

< 논문 >

API X65 강의 연성파괴 해석을 위한 삼축응력 영향을 고려한 파괴변형률 기준 개발

오창균* · 김윤재† · 박진무** · 백종현*** · 김우식***
(2005년 7월 6일 접수, 2005년 10월 26일 심사완료)

Development of Stress-Modified Fracture Strain Criterion for Ductile Fracture of API X65 Steel

Chang-Kyun Oh, Yun-Jae Kim, Jin-Moo Park, Jong-Hyun Baek and Woo-Sik Kim

Key Words : Ductile Fracture(연성파괴), API X65 Steel(API X65 강), Stress Triaxiality(삼축응력), Fracture Strain(파괴변형률)

Abstract

This paper presents a stress-modified fracture strain for API X65 steel used for gas pipeline, as a function of stress triaxiality. To determine the stress-modified fracture strain, tension test of bars with four different notch radii, made of API X65 steel, is firstly performed, from which true fracture strains are determined as a function of notch radius. Then detailed elastic-plastic, large strain finite element (FE) analyses are performed to estimate variations of stress triaxiality in the notched bars with load. Combining experimental with FE results provides the true fracture strain as a function of stress triaxiality, which is regarded as a criterion of ductile fracture. Application of the developed stress-modified fracture strain to failure prediction of gas pipes made of API X65 steel with various types of defects is discussed.

1. 서론

지하에 매설된 가스배관에는 환경적인 원인과 원치 않는 외부의 원인들로 인해 부식(corrosion), 가우지(gouge), 덴트(dent) 등의 손상이 발생하게 된다. 배관에 이러한 손상이 발생한 경우에 가스 배관이 여전히 사용될 수 있는가를 판단하기 위해서는 적절한 공학적인 평가방법이 필요하다.^(1,2) 그러한 손상배관의 평가 방법은 두 가지로 분리될 수 있다. 첫 번째 방법은 실단면 한계하중접근법(net-section limit load approach)이며,⁽³⁻⁵⁾ 단면 전체가 완전소성 상태에 도달할 때 손상배관은 파단되는 것

으로 가정한다. 실단면 한계하중접근법은 충분한 연성을 갖는 배관재료에 적합한 방법이다. 실제적으로 가스배관에 많이 사용되는 API 계열의 재료들은 연성이 매우 뛰어난 재료들이므로⁽⁶⁾ 실단면 한계하중접근법의 적용은 타당하다. 비록 실단면 한계하중접근법이 적용하기에는 단순하나, 검증하기 위해서는 많은 실패관 실험을 필요로 하는 등의 어려움이 있다. 배관 실단면의 항복을 기준으로 하는 실단면 한계하중접근법은 응력을 기반으로 하는 광범위기준(global criterion)에 해당한다.

두 번째 방법은 응력의 영향을 고려한 변형률 기준(strain criterion)이며, 앞의 기준보다 더 근본적인 기준이다. 많은 연구자들은 연성재료의 파괴가 공극(void)의 생성, 성장, 합체 등의 일련의 과정을 통해 이루어지며, 정수압응력(hydrostatic stress)에 매우 밀접한 관련이 있음을 명시하였다.⁽⁷⁻¹⁴⁾ 이러한 정수압응력에 관련된 변형률기준은 몇 가지의 모델로 제안되어졌다.⁽¹³⁻¹⁵⁾ 제안된 모델들 중에서 응력 영향을 고려한 임계 변형률 모델(stress-modified critical strain-controlled model)은 매우 단순하나 물리적으로 더 현실적인 모델이다.^(14,16-18) 응

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과
E-mail : kimy0308@korea.ac.kr
TEL : (02)3290-3372 FAX : (02)926-9290

* 회원, 고려대학교 대학원 기계공학과

** 회원, 고려대학교 기계공학과

*** 회원, 한국가스공사

력 영향을 고려한 임계 변형률 모델은 응력과 변형률 같은 기계적인 변수들과 금속재료에 연관된 재료 상수로 구성되어 있다. 이러한 재료 상수는 일반적으로 재료 물성으로 간주되며, 주어진 재료에 대해 결정되어야만 한다. 이러한 재료 상수들과 국부적인 응력과 변형률 정보를 이용해 응력 영향을 고려한 변형률 기준은 결함이 존재하는 구조물의 연성과파괴를 예측하기 위해 적용될 수 있다.

본 연구에서는 천연가스배관에 주로 사용되는 API X65 강의 연성과파괴 해석을 위한 파괴변형률을 삼축응력의 함수로 제시하였다. 삼축응력의 영향을 고려한 파괴변형률 기준을 개발하기 위해 5가지의 노치 반경을 갖는 인장 실험을 수행하였으며, 노치인장시편에서 하중에 따른 삼축응력의 변화를 정량화하기 위해 탄소성 대변형 유한요소해석을 수행하였다. 실험과 유한요소해석의 결과로부터 진파괴변형률을 삼축응력의 함수로 제시하였다. 제시된 파괴변형률은 연성과파괴의 기준으로 사용될 수 있다. 또한 본 논문에서는 다양한 종류의 결함이 존재하는 가스배관의 파손 예측에 대한 파괴변형률 기준의 적용에 관하여 논할 것이다. 2장에서는 실험의 조건과 결과에 대한 간략한 설명을 할 것이고, 3 장에서는 유한요소해석의 결과를 실험과 비교하여 설명할 것이다. 또한 4 장에서는 실험과 유한요소해석의 결과를 바탕으로 파괴변형률 기준을 제시할 것이고, 5 장과 6 장에서는 토론과 결론을 언급할 것이다.

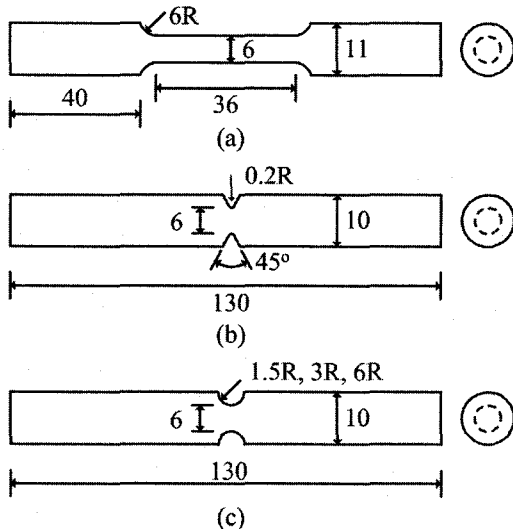


Fig. 1 Schematic models: (a) tensile test specimens and notched tensile test specimens for (b) notch=0.2R and (c) notch=1.5R, 3R, 6R (mm)

2. 실험

2.1 API X65 배관

본 연구에 사용된 연성 재료는 API 5L X65 이며, 주로 가스나 석유의 운송 배관으로 사용된다. 연구에 적용된 배관은 외경 762 mm, 두께가 17.5 mm 이며 API 5L 규격에 따른 최소 항복강도는 448 MPa 최소 인장강도는 530 MPa, 0° C 에서 최소 충격흡수 에너지가 68 J 인 고인성 TMCP 강이다.⁽⁶⁾ GDS 분석기에 의한 성분분석 결과는 탄소함량은 0.07%, 실리콘은 0.14%, 망간은 1.47%, 구리와 바나듐은 0.04%를 함유하고 있으며 탄소당량은 0.34 로 평가되었다. 탄소당량은 용접시 저온균열 방지를 위한 제한규정으로 API 5L 규격에서는 0.43 이하로 규정하고 있다.⁽⁶⁾

2.2 시편의 형상 및 실험 방법

삼축응력이 연성과파괴에 미치는 영향을 정량화하기 위해 5 가지의 인장 실험이 가스공사에서 수행되었다. 인장시편은 배관의 길이 방향에서 채취하여 실험조건에 맞도록 기계가공하였다. 실험에 사용된 시편의 형상은 Fig. 1 과 같으며, 노치가 없는 인장 시편과 노치가 있는 인장 시편으로 분리되어질 수 있다. Fig. 1(a)는 노치가 없는 인장시편이며, Fig. 1(b)는 노치 반경이 0.2R 인 시편이고, Fig 1(c)는 노치 반경이 1.5R, 3R, 6R 인 노치인장시편이다. 0.2R 의 노치인장시편은 Fig. 1(b)와 같이 45° 의 V 자형 홈이 존재한다. 재료에 노치가 있는 경우에는 하중에 따른 노치 부위의 응력 분포가 노치의 반경에 따라 달라지는 것으로 알려져 있다. 노치인장시편은 최소 단면적의 지름을 6 mm 로 고정시키고, 노치의 반경을 0.2R, 1.5R, 3R, 6R 로 달리한 것으로 삼축응력에 따른 파괴변형률의 영향을 알아보기 위한 것이다.

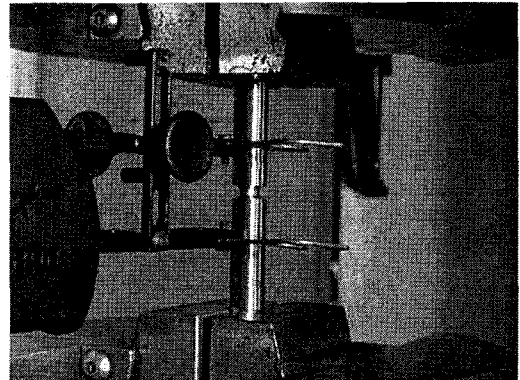


Fig. 2 Configuration of notched tensile tests, notch=1.5R

노치 반경이 1.5 mm인 노치인장시편의 실험 형상을 Fig. 2 에 나타내었다. 그림에서와 같이 길이 방향의 변형을 측정하기 위해 표점거리(gauge length)가 25 mm인 변위계(extensometer)를 사용하였다. 인장실험에 사용된 시험기의 최대 용량은 50 톤이며, 탄성영역에서는 0.5 mm/min, 이후에는 2.5 mm/min 의 속도로 인장실험을 실시하였다. 각 경우에 대해 3 회씩 실험을 실시하였다.

2.3 실험 결과

Fig. 3 은 본 연구에서 수행된 실험의 결과를 종합하여 공칭응력(engineering stress)과 공칭변형률(engineering strain)의 관계로 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 각각의 경우에 대체로 일관된 결과를 얻을 수 있었다. Fig. 3 으로부터 노치의 반경이 증가함에 따라 인장강도(tensile strength)는 감소하고, 파괴공칭변형률(engineering fracture strain)은 증가함을 알 수 있다. 실험에 의한 결과는 다음 절에서 유한요소해석 결과와 함께 다시 언급할 것이다.

API X65 강에 대한 유한요소해석을 수행하기 위해서는 재료의 응력-변형률 선도를 알아야 한다. Fig. 4 는 노치가 없는 인장시편에 대한 실험결과를 바탕으로 구해진 진응력(true stress)-진변형률(true strain)의 관계를 나타낸 것이다. 파괴시의 진응력과 진변형률을 구하기 위해 파단 후의 시편의 단면적을 측정하였으며, 네킹에 의한 노치효과를 보정하기 위해 Bridgman⁽¹⁹⁾에 의해 제시된 보정 방법을 적용하였다. 평균적인 실험 결과를 반영하기 위해 Fig. 4 의 진응력-진변형률 선도는 Fig. 3 의 노치가 없는 3 번의 인장실험 결과를 평균하여 사용하였다.

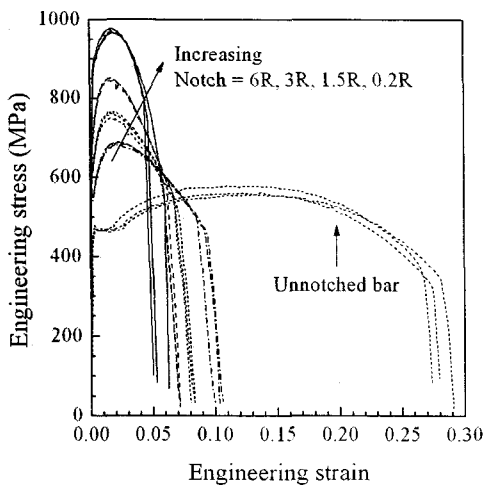


Fig. 3 Tensile test results with notched and unnotched specimens

3. 유한요소해석

3.1 유한요소해석 모델 및 경계조건

인장시편 및 노치인장시편의 실험 결과를 모사하고, 삼축응력 및 변형률의 분포를 구하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 해석에 적용된 유한요소 모델의 일부 형상은 Fig. 5 와 같다.

유한요소해석은 상용 프로그램인 ABAQUS 6.4 를 사용하였으며, 해석 모델의 요소는 8절점 축대칭 요소인 CAX8R 을 사용하였다. 해석의 경계조건은 축대칭 조건과 면대칭 조건을 적용하였으며, 시편의 끝단에서 길이방향으로 강제 변위를 가하여 해석을 수행하였다. 노치 부위에서 발생하는 소성변형을 충분히 모사하기 위해 대변형해석(large deformation analysis)을 수행하였으며, 해석에 적용된 진응력-진변형률 선도는 Fig. 4 와 같다.

3.2 실험결과와의 비교

인장시편과 4 가지의 노치인장시편에 대한 유한요소해석을 수행하였으며, 각각의 결과를 실험 결과와 비교하였다. Fig. 6 은 노치가 없는 인장시편에 대한 유한요소해석과 실험결과를 비교하여 나타낸 것으로서 실험과 유한요소해석의 결과를 공칭응력과 공칭변형률의 관계로 나타낸 것이다. 유한요소해석은 시편의 거동을 파괴전까지는 거의 정확하게 모사할 수 있음을 알 수 있다. 그림에 표시된 네킹(necking)은 국부적인 단면 감소 현상을 의미하는 것으로, 이 지점 이후로는 하중의 증가 없이도 공칭변형률의 증가가 발생하게 된다. 이러한 네킹 현상은 재료의 인장강도(tensile strength)와 직접적인 관련이 있는 것으로 재료 거동의 중요한 사항 중 하나이다. 연성재료의 변형은 네킹 발생 이후에 매우 급격하게 증가하게 되어 파괴에 이르게 된다. 연성파괴는 공극의 성장과 합체 등의 일련의 과정에 의해 발생하며, 파괴가 일어나는 시점에서는 시편에서 균열이 발생하여 급속히 성장하는 것으로 설명할 수 있다. 이러한 관점에서 시편의 파괴는 급격한 응력의 감소가 발생하는 시점에서부터 시작한다고 생각할 수가 있다. 이와 같은 균열 생성에 의한 급격한 응력 감소의 현상은 실험결과에서 잘 나타난다. Fig. 6 으로부터 전형적인 유한요소해석은 네킹을 포함한 파괴가 발생하기 전까지의 거동은 잘 모사하나 균열 발생에 의한 급격한 응력 감소를 모사하지 못함을 알 수 있다.

Fig. 7 은 노치가 없는 인장시편의 파괴가 발생하는 시점에서의 등가변형률과 삼축응력의 분포를 나타낸 것이다. 그림의 x 축은 시편의 중앙에서 단면의 끝까지의 위치를 무차원화하여 나타낸 것으로, 0 은 시편의 중앙을 의미하고 1 은 단면의 끝부분을 의미한다. 등가변형률은 Bridgman⁽¹⁹⁾의 가장

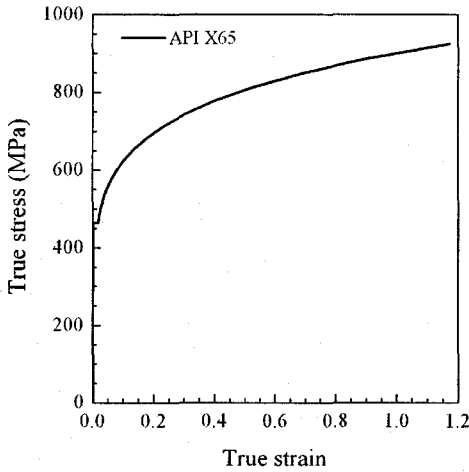


Fig. 4 True stress-strain curve for API X65, used in the present FE analysis

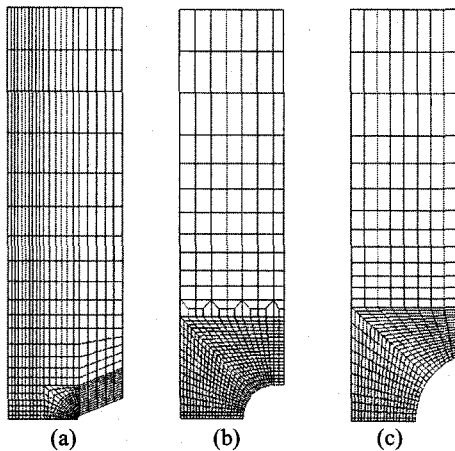


Fig. 5 FE meshes for notched tensile specimens: (a) notch=0.2R, (b) notch=1.5R and (c) notch=3R

과 달리 시편의 단면에서 일정하지 않으며, 삼축 응력은 시편의 중앙에서 가장 큼을 알 수 있다. 따라서 노치가 없는 인장시편의 파괴는 등가변형률과 삼축응력이 가장 큰 시편의 중앙에서부터 시작된다고 할 수 있다.

노치인장시편에 대한 유한요소해석과 실험의 결과는 노치가 없는 인장시편의 결과와 유사하였다. Fig. 8(a)는 3R의 노치인장시편에 대한 실험과 유한요소해석의 결과를 비교하여 나타낸 것이고, Fig. 8(b)는 6R의 노치인장시편에 대한 해석과 실험의 비교이다. 두 노치인장시편의 결과는 노치가 없는 인장시편과 유사하게 유한요소해석이 파괴전까지의 거동은 정확하게 모사하나 균열이 발생하여 파괴가 발생하는 시점은 예측할 수 없음을 알 수 있다.

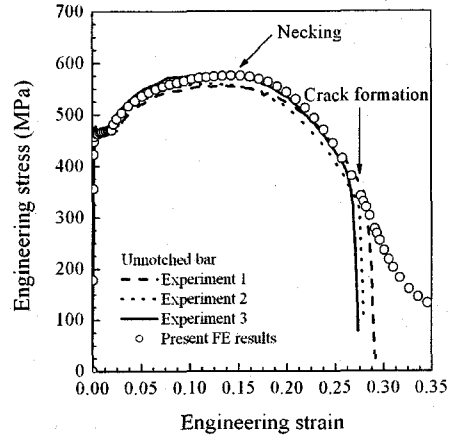


Fig. 6 Comparison of tensile tests with FE results

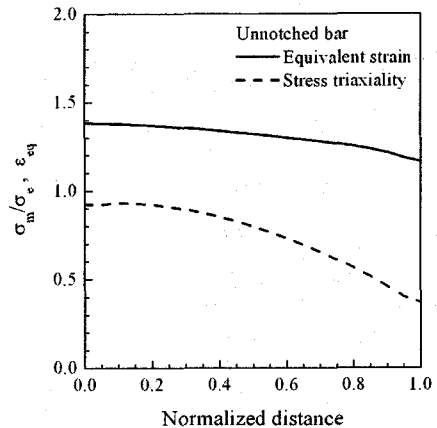
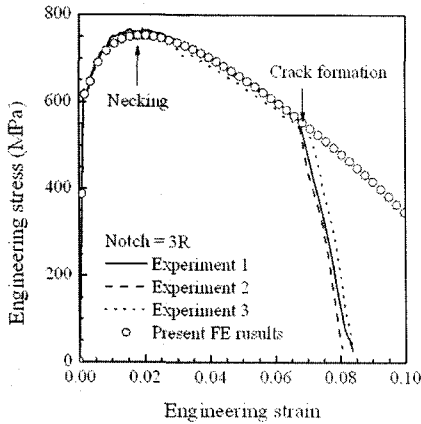


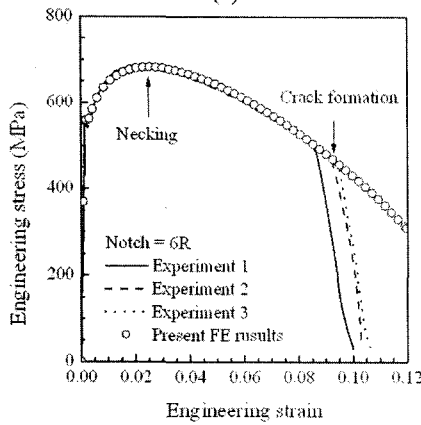
Fig. 7 Equivalent strain and stress triaxiality distribution for tensile specimen at fracture

4. 삼축응력 기반의 파괴변형률

전 장에서는 유한요소해석이 네킹을 포함한 파괴가 발생하기 전까지의 거동은 잘 모사를 하나 균열 발생에 의한 급격한 응력 감소를 모사하지 못하여 연성재료의 파괴를 예측할 수 없음을 설명하였다. 본 연구에서는 유한요소해석과 실험의 결과를 바탕으로 연성재료의 파괴를 예측하기 위한 방법에 대하여 설명하고자 한다. 연성재료의 파괴 기준을 개발하기 위해서는 파괴가 일어나는 시점에서의 응력과 변형률의 분포를 정확히 알아야 한다. 4.1 절에서는 균열이 생성되어 파괴가 발생하는 시점에서의 삼축응력과 등가변형률의 분포에 대한 설명을 할 것이고, 4.2 절에서는 이러한 분포를 바탕으로 한 파괴 기준의 개발에 대하여 설명할 것이다.



(a)



(b)

Fig. 8 Comparison of notched tensile tests with FE results: (a) notch=3R, (b) notch=6R

4.1 삼축응력 및 변형률의 분포

연성재료공극의 성장과 합체는 삼축응력과 등가변형률에 매우 밀접한 관련이 있다. 본 연구에서는 파괴가 발생하는 시점에서의 각각의 분포를 구하여 비교하였다. Fig. 9는 균열 생성에 의해 파괴가 발생하는 시점에서 시편의 단면에서의 삼축응력의 분포를 나타낸 것이다. 그림의 x 축은 시편의 중앙에서 단면의 끝까지의 위치를 무차원화하여 나타낸 것으로, 0은 시편의 중앙을 의미하고 1은 단면의 끝부분을 의미한다. 그림에서 Notch=Inf는 노치가 없는 인장시편을 의미하는 것으로, Fig. 7에 나타낸 것과 동일한 것이다. 모든 경우에서 삼축응력의 값은 시편의 중앙부위에서 가장 크게 나타났으며, 노치의 반경이 커짐에 따라 삼축응력의 값은 작아지는 것을 알 수 있다.

연성재료의 파괴 기준을 개발하기 위해서는 삼축응력 뿐만 아니라 등가변형률의 분포를 고려해야 한다. Fig. 10은 균열 생성에 의해 파괴가 발생하는 Fig. 9와 동일한 시점에서 시편의 단면에서

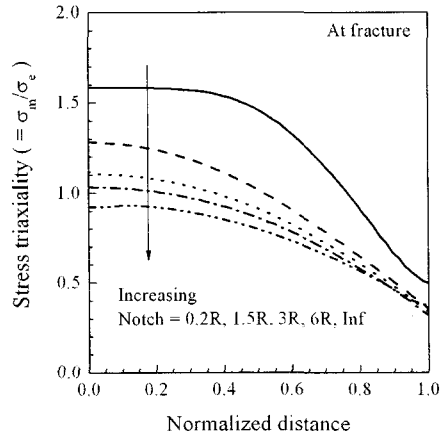


Fig. 9 Stress triaxiality distributions for tensile and notched tensile specimens at fracture

의 등가변형률(equivalent strain)의 분포를 나타낸 것이다. 이 경우에도 Notch=Inf는 노치가 없는 인장시편을 의미하며, Fig. 7에 나타낸 것과 동일한 것이다. Fig. 10으로부터 등가변형률의 최대 값은 시편 중앙에서만 발생하지 않음을 알 수 있고, 특히 0.2R의 노치인장시편에서는 등가변형률의 값이 단면의 위치에 따라 매우 크게 달라짐을 알 수 있다.

Bridgman⁽¹⁹⁾은 원형 노치인장시편에 대하여 최소 단면에서의 변형률의 분포가 동일하다는 가정에 따라 다음과 같은 등가변형률과 삼축응력의 값을 제시한 바 있다.

$$\epsilon_{eq} = 2 \ln \left(\frac{d_o}{d} \right) \tag{1}$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} + \ln \left(\frac{a^2 + 2aR - r^2}{2aR} \right) \tag{2}$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} \quad (r = a) \tag{3}$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{1}{3} + \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right) \quad (r = 0) \tag{4}$$

여기서 a 와 R 은 각각 시편의 최소 단면의 반지름과 노치부의 지름을 의미하는 것이고, d_o 와 d 는 초기 단면의 지름과 변형후의 지름을 나타내는 것이다. 식 (1)은 최소 단면에서의 평균적인 등가변형률의 값을 나타내는 것이고, 식 (2)는 단면에서의 삼축응력의 분포를 나타낸 것이다. 여기서 r 은 시편의 중앙에서부터의 거리를 나타내는 것으로, 식 (3)은 시편의 노치선단에서의 삼축응력의 값을 나타내는 것이고, 식 (4)는 시편의 중앙부에서의 삼축응력의 값으로 단면에서 최대값에 해당하는 것이다.

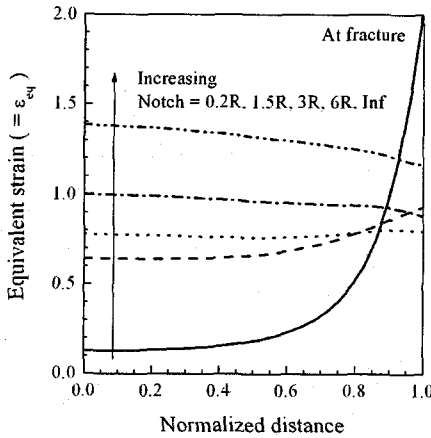


Fig. 10 Equivalent strain distributions for tensile and notched tensile specimens at fracture

유한요소해석의 결과 Bridgman의 가정과 달리 단면에서의 등가변형률의 분포가 일정하지 않으며, 노치의 반경이 작아짐에 따라 그 차이는 더 커짐을 알 수 있다. 그러나 0.2R의 경우를 제외하고는 등가변형률의 분포가 어느정도 균일하고, 단면의 끝부분에서의 삼축응력의 분포가 대략 식 (3)과 일치함을 알 수 있다. 국부적인 단면의 감소가 발생하는 단면에서의 등가변형률의 분포가 거의 일정한 경우에는 Bridgman이 제시한 식을 적용할 수 있지만, 그렇지 않은 경우에는 위의 식들을 사용할 수 없다.

4.2 삼축응력 기반의 파괴변형률 기준

본 연구에서는 실험과 유한요소해석의 결과를 바탕으로 삼축응력의 영향을 고려한 파괴변형률의 기준을 개발하기 위해 다음과 같은 두가지 방법을 고려하였다.

Criterion 1 : 삼축응력과 등가변형률의 모두를 고려하여 파괴가 발생할 것으로 예상되는 가장 결정적인 위치에서의 삼축응력과 등가 변형률을 고려하는 방법.

Criterion 2 : 국부적인 단면 감소가 발생하는 단면의 평균 삼축응력과 평균 등가응력을 고려하는 방법.

위의 두 방법 모두에서 삼축응력의 값은 하중이 증가함에 따라 일정하지 않다. 따라서 응력과 변형률의 이력에 따른 평균적인 삼축응력의 고려하기 위해 다음과 같은 평균적인 방법을 도입하였다.

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right)_{ave} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} d\epsilon_{eq} \quad (5)$$

여기서 ϵ_{eq} 와 ϵ_f 는 각각 등가변형률과 파괴가

발생하는 시점에서의 등가변형률인 파괴변형률을 나타내는 것이고, σ_m 과 σ_e 는 정수압응력과 등가응력을 나타내는 것이다. 또한 정수압응력과 등가응력의 비인 σ_m/σ_e 는 삼축응력을 나타내는 것이다.

기준 1에 의한 파괴변형률을 예측하기 위해서는 파괴가 발생할 것으로 예상되는 특정위치를 선정해야 한다. 0.2R의 경우에는 Fig. 9, 10에서 나타난 바와 같이 삼축응력의 크기는 시편의 중앙에서 가장 크지만 변형률의 크기는 반대이다. 이러한 경우에 기준 1을 위한 특정 위치를 선정하는 것이 매우 어렵다. 따라서 기준 1에 의한 파괴변형률의 예측은 0.2R의 노치인장시편을 제외하였으며, 나머지 시편에 대해서는 삼축응력의 크기가 가장 큰 시편의 중앙부를 기준으로 하였다. 기준 1에 의한 등가변형률과 삼축응력의 관계를 Fig. 11(a)에 정리하여 나타내었다. 그림에서와 같이 하중의 증가와 함께 시편 중앙에서의 등가변형률과 삼축응력은 함께 증가하게 되고, 임의의 등가변형률에서 파괴가 발생하게 되는 것이다. 여기서 주목할 사항은 파괴변형률이 일정한 값을 갖는 재료 상수가 아닌 삼축응력에 따라 달라진다는 것이다. Fig. 11(a)로부터 노치 반경이 증가할수록 삼축응력의 값은 작아지며, 이러한 경우의 파괴변형률은 커진다는 것을 알 수 있다.

기준 2에 의한 파괴변형률을 예측하기 위해서는 국부적인 단면의 감소가 발생하는 단면의 평균적인 삼축응력과 등가변형률을 측정해야 한다. 기준 2에 의한 방법에서는 특정 위치의 선정이 필요하지 않으므로, 모든 시편에 대하여 적용이 가능하다. 기준 2에 의한 등가변형률과 삼축응력의 관계를 Fig. 11(b)에 나타내었다. 그림으로부터 하중의 증가에 따른 등가변형률과 삼축응력의 관계는 기준 1과 동일하며, 파괴변형률은 삼축응력에 따라 달라짐을 알 수 있다. 기준 2의 경우에도 노치 반경이 증가할수록 삼축응력의 값은 작아지며, 이러한 경우의 파괴변형률은 커진다는 것을 알 수 있다.

기준 1과 기준 2에 따른 파괴시의 등가변형률과 삼축응력의 결과를 바탕으로 각각에 대한 파괴변형률 기준을 개발하였다. Fig. 12는 두가지 기준에 따른 파괴시의 등가변형률과 삼축응력의 관계를 종합하여 나타낸 것으로, 각각의 경우가 그림과 같은 지수함수의 분포를 갖음을 알 수 있다. 본 연구에서는 Fig. 12의 결과를 바탕으로 다음과 같은 API X65 재료에 대한 삼축응력 영향을 고려한 파괴변형률 기준을 개발하였다.

$$\epsilon_f = 3.29 * \exp\left(-1.54 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.10 \quad (6)$$

$$\epsilon_f = 3.41 * \exp\left(-2.23 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.22 \quad (7)$$

식 (6)은 기준 1 에 따른 파괴 변형률 기준이고, 식 (7)은 기준 2 에 따른 파괴 변형률 기준이다. Fig. 12 에 점선과 실선은 각각 식 (6)가 식 (7)을 나타낸 것이다. 그림으로부터 두 식은 유사한 분포를 갖으며, 같은 삼축응력에 대한 파괴 변형률의 값은 식 (7)이 더 작음을 알 수 있다. 이것은 기준 2 가 파괴 단면의 평균적인 삼축응력을 기준으로 제시된 식이기 때문이다. Fig. 12 의 기준 1 의 경우는 앞에서 언급한 바와 같이 0.2R 노치인장시편의 값은 제외된 것이다.

5. 토론

본 연구 대상 재료인 API X65 강은 가스배관 등에 많이 사용된다. 지하에 매설된 가스배관은 다양한 원인에 의해 결함이 발생할 수 있다. 가스 배관에 발생하는 대표적인 결함의 종류는 다음과 같다. 먼저 지하에 매설되는 환경적인 원인으로 인해 가스배관에는 부식이 발생하게 된다. 부식에 따른 배관 두께의 국부적인 감소는 가스 배관의 대표적인 결함의 하나이다. 그리고 가스배관은 외부의 기계적인 하중 등에 의해 결함이 발생할 수 있다. 날카로운 물체에 의한 가우지(gouge) 손상이나 둔탁한 물체에 의한 덴트(dent) 손상 등이 대표적인 기계 결함이다. 이러한 결함이 있는 배관의 파손은 결함이 없는 배관과는 매우 다를 수 있으므로 신뢰성 확보를 위해 배관의 파손 예측은 필수적이다.

결함이 존재하는 배관에 대한 파손을 예측하기 위해서는 적절한 파괴 기준이 있어야만 한다. 그러나 결함이 존재하는 배관에 대한 파괴 기준은 아직까지 정확히 정립되지 않은 상태이다. 본 연구에서는 이러한 결함이 존재하는 배관에 대한 기초 연구로서 인장 및 노치인장 시편에 대한 실험과 유한요소해석 결과로부터 API X65 강에 대한 두가지의 파괴 기준을 제시하였다. 이러한 두 가지의 파괴 기준을 사용하여 다음과 같은 방법으로 재료의 파손을 예측할 수 있다.

$$\epsilon \left| \frac{\sigma_m}{\sigma_c} \right| \geq \epsilon_f \left| \frac{\sigma_m}{\sigma_c} \right| \quad (8)$$

식 (8)은 임의의 하중에서의 삼축응력과 등가 변형률을 기반으로 API X65 재료의 파손을 예측하는 방법이다. 식 (8)의 왼쪽 항은 임의의 삼축응력 상태에서의 유한요소해석에 의한 등가 변형률 값을 나타내는 것이고, 식 (8)의 오른쪽 항은 같은 삼축응력에서의 식 (6) 혹은 (7)에 의한 파괴 변형률의 값이다. 임의의 삼축응력 값에서의 등가 변형률과 해당하는 삼축응력에서의 파괴 변형률을 비교함으로써 파손을 예측할 수 있는 것이다. 이러한 방법을 사용하여 부식에 의한 국부적인 결함이나 기계적인 결함이 존재하는 배관 등에 대한 파손을 예측할 수 있다.

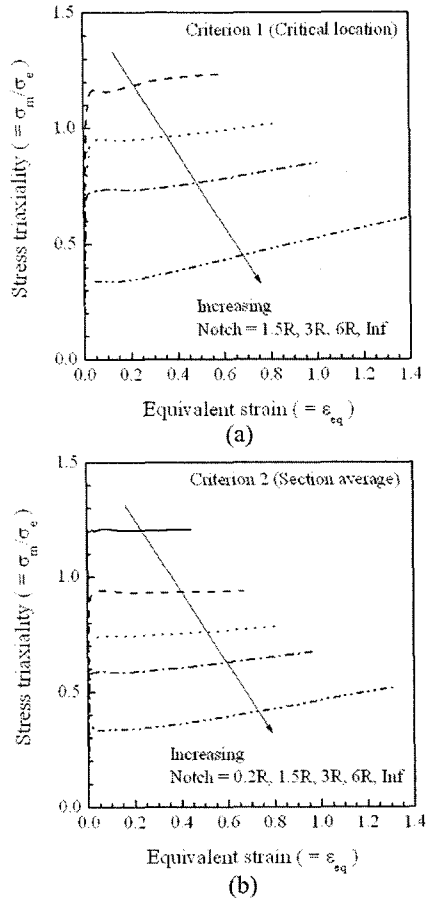


Fig. 11 Stress triaxiality distributions based on (a) criterion 1 and (b) criterion 2 for tensile and notched tensile specimens

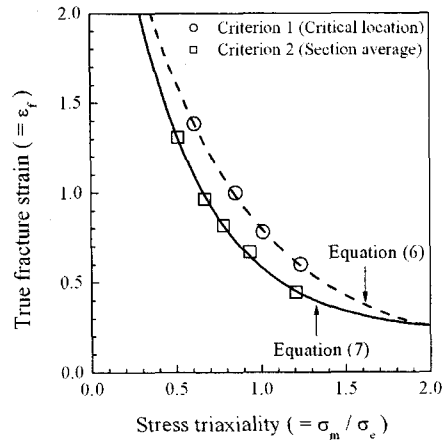


Fig. 12 Comparison of stress-modified fracture strain criteria

6. 결론

본 연구에서는 API X65 강의 연성파괴 해석을 위한 삼축응력의 영향을 고려한 파괴변형률 기준을 개발하기 위하여 선별된 시편에 대한 인장실험과 유한요소해석을 수행하였으며, 연성재료의 파괴를 예측하기 위한 두가지 기준을 제시하였다. 또한 제시된 각각의 기준에 따라 파괴변형률을 삼축응력의 함수로 제시하였으며, API X65 강의 파손 예측 방법에 대하여 설명하였다.

본 연구에서 제시된 파손 예측식을 사용하여 부식이나 기계적 하중에 의한 결함이 존재하는 배관에 대한 파손 예측이 가능할 것으로 생각된다.

추후에는 결함이 존재하는 실배관에 본 연구에서 제시한 방법을 적용하여 파손 예측의 타당성을 검증하고, 다양한 결함에 대한 파손 예측을 수행할 예정이다.

참고문헌

- (1) Wilkoski, G., Stephens, D., Krishnaswamy, P., Leis, B. and Rudland, D., 2000, "Progress in Development of Acceptance Criteria for Local Thinned Areas in Pipe and Piping Components," *Nuclear Engineering Design*, Vol. 195, pp. 149~169.
- (2) Cosham, A. and Hopkins, P., 2004, "The Effect of Dents in Pipelines-Guidance in the Pipeline Defect Assessment Manual," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 81, pp. 127~139.
- (3) Kanninen, M.F., Zahoor, A., Wilkoski, G., Abousayed, I., Marschall, C., Broek, D., Sampath, S., Rhee, H. and Ahmad, J., 1982, "Instability Predictions for Circumferentially Cracked Type-304 Stainless Pipes Under Dynamic Loading," *EPRI report NP-2347*, Electric Power research Institute, Palo Alto, USA.
- (4) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section IX, 1992.
- (5) Johnson, W. and Mellor, P.B., 1973, *Engineering plasticity*, Van Nostrand Reinhold Company, London.
- (6) American Petroleum Institute, 2000, *Specification for line pipe*.
- (7) Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., 1976, "On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels Subject to Multi-Axial Stress States," *Journal of the Physics and Mechanics of Solids*, Vol. 24, pp. 147~169.
- (8) Garrison, W. R. Jr. and Moody, N. R., 1987, "Ductile Fracture," *Journal of the Physics and Chemistry of Solids*, Vol. 48, pp. 1035~1074.
- (9) McClintock, F. A., 1968, "A Criterion of Ductile Fracture by the Growth of Holes," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, pp. 363~371.
- (10) Rice, J. R. and Tracey, D. M., 1969, "On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields," *Journal of the Physics and Mechanics of Solids*, Vol. 17, pp. 201~217.
- (11) Clausing, D. P., 1970, "Effect of Plastic Strain State on Ductility and Toughness," *International Journal of Fracture Mechanics*, Vol. 6, pp. 71~85.
- (12) Thomason, P. F., 1990, *Ductile fracture of metals*, Pergamon Press, Oxford, UK.
- (13) Anderson, T. L., 1995, *Fracture mechanics-fundamentals and applications*, CRC Press.
- (14) Ritchie, R. O. and Thompson, A. W., 1985, "On Macroscopic and Microscopic Analyses for Crack Initiation and Crack Growth Toughness in Ductile Alloys," *Metallurgical Transactions A*, Vol. 16A, pp. 233~248.
- (15) Gurson, A. L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 99, pp. 2~15.
- (16) Bao, Y., 2005, "Dependence of Ductile Crack Formation in Tensile Test on Stress Triaxiality, Stress And Strain Ratios," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, pp. 505~522.
- (17) Bao, Y. and Wierzbicki, T., 2004, "On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 46, pp. 81~98.
- (18) Alves, M. and Jones, N., 1999, "Influence of Hydrostatic Stress on Failure of Axisymmetric Notched Specimens," *Journal of the Physics and Mechanics of Solids*, Vol. 47, pp. 643~667.
- (19) Bridgman, P., 1952, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, McGraw-Hill Book Company, Inc., New York.