

국부접근법에 입각한 연성재료의 파괴특성 평가

이태린[†]·장윤석^{*}·최재봉^{*}·김영진^{*}

Evaluation of Ductile Fracture Characteristics Based on Local Approach

Tae-Rin Lee[†], Yoon-Suk Chang^{*}, Jae-Boong Choi^{*}, Young-Jin Kim^{*}

Key Words: Ductile Fracture(연성파괴), Fracture Resistance Curve(파괴저항곡선), Local Approach(국부접근법), Micro-mechanical Model(마이크로역학적모델)

Abstract

Several cell models, so-called local approach, have been proposed as engineering approaches to numerically simulate ductile fracture characteristics. In this paper, two- and three-dimensional finite element analyses incorporating both modified GTN and Rousselier models were carried out. Smooth and notched bars and CT25 specimens were assessed for StE460 and DIN22NiMoCr37 materials which were quoted from previous researches. Micro-mechanical parameters used in the assessment were established by fitting the numerical results with the experiments, and J-R curves derived from the simulations were found to be in good agreement with the corresponding experimental results.

1. 서 론

결함이 존재하는 원전기기의 건전성을 평가하기 위해서는 표준시편으로부터 얻은 재료의 파괴인성과 공학적인 방법 또는 유한요소해석으로부터 얻은 파괴 매개변수가 필요하다. 표준시편은 굽힘하중이 작용하는 시편으로서 높은 구속(high constraint) 상태를 나타내어 보수적인 파괴인성을 제공한다. 따라서, 낮은 구속(low constraint) 상태를 나타내는 실제 기기의 평가에 적용되었을 경우에는 매우 보수적인 결과를 갖는다. 이와 같은 문제를 해결하기 위해 제안된 방법이 2-매개변수 접근법(Two-parameter approach)이다. 이 방법에서는 구속효과를 T-응력 또는 Q-응력으로 정량화하여 나타낸다. 그러나 이를 위해서는 많은 시편실

험과 이에 대한 유한요소해석이 요구되므로 현장 적용시 상당한 시간과 비용이 요구된다.

한편, 파괴가 발생하는 국부적인 영역에 대한 평가를 수행하는 국부접근법(local approach)에서는 마이크로 역학적 모델(micro-mechanical model)을 이용하여 시편 또는 구조물을 평가한다. 이 방법에서는 제한적인 실험과 유한요소해석을 통해 재료상수인 모델변수를 결정하는데, 결정된 모델변수는 시편 및 구조물의 형상 또는 작용하중에 무관하게 적용될 수 있으므로 동일한 재료로 만들어진 어떠한 구조물에 대해서도 적용이 가능하다. 이 방법의 가장 큰 장점은 앞서 서술한 구속효과 또는 시편 크기의 영향 등이 해석 모델에 포함된다는 것이며, 기존의 파괴역학 해석기법을 대신할 수 있는 방법이다.

본 연구는 마이크로 역학적 연성파괴 모델에 기초한 유한요소해석 기법을 현안으로 제기되고 있는 파괴역학 문제 해결을 위해 적용하기 위한 것이다. 연성파괴 모델을 기반으로 다수의 표준 파괴시편에 대한 유한요소해석을 수행하여 시편의 형상 및 크기에 무관한 파괴저항곡선을 예측

† 회원, 성균관대학교 기계공학부

E-mail : trlee@safe.skku.ac.kr

TEL : (031)290-5277 FAX : (031)290-5276

* 회원, 성균관대학교 기계공학부

하고자 한다. 이를 통해 실험이 제한적이거나 어려운 실제 배관의 파단을 보다 정확하게 예측할 수 있으며, 배관 파단전누설(Leak Before Break; LBB) 평가 등에 응용 가능할 것으로 예상된다.

2. 마이크로 역학적 연성 파괴 모델

국부적인 영역에서의 파손을 예측하기 위한 마이크로 역학적 모델에 대한 이론은 1980년대 초반부터 미국 및 유럽에서 개발된 이후 최근까지 지속적으로 수정되어 왔으며, 연성파괴에서 관찰되는 재료의 거동 단계는 일반적으로 다음과 같다⁽¹⁻⁵⁾.

- (1) 계면간 분리 또는 입자균열에 의한 계재물 혹은 2차상 입자에서의 자유표면 생성
- (2) 소성변형률과 정수압응력에 의한 입자 주변에서의 공극의 성장
- (3) 성장한 공극과 부근 공극들의 합체

연성파괴는 국부 변형률을 형성하는 소성 불안정에 기인하는 것으로 판단되며, 불안정이 더 쉽게 일어나는 이유는 정수압응력에 의한 변형률 연화 때문인 것으로 알려지고 있다. 공극의 성장과 합체에 대한 많은 수학적 모델이 제시되고 있으나, 이중 가장 널리 참조되고 있는 것은 Gurson이 제안한 모델⁽⁶⁾과 Rousselier가 제안한 모델⁽⁷⁾을 들 수 있다. 전자는 Berg의 연구⁽⁸⁾에 근간을 두고 있으나 Gurson 모델로 널리 알려져 있으며, 최근의 연구들을 통해 수정되었다^(9,10). 주요 특징을 간략히 살펴보면 다음과 같다.

2.1 수정된 GTN 모델

Gurson⁽⁶⁾은 재료가 연속체처럼 거동한다는 가정에 따라 다공성 매체 내의 소성 유동을 해석하였으며, 항복면을 다음과 같이 정의하였다.

$$\Phi = -\frac{3}{2} \frac{S_{ij}S_{ij}}{\sigma_{YS}^2} + 2f \cosh\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_{YS}}\right) - (1 + f^2) = 0 \quad (1)$$

여기서, f 는 공극체적비율, S_{ij} 는 $\sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij}$ 로 정의되는 편차응력, δ_{ij} 는 Kronecker 델타이다.

한편 Tvergaard⁽⁹⁾는 실험 데이터를 기반으로 두

개의 조정 매개변수를 추가하여 다음과 같이 식 (1)을 보정하였으며, $q_1=1.5$, $q_2=1$, $q_3=q_1^2=2.25$ 로 놓을 때 타당한 파괴 예측을 할 수 있음을 밝혔다.

$$\Phi = \frac{3}{2} \frac{S_{ij}S_{ij}}{\sigma_{YS}^2} + 2q_1 f \cosh\left(\frac{3}{2} q_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_{YS}}\right) - (1 + q_3 f^2) = 0 \quad (2)$$

또한 Tvergaard와 Needleman⁽¹⁰⁾은 f 를 유효공극체적비율 f^* 로 대체함으로써 Gurson 모델을 추가적으로 수정하였다.

$$f^* = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + K(f - f_c) & f > f_c \end{cases} \quad (3)$$

$$K = \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c}$$

여기서, f_c 와 f_u^* , 그리고 f_f 는 피팅 매개변수로서 f 가 f_c 보다 클 때 정수압응력의 효과가 증대되며 소성 불안정의 개시를 촉진시킨다.

2.2 Rousselier 모델

손상된 재료의 연성파괴를 묘사하기 위하여 Rousselier⁽⁷⁾는 다음과 같이 정수압응력에 대한 함수로 표현되는 항복면 Φ 를 가정하였다.

$$\Phi = \frac{\sigma_{eq}}{\rho} + D \cdot \sigma_1 \cdot f \cdot \exp\left(\frac{\sigma_M}{\rho \sigma_1}\right) - R(\epsilon_{eq}^P) \quad (4)$$

여기서, σ_1 과 D 는 재료 상수이며, σ_{eq} 는 equivalent von Mises stress, σ_M 은 정수압응력, r 은 재료의 밀도, f 는 공극체적비율, $R(\epsilon_{eq}^P)$ 는 가공경화법칙(work-hardening law)을 나타낸다.

Rousselier 모델을 특정 재료의 연성파괴에 적용하기 위해서는 금속학적 재료강성을 나타내는 σ_1 , 상수 D , 초기 공극체적비율 f_0 등 3가지 재료 상수를 결정하여야 한다. Rousselier에 따르면 σ_1 은 재료의 항복응력의 2/3에 해당하는 값으로 결정한다. 여기서, σ_1 값은 인장시편 축대칭 모델의 유한요소해석과 실제 인장 실험편으로부터 결정된다. 재료상수 D 는 일반적으로 1.5~2 사이의 값이 사용된다.

3. 유한요소해석

유럽에서는 최근 연성과괴 모델에 대한 Round Robin을 실시하여 유한요소 해석기법 정립을 위한 연구를 수행한 바 있으나, 동일한 마이크로 역학적 모델을 사용한 참여자들의 결과가 많은 차이를 나타내었다⁽¹¹⁾. 또한 G. Bernauer와 W.Brocks는 CT 시편에 대해 마이크로 역학적 모델을 적용하여 파괴저항곡선에 미치는 영향을 분석한 바 있다⁽¹²⁾. 본 연구에서는 선행연구^(11,12)에서 제시된 2가지 재료의 기본적인 재료물성치를 활용하였으며, 노치가 존재하는 환봉 및 CT25 시편을 대상으로 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델에 기반을 둔 2차원 및 3차원 유한요소해석을 수행하였다.

3.1 해석대상 및 재료물성치

먼저 참고문헌⁽¹¹⁾에 수록되어 있는 노치환봉에 대한 실험결과를 이용하였다. 재료는 StE460으로서 탄성계수(E)는 210GPa, 포아송비(ν)는 0.3, 항복강도(σ_Y)는 460MPa이었다. Fig. 1은 실험으로부터 구한 노치반경 r이 각각 4, 10mm인 환봉시편의 하중(F)-직경감소량(Δd) 곡선을 나타낸 것이다. 파괴역학 시편의 경우 W=50mm, B=25mm, B_n=19mm, a₀=29.5mm인 CT25을 사용하였으며, 재료는 노치환봉과 동일한 StE460이었다.

참고문헌⁽¹²⁾에 수록되어 있는 DIN22NiMoCr37 재료의 탄성계수는 213GPa, 포아송비는 0.3, 항복강도는 460MPa이었다. Fig. 2는 DIN22NiMoCr37 재료의 실험으로부터 구한 인장시편의 하중-직경감소량 곡선을 나타낸 것이다. 파괴역학 시편의 재료는 인장시편과 동일하며, 균열길이를 제외한 시편 형상은 StE460으로 제작한 CT25과 동일하다.

3.2 유한요소 모델

유한요소해석을 위해서는 범용 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. Fig. 3은 노치환봉 시편의 유한요소해석을 위해 사용한 대표적인 2차원 모델을 나타낸 것으로서 ABAQUS 6.4를 이용하여 모델링한 것이다. 노치환봉 시편의 대칭성을 고려하여, 해석 시 축대칭요소(CAX4)를 사용하였다. 상하 대칭부에 사용된 요소의 가로 및 세로

의 길이는 0.25mm로 하였으며, 노치부에서 발생하는 변형을 고려하기 위해 대규모 변형률 해석(large strain analysis)을 수행하였다.

한편 CT25 시편의 2차원 유한요소모델은 평면 변형률요소(CPE4)를 이용하여 구성하였다. 균열 선단부 요소의 가로 및 세로의 크기는 0.1mm로 하였다. Fig. 4는 CT 시편의 3차원 유한요소모델을 나타낸 것으로서, 8절점 3차원요소(C3D8)를 사용하였으며 전체 절점의 개수는 4587개이다. 이때 마이크로 역학적 모델의 적용을 위해 균열 선단부 요소의 크기는 0.25mm×0.25mm×1mm로 하였다.

3.3 해석 방법

수정된 GTN 모델의 변수 결정을 단순화하기 위해 $q_1=1.5$, $q_2=1$, $q_3=2.25$, $\epsilon_n=0.3$, $f_n=0.01$, $S_n=0.1$ 로 고정한 후 나머지 변수(f_0 , f_c , f_i)를 변화시키면서 노치환봉 시편에 대한 유한요소해석을 수행하였으며, 각 경우에 대한 결과를 실험결과와 비교하였다. 이를 토대로 해석결과와 실험결과가 가장 잘 일치하는 $f_0=0.0025$, $f_c=0.021$, $f_i=0.19$ 를 최종적인 StE460 재료의 재료상수로 결정하였다. DIN22NiMoCr37 재료의 경우, $f_0=0.00008$, $f_c=0.018$, $f_i=0.20$ 을 재료상수로 결정하였다.

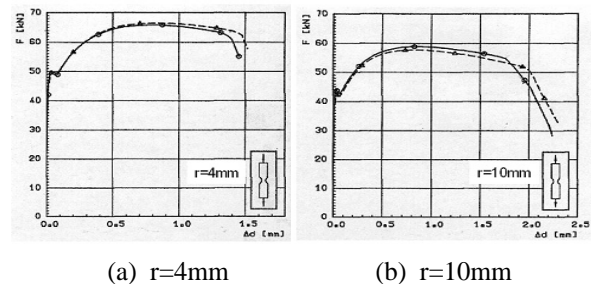


Fig. 1 Load vs. reduction of diameter curves (StE460 notched bar specimen)

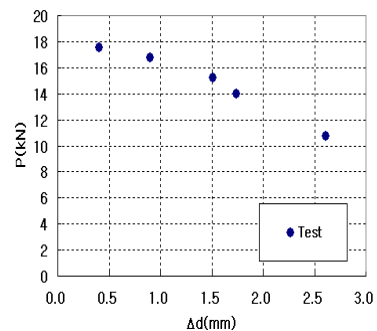


Fig. 2 Load vs. reduction of diameter curve (DIN22NiMoCr37 smooth tensile specimen)

StE460 재료의 Rousselier 모델 변수 결정을 위해 $f_0=0.0025$, $f_i=0.19$ 로 동일하게 적용하고 D와 σ_1 을 변화시키면서 노치환봉 시편에 대한 유한요소 해석을 수행하였다. 이를 통해 나머지 재료상수인 $D=2$, $\sigma_1=500\text{MPa}$ 를 결정하였다.

CT25 시편에 대해서도 노치환봉 시편과 동일하게 대규모 변형을 해석을 수행하였다. 유한요소 해석으로부터 J-R 곡선을 얻기 위해 각 해석단계마다 J-적분값과 균열길이를 계산하였다. J-적분값은 ABAQUS에서 제공하는 값과 ASTM 기준에 따라 계산한 값을 병행하여 사용하였으며, 균열길이는 균열선단에서 공극체적비율(f)이 파손공극체적비율(f_c)에 도달한 요소의 갯수를 고려하여 계산하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 2차원 해석결과

StE460 재료의 노치가 존재하는 환봉시편에 대한 2차원 유한요소해석 결과를 실험결과와 비교하였다. Fig. 5와 Fig. 6은 각각 수정된 GTN 및 Rousselier 모델을 기반으로 예측한 하중-직경감소량 곡선을 나타낸 것으로서, 실험결과와 모두 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 7은 StE460 재료의 CT25 시편에 대해 유한요소해석 결과로부터 균열길이를 결정한 예를 나타내고 있다. Fig. 7(a)는 공극체적비율이 파손공극체적비에 도달한 요소를 나타낸 것이고, Fig. 7(b)는 이 경우에 대한 응력분포를 나타낸 것이다. 공극체적비율이 파손공극체적비에 도달한 요소는 응력이 0으로 나타남을 알 수 있다.

Fig. 8은 StE460 재료에 대해 2차원 유한요소해석으로 구한 J-R 곡선을 실험으로부터 얻은 J-R 곡선과 비교한 것으로서, 다소의 차이는 있으나 전반적으로 잘 일치하는 것으로 나타났다.

4.2 3차원 해석결과

StE460 재료의 노치가 존재하는 환봉시편에 대해 3차원 유한요소해석으로 구한 하중(F)-하중선 변위(V_{LL}) 곡선과 J-R 곡선을 실험결과와 비교하였다. 이때 수정된 GTN 및 Rousselier 모델을 사용하였다.

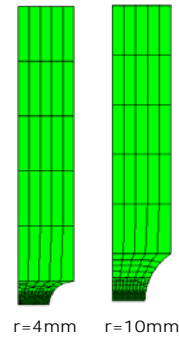


Fig. 3 2-D FE models of notched bar specimen

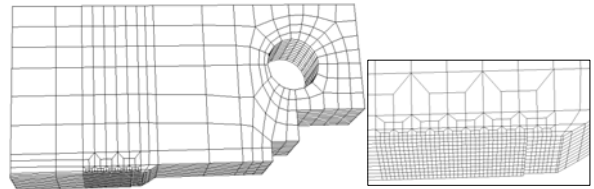


Fig. 4 3-D FE models of CT25 specimen

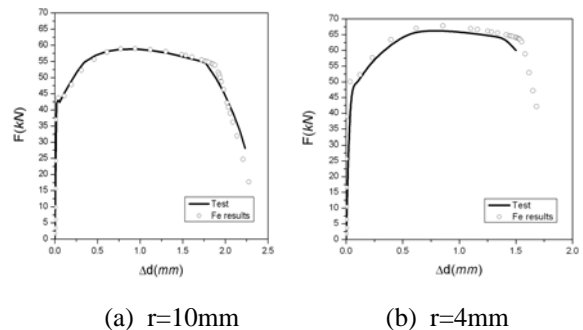


Fig. 5 2-D FE results of StE460 notched bar specimen (Modified GTN model)

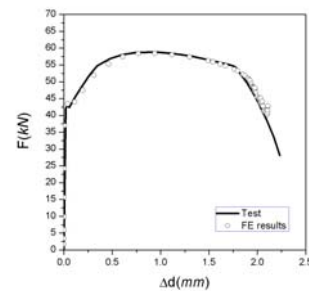


Fig. 6 2-D FE results of StE460 notched bar specimen (Rousselier model)

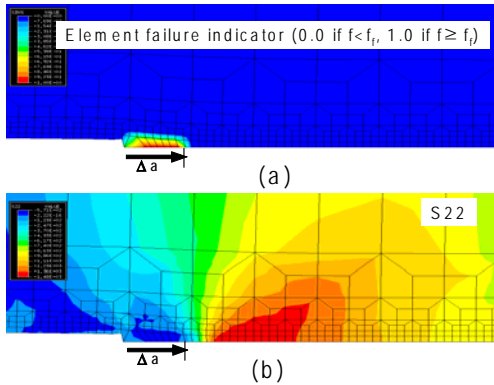


Fig. 7 Crack growth using FEA (a) void volume fraction, (b) calculation of crack growth using stress distribution

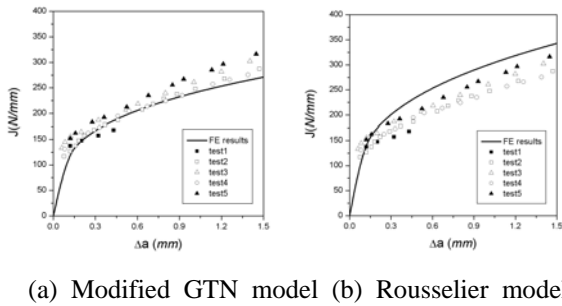


Fig. 8 J-R curve calculated by 2-D FEA (StE460)

각각의 결과는 Fig. 9와 Fig. 10에 나타내었다. 그림에 나타낸 바와 같이 3차원 유한요소해석 결과로부터 예측한 곡선이 2차원 유한요소해석에 비해 J-R 곡선을 더 높게 예측함을 알 수 있다. 또한 수정된 GTN 모델을 기반으로 예측한 파괴 특성이 Rousselier 모델을 기반으로 예측한 파괴 특성에 비해 실험결과와 보다 잘 일치하였다.

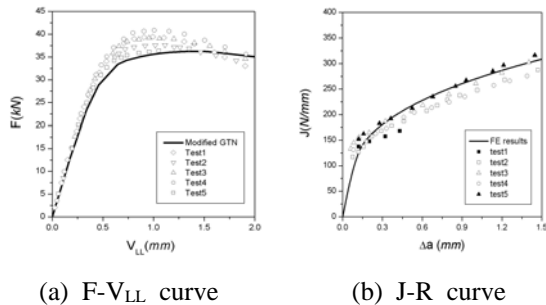


Fig. 9 Comparison of 3-D FEA and test results (Modified GTN model)

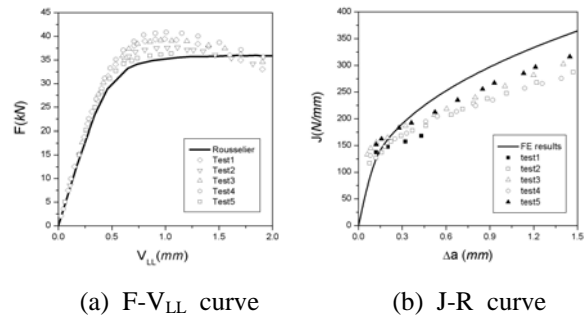


Fig. 10 Comparison of 3-D FEA and test results (Rousselier model)

StE460 재료와 동일하게 DIN22NiMoCr37 재료의 노치가 존재하는 환봉시편에 대한 2차원 유한요소해석을 수행하였고, 수정된 GTN 모델에 대한 재료 상수를 결정하였다.

Fig. 11~13은 Modified GTN 모델을 통해 예측한 노치가 존재하는 환봉시편과 CT25 시편의 유한요소해석 결과를 나타낸 것으로서, 실험결과와 비교적 잘 일치함을 알 수 있다.

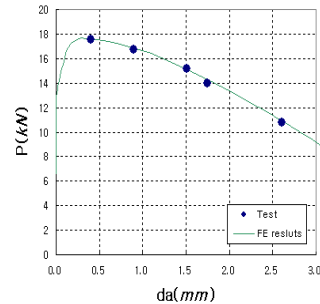


Fig. 11 2-D FE results of DIN22NiMoCr37 notched bar specimen (Modified GTN model)

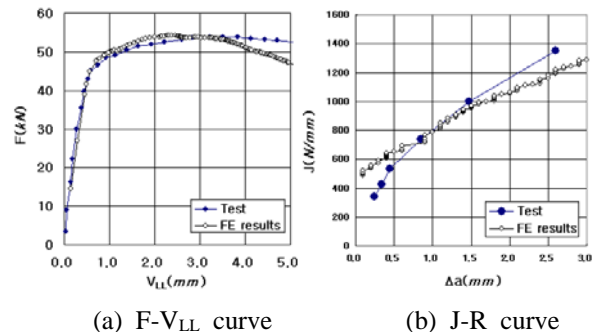


Fig. 12 Comparison of 2-D FEA and test results (Modified GTN model)

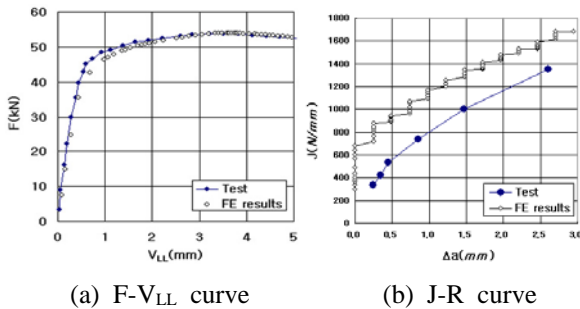


Fig. 13 Comparison of 3-D FEA and test results
(Modified GTN model)

5. 결론

본 연구에서는 수정된 GTN 모델과 Rousselier 모델을 2가지 재료의 노치환봉 및 CT 시편에 적용하여 국부접근법에 입각한 연성재료의 파괴특성을 평가하였으며, 이를 통해 도출된 주요 결과는 다음과 같다.

- (1) 마이크로 역학적 모델은 균열선단에서의 파괴거동에 초점을 맞추고 있기 때문에 구조물에 생기는 구속효과를 비롯한 다양한 인자들을 모두 포함하게 되므로, 제한된 실험을 통해 실제 구조물의 파괴특성을 예측할 수 있다.
- (2) 두께방향의 영향을 고려하기 위해서는 보다 실제적인 결과를 제시하는 3차원 유한요소 해석을 수행하는 것이 바람직하다.
- (3) 수정된 GTN 모델을 기반으로 예측한 파괴특성이 Rousselier 모델을 기반으로 예측한 파괴특성에 비해 실험결과와 보다 잘 일치하였다.
- (4) 추가적인 실험 및 해석을 통해 본 연구의 타당성을 입증할 경우, 마이크로 역학적 모델의 실제 산업현장 적용이 가능할 것으로 판단된다.

참고문헌

- (1) Knott, J.F., 1977, "Micromechanisms of Fracture and the Fracture Toughness of Engineering Alloys," *Proceedings of the Fourth International Conference on Fracture(ICF4)*, pp. 61-91.

- (2) Knott, J.F., 1989, "Effects of Microstructure and Stress-State on Ductile Fracture in Metallic Alloys," *Proceedings of the Seventh International Conference on Fracture (ICF7)*, pp. 125-138.
- (3) Wilsdorf, H.G.F., 1983, "The Ductile Fracture of Metals: a Microstructural Viewpoint," *Materials Science and Engineering*, Vol. 59, pp. 1-19.
- (4) Garrison, W.M., Jr. and Moody, N.R., 1987, "Ductile Fracture," *Journal of the Physics and Chemistry of Solids*, Vol. 48, pp. 1035-1074.
- (5) Knott, J.F., 1980, "Micromechanisms of Fibrous Crack Extension in Engineering Alloys," *Metal Science*, Vol. 14, pp. 327-336.
- (6) Gurson, A.L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void nucleation and Growth: Part 1-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile media," *Journal of Engineering Material and Technology*, Vol. 99, pp. 2-15.
- (7) Rousselier, G., 1986, "Les modèles de rupture et leurs possibilités acuelles dans le cadre de l'approche locale de la rupture," *International Symposium on Local Approach to Fracture*, Centre de recherche 'Les Renardières', Moret-sur-Loing.
- (8) Berg, C.A., 1970, "Plastic Dilatation and Void Interaction," *Inelastic Behavior of Solids McGraw-Hill*, New York, pp. 171-210.
- (9) Tvergaard, V., 1982, "On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids," *International Journal of Fracture*, Vol. 18, pp. 237-252.
- (10) Tvergaard, V. and Needleman, 1982, A., "Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar," *Acta Metallurgica*, Vol. 18, pp. 157-169.
- (11) Federal Institute for Material Research and Testing (BAM), 1993, "On the Application of Gurson's Model to Various Fracture Mechanics Specimens," *Report BAM-1.31*, 93/3.
- (12) Bernauer, G. and Brocks, W., 2002, "Micro-mechanical modelling of ductile damage and tearing - results of a European numerical round robin," *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, Vol 25, pp. 363-384.