한국철도학회논문집
제11권 제3호 2008년 ▌ pp. 280-285

Gurson Model과 Shear Failure Model을 이용한 파쇄튜브의 찢어짐 해석

Analyses of Fracture Tube Tearing using Gurson Model and Shear Failure Model

양승용† · 권태수* · 최원목*
Seung-Yong Yang · Taesu Kwon · Wonmok Choi

Abstract Two kinds of failure model, that is, the Gurson model and a shear failure model were used for the finite element analyses of simple and notch tensile specimens and axial compression of a fracture tube with initial saw-cuts. The parameter values for the shear failure model were determined by a combined experimental and numerical analysis of the notch tensile specimens. After fitting the numerical parameters such as the yielding stress and the fracture shear strains, the Gurson model and the shear failure model were applied to the analysis of the fracture tube. Although the Gurson model and the shear failure model showed similar fracture behavior for the case of the tensile specimens, the respective results were different in the axial force and the crack growth rate of the fracture tube. That is, the shear failure model required more axial force to make the cracks propagate along the tube than the Gurson model. These are believed to show the lack of damage evolution process of the shear failure model. To decide which model is better in the tube analysis, experimental verification will be necessary.

Keywords : Gurson model, Shear failure model, Finite element analysis, Fracture tube, Notch tensile test

요 지 Gurson model과 shear failure model 두 가지 파괴모델을 이용하여 노치인장시험과 초기 균열을 가지는 파쇄튜브의 압축거동을 유한요소법으로 해석하였다. Shear failure model의 파라미터 값은 노치인장시편의 시험 및 해석을 통하여 결정하였다. 항복강도와 파괴전단변형률 등의 파라미터 값을 정한 후, Gurson model과 shear failure model을 파쇄튜브의 해석에 적용하였다. Gurson model과 shear failure model이 인장시편에 대하여는 비슷한 파괴거동을 보여주지만 파쇄튜브의 압축력과 균열 성장 속도에서는 다른 결과를 보임을 확인하였다. 즉, shear failure model에서는 Gurson model에 비하여 균열이 전파되기 위해 더 큰 압축력이 요구되었다. 이러한 현상은 shear failure model이 재질의 손상 과정에 대한 고려를 포함하고 있지 않기 때문인 것으로 생각된다. 어느 모델이 튜브의 해석에 적당한 지를 실험을 통하여 검증할 필요가 있다.

주 요 어 : 거슨모델, 전단파괴모델, 유한요소해석, 파쇄튜브, 노치인장시험

1. 서 론

철도 차량이 주행 중 충돌 사고를 당했을 때 적절한 방법으로 충돌 에너지를 흡수할 수 있는 구조물의 설계는 충돌 사고의 피해를 최소화하기 위해 필수적이다.

구조물의 설계를 위해서는 구조물의 형상 및 치수 등이 결정되는 것도 중요하지만 구조물의 재질 특성을 정확히 고려해 주는 것 또한 중요하다고 할 수 있다.

일반적으로 기계 구조물의 설계 과정은 목표로 하는 기능과 성능을 포함한 제반 요구조건을 만족하도록 구조물을 고안하는 과정으로 이루어진다. 우선 목표로 하는 기능을 어느 정도로 할 것인지의 목표 설정 단계가 있을 수 있고, 경제적, 시간적, 사회적 구속조건 등이 제약조건으로 포함될 수 있다. 이러한 제한조건을 만족시키는 답은 일반적으로 유일하게 정해지지 않으므로 설계문제는 답이 유일하게 정해지지 않는 개방형 문제(open-ended problem)의 특징을

† 책임저자, 교신저자 : 정회원, 한국기술교육대학교 기계정보공학부
E-mail : ysy@kut.ac.kr
TEL : (041)560-1459 FAX : (041)560-1459
* 정회원, 한국철도기술연구원 시스템연구본부 차량구조연구팀

가지고 있다. 최근 컴퓨터 성능의 발달에 따라 유한요소해석 기법을 이용하여 설계변수의 변화에 따라 전체 구조물의 거동이 어떻게 바뀌는지 조사하는 연구 방식이 많이 시도되고 있다.

본 논문에서는 충돌에너지를 흡수할 수 있는 파쇄튜브의 설계 기반기술 구축에 대하여 연구하였으며, 구체적으로 파쇄튜브의 찢어짐 현상을 두 종류의 파괴모델을 이용하여 유한요소법으로 해석하였다. 적용된 파괴 모델은 Gurson model(GM)과 shear failure model(SFM)이며, 이러한 모델들은 유한요소해석 소프트웨어인 ABAQUS/Explicit[1]에서 제공하고 있는 기본 기능을 이용하여 구현되었다.

2. Gurson model과 shear failure model

2.1 Gurson model(GM)

Gurson model(GM)은 연성재질의 항복현상을 물리적으로 고려하기 위하여 고안되었다. 고전적인 항복조건은 압력에 무관하게 주어지지만 연성재료의 경우 미세한 기공(void)들이 변형이 증가함에 따라 성장한다고 생각되며 이러한 기공과 압력의 효과를 고려하여 Gurson은 새로운 항복 포텐셜 함수를 제안하였다. 그 후 Tvergaard와 Needleman 등은 기공의 생성(nucleation) 메카니즘을 포함시켰으며 기공의 합체에 의한 재질의 파괴 현상을 고려할 수 있도록 기공의 체적비를 수정하였다[2]. ABAQUS/Explicit에서는 기공의 생성(nucleation) 및 성장(growth)과 결합(coalescence)에 의해 질점이 하중지지 능력을 상실하게 되는 현상을 해석할 수 있다.

2.2 Shear failure model (SFM)

ABAQUS/Explicit는 GM의 파단조건 이외에도 여러 가지의 손상모델(damage model)을 제공되고 있으며 그 중 Johnson-Cook 소성모델에 적용 가능한 것이 shear failure model(SFM)이다. 이 모델에서는 등가 소성변형률의 증분을 누적하여 그 값이 파괴전단변형률 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$에 도달하면 해당 질점이 하중지지능력을 갑자기 상실하게 된다.

$$\overline{\varepsilon^{pl}} = \overline{\varepsilon_0^{pl}} + \sum \Delta\overline{\varepsilon^{pl}} = \overline{\varepsilon_f^{pl}} \tag{1}$$

$\Delta\overline{\varepsilon^{pl}}$는 등가 소성변형률 증분이며 $\overline{\sigma}\Delta\overline{\varepsilon^{pl}}=\sigma_{ij}\Delta\varepsilon_{ij}$의 관계식을 이용하여 구해질 수 있다[3]. 파라미터 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$의 값은 일반적으로 온도, 변형률 속도, 응력삼축비(triaxiality ratio, σ_m/σ_e 또는 평균응력/Mises응력) 등에 의존할 수 있다. 본 논문에서는 노치인장시험의 결과를 이용하여 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$의 값을 응력삼축비의 함수로 구하였다.

3. 수치 파라미터 결정

3.1 SCM440 재질의 항복응력

구조용 재료로 이용되는 SCM 440 (AISI 4140) 재질은 크롬과 몰리브덴을 합금요소로 가지고 있고 탄소함량 0.4%의 중탄소강이다[4]. Fig. 1은 SCM 440 재질의 단축 인장 응력-변형율 실험 결과 그래프를 보여주고 있다. 실험에서 측정된 변형률의 범위는 대략 0.05까지이고 변형률 속도가 증가함에 따라 항복응력의 값도 증가함을 확인할 수 있다. 초기항복응력의 값은 대략 400MPa~600MPa 정도로 측정됨을 볼 수 있다. 준정적 인장실험 결과로부터 SCM440 재질의 항복응력을 지수법칙(power law)

$$\sigma = K\varepsilon^n \tag{2}$$

형태로 나타내면, 변형률이 0.2일 때의 항복응력은 840 MPa이고, 지수 n의 값은 0.14로 나타낼 수 있다[5]. 이를 이용하면

$$\sigma = K\varepsilon^n = 1.05\times10^9\varepsilon^{0.14} \tag{3}$$

를 얻을 수 있다. 이 곡선은 Fig. 1의 곡선들 중에 $\sigma=K\varepsilon^n$으로 표시하였다.

본 연구에서는 KS 14A 비례시편 규격을 이용하여 파쇄튜브의 재료로 사용되는 풀림 열처리된 SCM 440 재질의 인장시험을 수행하였고 이를 유한요소해석 결과와 비교함으로써 재질의 항복응력 선도를 결정하였다. 그 결과 항복곡선의 K 값은 1GPa, 지수 n의 값은 0.17로 결정되었고 이를 Fig. 1에 ABAQUS input으로 표시하였다. 또한 해석 대상이 준정적 하중이므로 항복응력의 속도의존성을 무시하고 고정된 항복 곡선을 이용하여 구조물 해석을 수행하였다.

Gurson 모델의 파라미터는 일반적으로 금속재질에 널리

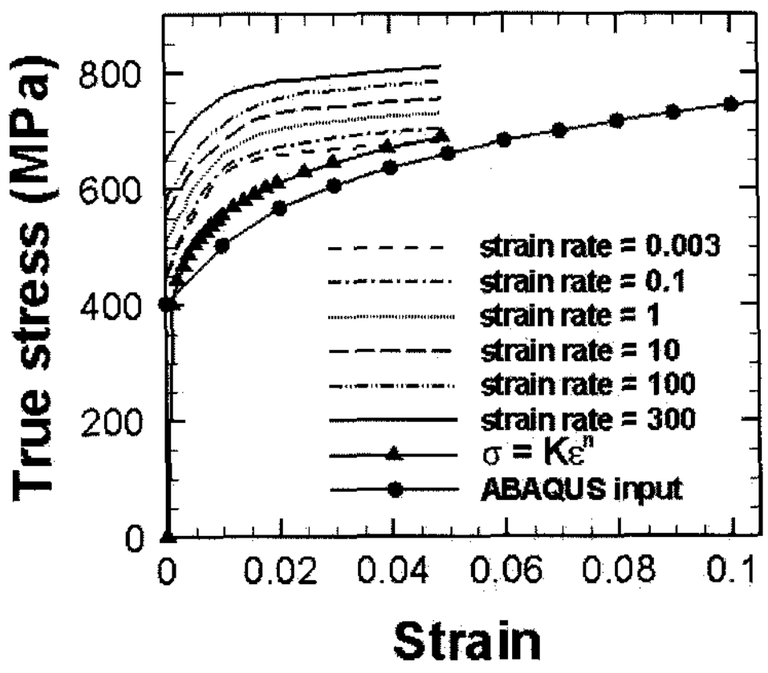

Fig. 1. True stress vs. true strain curves of SCM440. The unit of the strain rate is [1/s]

Table 1. Material parameters used for the finite element analyses

Failure model	Parameter values
Gurson model (GM)	$q_1 = 1.5, q_2 = 1, q_3 = 2.25,$ $f_F = 0.25, f_c = 0.15, f_0 = 0.001$
Shear failure model (SFM)	$\overline{\varepsilon_f^{pl}} = 0.3$ at $\sigma_m/\sigma_e = 1.25$ $\overline{\varepsilon_f^{pl}} = 0.75$ at $\sigma_m/\sigma_e = 1.00$ $\overline{\varepsilon_f^{pl}} = 1.05$ at $\sigma_m/\sigma_e = 0.75$

사용되는 파라미터 값[2]을 사용하였다. 그 값은 Table 1에 정리되어 있다.

3.2 SCM440 재질의 파괴전단변형률

SCM 440 재질의 파괴전단변형률(식 (1)의 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$) 값을 상수로 가정할 수도 있지만 파쇄튜브와 같이 복잡한 응력상태가 발생하는 문제에서 계산의 정확도를 높이기 위해서는 파괴전단변형률 값을 응력삼축비의 함수로 넣어줄 필요가 있다. 응력삼축비의 변화에 따른 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$ 값의 변화를 관찰하기 위하여 Fig. 2에 보인 것과 같은 노치인장시편을 이용하였다. 봉 형태의 인장시편 둘레에 반경 3mm 또는 1mm의 원형 노치를 만들어 줌으로써 노치부위에 반경방향, 원주방향, 길이방향의 3축 응력이 발생하도록 하였다[6]. Fig. 3은 노치가 없는 시편과 노치가 있는 시편의 인장시험 결과를 비교한 것이다. 날카로운 노치가 있을 경우 연신율이 낮아짐을 볼 수 있다.

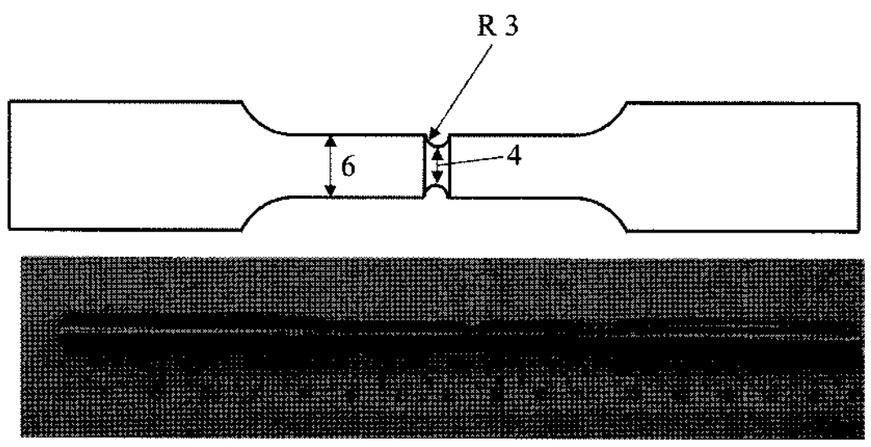

Fig. 2. One of the tensile test specimens used in the paper

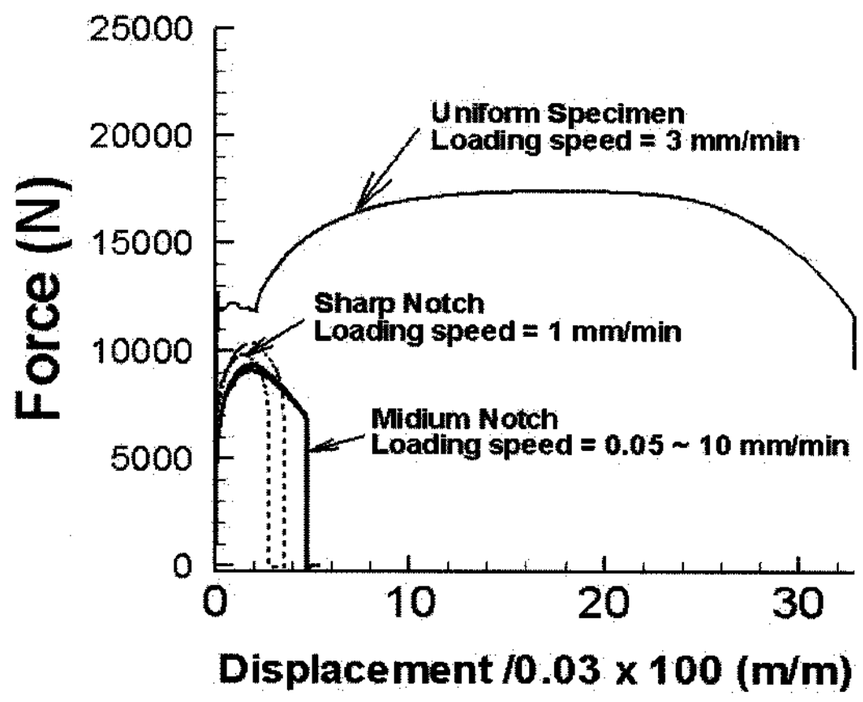

Fig. 3. Tensile test results. The displacement was measured by a clip-gauge

파단 시점에서의 $\overline{\varepsilon_f^{pl}}$ 값을 구하기 위하여 노치가 없는 시편, 부드러운 노치가 있는 시편, 날카로운 노치가 있는 시편에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. 축대칭 조건을 이용하여 시편의 2차원 모델을 해석하였다. 강재의 밀도는 100~1000배 증가된 값을 사용하여 익스플리시트 계산의 속도를 증가시켰으며 해석 결과는 준정적 계산 결과와 거의 비슷함을 확인하였다. 유한요소법을 이용하여 균열의 거동을 연구할 경우 계산 결과는 유한요소의 크기에 의존한다고 보고되고 있다[7]. Gurson 모델의 경우 기공들 간의 거리는 재질의 특성과 관련된 고유한 길이단위(length scale)로 간주되며 이를 적절히 고려하기 위해 충분히 작은 크기의 유한요소모델이 필요하다.

각각의 시편에 대하여 Gurson 모델을 적용하는 경우와 Gurson 모델 없이 순수한 소성경화 모델만으로 해석을 수행하는 2가지 경우를 고려하였다. 인장시편의 실험과 해석에서 파괴가 가장 먼저 발생하는 곳은 시편 중앙이며, 이곳에서 파괴가 발생하는 시점은 실험으로 검증된 Gurson 모델을 적용한 해석에서 응력이 0으로 떨어지는 시간으로 잡았고, 이 시점에서 순수한 항복응력 모델의 응력삼축비 σ_m/σ_e와 등가소성변형률 $\overline{\varepsilon^{pl}}$의 값을 조사하였다. 이 값들이 Table 1에 주어진 SFM(shear failure model)의 파라미터 값이다. 일반적으로 알려진 바와 같이 팽창 응력이 커질수록 파괴전단변형률의 값이 낮아짐을 확인할 수 있다. 응력삼축비에 대한 파괴전단변형률의 변화 경향을 Fig. 4에 나타내었다.

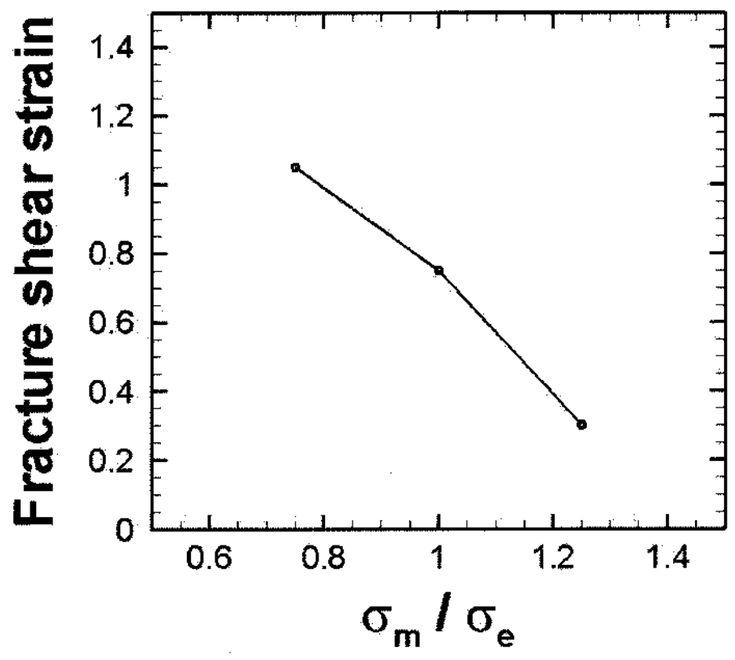

Fig. 4. Fracture shear strain vs. stress triaxiality

Fig. 5~7은 인장시험 결과와 유한요소해석 결과를 비교한 것이다. 파괴모델이 고려되지 않은 순수한 소성경화모델의 경우(그림에서 FEM으로 표시된 선) 넥킹 발생 후 하중 선도가 0으로 떨어지지 않고 지속됨을 볼 수 있

다. 한편 Gurson 모델이나 SFM의 경우 파괴모델에 의해 질점이 하중지지능력을 상실하고 하중 선도가 실험에서 관찰된 바와 같이 급격히 0으로 내려가는 경향을 보인다.

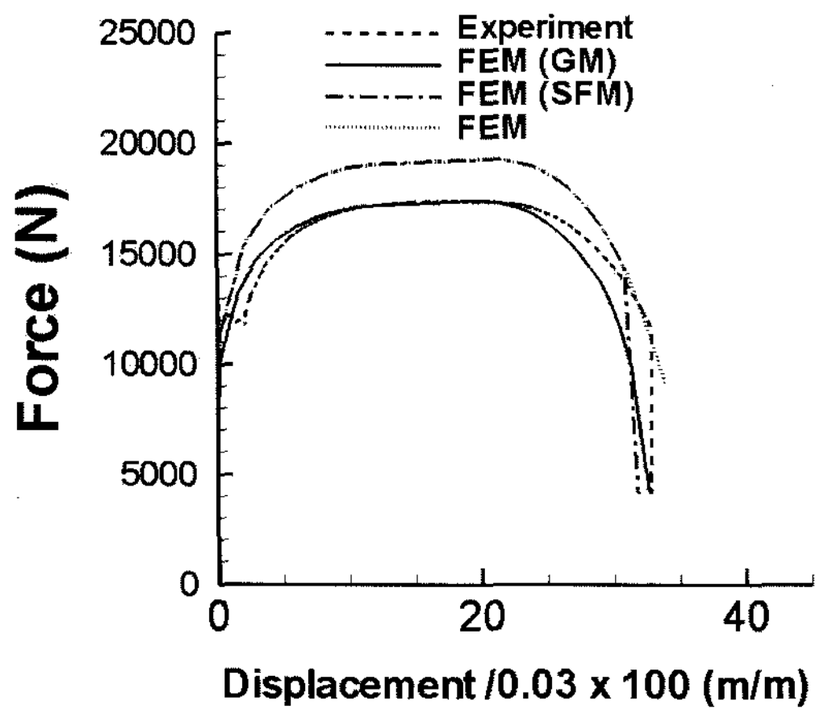

Fig. 5. Comparison of experimental and numerical results of simple tensile specimen

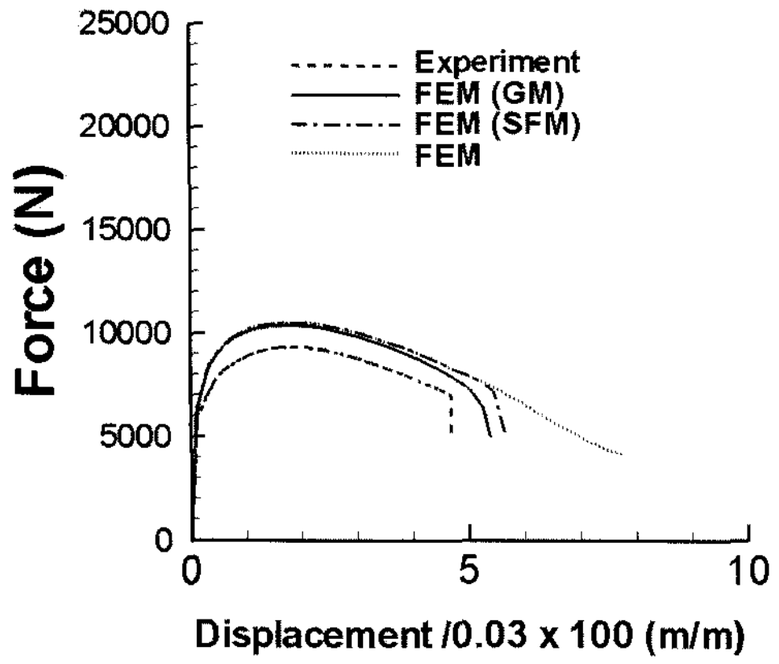

Fig. 6. Comparison of experimental and numerical results of notch tensile specimen of R = 3mm

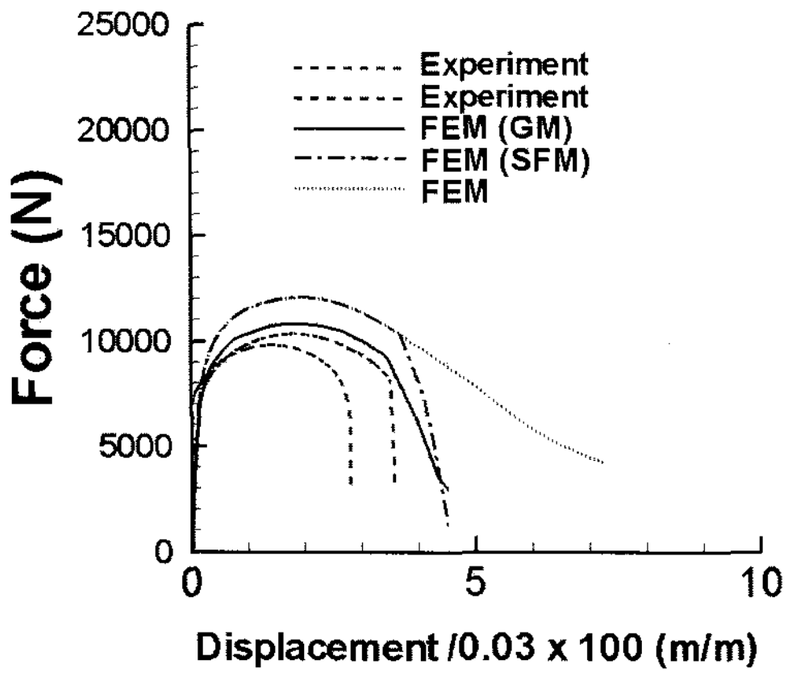

Fig. 7. Comparison of experimental and numerical results of notch tensile specimen of R = 1mm

4. 파쇄튜브 해석

앞 절의 단축인장시험에 사용된 GM과 SFM을 이용하여 강재 SCM440으로 만들어진 파쇄튜브의 찢어짐 해석을 수행하였다. Fig. 8은 튜브와 펀치의 유한요소 모델링 형상을 보여주고 있다. 튜브의 두께는 9.5mm이고 축 방향 길이는 300mm이다. 튜브의 한쪽 끝의 변위는 고정되어 있으며 반대편 끝에 원주방향으로 90도 간격으로 배치된 4개의 초기균열을 가지고 있다. 초기균열의 길이는 10mm이고, 폭은 0.85mm이었다. 축 방향에 대하여 60도의 경사각을 가지는 강체로 가정된 펀치가 1초 동안 100mm의 축방향 변위로 균열이 나있는 튜브를 밀고 들어감에 따라 튜브는 Fig. 9에 보인 바와 같이 찢어지게 되고, 초기 균열은 튜브의 축 방향을 따라 전파되게 된다. 튜브의 두께 방향으로는 3층의 유한요소를 배치하였다. 펀치가 축 방향 변위를 이동하며 한 일의 대부분은 균열의 전파와 튜브의 소성변형, 그리고 튜브와 펀치의 마찰 효과(해석에서 마찰계수는 매우 작게 가정) 등의 메카니즘을 통해 주위로 방출되게 되고, 튜브는 에너지 흡수부재로 작동하게 된다. Reddy와 Reid[8], Atkins[9], 그리고 Huang 등[10]은 파쇄튜브의 압축력과 균열의 개수 등에 대한 다양한 연구를 수행한 바 있다.

Fig. 10은 Gurson model(GM)을 적용할 경우와 shear

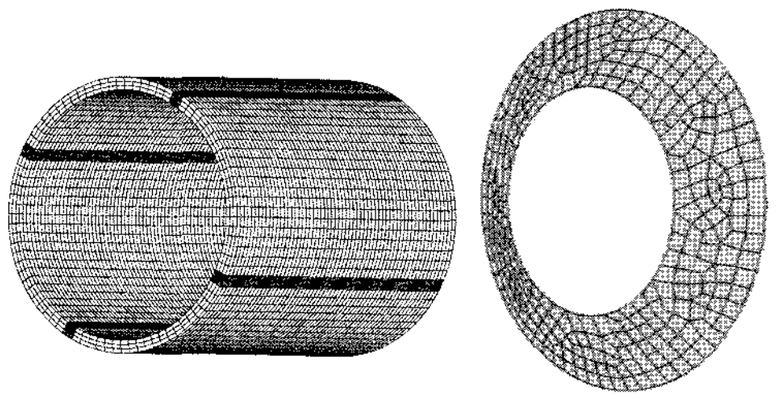

Fig. 8. Finite element modeling of the tube and the punch

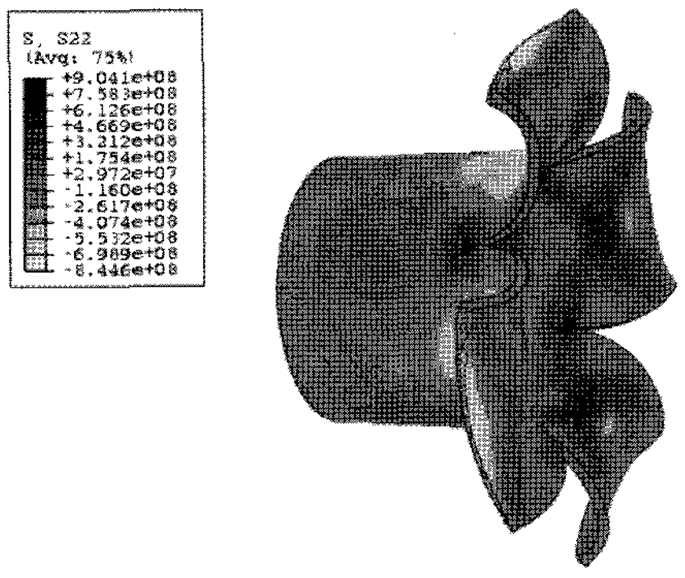

Fig. 9. The hoop stress distribution at t = 1 second. The range is about -844MPa ≤ σ ≤ 904MPa

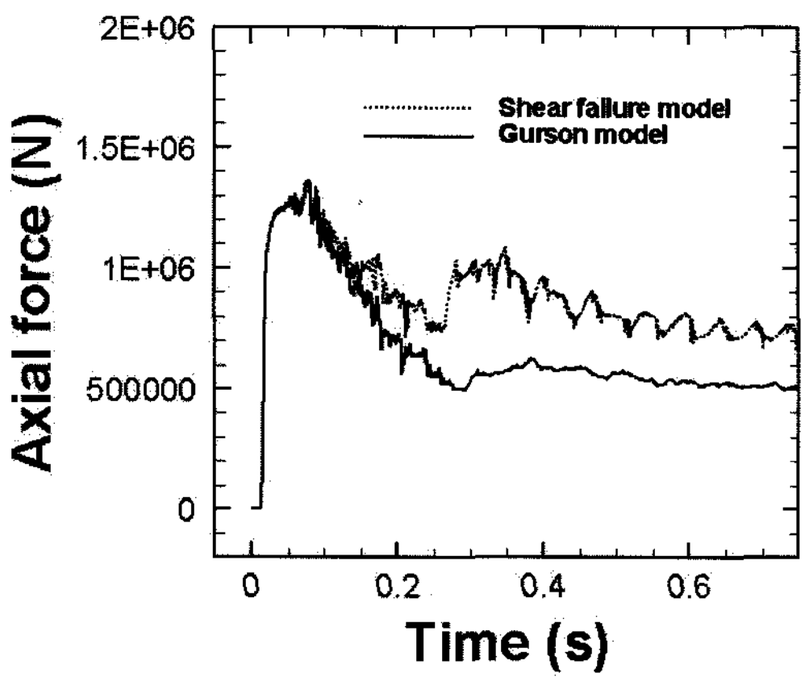

Fig. 10. Axial force vs. time in the tube analyses. The axial displacement of the punch is 50mm at time 0.5 second

failure model(SFM)을 적용할 경우의 압축력-시간 그래프를 보여주고 있다. GM의 경우 SFM에 비하여 압축력이 낮게 얻어졌다. 두 모델 모두 대략 0.15초에 균열의 성장이 시작되었지만 Fig. 11에서 볼 수 있듯이 SFM의 경우 GM에 비하여 균열의 성장속도가 느림을 확인할 수 있었다. 두 모델이 앞 절의 인장시편에 대하여 거의 일치하는 파괴현상을 보여줌에도 불구하고 파쇄튜브와 같은 복잡한 응력상태가 발생하는 문제에서는 균열의 전파 과정이 다름을 확인할 수 있었다. GM의 경우는 내부 미세구조에 해당하는 기공의 변화를 고려하여 재질의 점진적인 하중지지 능력의 상실 또는 파손(failure) 과정을 고려할 수 있다. 하지만 SFM의 경우 이와 같은 내부 변수의 변화를 구성방정식에 반영하지 않고 단지 등가소성변형률이 어는 한계값에 도달하면 그 순간 재질이 파괴 된다고 가정함으로써 균열 선단에서는 응력집중 효과와 소성경화를 제외한 재질의 손상(damage)은 고려되지 않기 때문에 균열의 성장이 GM에 비해 불연속적이며 느리게 일어난다고 생각된다.

Fig. 12는 초기 균열에서 축방향으로 40mm 떨어진 위치에서 Gurson model의 반경방향, 원주방향, 축방향으로의 응력 값을 시간에 대하여 나타낸 그림이다. 해당 위치에 균열이 접근하기 전에는 원주방향 성분을 포함한 모든 응력 값이 압축상태로 존재하다가 균열이 접근하는 0.15초 경부터 원주방향 응력이 인장성분으로 바뀜을 볼 수 있다. 약 0.25초에 균열이 해당 질점을 통과한다. 이는 Fig. 11의 균열 성장 길이와 Fig. 13의 기공체적비의 변화를 통하여 확인할 수 있다. Fig. 12에서 응력성분이 진동하는 현상은 유한요소 소멸에 의한 동적 효과로 생각되며, 유한요소의 크기를 변화시켜 가며 현상의 변화를 확인할 필요가 있다고 생각된다. Fig. 13은 Fig. 12와 같은 위치에서의 기공체적비의 변화를 나타낸 것이다. 해당 질점이 파괴되는 순간 기공의 체적비는 급격히 증가하며 그 값이 f_F (= 0.25)에 도달하면 이 지점에서의 유한요소는 삭제되게 된다.

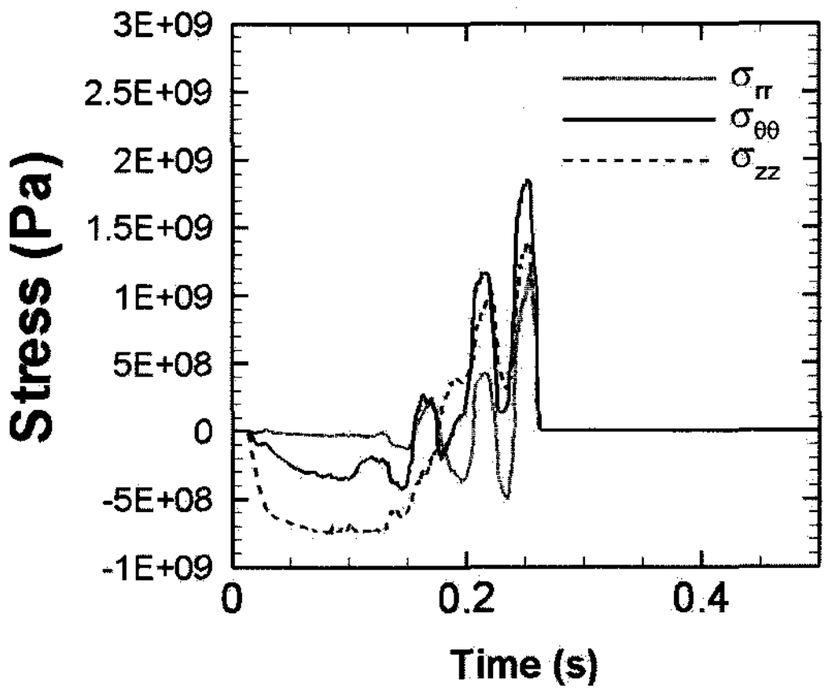

Fig. 12. Radial (σ_{11}), hoop (σ_{22}), and axial (σ_{33}) stresses vs. time at a material point on the crack growth path

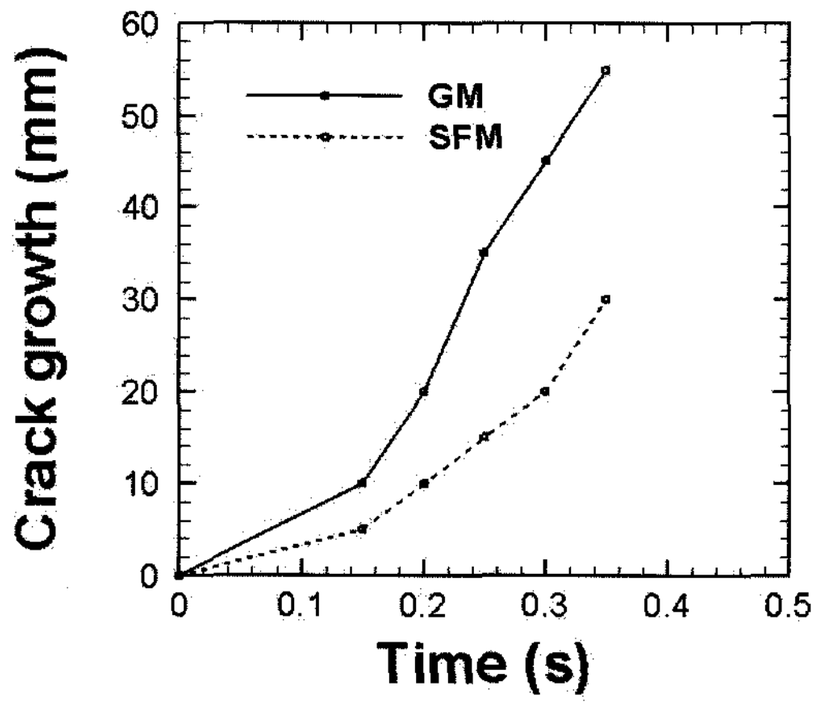

Fig. 11. Crack growth length vs. time

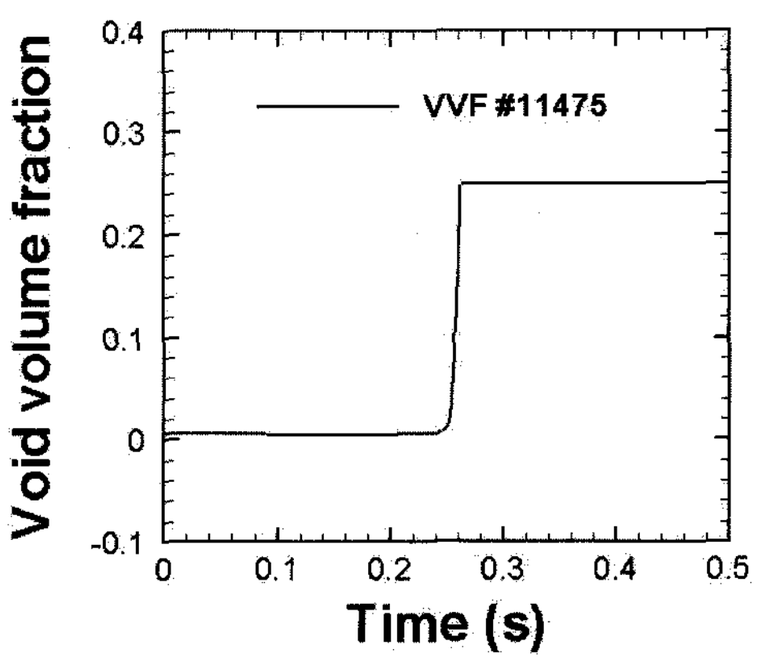

Fig. 13. Void volume fraction at a material point

5. 결 론

Gurson model(GM)과 shear failure model(SFM)을 이용하여 노치인장시편과 파쇄튜브에서 발생하는 금속의 파괴현상을 해석하였다. 두 모델이 인장시험의 해석에서는 전체적으로 비슷한 인장 거동을 나타내었지만, 복잡한 응력상태가 발생하는 파쇄튜브의 해석에서는 차이를 나타내었다. 즉 SFM이 GM에 비하여 느린 속도의 균열 성장을 예측하였고 튜브에 발생하는 압축력은 상대적으로 높게 예측되었다. 이러한 현상은 SFM에서는, GM과 달리, 재질의 손상(damage) 프로세스에 대한 고려가 구성방정식에 포함되어 있지 않기 때문인 것으로 생각된다. 고려한 파괴모델 들이 파쇄튜브의 해석에 적합한 지를 판단하기 위해서는 실제 튜브의 실험을 통한 검증과정이 필요하리라 생각된다.

참 고 문 헌

1. HKS, Inc. (2006), "ABAQUS users manual 6.7-1".
2. Tvergaard, V. (1990), "Material failure by void growth to coalescence", Advances in Applied Mechanics, Vol. 27, pp. 83-151.
3. Hosford, W. and Cadde, R. (1993), "Metal forming Mechanics and Metallurgy", Prentice-Hall, Inc.
4. Brandt, D and Warner, J.C. (2005). "Metallurgy fundamentals," The goodheart-Willcox company, Inc., pp.70-71.
5. ASM (2002), "Atlas of stress-strain curve", Second edition, ASM International.
6. Oh, C.K., Kim, Y.J., Bae, J.H., Kim, Y.P. and Kim, W. (2007), "A phenomenological model of ductile fracture for API X65 steel", Int. J. Mech. Sci., Vol. 49, pp. 1399-1412.
7. Skallerud, B. and Zhang, Z.L. (1998). "Effect of finite element mesh on numerical prediction of ductile tearing", Fatigue and Fracture Mechanics: Twenty-Ninth Volume, ASTM STP 1322, T.L. Panontin and S.D. Sheppard, Eds., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA.
8. Reddy, T. and Reid, S.R. (1986), "Axial splitting of circular metal tubes", Int. J. Mech. Sci. Vol. 28, pp. 111-131.
9. Atkins, A.G (1987), "On the number of cracks in the axial splitting of ductile metal tubes", Int. J. Mech. Sci., Vol. 29, No. 2, pp. 115-121.
10. Huang, X., Lu, G and Yu, T.X. (2002), "On the axial splitting and curling of circular metal tubes", Int. J. Mech. Sci., Vol. 44, pp. 2369-2391.

접수일(2008년 4월 28일), 수정일(2008년 6월 23일), 게재확정일(2008년 6월 23일)