의 경우 두께 방향 형상이 없으므로 1/2 대칭 모델이 사용되었다. 단, 셸 요소 모델의 경우 5가지 요소 크기 (0.1mm, 0.2mm, 0.4mm, 0.6mm, 0.8mm)를 가지는 해석 모델이 준비되었다 (Fig. 13 참조).

### 4.3 검증 해석 결과

하중 지지 능력의 감소가 파단 발생 여부를 결정하는 지표로 예측되었기 때문에 본 연구에서는 하중 지지 능력의 급격한 감소, 즉 하중 - 변위 곡선으로부터 하중이 급격히 감소하는 변위를 파단의 발생 시점으로 판단하였다. EH36 강재의 경우 손상의 시작 (damage initiation) 이후에 손상의 발전 (damage evolution)까지의 과정이 포함되었기 때문에, 실험으로부터 얻은 하중 - 변위 곡선에서 하중의 급격한 변화 시점을 정확하게 파악하는 것은 매우 어려운 일이다. 따라서 본 연구에서는 비교적 파단 발생 변위를 확장 예측하여 Fig. 14 및 Fig. 15에 제시하였다. 실제 파단은 좀 더 작은 변위에서 시작되었을 가능성을 배제할 수 없다는 뜻이다.

이렇게 정확한 파단의 발생 변위 또는 시점을 정확히 파악하기 어렵기 때문에 수치 해석을 통한 파단 예측의 정확도를 논의하는 것도 매우 어려운 문제가 된다. 따라서 본 연구에서는 수치 해석에서 얻은 하중이 급격하게 감소하는 시점 (변위)과 이때 누적 손상이 1.0에 근접한지의 관점에서 파단 예측의 정확도를 논의하고자 한다.

실험에서 얻은 인장 하중 - 변위 선도 및 HC 파단 변형률과 0.1mm 요소 크기를 가지는 고체 요소 수치 해석 (SD-HC)에서 얻은 하중 - 변위 선도 및 누적 손상 - 변위 선도가 Fig. 14에 제시되었다. 하중의 관점에서 실험과 수치 해석이 전 변위에 걸쳐 비교적 잘 일치하는 것을 확인 가능하다. 누적 손상 1.0에 상응하는 변위보다 약간 더 증가한 변위에서 파단이 발생한 것으로 관찰된다.

HC 파단 변형률 모델 및 HC-DSSE 파단 변형률 모델을 다양한 요소 크기를 가지는 셸 요소 수치 해석에 적용하여 얻은 하중 - 변위 선도 및 누적 손상 - 변위 선도를 Fig. 15에 제시하였다.

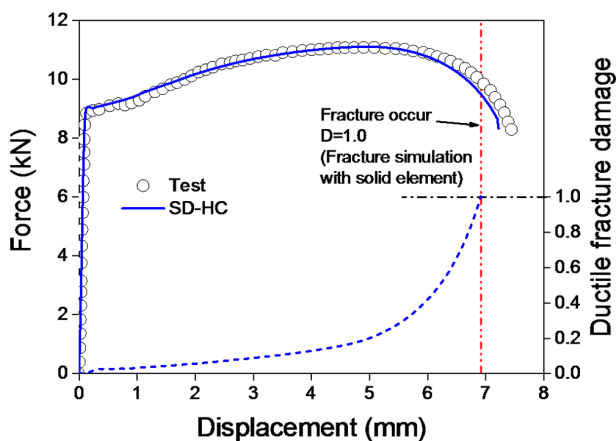
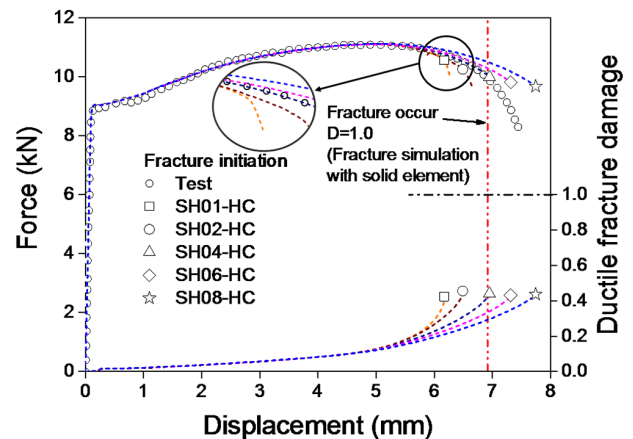


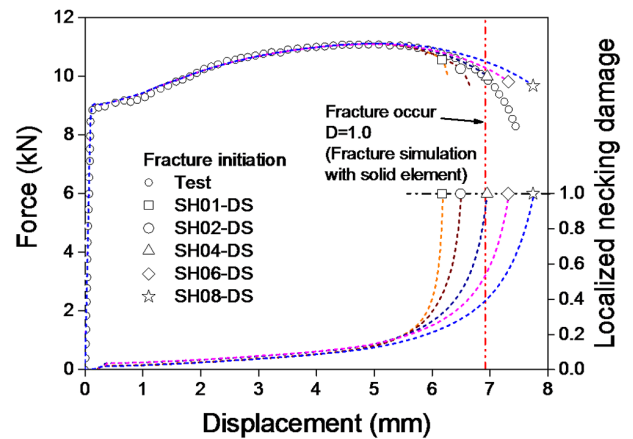
Fig. 14 Fracture simulation results for solid elements with HC fracture strain model

여기서 Fig. 15(a) 및 Fig. 15(b)는 각각 HC 파단 변형률 모델 및 HC-DSSE 파단 변형률 모델을 적용한 결과이다. 요소 크기가 감소함에 따라서 하중이 감소하는 시점 (파단에 이르는 시점)이 빨라지는 것을 확인할 수 있다. HC 파단 변형률을 셸 요소에 적용할 경우 파단 발생 시점에서 누적 손상이 0.4 내외에 불과하다는 것을 Fig. 15(a)로부터 확인할 수 있다. 누적 손상이 1.0에 도달하도록 시뮬레이션을 실시하였다면, 매우 과도한 파단 변위를 유발할 것이 예측된다. 이러한 이유로 HC 모델을 셸 요소에 직접 적용할 경우 너무 낮은 파단을 또는 너무 큰 변위에서 파단을 예측하게 되는 것이다. 반면 HC-DSSE 파단 변형률 모델을 적용할 경우, 누적 손상이 1.0에 도달했을 때 비로소 급격한 하중의 감소와 파단이 발생하는 것을 Fig. 15(b)로부터 확인할 수 있다. 특히 SH04-DS 케이스의 파단 발생 변위는 SD-HC의 그것과 거의 유사한 것을 확인할 수 있다. 셸 요소 크기에 따른 파단 시점의 변동성 측면에서도 HC-DSSE를 적용한다면 셸 요소 크기에 비교적 덜 민감한 파단 예측이 가능함을 Fig. 15(b)로부터 확인할 수 있다. 그러나 요소 크기 민감도에 대하여 좀 더 상세한 연구가 요구된다.

Fig. 16은 HC-DSSE 파단 변형률을 적용해서 누적 손상이 1.0에 도달하였을 변위에서 누적 손상을 보여준다. Fig. 15에서도



(a) HC fracture strain model



(b) HC-DSSE fracture strain model

Fig. 15 Fracture simulation results for shell elements

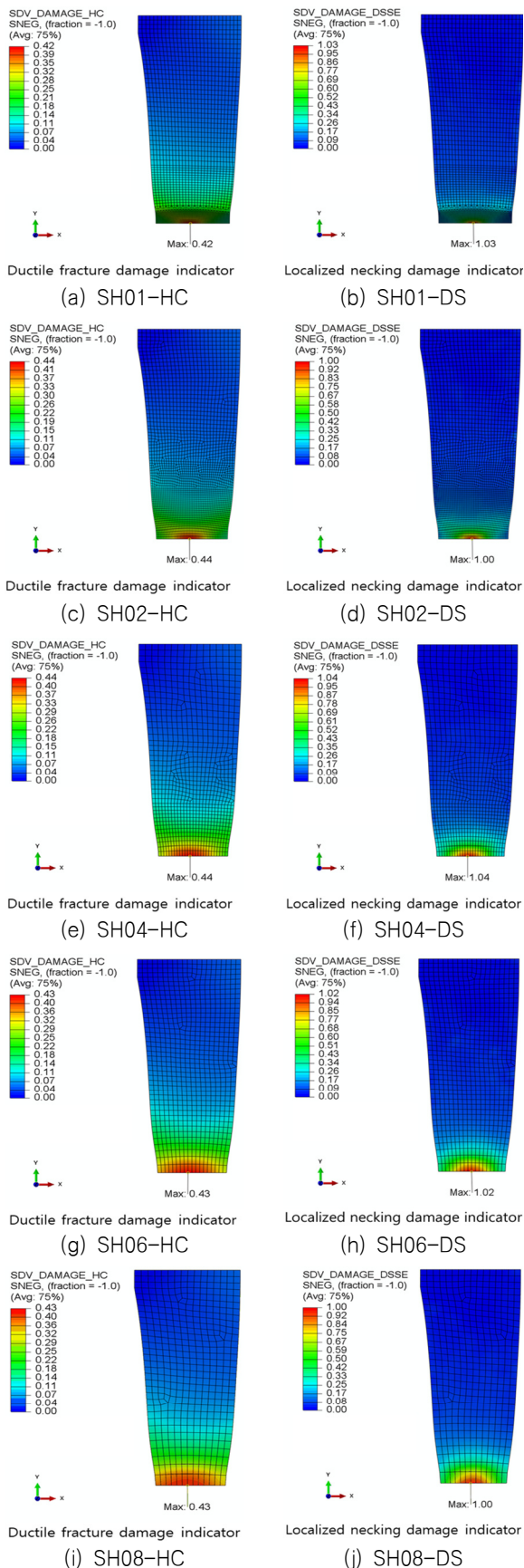


Fig. 16 Damage distributions when maximum accumulated damage reaches 1.0

보인 것처럼 HC 파단 변형을 모델을 적용시에는 대략 0.4 정도의 누적 손상만을 보여 주고 있다. 그러나 손상의 최대값이 발생하는 위치는 거의 파단 변형을 모델에 따라 거의 동일한 것으로 관찰되었다.

## 5. 결론

본 논문에서는 선박해양 구조물용 강재에 대한 연성 파단에 대한 기준을 제시하고자 다음과 같은 연구를 수행하였다.

2절에서는 파단을 지배하는 주요 변수인 응력 삼축비 및 로드각 파라미터를 정의하였다. 또한 하중 상태 또는 응력 상태에 따른 두가지 변수의 조합에 대하여 제시하였다. 최근 개발된 Hosford-Coulomb 파단 변형을 모델에 대한 이론적 배경을 기술하였다. 또한 셸 요소에 적용 가능하도록 개발된 DSSE 파단 변형을 모델의 이론적 배경을 설명하였다.

기준에 수행된 평활재에 대한 파단 실험에 대한 수치 해석을 통하여 Swift-Voce 구성 방정식에 대한 재료 상수를 도출함으로써 대변형을 구간에서 유동 응력을 정확하게 추정하였다. 이러한 유동 응력을 노치재 수치 해석 모델에 적용한 결과, 매우 정도 높은 하중 - 변위 선도를 도출할 수 있었다. 또한 노치재에 대한 응력 삼축비 및 로드각 파라미터의 발전을 관찰함으로써 대부분의 시편은 비비례 하중을 경험하는 것으로 확인되었다. 평활재 및 노치재 실험 및 이에 대한 수치 해석 결과를 토대로 HC 파단 변형을 및 DSSE 파단 변형을 재료 상수를 최적화 기법을 통하여 교정하였다. 최종적으로 교정된 재료 상수를 HC-DSSE 조합 파단 변형을 모델에 적용하여 파단 조건을 도식화하여 제시하였다.

HC-DSSE 조합 파단 변형을 모델을 수치 해석에서 구현하기 위하여 사용자 서브루틴을 개발하였다. 또한 기준에 수행되었던 비대칭 노치재에 대한 실험을 본 연구에서 검증 모델로 활용하기 위하여 고체 요소 및 셸 요소를 사용한 유한 요소 모델링을 수행하였다. 그 결과, 매우 작은 고체 요소를 HC 파단 변형률과 함께 사용할 경우 비대칭 시편의 파단을 정확하게 예측할 수 있음을 확인하였다. 반면 셸 요소를 HC 파단 변형률과 함께 사용할 경우 파단 시점을 너무 늦게 예측함으로써 정확한 파단 예측이 어렵다는 사실을 관찰하였다. 셸 요소와 HC-DSSE 파단 변형을 적용할 경우 비교적 요소 크기에 대한 민감도가 적을 뿐만 아니라 파단을 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 증명하였다.

비대칭 노치재 시편보다는 더 복잡한 형태의 시편 또는 구조물이 파단에 이르기까지 상당히 복잡한 하중 경로를 거칠 것으로 예측된다. 따라서 향후 이러한 구조물 등에 대하여 HC-DSSE 파단 변형을 모델의 정확도를 검증할 필요가 있다.

## 후 기

본 논문은 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 “해양플랜트 구조안전성평가 체계구축을 위한 구조설계엔지니어링 기반기술 연구(2/3)” 에 의해 수행되었습니다(PES3250). 또한 해양수산부

재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임 (해양에너지 융복합 인력양성).

## References

- Algarni, M., Choi, Y. & Bai, Y., 2017. A unified material model for multiaxial ductile fracture and extremely low cycle fatigue of Inconel 718. *International Journal of fatigue*, 96, pp.162–177.
- Banabic, D., 2010. A review on recent developments of Marciniak–Kuczynski model. *Computer Methods in Materials Science*, 10(4), pp.225–237.
- Bai, Y. & Wierzbicki, T., 2008. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and lode dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), pp.1071–1096.
- Bai, Y. & Wierzbicki, T., 2010. Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*, 161(1), pp.1–20.
- Bao, Y. & Wierzbicki, T., 2004. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1), pp.81–98.
- Benzerga, A.A., 2002. Micromechanics of coalescence in ductile fracture. *Journal of the Mechanics and Physics of Solid*, 50(6), pp.1331–1362.
- Bonora, N., 1997. A nonlinear CDM model for ductile failure. *Engineering Fracture Mechanics*, 58(1–2), pp.11–28.
- Bonora, N., Gentile, D., Pirondi, A. & Newaz, G. 2005. Ductile damage evolution under triaxial state of stress: theory and experiments. *International Journal of Plasticity*, 21, pp.981–1007.
- Choung, J., 2009. Comparative studies of fracture models for marine structural steels. *Ocean Engineering*, 36(15), pp.1164–1174.
- 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), pp.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), pp.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), pp.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, pp.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), pp.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), pp.454–462.
- Erice, B., Roth, C.C. & Mohr, D., 2017. Stress–state and strain–rate dependent ductile fracture of dual and complex phase steel. *Mechanics of Materials*, 16, pp.11–32.
- Gurson, A.L., 1977. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I – yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1), pp.2–15.
- Hooputra, H., Gese, H., Dell, H. & Werner, H., 2004. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions. *International Journal of Crashworthiness*, 9(5), pp.449–463.
- Johnson, G.R. & Cook, W., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1), pp.31–48.
- Körgehaar, M., Remes, H. & Romanoff, J., 2014. Size dependent response of large shell elements under in-plane tensile loading. *International Journal of Solids and Structures*, 51, pp.3752–3761.
- Körgehaar, M., Romanoff, J., Remes, H. & Palokangas, P. 2018. Experimental and numerical penetration response of laser-welded stiffened panels. *International Journal of Impact Engineering*, 114, pp.78–92.
- Lemaitre, J. 1985. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107, pp.83–89.
- Leblond, J. B., Perrin, G. & Devaux, J., 1995. An improved Gurson-type model for hardenable ductile metals. *European Journal of Mechanics Series A Solids*, 14(2), pp.499–527.
- McClintock, F.A., 1968. A criterion for ductile fracture by the growth of holes. *Journal of Applied Mechanics*, 35(2), pp.363–371.
- 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, pp.40-55.

Nahshon, K. & Hutchinson, J., 2008. Modication of the Gurson model for shear failure. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 27(1), pp.1-17.

Nielsen, K. L. & Tvergaard, V., 2010. Ductile shear failure or plug failure of spot welds modelled by modied Gurson model. *Engineering Fracture Mechanics*, 77(7), pp.1031-1047.

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), pp.474-483.

Pack, K. & Mohr, D., 2017. Combined necking & fracture model to predict ductile failure with shell finite elements. *Engineering Fracture Mechanics*, 182, pp.32-51.

Park, S.J., Lee, K., Choung, J. & Walters, C.L., 2018. Ductile fracture prediction of high tensile steel EH36 using new damage functions. *Ships and Offshore Structures*, 13, pp.68-78.

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, pp.459-474.

Rice, J.R. & Tracey, D.M., 1969. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 17(3), pp.201-217.

Simulia. 2018. *Abaqus user manual*, Simulia.

Tvergaard, V. & Needleman, A., 1984. Analysis of the Cup-cone

Fracture in a Round Tensile Bar. *Acta Metallurgica*, 32(1), pp.157-169.

Walters, C.L., 2014, Framework for adjusting for both stress triaxiality and mesh size effect for failure of metals in shell structures. *International Journal of Crashworthiness*, 19(1), pp.1-12.

Woo, S.H., Lee, K. & Choung, J, 2017, Design of subsea manifold protective structure against dropped object impacts. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(3), pp.233-240.

Xue, L., 2007. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading. *International Journal of Solids and Structures*, 44(16), pp.5163-5181.



박성주



이강수



부락 잔 체릭



김영훈



정준모