

조선 해양 구조물용 강재의 소성 및 파단 특성 III: 파단 변형률에 관한 실험적 연구

정준모* · 심천식** · 김경수*

*인하대학교 조선해양공학과

**국립목포대학교 조선공학과

Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part III: Experimental Study on Failure Strain

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: Failure strain 파단 변형률, Stress triaxiality 응력 삼축비, Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Equivalent plastic strain 등가 소성 변형률, Ductile fracture 연성 파단, Shear fracture 전단 파단

ABSTRACT: This is the third of several companion papers dealing with the derivation of material constants for ductile failure criteria under hydrostatic stress. It was observed that the ultimate engineering stresses and elongations at fracture from tensile tests for round specimens with various notch radii tended to increase and decrease, respectively, because of the stress triaxiality. The engineering stress curves from tests are compared with numerical simulation results, and it is proved that the curves from the two approaches very closely coincide. Failure strains are obtained from the equivalent plastic strain histories from numerical simulations at the time when the experimental engineering stress drops suddenly. After introducing the new concept of average stress triaxiality and accumulated average strain energy, the material constants of the Johnson-Cook failure criterion for critical energies of 100%, 50%, and 15% are presented. The experimental results obtained for EH-36 steel were in relatively good agreement with the 100% critical energy, whereas the literature states that aluminum fits with a 15% critical energy. Therefore, it is expected that a unified failure criterion for critical energy, which is available for most kinds of ductile materials, can be provided according to the used materials.

1. 서 론

본 논문의 1편 (Choung et al., 2011a)에서는 ICCGS 논문 검토를 통하여, 소성 변형률 경화, 변형률 속도 경화 및 구조 파단에 관한 세계적인 연구 동향을 살펴보았다. 또한 HSE(2001) 보고서 및 Nemat-Nasser and Guo(2003)의 논문을 통하여 온도에 따른 변형률 경화, 그리고 온도와 변형률 경화/변형률 속도 경화의 연성 효과를 실험적으로 연구한 사례를 볼 수 있었다.

본 논문의 2편 (Choung et al., 2011b)에서는 조선 해양 구조물용 강재에 적용이 가능한 파단 조건의 이론적 배경에 대하여 설명하였다. 특히 산업계와 학계에서 가장 널리 사용하는 상수형 전단 파단 조건, 다점형 전단 파단 조건, Johnson-Cook 전단 파단 조건, 기공률 파단 조건, 연속체 손상 역학 파단 조건, 박판 성형 파단 조건 등의 물리적 의미와 수학적 표현을 볼 수 있었다. 또한 거의 대부분의 파단 조건은 응력 삼축비의 함수로 표현되고 있음을 확인할 수 있었다. 환봉형 평활재 및 노치재의 인장 시편을 대상으로 다양한 파단 조건을 이용하여 수치 해석을 수행하였으며, 실험 결과와 유사한 파단 기구를 재현할 수

있음을 확인하였다. 또한 파단 조건의 선택보다는 선택한 파단 조건에 대한 재료 상수를 정확하게 추정하는 것이 중요하다는 사실을 알 수 있었다.

조선 해양 산업계에서는 파단 조건으로서 통상 등가 소성 변형률을 사용하는 전단 파단 조건을 사용하며, 공학적으로 매우 직관적이기 때문에 본 논문에서는 파단 변형률에 대한 실험적 연구를 통하여 전단 파단 조건의 재료 상수를 도출하고자 한다. 이를 위하여 우선 다양한 노치를 가지는 환봉형 인장 시편에 대한 인장 실험을 실시하여 파단 시점을 인식할 것이다. 또한 인장 실험에 대한 수치 해석을 실시하여 실험결과와 비교 검토를 통하여 응력 삼축비의 함수로서 파단 변형률을 예측할 것이다.

2. 실 험

2.1 시편 재료 및 설계

실험에 사용된 재료는 P사에서 제조한 E등급 고장력강 (EH-36)이다. 모재의 두께, 폭, 길이는 25mm×2880mm×7000mm

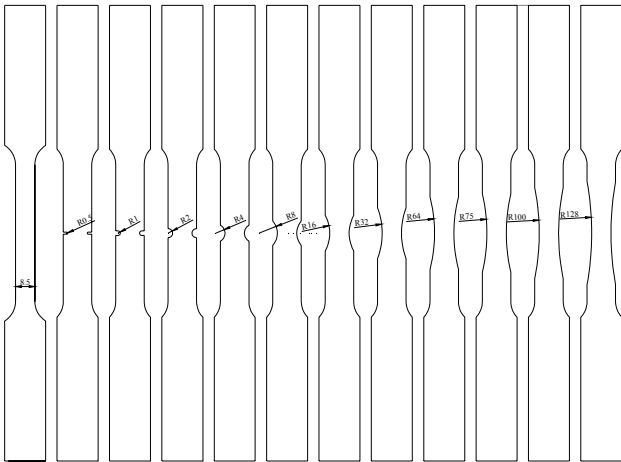
이다. 밀시트(Mill sheet)에 나타난 초기 항복강도, 공칭 인장강도, 연신율은 각각 482MPa, 570MPa, 23%였다. 주요 화학 성분은 Table 1에 나타내었다.

Fig. 1에 보인 바와 같이, 본 연구에 사용한 시편의 기본 형상은 환봉형으로서, 평활재의 경우 ASTM(2004)에서 제시하는 설계기준을 적용하였다. 평활재의 평행부 최소 설계 지름은 8.5mm였지만,

Table 1 Chemical composition of a EH-36 base plate

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Nb	Ti	V
4.0	3.0	3.0	4.0	4.0	2.0	2.0	3.0	2.0	3.0	3.0	3.0

실제 가공 후 최소 지름은 8.0mm로 제작되었다. 노치재는 동일한 재료에서 노치의 첨도(Sharpness)에 따른 소성 경화 및 파단 변형률을 관찰하기 위하여 제작되었다. 노치재의 최소 지름은 평활재의 설계 지름과 동일한 8.5mm로 설계되었으며, 제작후 실제 지름도 8.5mm에서 크게 벗어나지 않았다. 노치의 반지름은 가공이 가능한 최소 반지름인 0.5mm부터 평활재에 거의 근접한 수준의 반지름인 128.0mm까지였다. Fig. 1에 보인 시편은 강재의 가공 방향과 평행 및 직교 방향에 대하여 각각 12개씩 제작하였다. 각 시편의 노치에 따른 명칭을 Table 2에 요약하여 나타내었다. Fig. 2는 L37 (평활재) 및 L38 (노치재)에 대한 실험을 수행하기 위하여 세팅이 완료된 상태에서의 사진을 예시적으로 나타내었다. 사용한 신률계(Extensometer)의 게이지 길이는 50mm였다.



(a) Specimen design

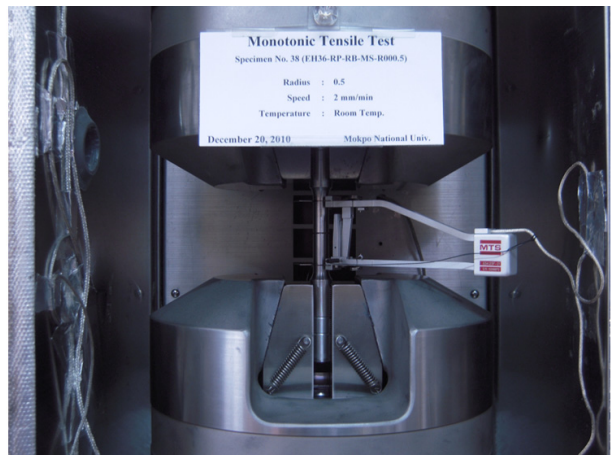


(b) Photo of specimens

Fig. 1 Schematic design and photo of specimens



(a) L37



(b) L38

Fig. 2 Test photos

Table 2 Specimen labels

Notch radius	∞	0.5	1.0	2.0	4.0	8.0	16.0	32.0	64.0	75.0	100.0	128.0
Longi. label	L37	L38	L39	L40	L41	L42	L43	L44	L45	L46	L47	L48
Trans. label	T118	T119	T120	T121	T122	T123	T124	T125	T126	T127	T128	T129

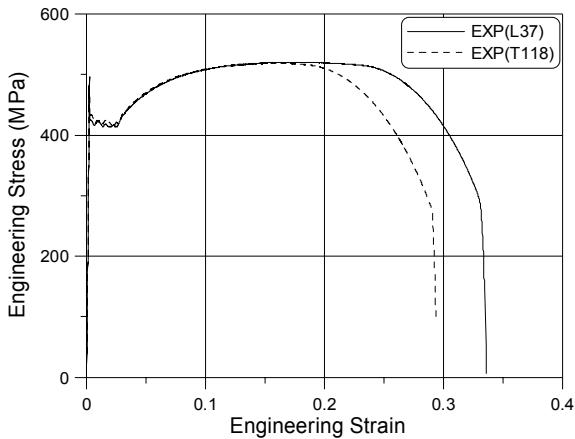
2.2 평활재 실험 결과

Fig. 3은 평활재 실험으로부터 얻은 공칭 응력 선도 및 평균 진응력 선도를 각각 나타낸다. 식 (1) 및 (2)를 이용하여 공칭 응력 및 공칭 변형률로부터 균일 진변형률(Uniform true strain)과 균일 진응력(Uniform true stress)을 얻을 수 있다. 그러나 균일 진응력과 균일 진변형률은 네킹의 시작 이후에는 사용할 수 없는 물리량이다. 대변형률을 동반하는 문제에서는 소성 변형률이 통상 수십% 이상 발생하는 것으로 알려져 있으며, 실험을 통하여 시편 내부에 발생한 소성 변형률의 최대치는 파단 소성 변형률이다. Choung(2009)에 의하면 시편의 파단 소성 변형률은 통상 100%를 초과하기 때문에, 시편의 수치 해석을 위해서는 균일 진변형률과 균일 진응력만을 가지고 대변형률 해석을 수행할 수 없다.

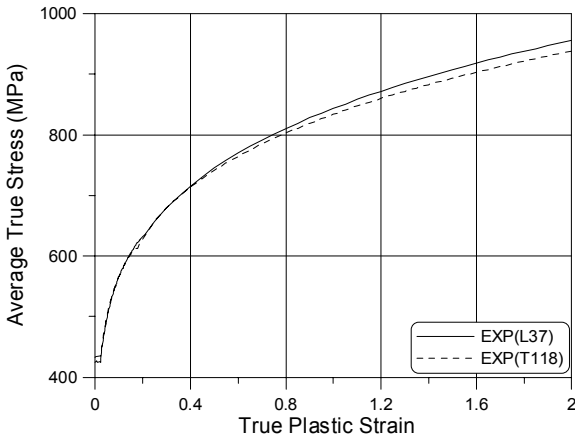
이러한 문제를 해결하기 위하여, 균일 진응력-균일 진변형률 선도를 이용하여, 재료의 소성 구성방정식 계수를 구할 수 있다. 본 연구에서는 식 (3)과 같이 Swift의 소성 구성 방정식을 적용하여 강도 계수(Strength coefficient)와 소성 변형률 경화 지수(Plastic strain hardening exponent)를 도출하였다. 이를 도출하는 방법은 ASTM(2004)에 따랐다. T118의 경우 L37보다 전체적인 연신율은 작게 나타났음을 Fig. 3 (a)로부터 알 수 있지만, 연신율은 네킹에 의한 국부적인 소성의 변형(Plastic

localization)을 포함하기 때문에, 공학적으로 큰 의미를 가지지는 않는다. L37과 T118의 물성치는 Table 3에 요약하여 나타냈으며, 초기 항복 강도를 제외한 나머지 재료 물성치는 L37이 약간 우수하게 나타났다. 초기 항복 강도는 0.2% 윅셋을 이용하여 도출되었다.

균일 진응력 및 균일 진변형률을 이용하여 도출한 강도 계수와 소성 변형률 경화 지수는 전체 소성 변형 구간에서 유효하기 때문에 평균 진응력(Average true stress)을 도출하는데 사용할 수 있다. 결론적으로 진인장 강도까지의 데이터는 실험으로부터 얻은 균일 진응력-균일 진변형률 곡선을 이용하고, 진인장 강도 이후의 데이터는 강도 계수와 소성 변형률 경화지수를 이용하여 예측한 평균 진응력-로그 진변형률로서 나타내면, Fig. 3 (b)와 같이 나타낼 수 있다. 네킹이 발생한 소성 변형률은 이론적으로 소성 변형률 경화 지수와 동일하다. 따라서 네킹 소성 변형률은 L37 및 T118에서 각각 0.18과 0.17로 간주할 수 있다. 그러나 네킹이 발생한 이후에 환봉의 네킹부는 일축 응력 상태가 아니라 삼축 응력 상태이기 때문에 엄밀한 의미에서 von Mises 등가 응력으로 변환하여 사용해야 한다(Choung, 2008). 통상 이를 등가 진응력이라고 하며, 본 연구에서는 네킹 이후 예측한 진응력을 등가 진응력으로 간주하였기 때문에 별도로 등가 진응력을 구하지 않았다.



(a) Engineering stress curves



(b) Average true stress curves

Fig. 3 Stress-strain curves of smooth specimens

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

$$\sigma_{un} = S(1 + e) \tag{2}$$

$$\sigma_{un} = K(\epsilon_{p,un})^n \tag{3}$$

$$\sigma_{av} = K(\epsilon_p)^n \tag{4}$$

- e : 공칭 변형률
- S : 공칭 응력
- $\epsilon_{p,un}$: 균일 소성 진변형률
- σ_{un} : 균일 진응력
- ϵ_p : 로그 소성 진변형률
- σ_{av} : 평균 진응력
- n : 소성 변형률 경화 지수
- K : 강도 계수

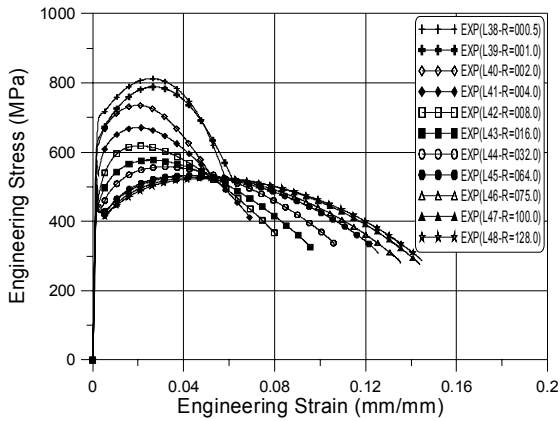
2.3 노치재 실험 결과

Fig. 4는 노치재에 대한 공칭 응력-공칭 변형률 곡선을 나타낸다. 노치가 존재하기 때문에 진응력 곡선을 작성할 수 없었고, 표점거리로부터 공칭 변형률을 계산하였으며, 하중 값을 노치부의 초기 단면적으로 나누어 공칭 응력을 계산하였다. 파단 이후 급격하게 하중이 감소하기 시작한 이후의 데이터를 모두 삭제하여

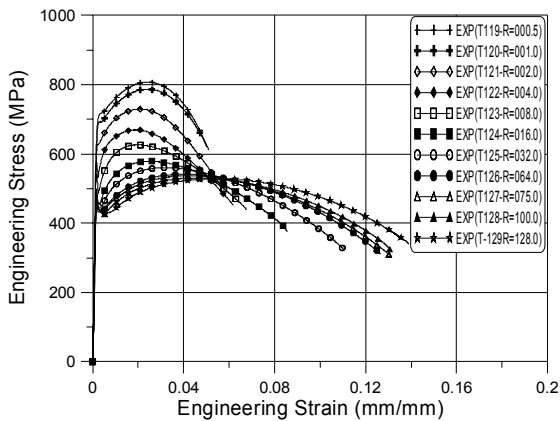
Table 3 Obtained mechanical properties (unit: MPa)

	σ_0	S_u	σ_u	n	K
L37	423.670	520.576	635.618	0.180	843.930
T118	432.750	518.710	613.231	0.170	834.040

- σ_0 : 초기 항복 강도
- S_u : 공칭 인장 강도
- σ_u : 진인장 강도



(a) Longitudinal to rolling



(b) Transverse to rolling

Fig. 4 Engineering stress-strain curves of notched specimens

Fig. 4에 나타내었다. 모든 시편은 동일한 단면적을 가지지만, 노치의 침도가 증가함에 따라 공칭 응력은 커지고, 파단까지의 연신율(공칭 변형률)은 감소하는 양상을 뚜렷하게 관찰할 수 있다. 이러한 현상은 Choung(2009)의 연구 결과와 일치하는 현상이다. 이러한 하중 지지 능력의 증가는 노치부 내부에 삼축 응력 상태가 심화되었기 때문이다.

응력 삼축비(Stress triaxiality)는 식 (5)에서 보는 바와 같이 구조물에 발생한 정수압 응력(p)과 Von Mises 등가 응력(q)의 비율을 의미한다. Bridgman(1964)은 평활재 환봉형 시편이 네킹 이후에 최소 단면의 모든 지점에서 등가 소성 변형률이 일정하다고 가정하여, 식 (6)과 같은 응력 삼축비(η) 공식을 제안하였다. 여기서 a 와 R 는 각각 최소 반지름 및 네킹부 또는 노치부의 곡률 반지름(Notch radius)을 의미한다. Bridgman 응력 삼축비를 이용하여 노치재 시편이 변형하기 전 초기 형상에 대한 응력 삼축비를 표현하는데 적합하며, 변형이 발생한 이후에는 변형된 형상을 계측하여 응력 삼축비를 추정할 수 있다. 따라서 Bridgman 응력 삼축비는 초기 응력 삼축비라고 불린다. Fig. 5는 본 연구로부터 계산한 노치재 시편의 Bridgman 응력 삼축비를 보여주고 있다.

$$\eta = -\frac{p}{q} \tag{5}$$

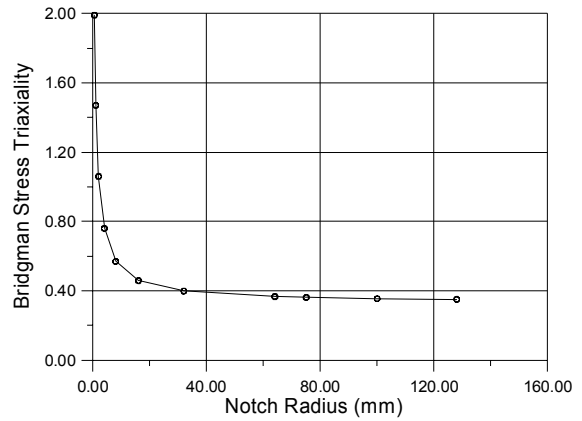


Fig. 5 Bridgman stress triaxiality

$$\eta = \frac{1}{3} + \ln\left(\frac{a}{2R} + 1\right) \tag{6}$$

노치의 침도가 증가하면 응력 삼축비가 증가하는 것을 Fig. 5로부터 확인할 수 있으며, 응력 삼축비가 증가하면 파단 변형률은 감소한다는 결정적인 증거를 Fig. 5로부터 확인할 수 있다. 즉 동일한 재료로 제작된 구조물이라도 구조물 형상과 하중의 유형에 따라 응력 삼축비의 발달 상태가 달라질 것이고, 응력 삼축비가 파단을 결정하기 때문에 파단의 시점도 달라진다는 의미이다.

3. 파단 변형률 예측

3.1 수치 해석 모델링

환봉형 노치재의 파단 변형률을 예측하기 위해서 수치 해석을 실시하고 이를 실험 결과와 비교하는 작업이 필요하다. 본 논문에서는 Abaqus/Standard를 이용하여 수치 해석을 수행하였다. Fig. 6에 보인 바와 같이 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 신륵계가 부착되는 지점까지로 한정하였다. 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.

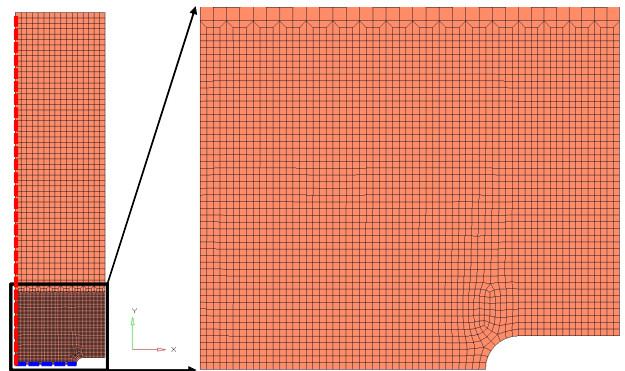


Fig. 6 FE model for nonlinear FEA L38 and T119

축대칭 해석이기 때문에 나머지 자유도에 대한 구속은 필요하지 않았다. 모델의 상단 절점에 균일한 강제 변위를 부여하여 하중을 구현하였다. 가공 방향 평행 시편과 가공 방향 직교 시편은 같은 모델을 사용하였으며, 단지 Fig. 3에 나타난 유동 응력 곡선만 달리 사용하여 해석을 수행하였다. 예를 들어 L38과 T119의 형상은 같기 때문에 같은 모델을 사용하여 해석을 수행

하였고, 소성 변형률에 따른 유동 응력 데이터는 L37 및 T118로부터 도출한 값을 적용하였다.

3.2 수치 해석 정확도 검증

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 가공 평행 방향 시편과 직교 방향 시편에 대한 공칭 응력-공칭 변형률을 비교하여 나타내고 있다.

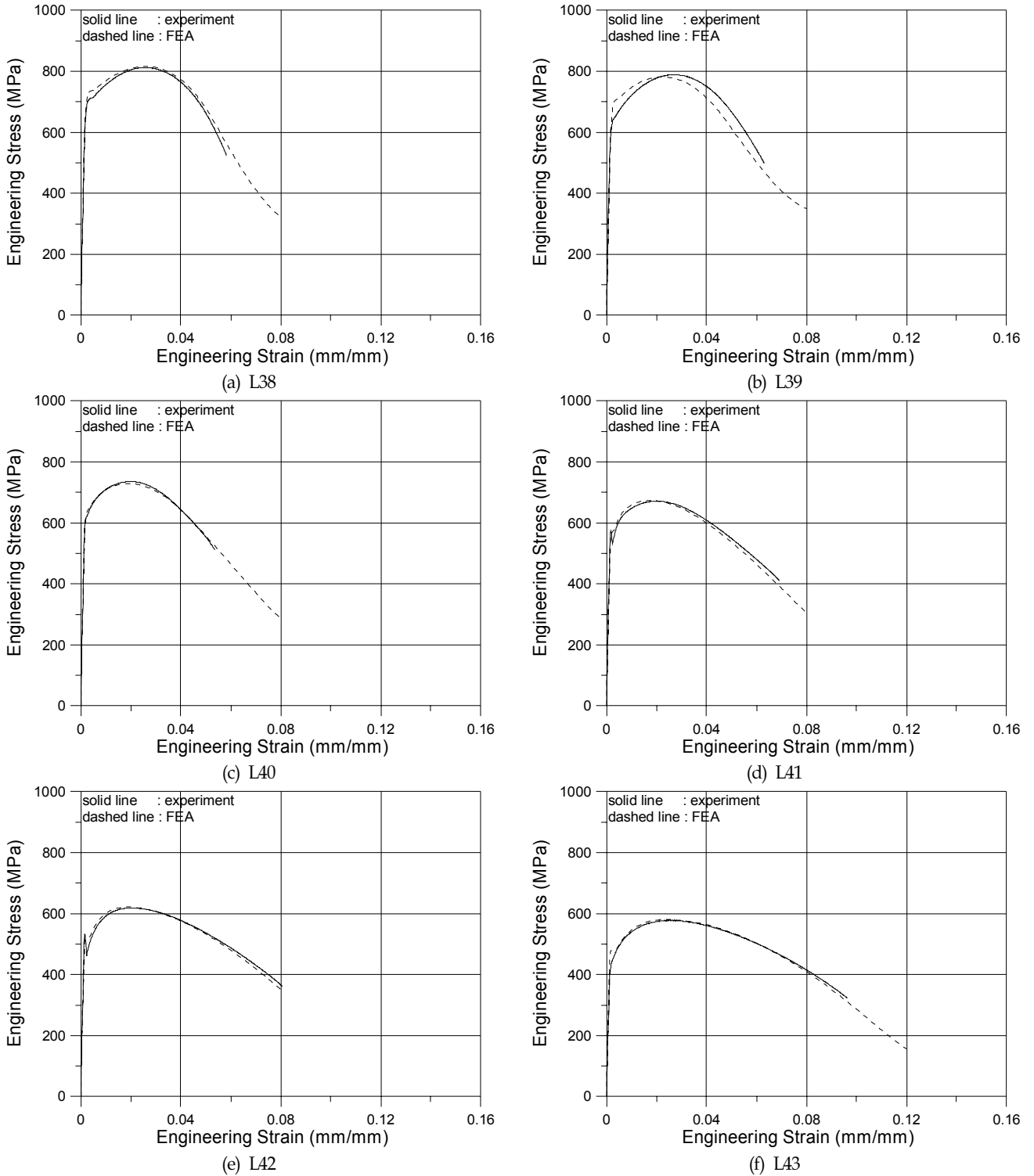


Fig. 7 Continue

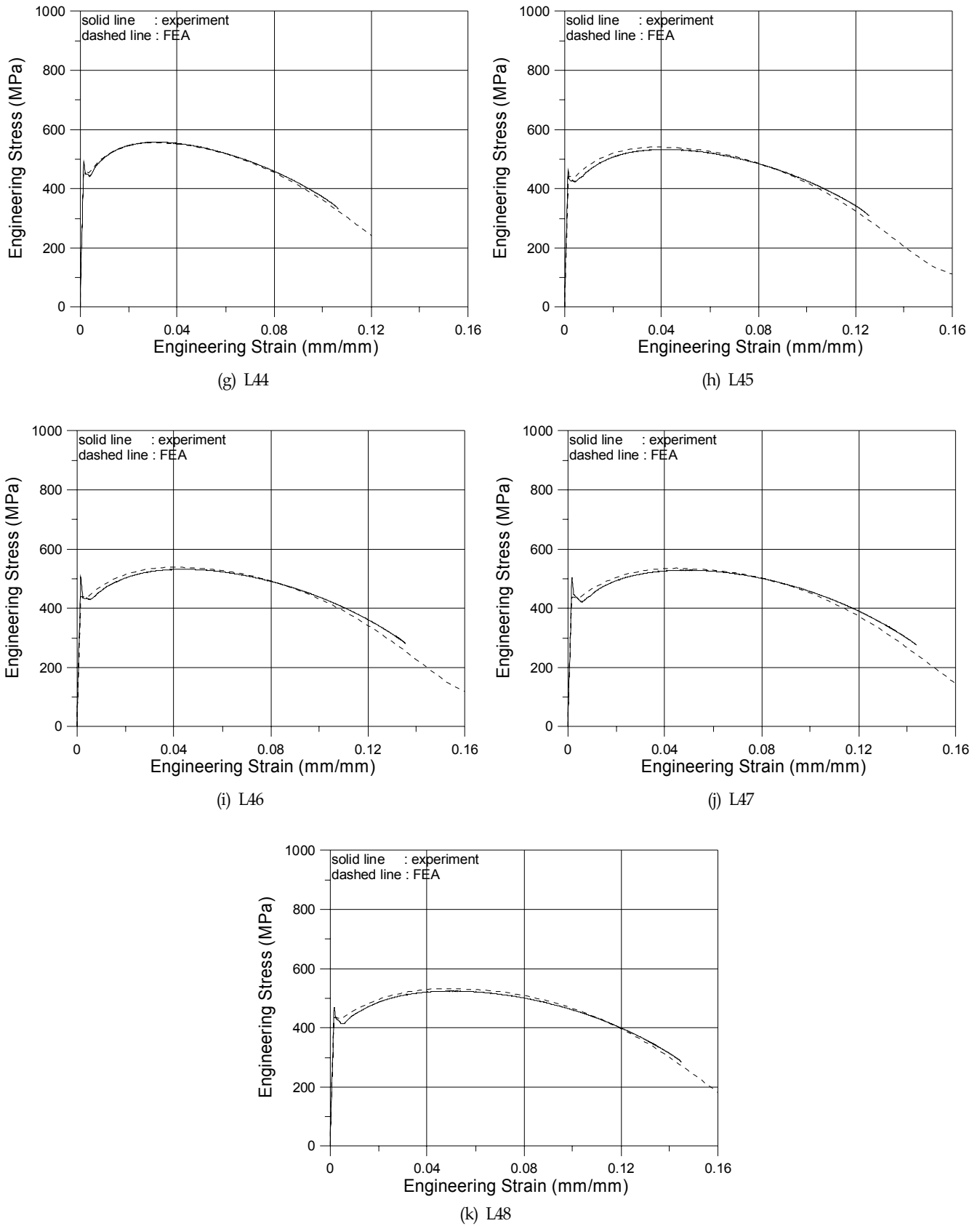


Fig. 7 Comparison of test results with FEA results

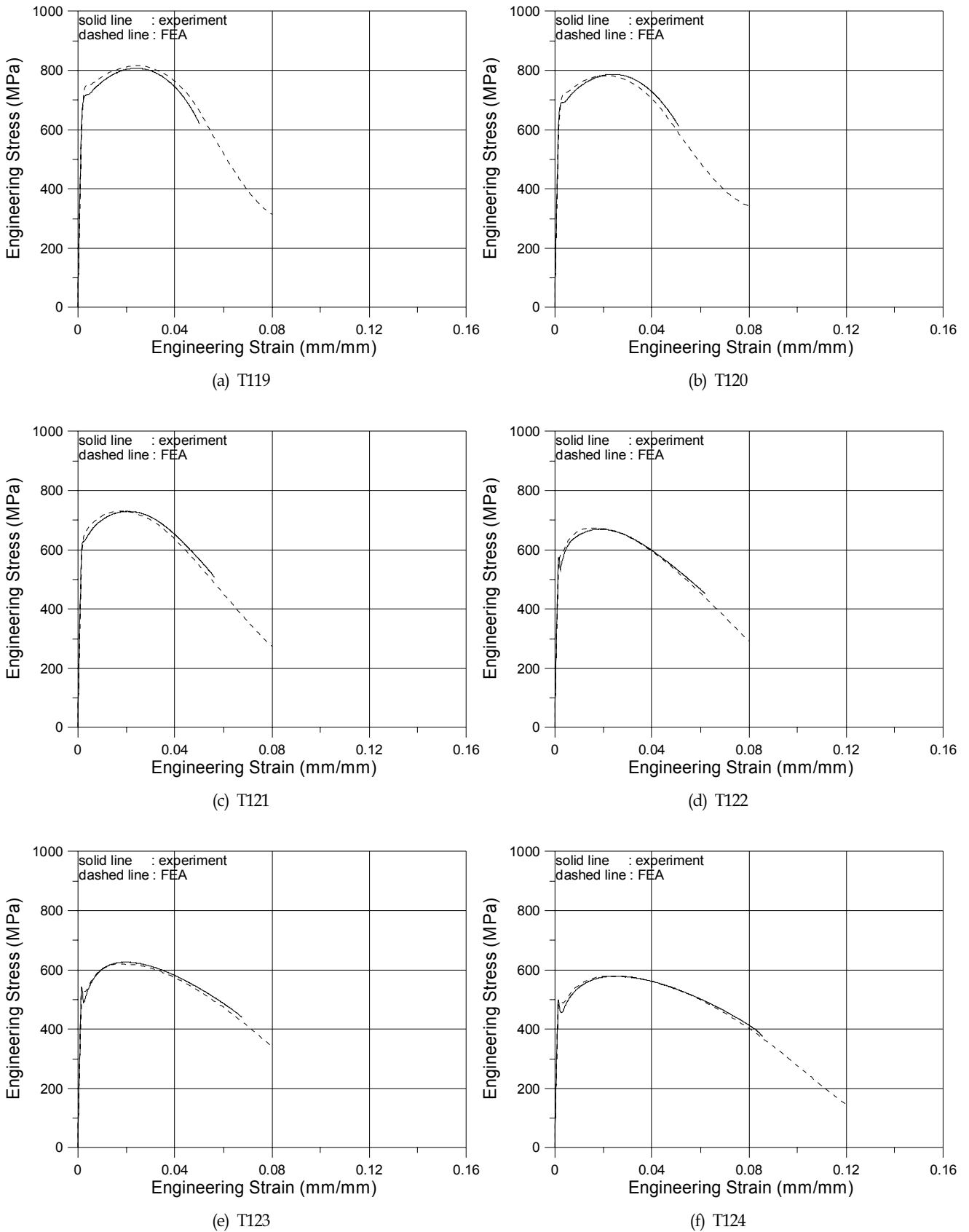


Fig. 8 Continue

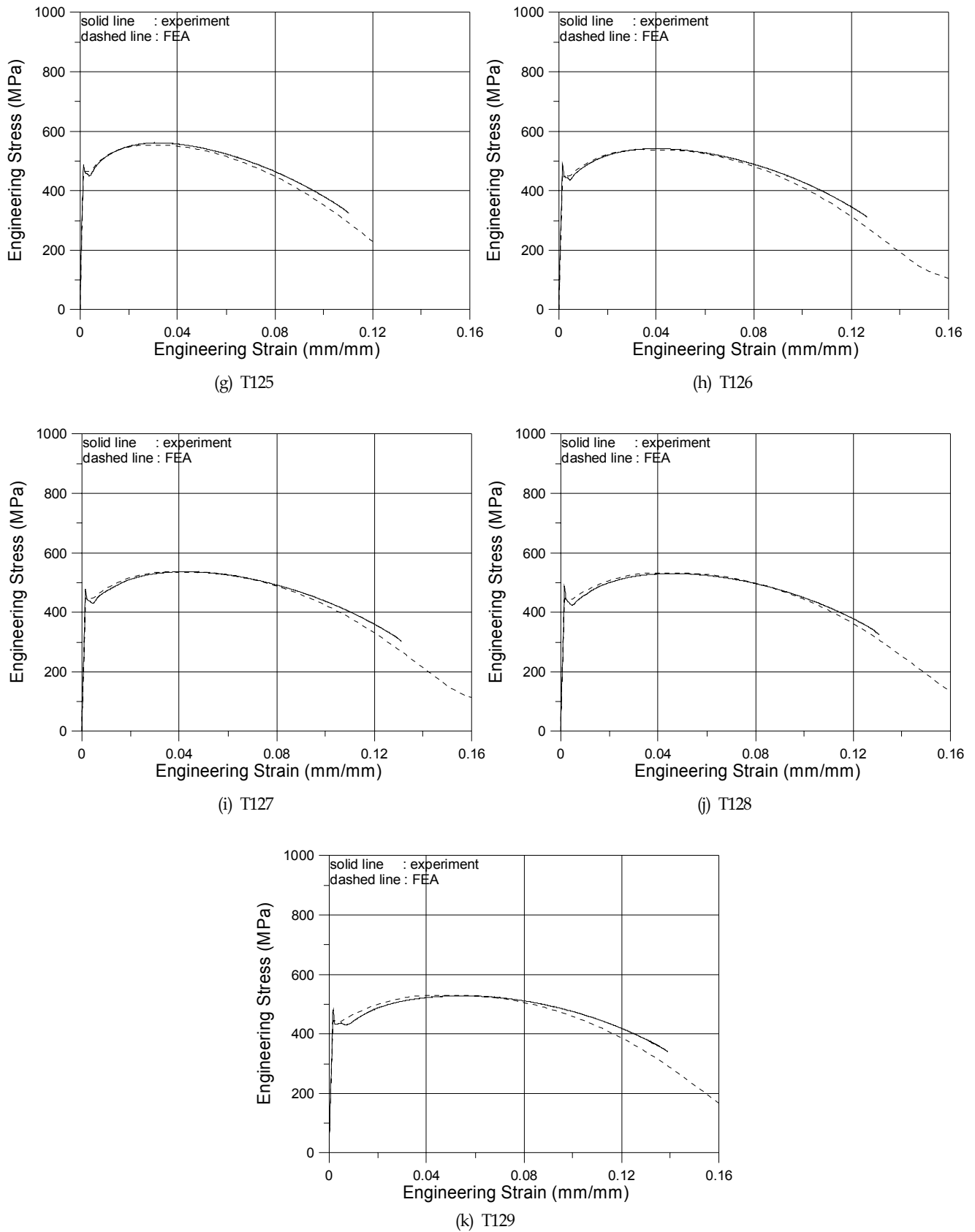


Fig. 8 Comparison of test results with FEA results

L39를 제외하면 수치 해석 결과는 거의 완벽하게 실험 결과와 일치하고 있음을 확인할 수 있다. L39의 경우 실험을 수행할 당시 신율계의 부착 위치가 시편의 길이 방향으로 약간 편심되었을 것으로 추정할 수 있다. 따라서 본 연구에서 수행된 수치 해석의 신뢰성은 높다고 판단된다.

3.3 파단 변형률 도출

재료 상수는 구조물의 형상이나 외력에 의하여 변동하지 않아야 한다. 예를 들어 동일한 재료로 만들어진 두 개의 서로 다른 구조물의 경우 외력에 의하여 초기 항복 강도, 탄성 계수 등이 변동하지 않는다. 파단 변형률은 넓은 의미로 재료 상수의 범주에 포함되지만, 파단 변형률은 구조물의 형상 또는 외력의 형태에 의하여 변동적이기 때문에 재료 상수로 간주하지 않는 것이 바람직하다. 또한 한가지 재료만을 사용하여 제작한 구조물 내부에서 부분별로 또는 부재별로 파단 변형률은 동일하지 않다.

따라서 충돌, 좌초, 폭발 등과 같이 구조물의 찢김, 압괴, 충격 등을 동반하는 대변형률 문제에서 파단 변형률은 절대로 상수가 될 수 없다. 지금까지 많은 연구자들이 실험 결과와 일치하는 파단 변형률을 사용해오고 있어서 연구자 마다 서로 상이한 파단 기준을 적용해오고 있었다. 그러나 위의 노치재 실험 결과로부터 알 수 있듯이, 앞으로 파단 변형률은 상수가 아니고 응

력 삼축비의 함수로서 나타내어질 필요가 있다.

재료의 파단이 시작되는 지점에서 응력 삼축비의 이력을 조사할 필요가 있다. 본 연구에서 사용한 노치재의 경우, 노치 외곽이 아닌 단면의 중심부에서 등가 소성 변형률이 가장 크게 발달하였다. 이는 Fig. 9에 나타난 시편 T118 및 T119의 파면 관찰로부터 확인할 수 있었다. T118의 경우 시편의 단면 중심부에서는 컵-콘 파단(Cup-cone fracture)이 명확하게 나타났으며, 외곽부에서는 전단에 의한 파단을 확인할 수 있었다. 즉 시편 중앙부에 정수압 응력이 지배하는 컵-콘 파단이 발생하여 파단이 점점 전파한 후, 유효 단면적(파단이 발생하지 않은 단면적)이 소량 남아 외곽부에 전단 파단이 발생한 것이다. T119의 경우에도 시편의 중앙부에 평평한 컵-콘 파단이 나타남을 확인할 수 있으며, 가장자리를 따라 전단에 의한 파단 흔적을 볼 수 있다. Fig. 9에 나타난 T119는 가장 노치 침도가 높은 시편임을 감안하면, 나머지 시편도 정수압 응력에 의하여 파단 했을 것으로 사료된다.

응력 삼축비의 함수로서 파단 변형률을 파악하기 위해서, 본 연구에서는 다음과 같은 5단계 절차를 통하여 파단 변형률을 도출하였다.

- (1) 실험 및 수치 해석의 공칭 응력-공칭 변형률을 비교하여, 파단이 발생하는 수치 해석적 공칭 변형률 파악

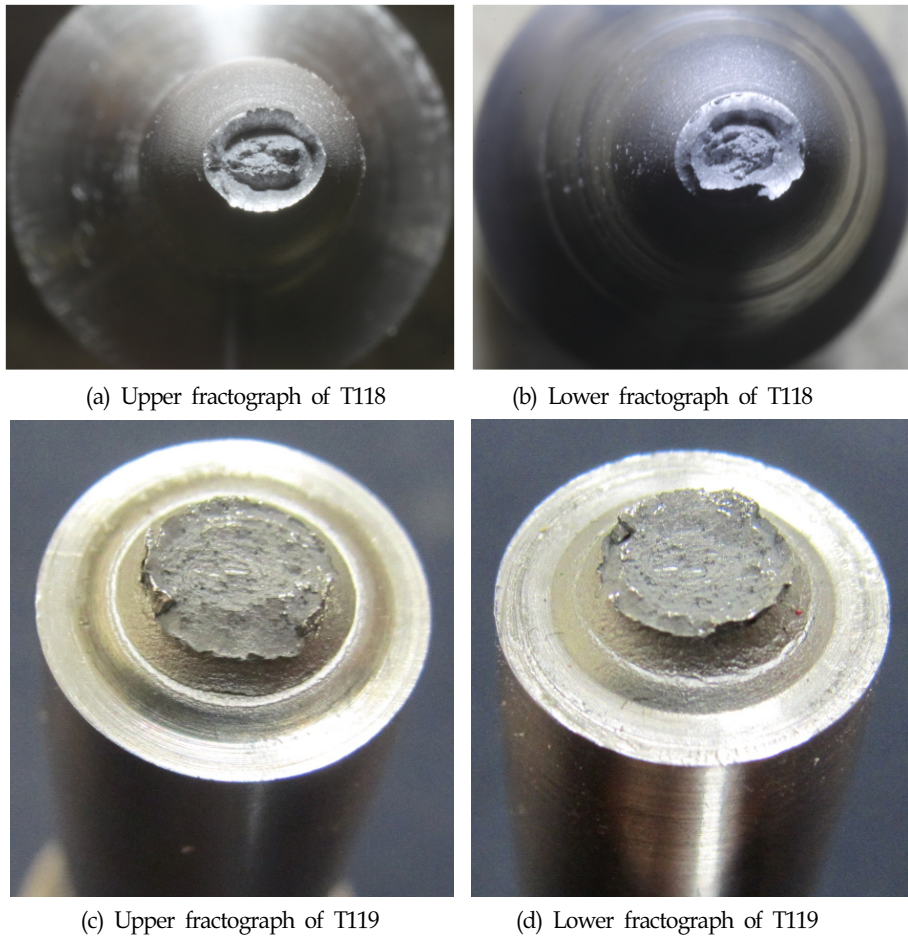


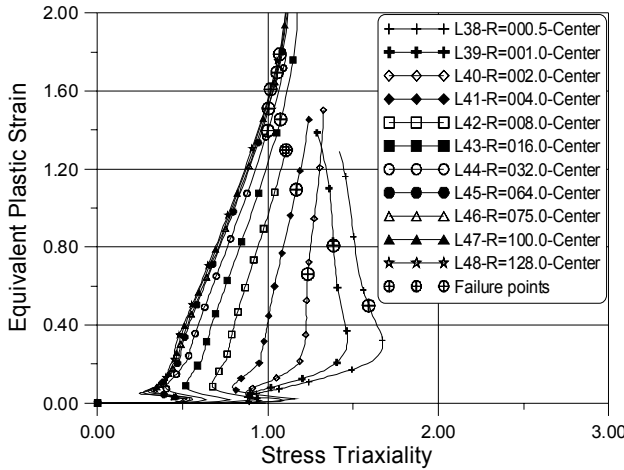
Fig. 9 Fractographs of specimen T118 and T119

- (2) 수치 해석으로부터 정수압 응력과 von Mises 등가 응력을 추출하여 응력 삼축비 도출
- (3) 수치 해석으로부터 등가 소성 변형률 도출
- (4) 파단이 발생한 수치 해석적 공칭 변형률 시점에서 응력 삼축비와 등가 소성 변형률(파단 변형률) 파악
- (5) 노치재의 첨도에 따른 파단 변형률-응력 삼축비 관계식 정식화

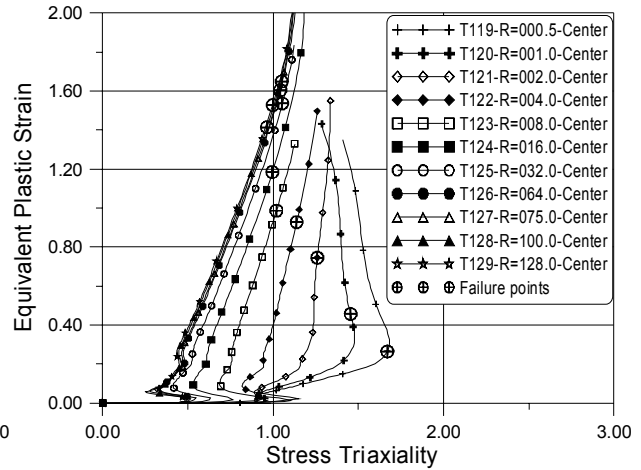
Fig. 10은 시편의 단면 중심에서 응력 삼축비와 소성 변형률을 추출하여 그 관계를 나타내고 있다. 예측한 바와 같이 노치의 첨도가 높을수록 응력 삼축비가 증가하며, 파단 시점에서의 등가 소성 변형률이 감소하는 양상을 볼 수 있다. 응력 삼축비에 따른 파단 변형률을 도식화하기 위해서, 응력 삼축비를 산정할 수 있는 방법은 크게 다음의 3가지로 나누어진다. 첫 번째 방법은 Bridgman이 제시한 초기 응력 삼축비와 Fig. 10에 나타난 파단 변형률의 관계를 도식화하는 것이다. 두 번째 방법은 파단이 발생한 시점에서 시편 중심부 응력 삼축비를 취하여

Fig. 10에 나타난 파단 변형률의 관계를 도식화하는 것이다. 마지막 방법은 누적 변형률 에너지 개념을 적용하는 것이다.

Fig. 11 (a)는 Bridgman 응력 삼축비와 수치 해석을 통하여 도출한 파단시 변형률을 비교하여 나타내고 있다. 일부를 제외하면 응력 삼축비의 증가에 따라 파단 변형률이 감소하는 경향성을 확실히 인지할 수 있다. 여기서 종축이 Local failure strain으로 정의된 이유는 시편의 중심에서 파단이 일어난 것으로 간주하여 중심에서 등가 소성 변형률을 추출하였기 때문이다. 그러나 전술한 바와 같이 시편의 중심에서 응력 삼축비는 초기 응력 삼축비와는 상당한 차이를 보이는 것으로 확인되었기 때문에 첫 번째 방법은 소성 변형이 진행된 후에 적용하기에 문제가 있으며, 만약 소성 변형 후 기하학적 형상을 추출하여 Bridgman 응력 삼축비를 재산정하더라도 단면에서 등가 소성 변형률의 분포는 절대로 균일할 수 없어 첫 번째 방법은 물리적으로 타당성이 결여된다고 볼 수 있다. 이러한 이유에도 많은 연구자들이 아직도 초기 응력 삼축비에 근거한 파단 변형률을 제시하고 있다(Dey et al., 2006; Gupta et al., 2006).

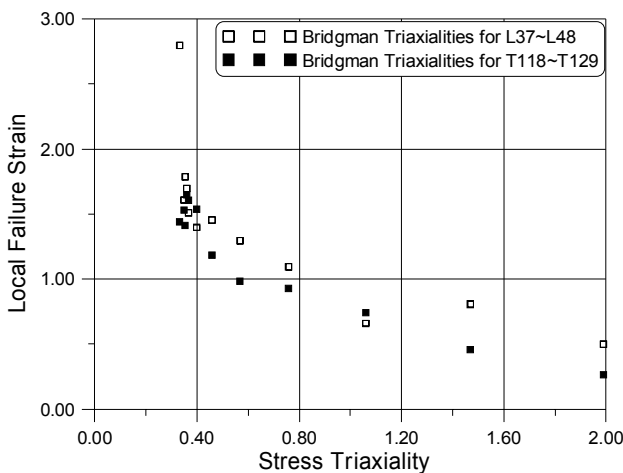


(a) Longitudinal to rolling

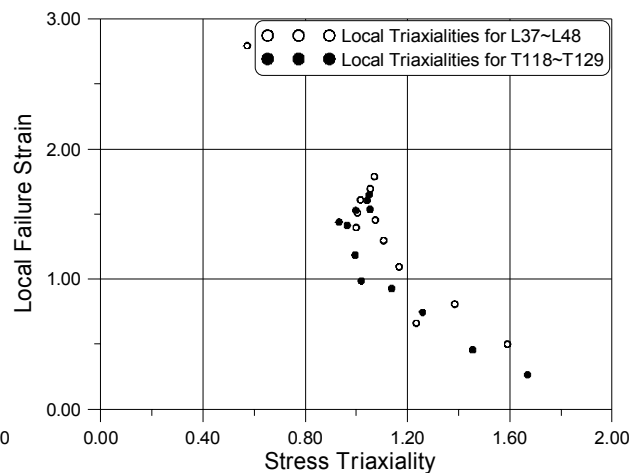


(b) Transverse to rolling

Fig. 10 Plastic strain - stress triaxiality diagram



(a) Bridgman triaxiality



(b) Local triaxiality

Fig. 11 Plastic strain - stress triaxiality diagram based on method 1 and 2

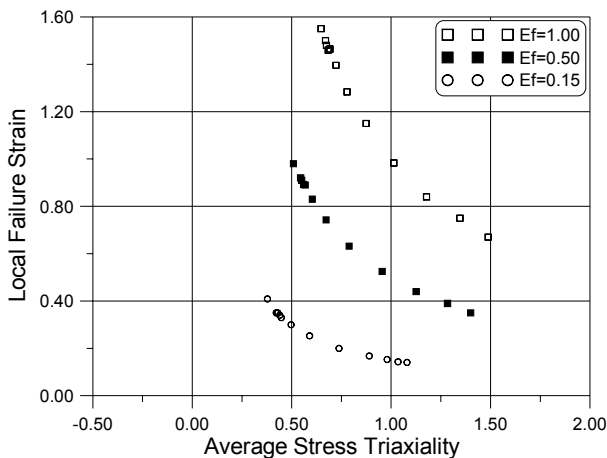
Fig. 11 (b)는 파단시 시편의 중심에서 응력 삼축비와 등가 소성 응력을 비교한 결과이다. 이는 두 번째 방법에 해당하는 도표이다. 이 경우 정성적 경향성이 뚜렷하게 나타나고 있지만, 파단 변형률의 산포가 비교적 크게 나타나고 있으며, 응력 삼축비가 1.0보다 작은 영역에 대한 데이터가 존재하지 않는 문제가 있다. 즉 손상 시점에서 응력 삼축비는 이미 상당히 발전한 상태이기 때문에 낮은 응력 삼축비에 대한 파단을 정의할 수 없다.

세 번째 방법을 이해하기 위해서는 식 (7)과 같이 Bao and Wierzbicki(2004)가 제안한 평균 응력 삼축비(Average stress triaxiality)를 도출할 필요가 있다. 그들은 파단에 이르는 시점 ($t=T$)까지 응력 삼축비와 등가 소성 변형률의 곱을 적분하여 파단 변형률로 나눈 값을 평균 응력 삼축비로 정의하였는데, 이는 파단에 이르기까지 응력 삼축비로 표현된 누적 평균 변형률 에너지(Accumulated average strain energy, E) 개념으로 이해될 수 있다. 식 (8)과 같이 임계 에너지 (E_f)를 정의할 때 임의의 손상도에 상응하는 등가 소성 변형률을 파단 변형률로 간주하여 평균 응력 삼축비와 파단 변형률의 관계를 추정할 수 있다.

$$\eta_{av} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \eta d\epsilon_{p,eq} = \frac{1}{\epsilon_f} \sum_{t=0}^T \eta_t (\Delta\epsilon_{p,eq})_t \quad (7)$$

$$E_f = \eta_{f,av} \epsilon_f \quad (8)$$

이 방법의 장점은 파단 변형률의 확률적 분포에 따른 임계 에너지를 결정하고, 그에 상응하는 파단 변형률-응력 삼축비 선도를 작성할 수 있다는 점이다. Fig. 12 (a)는 L37~L48로부터 평균 응력 삼축비와 파단 변형률을 도출하고, 임계 에너지를 각각 1.0, 0.5, 0.15로 산정한 경우 응력 삼축비에 따른 파단 변형률의 변화를 나타내고 있다. 임계 에너지의 정도에 따라 응력 삼축비에 따른 경향성이 잘 나타나고 있음을 확인할 수 있다. Fig. 12 (b)는 Fig. 12 (a)에 나타난 데이터를 이용하여 곡선 적합한 Johnson-Cook 파단 변형률을 나타낸다. 이때 파단으로 나타난 실험 및 수치 해석을 이용하여 얻은 파단 변형률 (Fig. 11 (b))을 동시에 나타내었다. 이와 같이 실험으로 얻은 파단 변형률은 임계 에너지가 1.0일 때의 예측치와 비교적 일치하는 경향을 보이



(a) Failure strains using accumulated average energy

Table 4 Material constants of Johnson-Cook failure strain

	d_1	d_2	d_3	AR^2
$E_f = 0.15$	0.501	4.116	2.117	0.999
$E_f = 0.50$	0.274	2.348	2.373	0.999
$E_f = 1.00$	0.123	1.113	3.686	0.998

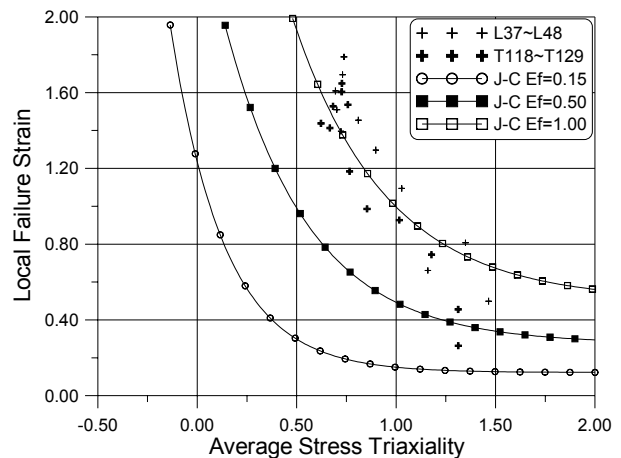
지만 무시하지 못할만한 편차를 보이고 있다. 이는 Fig. 10에 보인 바와 같이 응력 삼축비가 지속적으로 변동하기 때문이다. 즉 응력 삼축비가 비교적 급격하게 변동하기 때문에 실험에서 얻은 파단 시점에서의 응력 삼축비 및 그 시점에서 파단 변형률의 예측이 부정확해질 수 있는 것이다. 식 (9)는 평균 응력 삼축비로 표현한 Johnson-Cook 파단 변형률을 나타내며, Table 4는 임계 에너지에 따른 재료 상수를 나타낸다. AR^2 은 수정 결정 계수(Adjusted multiple coefficient of determination)로서 데이터와 적합된 곡선의 상관도를 나타낸다. 1.0에 거의 근사하기 때문에 매우 정확한 적합이 수행되었음을 알 수 있다.

$$\epsilon_f = d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta_{av}) \quad (9)$$

4. 토의

전단 파단(Shear failure)의 용어 정의는 2차 편차 응력 불변량 즉 von Mises 등가 응력 또는 등가 소성 변형률에 근거하여 파단을 정의하기 때문에 전단 파단이라는 용어를 사용하는 것이다. 따라서 등가 소성 변형률을 기준으로 파단을 정의한다면 넓은 의미에서 전단 파단이라 정의할 수 있다. 반면 파단의 발생 기구 측면에서, 정수압 응력에 의한 파단 모드를 연성 파단으로, 전단 응력에 의한 파단 모드를 전단 파단으로 정의하기도 한다.

통상 조선 해양 구조물용 강재는 연성 재료로 분류될 수 있으며, 연성 재료가 인장의 정수압 응력을 경험할 때 재료 또는 구조물은 연성 파단(Ductile fracture)한다고 알려져 있다. 연성 파단은 미시적 관점에서 수 마이크로 또는 수 나노 크기의 개재



(b) Johnson-Cook failure strains

Fig. 12 Plastic strain - average stress triaxiality diagram based on method 3

물(Inclusions) 또는 2차상 입자(2nd phase particles)가 철강 재료(Steel matrix)로부터 박리되는 기공의 생성, 박리 후 기공의 성장과 병합을 통한 파괴 모드를 나타낸다. 그러나 연성 재료에 정수압 응력이 작용하지 않고 전단 응력만 작용할 경우 즉 응력 삼축비가 0일 경우에는 파단의 양상 또는 파단 변형률의 크기를 연성 파단 모드로 예측할 수 없다. 또한 압축의 정수압 응력이 작용하는 경우에도 연성 파단 모드를 보이지 않고 전단 응력에 의한 파단을 나타낼 것이다.

본 연구에서 실시한 실험은 연성 파단에 대한 실험이며, 따라서 압축 또는 순수 전단에 의한 파단을 예측하기에는 무리가 있다. Bao and Wierzbicki(2004)과 Teng et al.(2005)는 압축 실험을 통하여 평균 응력 삼축비가 $-1/3$ 이하이면 어떠한 경우에도 파단이 발생하지 않는다고 주장하였다. 이를 한계 변형률(Cut-off strain)로 정의한다. 또한 전단 실험을 통하여 $1/3$ 보다 작은 평균 응력 삼축비 영역에서 파단 변형률을 도출한바 있다. Fig. 13의 적색선은 Bao and Wierzbicki(2004)의 실험 결과로부터 도출된 파단 변형률 곡선과 본 논문을 통하여 도출된 $E_f = 0.15$ 기준 파단 변형률 곡선을 나타낸다. 본 논문에서 제시된 Johnson-Cook 파단 변형률은 평균 응력 삼축비가 0.38이상인 구간에서 Bao and Wierzbicki(2004)의 결과와 거의 일치함을 확인할 수 있다. 여기서 주목할 만한 사실은, Bao and Wierzbicki(2004)는 알루미늄 합금을 대상으로 실험을 수행하여 15% 임계 에너지를 파단으로 제시하였고, 본 논문에서 15% 임계 에너지를 기준으로 파단 변형률을 도출한 곡선이 알루미늄 합금 곡선과 일치하였기 때문에 다음 2가지 예측이 가능하여 진다.

- 평균 응력 삼축비와 임계 에너지가 재료에 무관하게 사용이 가능
- 재료에 따른 임계 에너지가 존재

물론 본 논문에서 수행하지 못한 전단 실험 및 압축 실험을 추가로 수행하여, Fig. 13에 제시된 곡선과 일치하는 곡선을 얻을 수 있다면 첫 번째 가정은 매우 타당한 가정이 될 것이다. 또한 추후 구조물 파단 실험을 병행하여 재료의 파단을 정확히 예측할 수 있는지 확인하는 과정을 통하여 재료별 임계 에너지 수준을 얻을 수 있을 것이다.

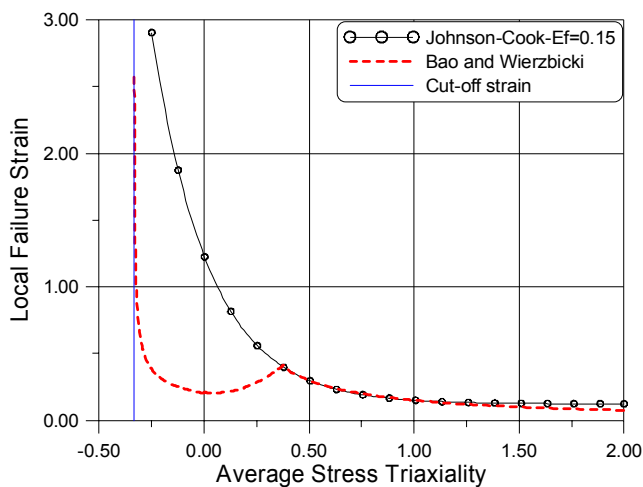


Fig. 13 Plastic strain - stress triaxiality diagram based on method 3

본 논문에서는 파단의 시작을 파단으로 간주하였다. 즉 연성 재료라 할지라도 파단이 발생하자마자 곧장 성장 및 병합하는 것으로 간주하였다. 실험 결과에서 보면 파단의 발생으로 인한 하중 (공칭 응력)의 1차 강화와 점진적인 강하를 식별할 수 없었기 때문이다. 그러나 이와 같은 가정의 타당성에 대한 연구가 필요할 것으로 사료된다.

5. 결 론

조선 해양 구조물용 강재의 파단을 예측하기 위한 모델로서 전단 파단 조건을 적용하였다. 이 조건에 대한 재료 상수를 도출하기 위하여 노치의 침도가 점점 커지는 환봉형 인장 시편을 제작하였고, 이에 대한 인장 실험을 실시하였다. 노치의 침도가 점점 커질수록 파단에 이르는 연신율이 감소하는 양상을 보였으며, 축하중을 지지하는 능력은 증가하는 양상을 나타냈다. 이에 대한 원인은 노치에서 발달한 응력 삼축비에 기인한 것으로 추정하였다.

실험이 실시되었던 시편에 대한 수치 해석을 수행하여 공칭 응력 - 공칭 변형률 선도를 실험 결과와 비교한 결과 모든 시편에서 매우 일치함을 확인할 수 있었으며, 이로써 본 논문에서 수행된 수치 해석의 정확도를 증명하였다. 수치 해석과 실험의 공칭 응력이 일치하였기 때문에, 실험에서 하중 (공칭 응력)이 급격하게 감소하기 시작하는 시점을 수치 해석 공칭 응력 선도에서 인식한 후 이때의 등가 소성 변형률을 파단 변형률로 간주하였다. Bridgman 응력 삼축비는 시편의 초기 형상을 이용하여 산정되기 때문에 파단 변형률을 지배하는 독립 변수로서 사용하기에 문제가 있음을 지적하였다. 또한 수치 해석에서 파단이 발생한 시점에서의 응력 삼축비를 파단 변형률의 독립 변수로 사용할 경우 비교적 많은 산포가 존재함을 확인할 수 있었으며, 낮은 응력 삼축비에서 파단 변형률을 알 수 없는 문제점이 존재하였다.

새로운 개념의 변수인 평균 응력 삼축비를 도입하고, 그에 따른 누적 평균 변형률 에너지 개념을 적용한 결과, 누적된 에너지의 총량에 따라 즉 임계 에너지의 수준에 따라 매우 일관성을 가지는 파단 변형률 곡선을 얻을 수 있었다. 임계 에너지를 100%, 50%, 15% 수준에서 도출하여 비교한 결과, 100% 임계 에너지 수준에서 실험 데이터와 가장 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 알루미늄의 임계 에너지가 15% 수준으로 판명되었기 때문에 임계 에너지는 연성 재료의 파단을 정의하기 위한 아주 간단한 지표가 될 수 있을 것으로 예측된다.

본 연구에서 제시한 파단 변형률의 타당성에 대한 구조물 파단 실험이 우선적으로 실시될 필요가 있다. 또한 추후 광범위한 응력 삼축비 영역에 대한 실험을 실시할 필요가 있으며, 특히 순수 전단 실험 및 압축 실험을 실시하여 응력 삼축비가 0에 근접하거나 음수인 경우 파단 변형률의 변화를 도출할 필요가 있다. 특히 한계 변형률 이하에 파단이 발생하지 않는지에 대한 실험적 연구도 필요하다고 사료된다.

현재 상용 유한 요소 코드에서는 응력 삼축비의 함수로서 파단 변형률을 정의하여 파단을 구현할 수는 있지만, 평균 응력 삼축비의 함수로서 파단을 구현하는 것은 사용자 서브루틴

(User subroutine)을 이용할 수밖에 없으며, 이에 대한 연구가 추가될 필요가 있다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부 한국연구재단의 연구비 지원(과제 번호: 2010-0003094)으로 수행되었으며, 위 기관의 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

- American Society for Testing and Materials (ASTM) (2004). E 8 - 04 Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.
- Bao, Y., Wierzbicki, T. (2004). "On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality space", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol 46, pp 81-98.
- Bridgman, P.W. (1964). *Studies in large plastic flow and fracture*. Cambridge, MA: Harvard University Press.
- Choung, J., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011a). "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., Shim, C.S. and Kim, K.S. (2011b). "Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel, Part II: Theoretical Backgrounds of Fracture", *Journal of Ocean Engineering and Technology* (to be published).
- Choung, J. (2009). "Comparative studies of fracture models for marine structural steels", *Ocean Engineering*, Vol 36, pp 1164-1174.
- 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.
- Dey, S., Børvik, T., Hopperstad, O.S. and Langseth, M. (2006). "On the Influence of Fracture Criterion in Projectile Impact of Steel Plates", *Computational Materials Science*, Vol 38, pp 176-191.
- Gupta, N.K., Iqbal, M.A. and Sekhon, G.S. (2006). "Experimental and Numerical Studies on the Behavior of Thin Aluminum Plates Subjected to Impact by Blunt- and Hemispherical-nosed Projectiles", *International Journal of Impact Engineering*, Vol 32, pp 1921-1944.
- Health and Safety Executive (2001). *Offshore Technology Report OTO 2001/020-Elevated Temperature and High Strain Rate Properties of Offshore Steels*.
- 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.
- Teng, X., Wierzbicki, T., Hiermaier, S. and Rohr, I. (2005). "Numerical Prediction of Fracture in the Taylor Test", *International Journal of Solids and Structures*, Vol 42, pp 2929-2948.

2011년 2월 28일 원고 접수

2011년 4월 4일 심사 완료

2011년 6월 20일 게재 확정