

## 구조물용 강재의 파단기준에 대한 실험 및 이론 연구

정준모<sup>†\*</sup>, 조상래<sup>\*\*</sup>

현대중공업 해양기본설계부\*  
울산대학교 조선및해양공학과\*\*

Experimental and Theoretical Investigations on  
the Fracture Criteria for Structural Steels

Joonmo Choung<sup>†\*</sup> and Sang-Rai Cho<sup>\*\*</sup>

Offshore Basic Design & Engineering Dep' t, Hyundai Heavy Industries Co., LTD\*  
Dep' t of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan\*

### Abstract

Six smooth flat tensile specimens and eighteen punch specimens with three different thicknesses were machined from steel of JIS G3131 SPHC. In addition to punch tests, incremental tensile tests were conducted to obtain average true flow stress - logarithmic true strain curves. Through parametric FE simulations for the tensile specimens, material parameters related to GTN model were identified. Using indenters with three kinds of radius, punch tests were carried out to obtain fracture characteristics of punch specimens. Numerical analyses using both fracture models, GTN and  $J_2$  plasticity model, gave that the former estimated well the fracture of punch specimen but the latter did not. A new concept for critical size of plate elements was introduced based on minimum relative sharpness between contact structures. Consequently, a new criterion for critical element size was proposed to be less than 20% of minimum relative radius of interacting structures.

※Keywords: Shear fracture model(전단소성모델), GTN model(기공률소성모델), Punch test(펀치시험), Indenter(인덴터), Relative radius(상대곡률반지름), Critical element size(임계요소크기)

## 1. 서론

최종한계상태(Ultimate Limit State ULS) 또는 사고한계상태(Accidental Limit State ALS)에 대한 합리적인 설계와 정량적인 예측을 위해서 재료의 소성 및 파단 특성을 파악하는 것은 필수적이다. 그러나 밀시트로부터 주어지는 재료의 제한적인 소성 및 파단 데이터 즉 초기항복강도, 인장강도, 파단연신률 등의 데이터를 가지고 수치해석을 통하여 대변형/대변형률 거동을 정량적으로 추정하는 것은 현실적으로 불가능하다. 이러한 데이터는 재료의 단면적 변화에 대한 고려가 포함되지 않기 때문이다.

대변형률 및 파단 거동을 나타내는 대표적인 사례인 선박 충돌/좌초, FPSO 폭발과 같은 문제에 있어서 국내외 해석적 연구는 해석 파라미터의 조정을 통한 사고의 구현이나 또는 최적 부재 결정/배치 등의 연구에 치우쳐 있다. 국내외 시험적 연구의 경우에 있어서도 재료의 소성/파단특성에 대하여 엄밀히 고려한 예를 찾아보기는 어려운 실정이다. 예를 들어 재료를 단순히 초기항복강도와 선형화된 경화법칙으로 특성화 시키고 적절한 파단변형률을 부여하는 방법을 채택하고 있다.

Zhu and Atkins(1998)는 FLD(Forming Limit Diagram)을 이용한 파단조건을 제시한바 있으나, 변형 후 재료의 두께를 계측하거나 추정해야하는 어려움이 있어서 실질적으로 사용하기 어려운 문제점이 있는 것으로 알려져 있다. Servis et al.(2002)와 일부 산업표준(Norsok 2003)은 연강의 파단변형률로서 20%의 값을 제시한바 있으나, 저자의 경험에 의하면 선박 해양 구조물용 강재에 대한 재료시험 결과는 파단변형률을 대부분 100% 이상으로 예측한다. Lehmann and Peschmann(2001)은 파단변형률을 부재의 두께의 함수로 나타내기 위한 노력을 기울였다. 재료시험 또는 구조시험을 통하여 파단변형률을 수치해석에 적용한 연구사례를 살펴보면 20%보다 상당히 큰 변형률을 사용한 경우를 쉽게 발견할 수 있다. 예를 들어 Narr et al.(2001)은 70%의 파단변형률을 사용하였으며, Paik et al.(2000)은 35% 이상의 연신률

을 파단변형률로서 적용하였다. 여기서 주목해야 할 점은 많은 저자들이 연신률과 진변형률을 혼용하여 사용하고 있지만 구조물의 재료적 거동은 진응력-진변형률에 의하여 정의되어야 하며 진파단변형률이 파단변형률로 적용되어야 한다는 점이다(Choung and Cho 2006).

선급 강재 또는 API 강재는 선박 또는 FPSO와 같은 해양구조물에 집중적으로 사용되는 대표적인 재료이다. 이러한 강재는 모두 연성재료(Ductile material)로 분류되며 이러한 연성재료의 항복부터 파단까지의 소성 변형 프로세스는 미시적 관점에서 미소 기공의 생성(Nucleation), 성장(Growth), 병합(Coalescence)의 3 단계로 이루어 진다. 미소 기공의 생성은 매트릭스(Matrix)라 불리는 강의 주 재료에 혼입된 개재물(Inclusions) 또는 2 차상 입자(2<sup>nd</sup> phase particles)이 매트릭스로부터 분리되는 현상을 의미한다. 미소기공의 성장은 이미 형성된 기공의 확장을 의미하며 그리고 병합은 기공이 매우 확장되어 기공간의 연결성(Ligament)이 사라지는 단계이다. 그런데 Cauchy 응력 텐서 중에서 미소 기공의 생성 및 성장에 지배적인 역할을 하는 인자가 정수응력(Hydrostatic stress)이며 병합을 지배하는 인자는 편차응력(Deviatoric stress)으로 알려져 있다. 기하학적인 불연속이 심한 부분(Hotspot) 또는 노치에서의 응력장을 관찰하면 정수응력 성분이 심하게 발달하는 현상을 간단한 수치해석으로부터 확인 할 수 있다. 따라서 재료의 응력-변형률 거동을 단순히 탄성-강소성 또는 탄성-단순경화 등과 같이 정의한다면 구조물에서 발생하는 응력장을 실제와 다르게 예측하게 된다. 더욱이 파단은 비가역적 소성 변형과정의 마지막 단계이며 전술한 바와 같이 파단이 응력장의 지배를 받는다는 점을 상기하면 재료의 소성 및 파단거동을 정확히 표현하기 위해서는 재료의 응력-변형률 데이터를 수치해석 모델에 정확히 입력해야 한다. 그러나 최종강도, 충돌, 좌초 등에 대한 국내외 연구를 살펴보면 재료의 특성을 정확히 반영한 결과를 거의 찾을 수 없는 실정이다. 또한 대부분의 연구는 전단파단모델(Shear fracture model 또는  $J_2$  plasticity model)에 근거

하기 때문에 파단조건으로서 등가소성변형률 (Equivalent plastic strain)을 이용한다. 전단파단모델은 기하학적인 형상에 따른 정수응력의 발달을 고려한 파단조건을 제시하지 못한다. 연구자마다 대상으로 하는 구조물의 형상이 다르고, 따라서 연구자마다 매우 상이한 파단변형률을 사용하고 있는 원인이 되고 있다.

Lehmann and Yu(1998)은 연속체 손상역학 (CDM, Continuum Damage Mechanics)을 응용한 파단 인덱스(Rupture index)를 파단조건으로 제시한 바 있다. 저자의 경험으로는 Lehmann and Yu (1998)의 연구는 충돌/좌초해석 분야에서 응력삼축비(정수응력과 등가응력의 비)를 파단조건으로 처음 도입한 사례이다. Urban(2003)과 Tornqvist(2003)는 Rice-Tracey 의 기공성장 모델 (Void growth model)과 Cockcroft-Latham 의 전단파단모델을 조합한 RTCL 모델을 파단조건으로 제시한 바 있다. 여기서 Rice-Tracey 및 Cockcroft-Latham 모델은 각각 인장하중과 압축하중을 받을 때 파단조건으로 사용된다. Lehmann and Yu (1998), Urban (2003) 및 Tornqvist (2003)의 연구결과의 공통점은 구조물에서 발달하는 등가소성변형률 뿐만 아니라 응력삼축비도 파단을 지배하는 주요 조건으로 인식하였다는 점이다. Choung et al.(2007)은 각종 조선 및 해양구조물용 강재에 대한 재료시험을 통하여 이들 강재의 진응력-진변형률과 파단특성을 통계적으로 제시한 바 있으며 또한 고전적인 전단파단모델, 선형 연속체 손상역학에 근거한 손상모델(CDM model) 그리고 미소 기공의 생성과 성장을 표현할 수 있는 GTN 모델(Gurson-Needleman-Travergaard model)을 이용하여 파단 모델을 비교 검토함으로써 조선 및 해양구조물용 강재에 적합한 파단모델을 제시하고 손상모델과 기공률모델의 재료 상수를 제시한바 있다.

본 연구에서는 파단을 동반하는 대변형을 문제에 GTN 모델의 적용성과 적합성을 검증하기 위하여, 펀치시험을 실시하고 이에 대한 수치해석을 실시한다. 선박해양 구조물용 강재의 경우 대부분 후판의 형태로 생산되기 때문에 펀치시험 시편은

시장에서 흔히 구할 수 있는 연강인 JIS G3131 SPHC 을 이용한다. 펀치시험에 선행하여 동일한 재료로부터 추출된 판형시편에 대한 증분형 인장시험을 실시하고, 파라메트릭 수치해석을 실시하여 GTN 모델의 재료상수를 도출한다. 또한 증분형 인장시험으로부터 결정된 재료상수의 유효성을 검증하기 위해서 펀치 인덴터의 곡률반지름을 세류류로 준비하여 펀치시험을 실시한다. 또한 요소의 크기에 따른 파단 강도의 민감도를 동시에 조사한다.

## 2. 펀치시험

### 2.1 시험재료

모재는 JIS 규격 G3131 SPHC 이며 2mm, 3mm, 4mm 의 세가지 두께가 준비되었다. Table 1 및 Table 2 는 모재의 밀시트로부터 얻은 주요 화학성분과 상온에서의 기계적 강도 특성을 나타낸다.

### 2.2 인장시험시편

인장시편의 치수는 각종 산업규격에 정의되어 있다. 본 연구에서는 ASTM(2004)을 기준으로 시편의 치수를 결정하였으며 JIS(1998) 및 KS(1981) 규격도 동시에 만족하도록 하였다. 시편은 가공방향에 대한 정보를 얻을 수 없어서 가공방향과 무관하게 1 개의 두께에 대하여 시편을 2

**Table 1** Chemical compositions of JIS G3131 SPHC [%]

Steel	C	Si	Mn	P	S
2mm	0.037	-	0.23	0.012	0.012
3mm	0.043	0.005	0.22	0.012	0.009
4mm	0.036	-	0.24	0.013	0.010

**Table 2** Typical mechanical properties of JIS G3131 SPHC

Steel	Min. yield	Min. tensile	Min. elong.
2mm	218 MPa	351 MPa	45 %
3mm	275 MPa	366 MPa	38 %
4mm	223 MPa	349 MPa	47 %

개씩 제작하였다. Fig. 1은 시편의 설계 치수를 나타낸다.

**2.3 증분형 인장시험 결과**

인장시험은 300kN 만능 인장시험기를 이용하여  $3.33 \times 10^{-4}$  /s 변형률 속도로 계측이 수행되었다. 인장시험을 통하여 평균진응력 진변형률 데이터를

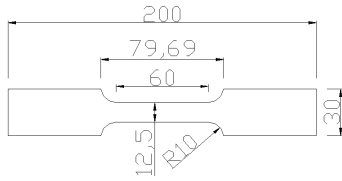


Fig. 1 Scantlings of flat specimens [mm]

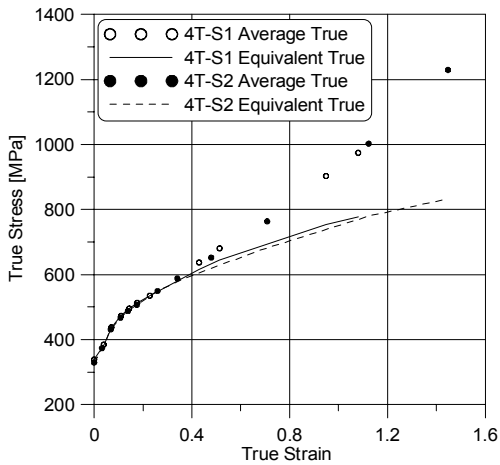


Fig. 2 True stress - strain curves from tensile tests

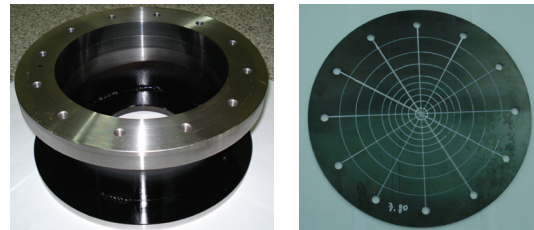
**Table 3** Measured mechanical properties

	$\sigma_0$ [MPa]	$\sigma_u$ [MPa]	$\epsilon_f^p$
2T-S1	265.349	471.414	1.379
2T-S2	274.023	475.636	1.407
3T-S1	266.135	537.221	1.066
3T-S2	285.659	543.631	1.141
4T-S1	338.467	532.333	1.080
4T-S2	329.168	516.931	1.448

취득하기 위하여 만능시험기로부터 자동적으로 컴퓨터에 저장되는 하중-연신 데이터 뿐만 아니라 표점거리(50 mm)의 1mm 또는 2mm 신장마다 시편 평행부의 최소 단면적을 디지털 버니어 캘리퍼스와 디지털 마이크로미터를 이용하여 계측하였다. Fig. 2는 4mm 판재에 대하여 계측된 계측된 평균진응력과 응력수정식(Choung 과 Cho 2006)을 이용하여 수정한 등가진응력을 나타낸다. Table 3은 계측된 탄소성 재료 상수를 나타낸다. 여기서  $\sigma_0$ 는 초기항복응력,  $\sigma_u$ 는 진응력으로 환산한 인장강도,  $\epsilon_f^p$ 는 로그진파단변형률을 의미한다.

**2.4 펀치시험시편**

펀치 시험은 Fig.3 (a)에 나타난 사진과 같이 별도로 제작된 지그에 펀치 시편 (Fig. 3 (b) 참조)을 볼트 고정하여 실시되었다. 또한 응력 상축비에 따른 파단강도의 차이를 확인하기 위하여 Fig. 4에 나타난 바와 같이 인덴터의 반지름이 7.5mm, 15.0mm, 30.0mm 의 3 개를 준비하였다. 따라서 반복성을 확인하기 위하여 각 시편은 2 세트씩 준비되어 18 개(두께 3 종류, 인덴터 3 종류, 반복 2 번)의 펀치 시편이 준비되었다.



(a) Jig (b) Punch specimen



(c) Indenters

Fig. 3 Jig, plate specimen and indenters for punch tests

### 3. GTN 모델의 이론적 배경

GTN 모델은 기공률모델(Porous plasticity model)로 불리기도 하는데, McClintock(1968)의 모델을 발전시킨 모델(Rice-Tracey 1969)과 모델(Gurson 1977)로 나뉘어 진다. Rice 와 Tracey 는 무한고체 내부에 존재하는 한 개의 구형 기공(Spherical void)를 가정하였다. 이 무한고체가 삼축응력을 받아서 타원형으로 변형하는 구형 기공의 3 방향 반지름변화율을 이론적으로 도출한 바 있다. Rice-Tracey 모델은 기공의 유효반지름이 임계반지름에 도달할 때 파단하는 것으로 간주하지만 한 개의 기공에 대한 모델이므로 기공간의 병합을 표현할 수 없는 단점이 있다. Gurson 모델도 Rice-Tracey 모델과 유사하게 균질한 비압축성 고체에 존재하는 한 개의 구형 기공의 변형으로부터 유도되었다. Gurson 의 항복함수  $\Phi$  는 von Mises 항복함수와 거의 유사하지만 von Mises 항복함수는 정수응력에 대한 종속항이 없다. 그러나 식(1)과 같이 Gurson 의 항복함수는 정수응력에 대한 약간의 종속성이 존재한다.

$$\Phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_Y} \right)^2 + 2f \cosh \left( \frac{3}{2} \frac{\sigma_H}{\sigma_Y} \right) - (1+f^2) \quad (1)$$

식(1)에서  $f$  는 재료내부에 존재하는 기공률(Porosity 또는 Void volume fraction)을 의미하며 만약 기공률이 커지면 항복곡선이 점점 작아지고 따라서 재료를 연화(Softening)시키는 역할을 수행한다.  $\sigma_Y$  및  $\sigma_{eq}$  는 각각 유동응력 및 von Mises 등가응력을 의미한다. 만약 기공률이 100%가 된다면 식(1)의 항복함수는 점이 되고 결국은 하중을 전혀 지지할 수 없게 된다. 식(1)에서 기공률 항이 생략되면 von Mises 항복함수와 동일하게 된다. 식(2)는 Gurson 에 의하여 제시된 기공의 성장속도를 나타낸다. Gurson 모델은 재료내부에 원래존재하던 기공의 성장속도( $\dot{f}_g$ )를 나타낸다.

$$\dot{f}_g = (1-f)\dot{\epsilon}_{kk}^p \quad (2)$$

Tvergaard(1981)는 Gurson 항복함수가 재료의 파단을 과대평가하는 것을 발견하고 정수응력의 효과를 증대시키기 위하여 3 개의 재료상수  $q_1$ ,

$q_2$ ,  $q_3$  를 식(1)에 대입하여 식(3)과 같이 수정된 항복함수를 제안하였다. 또한 반복적인 실험을 통하여  $q_1 = q_3 = 2.0$ ,  $q_2 = 1.0$  정도임을 밝혔다.

$$\Phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_Y} \right)^2 + 2q_1 f \cosh \left( \frac{3}{2} \frac{q_2 \sigma_H}{\sigma_Y} \right) - [1 + (q_3 f)^2] \quad (3)$$

Tvergaard and Needleman(1984)은 식(3)에 기공률 대신에 유효기공률  $f^*(f)$  을 도입하여 식(4)와 같이 나타내었다. 따라서 식(4)를 GTN 항복함수라 한다.

$$\Phi = \left( \frac{\sigma_{eq}}{\sigma_Y} \right)^2 + 2q_1 f^* \cosh \left( \frac{3}{2} \frac{q_2 \sigma_H}{\sigma_Y} \right) - [1 + (q_3 f^*)^2] \quad (4)$$

식(4)의 단점은 재료 내부에 존재하는 기공의 성장을 기술할 수 있지만, 새로운 기공의 생성 및 기공간의 병합을 표현하지 못한다. 특히 기공의 병합은 파단에 임박하여 재료의 연화를 가속화시키므로 이를 고려하기 위하여 2 단계의 기공률속도를 고려하게 되었다. 여기서  $f_c$  는 임계기공률(Critical void volume fraction)로서 기공률이 임계기공률에 도달하면 기공이 서로 병합하는 것으로 간주하고 (식(5)-식(7) 참조) 파단기공률(Void volume fraction at failure)  $f_f$  에 도달하면 파단하는 것으로 간주한다.

$$f^*(f) = \begin{cases} f & \text{for } f \leq f_c \\ f_c + K'(f - f_c) & \text{for } f > f_c \end{cases} \quad (5)$$

$$K' = \frac{f_u - f_c}{f_f - f_c} \quad (6)$$

$$f_u = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3} \quad (7)$$

지속적인 하중이 가해진다면 재료 내부에 새로운 기공이 발생하기 시작할 것이며, Needleman and Tvergaard(1984)는 새로 생성된 기공의 성장속도  $\dot{f}_n$  를 식(8)과 같이 표시하였다. 또한 Chou and Needleman(1980)은 식(8)의 계수 A 및 B 를 식(9) 및 식(10)과 같이 제안하였다.

$$\dot{f}_n = A'\dot{\sigma} + \frac{B'}{3}\dot{\sigma}_{kk} \quad (8)$$

$$A' = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \text{EXP} \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{\epsilon_{eq}^p - \epsilon_N}{s_N} \right)^2 \right] \quad (9)$$

$$B' = 0.0 \quad (10)$$

식(9)에서  $\epsilon_N$  및  $s_N$  는 기공을 생성하는데 필요한 변형률의 분포를 정규분포로 간주할 때 평균 소성변형률과 표준편차를 나타낸다.  $f_N$  은 생성된 기공률을 의미한다. 기공률속도  $\dot{f}$  는 결국 식(11)과 같다.

$$\dot{f} = \dot{f}_g + \dot{f}_n \quad (11)$$

#### 4. 펀치시험 수치해석

##### 4.1 GTN 모델 재료상수 결정

GTN 모델의 단점은 식(5)-식(9)에서 보는 바와 같이 많은 재료 상수를 요구한다는 점이다. 확인되어야 할 재료상수는  $q_1, q_2, q_3, f_0, f_f, f_c, \epsilon_N, f_N, s_N$  이다. 물론 재료의 기공률과 관련된 재료 상수는 SEM 사진을 이용하여 확인할 수 있지만 모든 재료상수를 확인하는 작업은 상당히 어려운 일이다. 참고문헌에 의하면 대부분의 강재에 있어서 통상적으로  $q_1=1.5, q_2=1.0, q_3=q_1^2$  을 적용한다. 강재의 초기기공률  $f_0$  는 0.2% 이하인 것으로 알려져 있으며 통상 초기기공률은 없는 것으로 간주한다. 또한 강재의 경우 기공생성변형률  $\epsilon_N$  은 0.3 정도, 표준편차  $s_N$  은 0.1 정도로 간주된다.

본 연구에서는 반복적인 수치해석을 통하여 재료상수를 결정하였다. 수치해석 코드로서 Abaqus/Explicit 을 이용하였으며 재료상수의 변화에 따라 입력파일을 수정하고 결과파일에서 하중-단면적변화를 추출하는 내부 프로그램을 개발하여 계산 전후처리 작업을 수행하였다. 이때  $q_1, q_2, q_3, f_0, \epsilon_N, s_N$  은 고정시키고, 임계기공률  $f_c$  에 도달하면 곧바로 파단기공률  $f_f$  에 도달하는 것으로 가정하였다( $f_f = f_c + 0.01$ ).

P3T-S1 시편을 대상으로 수치해석을 실시하고, Fig. 4 에 1/8 FE 모델에 대한 변형 후 최소단면의 쿠션효과 및 기공률을 일례로서 나타내고 있다.

Table 4 Identified material constants

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$f_0$	$f_f$	$f_c$	$\epsilon_N$	$f_N$	$s_N$
1.50	1.00	2.25	0.00	0.06	0.05	0.30	0.01	0.1

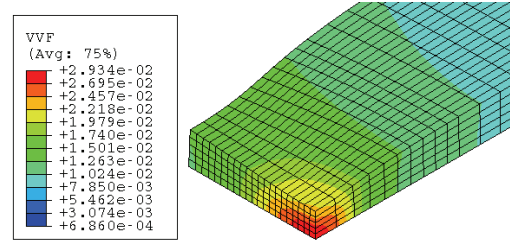


Fig. 4 Cushioning effect with porosity fringe

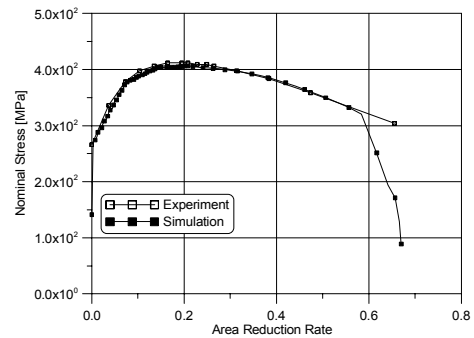


Fig. 5 Comparison of nominal stress - area reduction rate for 3T-S1

저자의 경험에 의하면 네킹이 발생하더라도 응력 집중도가 크지 않기 때문에 시편요소의 크기는 쿠션효과 및 파단을 적절히 유발하는 수준에서 결정되었다. Table 4 는 파라메트릭 수치해석을 통하여 결정된 재료상수를 나타낸다.

Fig. 4 는 Table 4 에 주어진 재료상수를 이용하여 계산된 공칭응력-단면적 변화율을 나타낸다. 하중을 의미하는 공칭응력과 단면적 변화율이 거의 파단 직전까지 일치하는 것으로 나타났다. 그러나 확산네킹(Diffuse necking)의 종료와 함께 발생하는 국부네킹(Local necking) 영역에서는 시험보다 수치해석이 빨리 파단하는 것으로 나타났다. 실제 시험 시험에서는 컵-콘 파단 (Cup-Cone fracture)이 나타나는데 파단면의 중앙부는

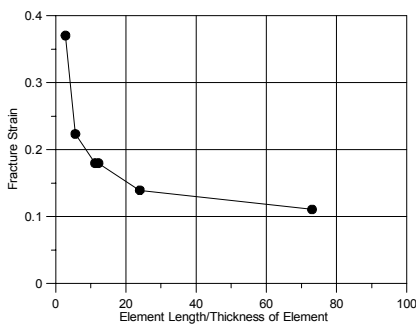
정수응력에 의하여 평평하게 파단이 발생하고 GTN 모델이 이를 정확히 예측한다. 그러나 주변부는 45 도 경사면이 나타나며 이는 주로 편차응력에 의한 파단이고 GTN 모델의 파단조건을 가지고는 이를 잘 예측하지 못하기 때문에 수치해석의 경우 약간의 조기 파단이 발생하는 것이다.

GTN 모델이 파단에 대한 정수응력의 효과를 전단파단모델에 비하여 잘 반영하는 것은 사실이지만, 현재 결정된 재료상수는 평활재로부터 도출하였기 때문에 이에 대한 약간의 보정은 필요하다. Kuna and Abendroth(2004)가 결정한 재료상수 중에서  $f_N$  은 강재에 따라 0.01-0.05 정도의 범위에 존재하였기 때문에 본 연구논문에서는 보정변수로서 생성기공률  $f_N$  을 선택하였다.

**4.2 요소크기의 결정**

Kitamura(2001)는 강재 선수의 낙하 시험 등을 통하여 유한요소해석에 사용할 수 있는 파단변형률을 판부재의 두께로 무차원한 요소 크기의 함수로 나타낸바 있으며, Lehmann and Peschmann(2001)도 동일한 방법으로 파단변형률을 Fig. 6 과 같이 나타낸바 있다.

이들 연구 결과에 따르면, 본 연구에서 실시한 편차시험에서 인덴터의 곡률반지름이 다르더라도 판두께가 동일하다면 같은 요소크기를 사용해야한다는 논리가 성립된다. 그러나 동일한 판두께를 가지더라도 인덴터의 곡률반지름에 따라 파단변형률이 변동적이며, 등가소성변형률을 파단기준으로 결정하는 전단파단 모델을 가지고는 정수응력의



**Fig. 6** Fracture strain according to element length

파단 기여도를 반영할 수 없다.

따라서 본 연구에서는 요소의 크기를 상대곡률 반지름의 함수로 결정할 것을 제안하였다. 그리고 요소의 크기( $L_e$ )를 두 접촉체의 상대곡률반지름으로 무차원화하여 파단강도에 미치는 영향을 조사하였다. 이러한 가정은 실제 문제의 경우, 예를 들어 선측충돌 문제의 경우 충돌선의 벌브 또는 상부 데크(Fore castle deck)의 최소곡률반지름( $R_{strike}$ )과 선측외판의 최소곡률반지름( $R_{struck}$ )의 차가 상대곡률반지름이 되며, 균열진전문제의 경우 선단(Crack tip)에서의 곡률반지름이 상대곡률 반지름이 된다. 이를 일반화하면 식(12)와 같다.

$$\eta = \frac{L_e}{|R_{strike} - R_{struck}|} \tag{12}$$

Table 5 는 무차원요소길이  $\eta$  에 따라 수치해석을 실시하기 위한 실험계획표를 나타내며 모든 해석에 있어서 마찰계수는 0.15 로 가정하였다.

Table 5 에서 3 가지 판두께가 존재하므로 총 87 번(29 셀×두께 3)이 수행되었다. Fig. 7 은 수치해석을 위한 1/4 대칭 유한요소 모델을 나타내고 있다. 수치해석은 해석의 효율이 판요소에 비하여 매우 높고 비교적 높은 정도를 제시하는 축대칭 해석 대신에 실제 선박 및 해양구조물에 주로 사용하는 판요소를 이용하여 형상을 모델링 하였다.

**Table 5** Table for mesh sensitivity analyses

R=7.5		R=15.0		R=30.0	
$L_e$	$\eta$	$L_e$	$\eta$	$L_e$	$\eta$
0.374	0.050	0.750	0.050	1.500	0.050
0.750	0.100	1.500	0.100	3.000	0.100
1.500	0.200	3.000	0.200	6.000	0.200
2.222	0.296	4.615	0.308	8.571	0.286
3.000	0.400	6.000	0.400	12.000	0.400
3.750	0.500	7.500	0.500	15.000	0.500
4.615	0.615	8.571	0.571	20.000	0.667
5.455	0.727	10.000	0.667	30.000	1.000
6.000	0.800	12.000	0.800	-	-
6.667	0.889	15.000	1.000	-	-
7.500	1.000	-	-	-	-

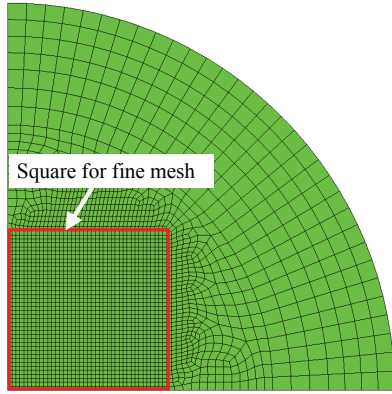


Fig. 7 FE model for punch simulations

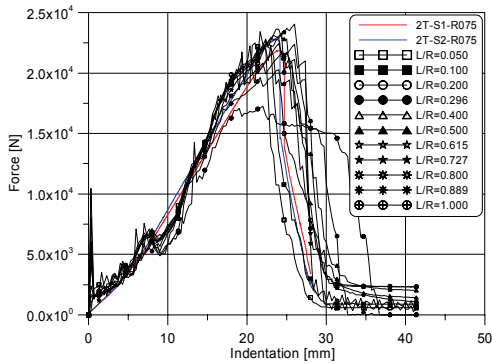


Fig. 8 Comparison of punch force histories for 2T-R075

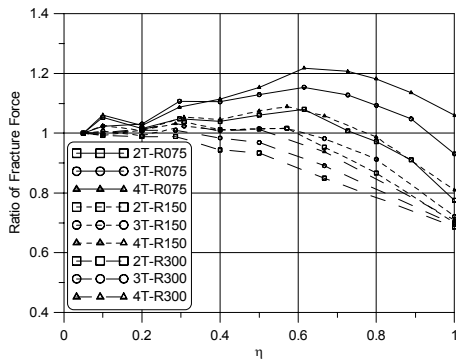


Fig. 9 Results for element size sensitivity analyses

이때 인덴터는 무한강체로 간주하였으며 천공시

편의 중심부는 정방형으로 상세요소분할을 실시하였다.

인덴터 단면이 원형이기 때문에 판요소가 방사형으로 분할되는 것이 바람직할 것으로 보이지만 방사형으로 판요소를 분할할 경우 인덴터와의 접촉부에 요소의 크기가 일정하게 분할되지 않거나 삼각형 요소가 배치되는 단점이 있다. 예를 들어 벌브에 의한 선축 충돌 문제에 있어서 통상 선축 외판을 벌브의 형상을 고려하여 요소분할을 실시하지 않기 때문에 방사형보다는 정방형 또는 장방형 상세요소분할을 실시하는 것이 바람직하다고 볼 수 있다.

Fig. 8 은 판두께 2mm, 인덴터 반지름 7.5mm 인 경우에 요소크기의 변화에 따른 펀치하중-진입 깊이를 나타낸다. 이로부터 알 수 있는 중요한 결과는 GTN 모델을 적용할 경우 판요소의 크기가 인덴터와의 접촉을 구현할 수 없을 정도로 크지 않다면 실험결과와 비교적 부합하는 결과를 얻을 수 있었다. Fig. 9 는 가장 작은 요소를 사용할 경우 대비, 요소의 크기에 따른 수치해석결과의 비(파단 강도비)를 무차원요소길이에 따라 나타내고 있으며 20%정도의 변동을 확인할 수 있다.

4.3 재료상수의 보정

본 연구논문에서 실시된 펀치시험의 경우 정수 응력의 발달을 지연시키거나 촉진시킬 수 있는 크고 작은 인덴터를 사용하여 실험을 수행한 반면 재료상수는 완전한 평활재로부터 도출하였다. 따라서 기공률모델 재료상수에 대한 보정을 통하여 수치해석과 실험결과와의 편차를 최소화시킬 수 있다. 본 연구논문에서는 전술한 바와 같이 보정 변수로서  $f_N$  을 선택하였다.  $f_N$  은 Table 5 에 나타난 평활재에 대한 최소값 0.01 부터 최대 0.05 사이로 설정하였다. 이때 마찰계수는 파단강도를 결정하는 중요한 인자이며, 본 연구논문에서는 0.15 를 등가마찰계수로 결정하여 적용하여 분석을 수행하였다.

Fig. 10 은 생성기공률과 실험과 수치해석으로부터 구한 파단강도의 비율과의 관계를 나타내고 있다. 판재의 두께나 인덴터의 반지름에 관계없이



생성기공률의 변화에 따라 강도비가 비교적 집중하여 분포함을 확인할 수 있다.  $f_N$  은 두 접촉체 사이의 상대곡률반지름에 의하여 지배받는다 가정하여, 판재의 두께를 이용하여 무차원화시키면 식(13)과 같다.

$$\lambda' = \frac{t}{|R_{strike} - R_{struck}|} \quad (13)$$

이때 기준이 되는 요소의 크기를 본 연구논문에서 제안된 무차원요소길이가  $\eta = 0.2$  로 놓고, 무차원두께의 변화에 따른  $f_N$  의 변동을 조사하면 Fig. 11 과 같으며 식(14)와 같이 간이식을 제안하였다.

$$f_N = -0.007LN(\lambda') + 0.004 \quad (14)$$

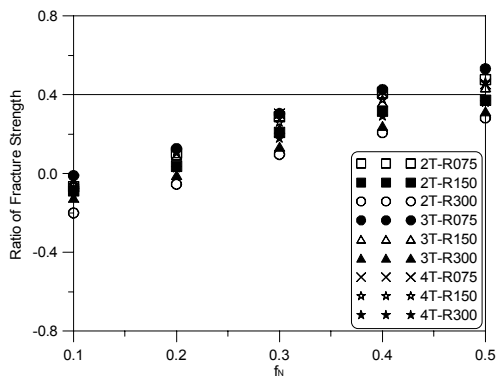


Fig. 10 Relations between ratio of fracture force and  $f_N$

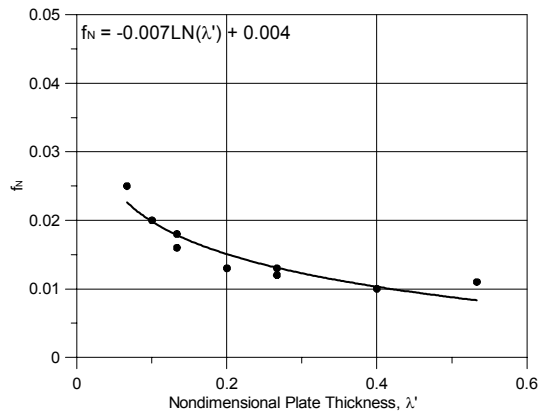
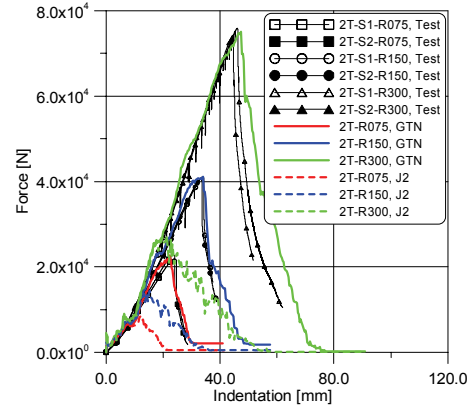
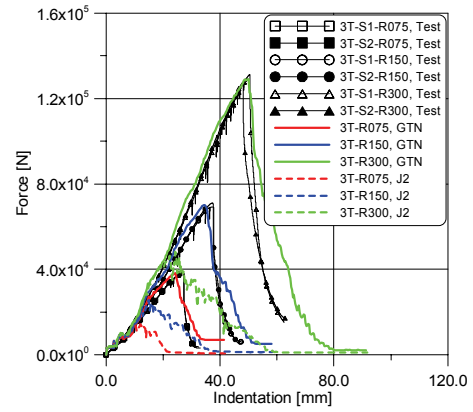


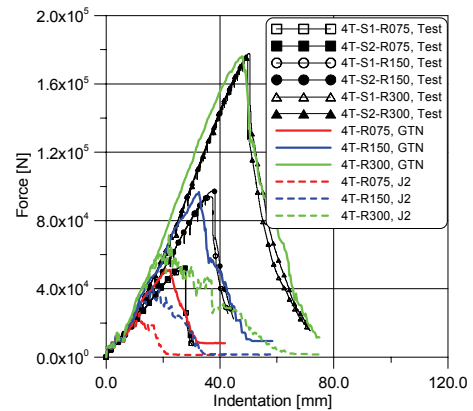
Fig. 11 Relations between  $f_N$  and  $\lambda'$



(a) 2mm thickness



(b) 3mm thickness



(c) 4mm thickness

Fig. 12 Comparison of punch force-indentation curves

#### 4.4 실험 및 수치해석 비교경토

Fig. 12는 본 연구를 통하여 결정된 재료상수와 임계요소크기를 적용하여 최종적으로 계산된 펀치 하중-진입깊이 곡선을 펀치시험 결과와 비교하여 나타내고 있으며 상당히 일치하는 결과를 얻을 수 있었다. 또한 일반적으로 연강에 적용하는 20% 파단변형률을 적용한 전단파단모델 해석결과를 Fig. 12에 동시에 나타내었다. 예상한 바와 같이 전단파단모델의 경우 파단강도를 전반적으로 매우 저평가하고 있음을 확인할 수 있다.

#### 5. 결론

선급 강재 또는 API 강재는 선박 또는 FPSO와 같은 해양구조물에 집중적으로 사용되는 대표적인 연성 재료이며 이러한 연성재료의 항복부터 파단까지의 소성 변형 프로세스는 미시적 관점에서 미소 기공의 생성, 성장, 병합의 3 단계로 이루어지며 미소 기공의 생성 및 성장에 지배적인 역할을 하는 인자가 정수응력이다. 기존에 사용해오던 변형률 기준의 파단조건은 이러한 정수응력의 발달을 고려하지 못하기 때문에 미소기공들의 발달에 따른 파단을 정의할 수 있는 GTN 모델을 선박 및 해양구조물용 강재의 파단모델로 사용할 것을 제안하였다.

충돌/좌초 등과 같이 대변형률과 파단을 동시에 동반하는 문제에 GTN 모델의 적용성과 적합성을 검증하기 위하여 우선 JIS G3131 SPHC 강재로부터 제작된 3 가지 두께에 대한 인장시험의 인장시험으로부터 재료의 탄소성 재료특성을 얻은 후 인장시험 시험편의 파라메트릭 수치해석을 통하여 GTN 모델의 재료상수를 결정하였다. 또한 3 가지 두께의 동일한 강재에 대하여 펀치시험 시험편을 제작하고 펀치시험을 수행하였다.

펀치시험 수치해석에 있어서 요소의 크기에 따른 파단 강도의 변화가 판두께의 함수로서 나타나지 않음을 펀치시험과 펀치시험 수치해석을 통하여 확인하였다.

또한 구조적 불연속성을 나타내는 최소곡률반지름이 요소의 크기를 결정하는 변수임을 수치해석

을 통하여 증명하고 임계요소크기를 제안하였다. 또한 정수응력의 급격한 증가에 따른 GTN 모델의 재료상수를 보완하기 위하여, 생성기공률을 상대 곡률반지름의 함수로 설정하고 이를 보정하기 위한 간이식을 제안하였다. 최종적으로 본 연구에서 도출된 재료상수와 임계요소크기를 적용하여 펀치 시험에 대한 수치해석을 수행한 결과 실험결과와 잘 일치하는 결과를 얻을 수 있었다.

#### 참 고 문 헌

- ASTM E8, 2004, Standard Test Methods from Tension Testing of Metallic Materials.
- Chou, C. and Needleman, A., 1980, "Void Nucleation Effects in Biaxially Stretched Sheets," Vol. 102, pp. 249-256.
- Choung, J.M. and Cho, S.R., 2006, "Study on True Stress Correction from Tensile Tests", Proc. SNAK Spring Meeting, pp. 755-770.
- Choung, J.M., Cho, S.R. and Yoon, K.Y., 2007, "On Comparative Studies of Fracture Models for Shipbuilding and Offshore Structural Steels," 4<sup>th</sup> International Conference on Collision and Grounding of Ships, pp. 177-175.
- 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.
- JIS Z 2201, 1998, Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials.
- Kitamura, O., 2001, "FEM Approach to the Simulation of Collision and Grounding Damage," 2<sup>nd</sup> International Conference on Collision and Grounding of Ships, pp. 125-136.
- KS B 0801, 1981, Test Pieces for Tensile Test for Metallic Materials.
- Kuna, M. and Abendroth, M., 2004,

- "Identification and Validation of Ductile Damage Parameters by the Small Punch Test," 15<sup>th</sup> European Conference of Fracture.
- Lehmann, E. and Yu, X., 1998, "On Ductile Rupture Criteria for Structural Tear in the Case of Ship Collision and Grounding," 7<sup>th</sup> International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, pp. 149-156.
  - Lehmann, E. and Peschmann, J., 2001, "Energy Absorption by the Steel Structure of Ships in the Event of Collisions," 2<sup>nd</sup> International Conference on Collision and Grounding of Ships, pp. 189-194.
  - McClintock, F. A., 1968, "A Criterion for Ductile Fracture by Growth of Holes," Trans. ASME, J. Appl. Mech., Vol. 35, pp. 363-371.
  - Narr, H., Kujala, P., Simonsen, B.C. and Ludolph, H., 2001, "Comparison of the Crashworthiness of Various Bottom and Side Structures," 2<sup>nd</sup> International Conference on Collision and Grounding of Ships, pp. 179-188.
  - Needleman, A. and Tvergaard, V., 1984, "An Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars," J. of Mech. and Phys. of Solids, Vol. 32, pp. 461-490.
  - Norsok Standard N-004, 2004, Design of Steel Structures.
  - Paik, J.K., Chung, J.Y. Choe, I.H., Thayamballi, A.K. and Pedersen, P.T., 2000, "On the Rational Design of Double Hull Tanker Structures Against Collision," SNAME Annual Meeting.
  - Rice, J.R. and Tracey, D.M., 1969, "On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields," J. Mech. Phys. Solids., Vol. 17, pp. 201-217.
  - Servis, D., Samuelides, M., Louka, T. and Voudouris, G., 2002, "Implementation of Finite-element Codes for the Simulation of Ship-ship Collisions", J. Ship Research, Vol. 46, No. 4, pp. 239-247.
  - 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, "An Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 32, pp. 157-169.
  - Tornqvist, R., 2003, Design of Crashworthy Ship Structures, Ph.D Thesis, Technical University of Denmark.
  - Urban, J., 2003, Crushing and Fracture of Lightweight Structures, Ph.D Thesis, Technical University of Denmark.
  - Zhu, L. and Atkins, A. G., 1998, "Failure Criteria for Ship Collision and Grounding," 7<sup>th</sup> International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, pp. 141-147.



&lt; 정 준 모 &gt;



&lt; 조 상 래 &gt;