

조선 해양 구조물용 강재의 소성 및 파단 특성 II: 파단의 이론적 배경

정준모* · 심천식** · 김경수*

*인하대학교 조선해양공학과

**국립목포대학교 조선공학과

Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part II: Theoretical Backgrounds of Fracture

Joonmo Choung*, Chun-Sik Shim** and Kyung Su Kim*

*Dep't of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

**Dep't of Naval Architecture and Marine Engineering, Mokpo National University, Mokpo, Korea

KEY WORDS: Stress triaxiality 응력 삼축비, Fracture strain(Failure strain) 파단 변형률, Shear failure 전단 파단, Porosity 기공률, Principal strain 주변형률, Damage 손상

ABSTRACT: The main goal of this paper is to provide the theoretical background for the fracture phenomena in marine structural steels. In this paper, various fracture criteria are theoretically investigated: shear failure criteria with constant failure strain and stress triaxiality-dependent failure strain (piecewise failure and Johnson-Cook criteria), forming limit curve failure criterion, micromechanical porosity failure criterion, and continuum damage mechanics failure criterion. It is obvious that stress triaxiality is a very important index to determine the failure phenomenon for ductile materials. Assuming a piecewise failure strain curve as a function of stress triaxiality, the numerical results coincide well with the test results for smooth and notched specimens, where low and high stress triaxialities are observed. Therefore, it is proved that a failure criterion with reliable material constants presents a plastic deformation process, as well as fracture initiation and evolution.

1. 서 론

선박 또는 해양 플랜트가 경험할 수 있는 최대 하중은 최종 강도 한계 상태(ULS, Ultimate limit state)에서 주로 발생할 것이며, 대형 선박 또는 FPSO(Floating production storage, and offloading)같은 경우 최종 한계 상태에 상응하는 설계파를 반영하여 설계가 수행된다. 반면 선박의 충돌이나 좌초, 해양 플랜트 상부 구조의 폭발과 같은 사고 한계 상태(ALS, Accidental limit state)를 설계에 모두 반영하는 것은 현실적으로 불가능한 일이다. 사고 한계 상태를 설계에 고려한다면, 구조물의 중량이 너무 과도해져 부유체로서의 역할을 수행하기 어렵기 때문이고, 생산비의 과도한 증가를 초래하기 때문이다. 이러한 이유로 해양 플랜트의 경우 수동적인 방호 구조인 방폭벽(Blasr wall), 충돌 보호대(Collision protector) 등의 설치를 선주 사양서에 반드시 포함하고 있다.

이러한 해양 플랜트 방호 구조 또는 선체 구조의 역할은 사고 한계 상태에서 방호 구조가 비교적 큰 소성 변형을 일으키더라도 주요 구조 부재 또는 프로세스 모듈에 손상을 최소화하여 본래의 생산 활동을 영위하기 위한 것이다. 사고 한계 상태에서 이러한 방호 구조가 경험하는 변형의 특징은 부재가 국부적 또

는 전역적 소성을 경험하며, 비교적 빠른 변형을 경험하며, 일부 부재는 파단(Failure 또는 Fracture)에 이를 수 있다는 것이다. 따라서 해양 플랜트 방호 구조 또는 선박 외판에서의 영구 변형의 크기, 파단의 크기 등을 예측하기 위해서는 사용 강재의 소성 변형률 경화(Plastic strain hardening), 변형률 속도 경화(Strain rate hardening), 파단에 대한 재료 특성을 동시에 인지할 필요가 있다.

본 논문의 제1보인 Choung et al.(2011)에서는 제4회 및 제5회 ICCGS(International Conference on Collision and Grounding of Ship)의 논문 검토를 통하여 세가지 재료 특성을 사용한 현황에 대하여 조사하여 보았다. 또한 HSE(2001) 보고서를 검토하여 온도에 따른 변형률 경화의 변화를 관찰할 수 있었으며, Nemat-Nasser and Guo(2003)의 논문을 통하여 온도와 변형률 경화/변형률 속도 경화의 연성효과를 실험적으로 관찰할 수 있었다.

Lehmann and Yu(1998)는 연속체 손상 역학(CDM, Continuum damage mechanics)을 응용하여 파단 지표(Rupture index)를 제시한바 있으며, 이는 응력 삼축비(Stress triaxiality)가 파단에 미치는 영향을 처음으로 도입한 사례로 보여진다. Urban(2003)과 Törnqvist(2003)는 Rice-Tracey의 기공 성장 모델(Void growth

교신저자 정준모: 인천시 남구 용현동 253, 032-860-7346, jmchoung@inha.ac.kr

model)과 Cockcroft-Latham의 전단 파단 모델(Shear fracture model)을 조합한 RTCL모델(Rice-Tracey and Cockcroft-Latham model)을 파단 조건으로 제시한 바 있다. 이들 연구 결과의 공통점은 편차 응력을 나타내는 von Mises 등가 응력 q 뿐만 아니라 정수압 응력 p (Hydrostatic pressure)도 파단을 지배하는 주요 원인으로 인식하였다는 점이다. 응력 삼축비는 정수압 응력과 등가 응력의 비(p/q)로서, 재료의 파단 거동은 주로 응력 삼축비의 영향을 받는 것으로 알려져 있다.

Choung et al.(2007)과 Choung(2009a)는 다양한 조선 해양 구조물용 강재에 대한 재료 시험과 수치 해석을 통하여 이들 강재의 소성 특성 및 파단 특성을 통계적으로 제시한 바 있다. 즉 재료의 항복 함수로서, von Mises 모델, 연속체 손상 모델 및 기공률 소성 모델(Porous plasticity model)을 이용하였고, 이에 상응하는 파단 조건으로서 등가 소성 변형률, 손상도 및 기공률을 각각 적용하여 기공률 소성 모델이 조선 해양 구조물용 강재의 소성 발전과 파단 예측에 적합하다고 제시하였다. Choung and Cho(2008)와 Choung(2009b)는 판재의 인장 실험과 천공 실험 그리고 이에 대한 수치 해석을 통하여 기공률 소성 모델이 구조물의 파단을 비교적 정확히 예측할 수 있음을 증명하기도 하였다. 그러나 기공률 소성 모델은 너무 많은 재료 상수들 요구하기 때문에 실선 또는 실제 해양 플랫폼 설계에 적용하기에 매우 어려운 문제점을 가진다.

본 논문에서는 조선 해양 분야의 파단 예측 기술을 정립하기 위해서 다양한 항복 포텐셜과 그에 따른 파단 조건에 대한 이론적 배경을 설명하고, 실제 적용 사례를 제시하여, 설계 실무에 적용하기 위한 활용 방안을 제시하고자 한다.

2. 파단 조건의 고찰

2.1 파단 발생 기구

선급 강재 또는 API(American petroleum institute) 강재는 선박 또는 FPSO와 같은 해양 구조물에 집중적으로 사용되는 재료이다. 이러한 강재는 모두 연성 재료(Ductile material)로 분류되며 이러한 연성 재료의 항복부터 파단까지의 소성 변형 프

로세스는 미시적 관점에서 미소 기공의 생성(Void nucleation or initiation), 성장(Void growth), 병합(Void coalescence)의 3 단계로 이루어진다. 연성 재료에서 미소 기공의 생성은 매트릭스(Matrix)라 불리는 강의 주재료에 혼입된 개재물(Inclusions) 또는 2차상 입자(2nd phase particles)가 매트릭스로부터 분리되는 현상을 의미한다(Fig. 1 참조). 미소 기공의 성장은 이미 형성된 기공의 확장을 의미하며, 병합은 기공이 매우 확장되어 기공간의 연결성(Ligament)이 사라지는 단계이다. 그런데 코시 응력 텐서(Cauchy stress tensor) 중에서 미소 기공의 생성 및 성장에 지배적인 역할을 하는 인자가 정수압 응력이며 병합을 지배하는 인자는 편차 응력으로 알려져 있다. 정수압 응력으로 인한 파단을 정수압 파단 기구(Hydrostatic fracture mechanism) 그리고 전단 응력으로 인한 파단을 전단 파단 기구(Shear fracture mechanism)로 정의한다.

국내의 연구의 상당 부분은 아직도 전단 파단 조건(Shear fracture criterion)에 근거하기 때문에 파단의 기준 물리량으로서 등가 소성 변형률을 이용한다. 전단 파단은 구조물에서 발생한 등가 소성 변형률이 파단 변형률에 도달했을 때 파단이 발생하는 조건을 가진다. 파단 변형률을 상수로 적용한다면, 전단 파단 조건은 기하학적인 형상에 따른 정수압 응력의 발달을 고려한 파단을 예측할 수 없다. 이러한 이유로 동일한 재료임에도 구조물의 형상에 따라 매우 상이한 파단 변형률을 사용하고 있는 것이다.

2.2 상수형 전단 파단 조건

전단 파단 조건의 경우 von Mises 항복 함수에 대한 이해가 먼저 필요하다. 코시 응력 텐서는 식 (1)과 같이 편차 응력 텐서(s_{ij})와 정수압 응력 텐서($p\delta_{ij}$)의 합으로 나타내어진다. 여기서 δ_{ij} 는 크로네커 델타이다. 구조물에 작용한 정수압 응력은 탄성 상태에서 구조물의 체적을 변경시키는 역할을 하며, 반면 편차 응력은 구조물을 전단 변형 시키는 역할을 한다. 편차 응력의 2차 불변량(J_2)는 식 (2)와 같이 편차 응력 텐서의 내적으로 나타내어질 수 있다. 잘 알려진 바와 같이 von Mises 항복 함수는 식 (3)과 같이 편차 응력 2차 불변량과 항복 응력(σ)의 차로 표현될

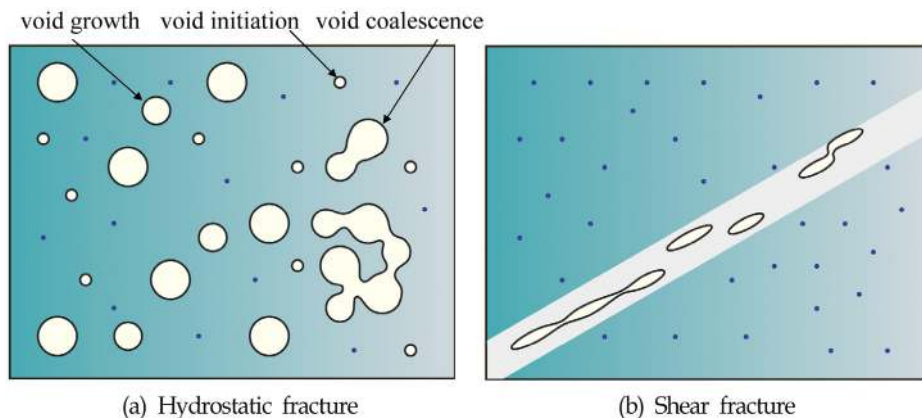


Fig. 1 Shapes of specimens and test photos

수 있다. 여기서 항복 응력은 초기 항복 응력 σ_0 를 포함한 진응력 또는 유동 응력을 의미한다. 따라서 von Mises 항복 함수에서는 구조물에 발생한 편차 응력 2차 불변량 3배의 제곱근이 재료 특성치로서 유동 응력과 크거나 같다면 항복이 발생한 것으로 간주한다. 식 (3)의 첫 항은 von Mises 등가 응력(q)을 의미하며 이는 식 (4)와 같다(이후 본 논문에서 q 를 등가 응력으로 통칭).

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + p\delta_{ij} \quad (1)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \quad (2)$$

$$\phi = \sqrt{3J_2} - \sigma = 0 \quad (3)$$

$$q = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (4)$$

마찬가지로 코시 변형률 텐서(Cauchy strain tensor)는 식 (5)와 같이 편차 변형률 텐서(ε_{ij}')와 정수압 변형률 텐서($\varepsilon_m \delta_{ij}$)의 합으로 표현이 가능하다. 정수압 변형률은 통상 체적 변형률(Volumetric strain)로 알려져 있다. 편차 변형률 텐서를 이용하여 von Mises 등가 변형률을 식 (6)과 같이 정의할 수 있다. von Mises 등가 변형률에서 탄성 변형률을 제외하면 von Mises 등가 소성 변형률($\varepsilon_{p,eq}$)을 얻을 수 있다(이후 본 논문에서는 $\varepsilon_{p,eq}$ 를 등가 소성 변형률로 통칭). 재료의 탄소성을 고려한 비선형 유한 요소 해석을 수행할 때 각 시간 증분에 따른 von Mises 등가 소성 변형률은 식 (7)과 같으며, 전단 파단 모델에서는 현재 시간(t)까지 누적된 등가 소성 변형률이 재료의 파단을 일으키는 파단 변형률(ε_f)에 도달시 파단이 발생하는 것으로 간주한다(식 (8) 참조). 전단 파단이라는 용어는 등가 소성 변형률이 전단 변형에 기여하는 편차 변형률 성분으로 구성되기 때문이다. 많은 연구에서 살펴보면, 식 (8)의 파단 변형률을 상수로 간주하는 경우가 많으며, 이를 상수형 파단 조건으로 정의한다.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}' + \varepsilon_m \delta_{ij} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}' \varepsilon_{ij}'} \quad (6)$$

$$d\varepsilon_{p,eq} = \sqrt{\frac{2}{3} d\varepsilon_{ij}' d\varepsilon_{ij}'} \quad (7)$$

$$\int_0^t d\varepsilon_{p,eq} \geq \varepsilon_f \quad (8)$$

2.3 Johnson-Cook 전단 파단 조건

아직도 많은 연구에서는 파단 변형률을 상수로 정의하고 있지만, 식 (9)와 같은 응력 삼축비에 따른 종속 변수로서 파단 변형률을 정의할 수 있다. 예를 들어 Johnson-Cook(1985)은 식 (10)과 같이 3개의 재료 상수 (d_1, d_2, d_3)와 응력 삼축비를 이용하여 파단 변형률을 정의한바 있다. 그러나 Abaqus와 같은 상용 유한 요소 코드를 이용하여 Johnson-Cook 파단 변형률을 적

용하기 위해서는 반드시 Johnson-Cook 경화 법칙을 이용해야 하는 불편함이 있다. Johnson-Cook 경화 법칙은 Ludwik 변형률 경화 법칙을 채용하고 있기 때문에 큰 변형률에서 유동 응력을 정확히 표현하기 어려운 단점이 있다(Johnson and Cook, 1985).

$$\eta = -\frac{p}{q} \quad (9)$$

$$d_f = d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta) \quad (10)$$

2.4 FLD 파단 조건(FLD fracture criterion)

성형 한계 선도(FLD, Forming limit diagram) 파단 조건에서는 이축 응력을 받는 박판에 발생한 주축(Major principal axis)에 관한 소성 변형률(ε_1)이 성형 한계 곡선(FLC, Forming limit curve)에서 제시된 파단 변형률을 초과할 때 파단 또는 손상이 발생한다고 가정한다(식 (11) 참조). FLD 파단 조건의 경우 von Mises 항복 함수를 이용하여 파단을 정의할 수 있기 때문에 사용이 매우 편리하며, 박판의 성형 가공 분야에 많이 적용된다.

많은 연구자들이 FLC를 정의한바 있지만, FLC가 선박이나 해양 플랜트의 파단을 정의하기 위하여 적용된 사례를 살펴보면, Zhu and Atkins(1997)와 AbuBakar and Dow(2010)이 있다. 본 논문에서는 Zhu and Atkins(1998)와 Jie et al.(2009)이 제시한 FLC(파단 변형률)를 식 (12) 및 식 (13)에 나타내었다. 여기서 r 은 구조물에서 발생한 주축에 관한 소성 변형률 (ε_1)과 종축(Minor principal axis)에 관한 소성 변형률 (ε_2)의 비이며, n 은 소성 변형률 경화 지수이다. 소성 변형률의 비(r)에 따라 파단 기준이 변동적임을 알 수 있다.

$$\varepsilon_1 \geq \varepsilon_f \quad (11)$$

$$\varepsilon_f = \frac{rn}{r-0.32} \quad (12)$$

$$\varepsilon_f = \begin{cases} \frac{n}{1+r} & \text{for } r \leq 0 \\ \frac{3r^2 + (2+r)^2 n}{2(2+r)(1+r+r^2)} & \text{for } r > 0 \end{cases} \quad (13)$$

2.5 기공률 파단 조건(Porosity fracture criterion)

기공률 파단 조건을 이해하기 위해서는 기공률 항복 함수(Porosity yield function)를 먼저 정의할 필요가 있다. 식 (14)는 기공률 항복 함수를 나타내는데, Gurson(1977)에 의하여 최초로 제안되어, Tvergaard(1981)와 Tvergaard and Needleman(1984)에 의하여 수정되어 GTN(Gurson-Tvergaard-Needleman) 항복 함수로도 불린다. 미시 역학 관점에서 재료의 소성 변형은 재료 내부에 존재하는 마이크로/나노 수준의 미소한 개재물이 강제로부터 박리(Debonding)되어 기공(Void 또는 Pososity)이 생성 및 성장하는 과정이며, 파단은 성장한 기공들이 서로 병합을 의미한다. 기공률 항복 함수는 연속체 재료 내부에 별도의 기공 등을 묘사하지 않고 부재 내부 손상의 발전을 거시적 관점으로 표현한다. 식 (14)에서 f^* 는 재료 내부에 원래 존재하거나, 새로

이 생성된 기공률(Porosity)을 의미하며 식 (15)와 같다. 식 (15)에서 f_u 는 재료 상수 m_1, m_2, m_3 에 의하여 결정되며, 식 (16)과 같다. 식 (15)에서 f_c 는 손상이 시작되기 시작하는 기공률을 의미하며, f_f 는 파단이 완전히 발생할 때의 기공률이다.

$$\phi = (q/\sigma)^2 + 2m_1 f^* \cosh\left(-\frac{3}{2} \frac{m_2 p}{\sigma}\right) - (1 + m_3 f^{*2}) = 0 \quad (14)$$

$$f^* = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + \frac{f_u - f_c}{f_f - f_c} & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (15)$$

$$f_u = \frac{m_1 + \sqrt{m_1^2 - m_3}}{m_3} \quad (16)$$

기공률 항복 함수에서 기공의 발전율(발전 속도)는 생성물(\dot{f}_n) 및 성장률(\dot{f}_g)의 합으로 표현되며, 식 (17)과 같이 나타낼 수 있다. 기공의 생성률(식 (18))을 나타내기 위해서는 재료 상수 A 가 필요하며, A 는 식 (19)와 같이 표현 가능하다. 생성 기공률을 나타내는 A 는 정수압 변형률이 ϵ_N 일 때 평균이고, 표준편차가 s_N 인 정규 분포를 한다고 가정하여 식 (19)와 같이 표현하였다. 여기서 f_N 은 A 의 크기를 나타내는 비율을 의미한다. 기공의 성장률은 식 (20)을 이용하여 결정된다. 기공률 항복 함수에서는 식 (21)과 같이 누적된 기공률(f)이 증가함에 따라 항복면이 축소하다가 파단 기공률(f_f)에 도달하면 재료가 외력에 저항하는 강성을 완전히 잃어버리는 것으로 간주한다(식 (17) 참조). 이를 기공률 파단 조건으로 정의한다.

$$\dot{f} = \dot{f}_n + \dot{f}_g \quad (17)$$

$$\dot{f}_n = A \dot{\epsilon}_{p,ij} \quad (18)$$

$$A = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_{p,eq} - \epsilon_N}{s_N}\right)^2\right\} \quad (19)$$

$$\dot{f}_g = (1-f) \dot{\epsilon}_{p,ij} \delta_{ij} \quad (20)$$

$$\int_0^t df \geq f_f \quad (21)$$

기공률 파단 조건을 사용하기 위해서는 항복 함수에 포함되는 재료 상수 5개 m_1, m_2, m_3, f_c, f_f 와 기공률의 생성률을 정의하기 위한 재료 상수 3개 f_N, ϵ_N, s_N 가 필요하다. 기공률 항복 함수는 미시 역학에 기반한 기공률의 생성과 성장이 재료의 강성을 저하시킨다는 개념에서 출발하였기 때문에 많은 연구자에 의하여 물리적인 타당성을 인정 받았지만, 너무 과도한 재료 상수를 결정해야하는 어려움 때문에 실제 선박 또는 해양 플랜트의 사고 한계 상태에 적용된 사례를 거의 찾아볼 수 없다.

2.6 연속체 손상 역학 파단 조건

연속체 손상 역학에서도 GTN 항복 함수와 유사한 방법으로 손상(D)과 파단을 정의한다. 즉 손상이 발생하면 재료의 강성이

저하되고, 계속해서 손상이 발전하여 특정 손상의 크기에 도달하면 파단이 발생한 것으로 간주하는 것이다. CDM에서 손상은 미시적인 기공 등을 의미하며, 기공의 단면적을 A_D , 초기 단면적을 A_0 라고 할 때, 이들의 비를 손상으로 정의한다(식 (22) 참조). 손상은 특정한 변형률 즉 손상의 시작 변형률(ϵ_{th})에 도달한 후 발전하기 시작하며, 손상의 크기가 임계 손상 D_c 에 도달하면 파단된 것으로 간주한다. 손상의 발전 법칙은 많은 연구자에 의하여 제안된바 있지만, Lemaitre(1992)에 의하여 제안된 선형 손상 발전 법칙과, Bonora(1997)에 의하여 제안된 비선형 손상 발전 법칙이 대표적이다(식 (23)~(24) 참조). 선형과 비선형의 정의는 손상의 발전이 소성 변형률의 증가에 따른 손상의 선형성에 따라 결정된다. 식 (23) 또는 (24)에서 $f(\eta)$ 는 CDM에서 사용하는 응력 삼축비이다(식 (25) 참조). $\epsilon_{th}, S_0, \alpha, D_c$ 는 모두 실험을 통하여 결정되어야 할 재료 상수이다.

$$D = A_D/A_0 \quad (22)$$

$$\dot{D} = \left\{ \frac{K^2}{2ES_0} f(\eta) \epsilon_{p,eq}^{2n} \right\}^{\frac{1}{S_0}} \epsilon_{p,eq} \quad (23)$$

$$\dot{D} = \frac{K^2}{2ES_0} \frac{(D_c - D)^{(\alpha-1)/\alpha}}{\epsilon_{p,eq}} f(\eta) \epsilon_{p,eq} \quad (24)$$

$$f(\eta) = \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\eta^2 \quad (25)$$

2.7 기타 파단 모델의 고찰

위에서 언급한 파단 조건 외에도 많은 파단 모델이 존재한다. 예를 들어 Bressan and Williams(1983)는 전단 응력에 의한 파단 조건을 개발한바 있으며, 부재가 순수한 전단 응력(Pure shear)을 받는 경우, 즉 응력 삼축비 η 가 0일 경우 파단 기구를 설명하기에 매우 적절한 파단 조건이다. 반면 응력 삼축비가 음수일 경우 정수압 응력이 음의 부호를 가지게 되므로, 즉 재료가 압축되므로 기공의 생성, 성장, 병합과 같은 파괴 기구를 나타내지 않을 것이다. 부재가 세장하다면 좌굴로 인하여 붕괴에 이를 것이고, 그렇지 않다면 파단보다는 항복에 의한 파괴 변형으로 붕괴할 것이다.

3. 파단 시뮬레이션의 예

3.1 재료 모델링

본 연구에서는 EH-36강으로 제작된 평활재 및 노치재(노치 반지름 = 0.5mm) 환봉형 인장 실험 결과를 바탕으로 기존의 참고 문헌에서 얻을 수 있는 파단 조건 재료 상수를 적용하여 수치 해석을 수행하였다. Fig. 2에서 공칭 응력(Engineering stress)은 신율계를 이용하여 얻은 하중과 신장량으로부터 산정하였다. 또한 평활재에서 얻은 공칭 응력 곡선을 균일 진응력 곡선으로 변환 후 소성 변형률 경화 지수와 강도 계수를 도출하여 균일 진응력의 최대점 이후를 예측한 평균 진응력 곡선을 동시에 나타내었다. 수치 해석을 위한 재료 물성치로서 평균 진응력 곡선

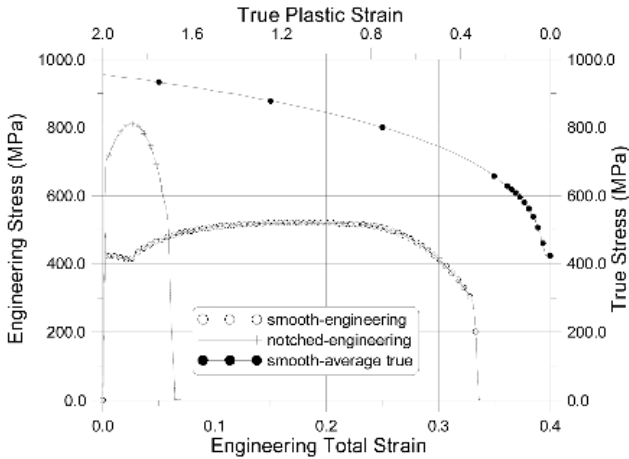


Fig. 2 Engineering and average true stress curves of smooth and notched specimens

을 이용하였다. Fig. 2에서 Smooth-engineering은 평활재의 공칭 응력 곡선을, Notched-engineering은 노치재의 공칭 응력 곡선을, Smooth-average true는 평활재의 평균 진응력 곡선을 의미한다. 노치재와 평활재는 같은 원판(Base plate)에서 가공된 시편이며, 최소 반지름은 두가지 시편이 같다. 그러나 노치재에서 하중 지지 능력(Load carrying capacity)과 연신률은 각각 현저히 증가하고 감소하는 양상을 보였다. 이러한 현상은 마치 연성 재료가 취성화된 경우에 많이 발생하는데, 이의 원인은 노치재에서 3축 응력 상태의 심화가 축강도를 증가시키고, 빠른 파단을 유발하기 때문이다. 이에 대한 자세한 현상은 본 논문의 후속 논문에서 자세하게 기술될 것이다.

본 논문에서 언급한 많은 파단 조건 중에서, 조선 해양 관련 분야 엔지니어와 가장 친숙하고, 공학적으로 직관적인 파단 조건은 파단 변형률을 이용하여 파단을 정의하는 전단 파단 조건이다. 전술한 바와 같이 재료 또는 구조물에서 발생한 등가 소성 변형률이 파단 변형률에 도달하였을 때 파단이 발생하는 조

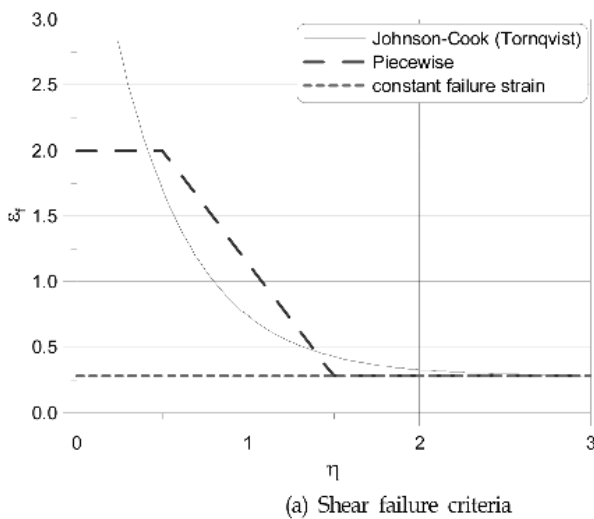
Table 1 Material constants of micromechanical porosity failure criterion (Choung, 2009b)

m_1	m_2	m_3	f_0	f_c	f_f	f_N	ϵ_N	s_N
1.50	1.00	2.25	0.00	0.05	0.06	0.01	0.3	0.1

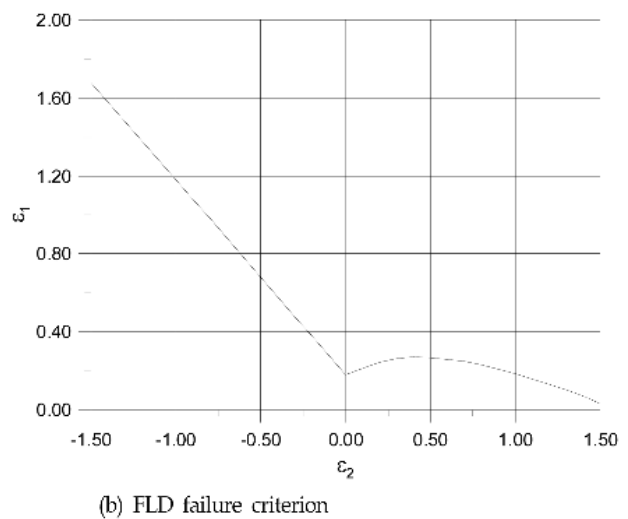
건이다. 따라서 본 논문에서는 Törnqvist(2003)가 제시한 Johnson-Cook 재료 상수($d_1 = 0.28, d_2 = 4.40, d_3 = 2.26$)를 Fig. 3에 나타내었으며, 이를 이상화하여 다점형 데이터(Piecewise data, 청색 점선)로 동시에 나타내었다. Törnqvist(2003)의 재료 상수를 이용하면, 높은 응력 삼축비 영역에서 파단 변형률이 0.28 정도에 접근하기 때문에 상수형 전단 파단 조건에 $\epsilon_f = 0.28$ 을 적용하였다. 결과적으로 본 연구에서는 전단 파단 조건으로서 Fig. 3(a)에 나타낸 3가지를 모두 수치해석에 적용하여 보았다. 또한 Fig. 3(b)에 보인 곡선은 식 (13)을 이용하여 추정된 FLC를 나타내며, FLD 파단 조건을 수치해석에 적용하였다. 마지막으로 Choung (2009b)이 제시한 기공률 파단 조건 재료 상수를 적용하여 수치해석을 수행하였다(Table 1 참조). 연속체 손상 역학 파단 조건의 경우 적절한 재료 상수를 얻기가 어려워 수치 해석에서 제외하였다.

3.2 구조 모델링

본 논문에서는 Abaqus/Explicit를 이용하여 평활재 및 노치재 환봉형 시편의 수치 해석을 수행하였다. 축대칭 해석을 위하여 노치부 부근은 매우 작은 요소(0.1mm)로 분할하였으며 평행부는 천이 구간을 거쳐 비교적 큰 요소 크기를 적용하였다. 실험 결과와의 직접 비교가 용이하도록 모델의 범위를 신물계가 부착되는 지점까지로 한정하였다. Fig. 4에 보인 바와 같이 시편의 길이 방향 중심선(적색 점선)을 따라 수평 방향(x 방향) 변위를 구속하였으며, 지름 방향 중심선(청색 점선)을 따라 시편 길이 방향(y 방향) 변위를 구속하였다. 축대칭 해석이기 때문에 나머지 자유도에 대한 구속은 필요하지 않았다. 모델의 상단 절



(a) Shear failure criteria



(b) FLD failure criterion

Fig. 3 Applied failure criteria

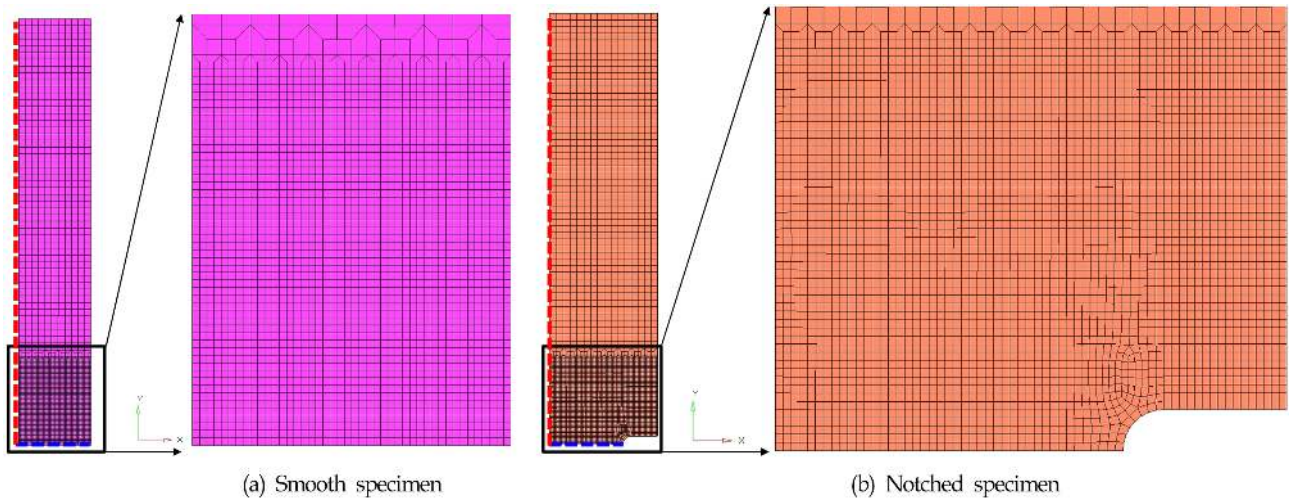


Fig. 4 FE model

점에 균일한 강제 변위를 부여하여 하중을 구현하였다. 사용한 요소는 감차 적분 축대칭 요소(CAX4R)이었다.

3.3 수치 해석 결과

Fig. 5는 평활재와 노치재에서 파단의 소성 변형 과정을 비교하여 나타내고 있다. 평활재의 경우 네킹 발생 이후 요소가 심하게 변형(Distortion)하면서 해석의 정도(Accuracy)가 저하되어 실험 곡선을 해석 결과가 정확히 추종하지 못하고 있다. 이러한 문제는 요소 크기를 작게 분할할 경우 해결이 가능하지만, 해석 시간이 매우 많이 소요되는 관계로 본 논문에서는 상세 분할을 실시하지 않았다. 따라서 수치 해석에서 파단을 정의하지 않았다면, 평활재 또는 노치재의 실험 곡선과 수치 해석 곡선은 거의 일치한다고 볼 수 있다.

파단이 발생하는 시점을 비교하여 보면, 파단 변형률을 상수로 정의($\epsilon_f=0.28$)하는 경우 파단 평활재의 경우에서도 조기 파

단을 예측하지만, 노치재의 경우 너무나 급격한 파단을 보이고 있음을 확인할 수 있다. 반면 다점형 전단 파단 조건의 경우 평활재 뿐만 아니라 노치재의 경우에도 파단 시점이 실험과 매우 일치하는 경향을 확인할 수 있다. Törnqvist(2003)가 제시한 Johnson-Cook 재료 상수를 적용하여 파단을 묘사할 경우 파단을 관측하지 못하였다. 이러한 현상은 FLD를 적용한 경우에도 동일하였다. 반면 Chung(2009b)이 제시한 기공률 파단 조건 재료 상수를 적용한 경우에도 상당히 조기에 파단이 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

본 연구에서 적용한 파단 조건 및 재료 상수는 참고 문헌을 인용하였기 때문에, 본 연구에서 적용한 재료(EH-36)에 적절하지 않을 수도 있다. 이러한 파단 조건을 현업 또는 연구에 적용하기 위해서는, 사용하고자 하는 재료에 대한 다양한 응력 삼축 비 영역에 대한 파단 실험을 실시하여 그 재료에 적절한 재료 상수를 도출해야만 한다. 예를 들어 응력 삼축비가 0이 되기 위

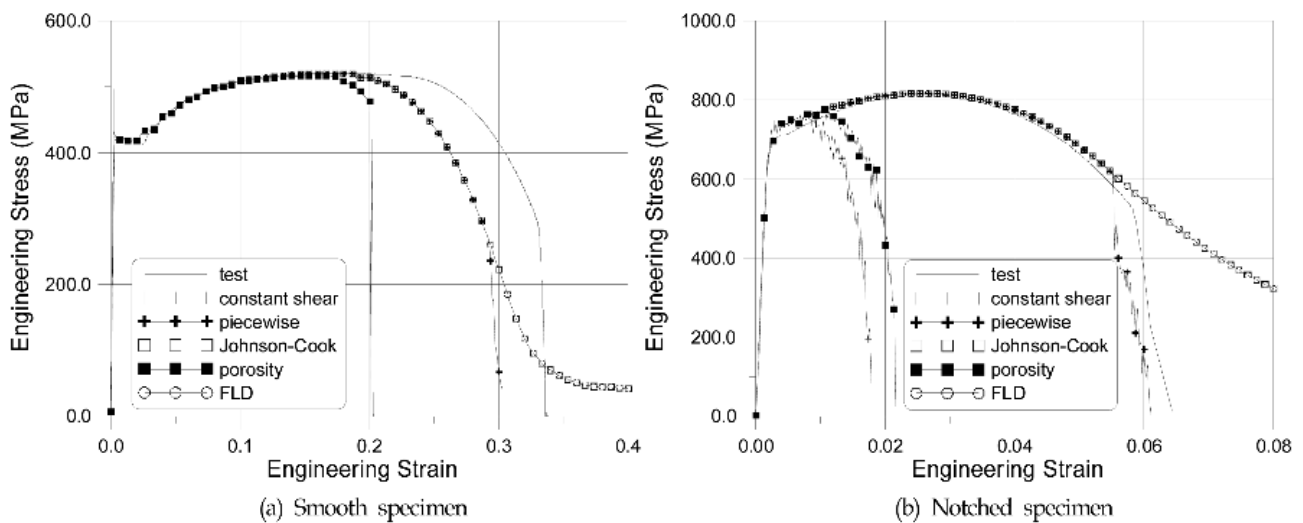


Fig. 5 Comparison of engineering stress histories

한 순수 전단 하중 실험부터, 노치의 침도가 매우 큰 인장 시편 실험까지 실험이 실시될 필요가 있다.

직진 평활재와 노치재의 응력 삼축비와 등가 소성 변형률의 분포를 나타낸다. 평활재의 경우 시편의 중심부에서 응력 삼축비와 등가 소성 변형률이 크기 발달하였음을 알 수 있다. 이러한

Fig. 6은 다점 전단 파단 조건을 이용하여 파단이 발생하기

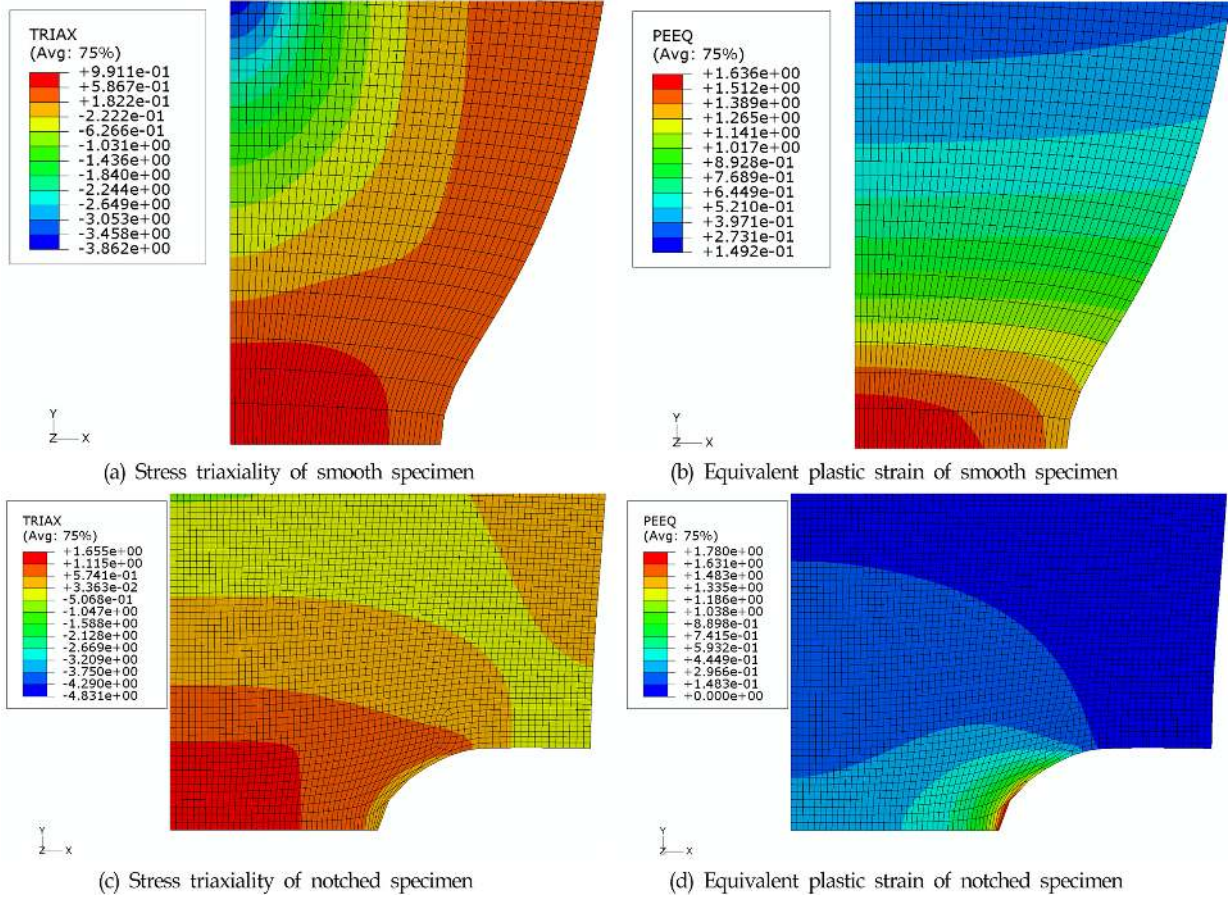


Fig. 6 Distribution of stress triaxiality and equivalent plastic strain before onset of failure

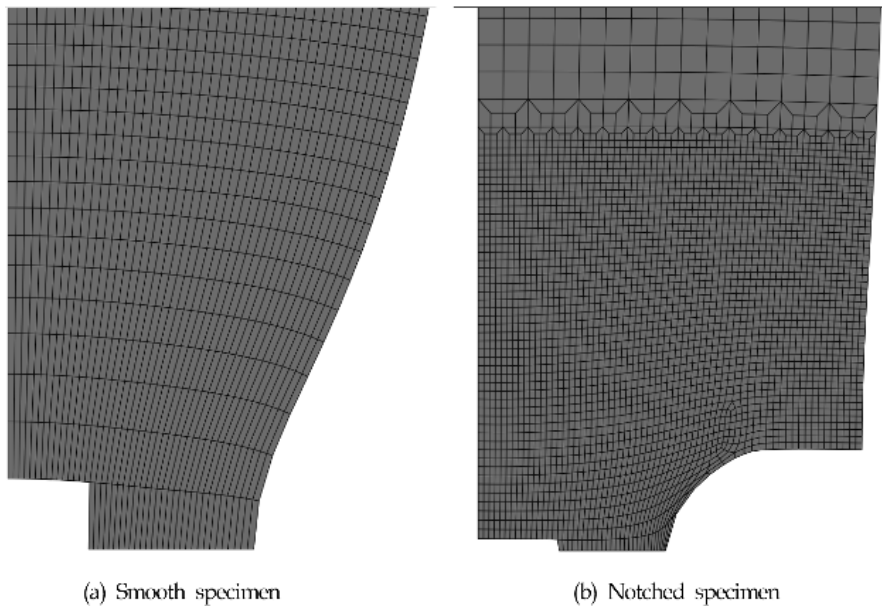


Fig. 7 Fractographs of smooth and notched specimens

이유로 Fig. 7(a)에서 보는 바와 같이 시편의 중심부에서 파단이 발생하였다. 반면 노치재의 경우 응력 삼축비는 시편의 중심에서 크게 발달하지만, 시편의 외곽에서 매우 국부적인 등가 소성 변형률이 발달하고 있음을 확인할 수 있다. 이 경우 파단이 어디에서 발생할지 매우 유동적이며, Fig. 7(b)에 보인 바와 같이 시편의 중앙부가 먼저 파단하는 것으로 계산되었다. 만약 노치의 침도가 현재보다 크다면 시편의 외곽부터 파단이 일어났을 가능성이 크다고 볼 수 있다.

이상의 수치 해석 결과와 실험 결과의 비교로부터 알 수 있는 사실은 동일한 재료로 만들어진 구조물이라도 파단 변형률은 상수로 취급될 수 없다는 사실이다. 구조물 내부에서 발생한 응력장이 파단을 결정하는 주요 요인으로 작용하기 때문에, 파단은 응력 삼축비의 함수로 표현되어야만 한다. 본 논문에서는 다점형 파단 변형률이 가장 정확한 조건이었지만, 이는 파단 조건 선택의 문제보다는 재료 상수의 선택의 문제임을 주지할 필요가 있다. 조선 해양 구조물용 강재에 가장 적절한 파단 모델을 선정하는 것도 중요하지만, 이에 대한 재료 상수를 정량적으로 도출할 필요가 있다.

4. 결 론

최근 북극의 항로 개척에 따라 쇄빙선 또는 내빙선의 빙충돌 사고 위험이 점점 커지고 있으며, 해양 플랜트의 폭발 사고 등도 종종 보고되고 있음을 감안할 때, 재료의 파단을 예측하는 기술은 구조물의 구조 설계를 위한 요소 기술임이 분명하다. 본 논문에서는 이러한 맥락에서 조선 해양 구조물용 강재에 적용하거나 적용이 가능한 파단 조건 또는 파단 모델의 이론적 배경에 대하여 설명하였다. 전단 파단 조건의 경우 구조물에 발생한 소성 변형률이 파단 변형률을 초과할 때 파단이 발생하는 것으로 간주하며, 조선 해양 산업계에서는 거의 상수형 전단 파단 조건을 적용하고 있다. 그러나 전단 파단을 응력 삼축비의 함수로 표현 할 수 있는 다점형 전단 파단 또는 Johnson-Cook 전단 파단을 이용할 경우 실제 파단 현상을 비교적 정확하게 예측할 수 있음을 증명하였다.

기공률 파단 조건의 경우도 응력 삼축비 고려한다는 점에서는 Johnson-Cook 파단 조건과 유사하지만, 기공률 파단 조건의 경우도 항복 함수에 응력 삼축비를 포함시켜 재료의 경화를 조절한 모델이었다. 이러한 점에서 기공률 파단 모델은 연속체 손상 역학 파단 조건과 매우 유사하였다. 그 외에 성형 가공 파단 조건은 박판의 성형시 판의 찢김 여부를 예측하는데 주로 사용되지만, 본 논문에서는 일반적인 파단 모델로서의 적용성을 검토하였다.

또한 본 논문에서는 환봉형 평활재 및 노치재의 인장 시편의 실험 결과와 여러 파단 조건을 이용하여 수치 해석을 수행하였으며, 실제 현상과 거의 유사한 파단 기구를 재현할 수 있음을 증명하였다.

조선 해양 구조물용 강재에 있어서, 파단 모델의 장점과 한계 점을 인식하고 파단 모델의 선택도 중요하지만, 선택한 파단 모델에서 사용하는 재료 상수를 확보하는 것이 보다 중요하다. 후

속 논문에서는 조선 해양 구조물용 강재를 대상으로 실험적 연구를 통하여 소성 변형률 경화 법칙과 변형률 경화 법칙의 재료 상수를 제시하고자 하며, 또한 광범위한 실험적 연구를 통하여 조선 해양 구조물용 강재에 적용이 가능한 파단 모델의 재료 상수를 제시하고자 한다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부 한국연구재단의 연구비 지원(과제 번호: 2010-0003094)으로 수행되었으며, 위 기관의 지원에 감사드립니다. 그리고 이 논문은 2011년도 목포대학교 중형조선산업 지역혁신센터(RIC)에 의하여 지원되었음을 밝힙니다.

참 고 문 헌

AbuBakar, A. and Dow, R.S. (2010). "Simulation of Grounding Damage using the Finite Element Method", Proceedings of 5th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2010), pp 208-216.

Bonora, N. (1997). "A Nonlinear CDM Model for Ductile Failure", Engineering Fracture Mechanics, Vol 58, pp 11-28.

Bressan, J.D. and Williams, J.A. (1983). "The Use of a Shear Instability Criterion to Predict Local Necking in Sheet Metal Deformation", International Journal of Mechanical Sciences, Vol 25, pp 155-168.

Choung, J., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011). "Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel, Part I: Theoretical Backgrounds of Strain Hardening and Rate Hardening", Journal of Ocean Engineering and Technology (to be published).

Choung, J. (2009a). "Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels", Ocean Engineering, Vol 36, pp 1164-1174.

Choung, J. (2009b). "Micromechanical Damage Modeling and Simulation of Punch Test", Ocean Engineering, Vol 36, pp 1158-1163.

Choung, J. and Cho, S.R. (2008). "Study on True Stress Correction from Tensile Tests", Journal of Mechanical Science and Technology, Vol 22, pp 1039-1051.

Choung, J., Cho, S.R. and Yoon, K.Y. (2007). "On Comparative Studies of Fracture Models for Shipbuilding and Offshore Structural Steels", Proceedings of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (ICCGS 2007), pp 177-185.

Gurson, A. (1977). "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part 1 -Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media", ASME J. Eng. Mat. and Tech., Vol 99, pp 2-15.

- Health and Safety Executive (2001). Offshore Technology Report OTO 2001/020-Elevated Temperature and High Strain Rate Properties of Offshore Steels.
- Jie, M., Cheng, C.H., Chan, L.C. and Chow, C.L. (2009). "Forming Limit Diagrams of Strain-rate-dependent Sheet Metals", International Journal of Mechanical Sciences, Vol 51, No 4, pp 269-275.
- Johnson, G.R. and Cook, W.H. (1985). "Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strain, Strain Rates Temperatures and Pressures", Engineering Fracture Mechanics, Vol 21, No 1, pp 31-48.
- Lehmann, E. and 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, pp 141-147.
- Lemaitre, J. (1992). A Course on Damage Mechanics. Springer-Verlag.
- Nemat-Nasser, S. and Guo, W.G. (2003). "Thermomechanical Response of DH-36 Structural Steel over a Wide Range of Strain Rates and Temperature", Mech. Mat., Vol 35, pp 1023-1047.
- Törnqvist, R. (2003). Design of Crashworthy Ship Structures. Technical University of Denmark, Ph.D Thesis.
- Tvergaard, V. (1981). "Influence of Voids on Shear Band Instabilities under Plane Strain Condition", Int. J. Fract. Mech., Vol 17, pp 389-407.
- Tvergaard, V. and Needleman, A. (1984). "Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar", Acta Metallurgica, Vol 32, pp 157-169.
- Urban, J. (2003). Crushing and Fracture of Lightweight Structures. Technical University of Denmark, Ph.D Thesis.
- Zhu, L. and Atkins, A.G. (1998). "Failure Criteria for Ship Collision and Grounding", Proceedings of the 7th International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, pp 141-147.

2011년 2월 14일 원고 접수

2011년 3월 2일 심사 완료

2011년 4월 22일 게재 확정