

GTN 모델을 이용한 X80 라인파이프의 인장 변형성능 해석

윤영철* · 김기석** · 이재혁*** · 조우연****

Yoon, Young-Cheol* · Kim, Ki-Seok** · Lee, Jae Hyuk*** · Cho, Woo-Yeon****

Numerical Assessment of Tensile Strain Capacity for X80 Line Pipe Using GTN Model

ABSTRACT

This study presents a nonlinear finite element procedure involving a phenomenological model to validate the tensile strain capacity of the X80 line pipe developed for the strain-based design purpose. The procedure is based on the Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) model, which models nucleation, growth and coalescence of void volume fraction occurred inside a metal. In this study, the user-defined material module (UMAT) is implemented in the commercial finite element platform ABAQUS and is applied to the nonlinear damage analysis of steel specimens. Material parameters for the nonlinear damage analysis of base and weld metals are calibrated from numerical simulations for the tensile tests of round bar and full thickness specimens. They are then employed in the numerical simulations for SENT (Single Edge Notch Tension) test and CWPT (Curved Wide Plate Test) and in the simulations, the tensile strain capacities are naturally evaluated. Comparison of the numerical results with the experimental results and the conventional empirical formulae shows that the proposed numerical procedure can fairly well predict the tensile strain capacity of X80 line pipe. So, it is readily expected to be effectively applied to the strain-based design procedure.

Key words : Strain-based design, X80 line pipe, Tensile strain capacity, Nonlinear finite element procedure, GTN model

초록

본 연구는 변형률 기반 설계를 위해 개발된 X80 라인파이프의 인장 변형성능을 검증하기 위해 금속의 비선형 거동을 해석할 수 있는 대표적 경험적인 모델인 GTN (Gurson-Tvergaard-Needleman) 모델을 이용한 비선형 유한요소 해석기법을 제시한다. GTN 모델은 재하과정중 금속 내부에서 발생하는 공극의 생성, 성장, 합체에 대한 모델링을 통해 재료의 손상거동을 묘사하는데, 본 연구에서는 GTN 모델에 대한 사용자 정의 재료모델을 작성하고 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS에 연동시켜 강재의 비선형 손상거동을 해석하였다. 비선형 손상해석을 위한 모재와 용접용 재료의 재료상수는 원형봉과 전두께 시편에 대한 인장시험 결과를 수치모사하여 결정하였으며, 결정된 재료상수를 이용하여 SENT (Single Edge Notch Tension) 시험과 CWPT (Curved Wide Plate Test)를 수치모사하였다. 수치해석 결과로부터 인장 변형성능을 산정하고 이를 시험결과 및 기존의 경험공식과 비교한 결과 본 연구에서 개발한 수치기법이 X80 라인파이프 부재의 인장 변형성능을 신뢰도 높게 평가하는 것을 확인하였으며, 결과적으로 변형률 기반 설계에 효과적으로 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

검색어 : 변형률 기반 설계, X80 라인파이프, 인장 변형성능, 비선형 유한요소 해석, GTN 모델

* 중신회원 · 명지전문대학 토목과 (Myongji College · ycyoon@mjc.ac.kr)

** POSCO (POSCO · stonkim93@posco.com)

*** 대흥미래기술 (Daehung Future Technology Co., Ltd · yjhuk@dhernc.com)

**** 중신회원 · 교신저자 · POSCO (Corresponding Author · POSCO · wcho@posco.com)

Received May 16, 2016/ revised September 5, 2016/ accepted September 26, 2016

1. 서론

고강도, 고성능 강재는 높은 파괴 인성치를 발휘해야 하는 극지방과 심해와 같은 특수 조건 하에서 빈번하게 사용되며, 설계시 변형률을 기존의 건설용 강재의 일반적인 설계범위인 0.2%를 크게 상회하는 범위까지 고려해야 하는 경우가 많다. 예를 들어 심해나 먼 바다에서 원유 채취 목적으로 사용되는 파이프 설계의 경우 가설 또는 시공단계에서부터 큰 변형을 경험한다. 그 밖에도 극지방에서 동결로 인한 지반응기나 용해로 인한 침하, 지진에 의한 지반운동, 빙산에 의한 긁힘(scouring) 등 라인파이프(line pipe)에 큰 변형을 유발하는 원인은 다양하다. API-X80 강재는 고강도, 고인성, 우수한 용접성을 가지며 다른 고강도 강재보다 우수한 내압 저항성을 갖기 때문에 가스관 두께 및 용접시간을 감소할 수 있고 이런 이유로 강재 제작사들이 X80 강재의 재료개발 뿐만 아니라 X80 강재로 제작한 파이프의 현장 적용을 위해 노력하고 있다. 또한, 기존의 응력 중심의 설계방법으로는 고성능 강재가 갖고 있는 변형능력을 충분히 활용하기 어렵기 때문에 고강도, 고인성 강재의 변형능력과 높은 파괴인성 특성을 활용하기 위해 변형률 기반 설계법(Strain-Based Design; SBD)을 적용한다. 설치단계부터 큰 변형을 경험하는 라인파이프는 응력조건과 함께 변형능력에 대해서도 주어진 설계조건을 만족시켜야 하기 때문에 적절한 재료의 선택도 역시 중요하다.

대변형을 고려한 라인파이프 설계시 압축 변형성능과 인장 변형성능(Tensile Strain Capacity; TSC)은 모두 중요하다. 특히, 압축 변형성능은 국부적인 좌굴방지 차원에서 중요한데, 좌굴거동은 항복강도와 인장강도비(Y/T 비), 응력-변형률 곡선 특성과 같은 재료적 특성뿐만 아니라 직경과 두께비(D/t), 초기 결함 같은 기하학적 요인들의 영향을 함께 받기 때문에 복잡한 비선형 해석을 필요로 한다. 국외에서는 이 분야에 대한 연구가 이미 많이 이루어졌으며, 국내에서도 Lee et al. (2009)이 API-X80 라인파이프의 압축성능 평가를 위한 비선형 유한요소 좌굴해석 기법을 제시한 바 있다. 그러나 변형률 기반 설계에서는 압축 변형성능보다 인장 변형성능이 더 중요한 설계요소로 활용된다. 인장 변형성능 값은 변형률 기반 설계단계에서의 설계변수로서의 역할 외에도 가설시 설계기준에 따른 변형에 대한 허용범위 지정시 중요하게 사용되기 때문에 생산자도 제품 공급시 허용 가능한 변형능력을 제시해야 한다. 인장 변형성능은 시험방법에 따라 그 값이 서로 다르게 산정될 수 있으나, SENT (Single Edge Notch Tension) 시험, CWPT (Curved Wide Plate Test) 또는 실험 크기(full-scale) 시험을 통해 결정된 값이 신뢰도가 높다고 알려져 있고, 이렇게 결정된 값들이 현장에서 사용되고 있다. 하지만, 이와 같은 실험은 시간이나 비용에 대한 문제 외에도 여러 가지 이유로 수행이 어려운 경우가

있기 때문에 수치해석기법은 좋은 대안이나 보완책으로 활용될 수 있다. 또한 수치해석기법은 라인파이프 제품개발 단계에서부터 다양한 수치모사를 통해 제작과 관련된 재료 및 기하학적 변수에 대한 연구를 가능케 해주고, 실험에서 직접 얻기 어려운 역학적 변수값들도 제공해 준다는 장점이 있다.

Fairchild et al. (2007)은 X80, X100, X120과 같은 고강도 강재의 girth 용접부 강도를 평가하기 위해 CWPT 결과를 활용하는 방법과 CWPT 데이터를 fitting 하는 기법을 제시하였다. 국내에서는 Seo et al. (2009)이 변형률 기반 설계용 라인파이프의 변형능력을 결정하기 위한 실험 크기 실험을 수행한 바 있다. Wang et al. (2008)은 라인파이프의 인장 변형능력을 산정하기 위해 내압을 작용시킨 실험 크기 파이프 재하시험을 수행하고 그에 대한 수치해석 방법도 제시하였다. Wang et al. (2012a, 2012b)은 변형률 기반 설계에 대한 이론적인 연구차원에서 다양한 인장 변형성능 산정을 위한 모델을 제시하는 한편, 여러 기관에서 수행된 수많은 실험 데이터를 수집하고 통계적으로 분석하여 인장 변형성능을 산정할 수 있는 경험공식을 제안하였다. Liu et al. (2012a, 2012b)도 인장 변형성능을 산정하기 위한 수치모델을 제시하고 실험결과와의 비교를 통해 그 타당성을 검증하였다. Minnaar (2007)은 인장 변형성능을 산정하기 위한 유한요소 모델을 제시하면서 변형률과 CTOD (Crack Tip Opening Displacement)의 관계를 연구하였다. Østby et al. (2008)은 라인파이프 인장성능 평가를 위해 SENT 시편의 변형성능을 평가할 수 있는 수치모델을 제시하면서 모재와 용접용 재료의 강도 불일치(mismatch) 효과를 분석하고 인장 변형성능 평가의 지표로서의 연성파괴(ductile tearing)를 고려하는 방법을 제안하였다. 최근 Østby (2015)는 파괴역학적인 평가 관점에서 수치해석의 역할의 중요성에 대해 역설하는 내용의 라인파이프의 변형률 기반 설계에 대한 개관을 제시하였다.

라인파이프의 설계 또는 시공시 허용할 수 있는 변형에 대한 한계값은 인장 변형성능에 의해 좌우된다. 인장 변형성능은 주로 시험 결과로부터 얻은 응력과 변형률의 관계로부터 최대 응력값을 나타낼 때의 변형률 값을 취하여 산정한다. 인장 변형성능은 라인파이프의 제작 및 가설에서 필수적인 용접부의 강도, 보다 구체적으로 실제 발생 가능한 어느 정도의 결함을 포함한 girth 용접부의 강도, 다시 말해, 용접부를 포함한 파이프의 파괴인성 값을 가리킨다. 따라서 인장 변형성능을 수치적으로 평가하기 위해 노치(notch)의 성장으로 인한 재료의 손상효과를 해석할 수 있는 해석이 필요하고, 이를 위해 Gurson 모델(Gurson, 1977)과 GTN (Gurson-Tvergaard-Needleman; Tvergaard and Needleman, 1984) 모델이 많이 사용되어져 왔다. Gurson 모델이나 GTN 모델은 모재와 용접용 강재에 대한 재료상수들의 적절한 정의를 통해 연성파괴 과정을 수치적으로 모사해준다. Liu and Wang (2006)은 Gurson 모델에 기초한

손상모델을 CWPT 시편의 비선형 해석에 적용하였고, Acharyya (2008)는 휨 하중을 받고 노치를 포함하고 있는 파이프의 연성 파괴 과정을 모사하기 위해 GTN 모델을 효과적으로 적용하기도 했다.

본 연구에서는 상용 유한요소 프로그램인 ABAQUS와 사용자 정의 재료모델인 UMAT을 결합하여 금속재료의 비선형 거동을 해석할 수 있는 수치기법을 제시하고 X80 라인파이프의 인장 변형성능을 수치적으로 산정한다. POSCO에서 개발한 변형률 기반 설계용 또는 변형률 기반 설계 목적이 아닌 범용 X80 라인파이프 부재의 인장시험에 대한 수치모사한다. 원형봉(round-bar)과 전두께(full-thickness) 시편에 대한 인장시험을 수치모사하여 GTN 재료상수를 결정하고, 결정된 재료상수를 이용하여 SENT나 CWPT 시편형에 대한 비선형 손상해석을 수행한다. 이 과정에서 해석결과와 시험결과와의 비교가 이루어지고 이를 통해 GTN 모델 재료상수에 대한 자연스러운 검증이 이루어진다. 특히, 감쇄효과를 도입하여 비선형해석의 수렴성을 향상시켰다. 결과적으로 다양한 형상이나 하중조건을 갖는 SENT, CWPT 시편형 또는 실물 크기 파이프에 대한 비선형 해석을 통해 인장 변형성능을 산정할 수 있다.

2. 인장 변형성능 평가를 위한 실험

2.1 원형봉과 전두께 시편의 인장시험

SENT와 CWPT 시험에 대한 수치모사에 앞서 GTN 모델의 재료 상수를 결정하기 위해 필요한 원형봉과 전두께 시편 인장시험에 대해 설명한다. 인장시험은 POSCO에서 API 규정(API Specification 5L, 2012)의 규격을 준용하여 변형률 기반 설계용 API-X80강의 모재부와 용접부를 대상으로 수행하였다. Fig. 1은 파이프 용접부에서 원형봉 시편을 떼어내는 방법의 예를 보여준다.

Figs. 2(a)-(b)에는 변형률 기반 설계용(SBD)과 기존 고인성 강재(non-SBD)로 만든 파이프로부터 제작한 원형봉의 인장시험 결과를 도시했다. 파이프 외경은 48inch로 같지만 두께는 변형률

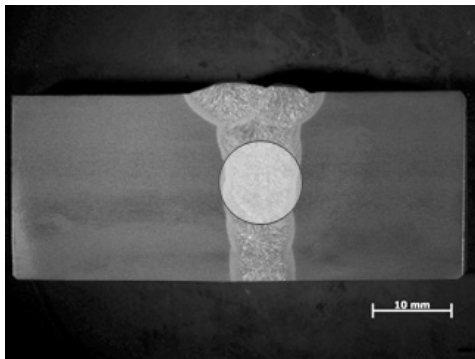
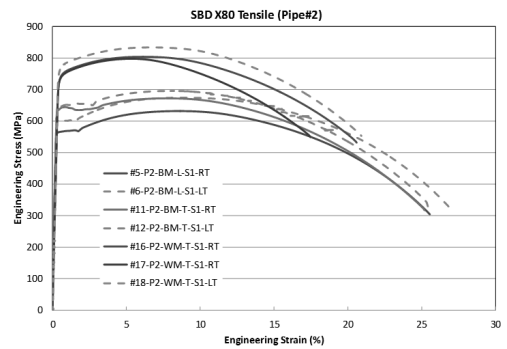


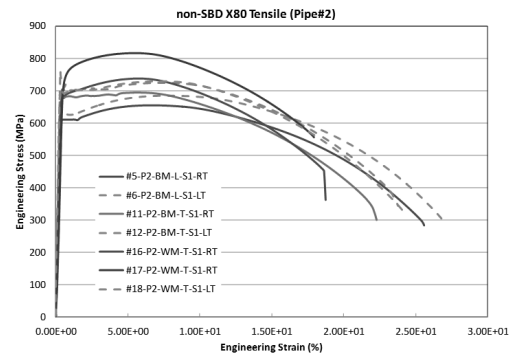
Fig. 1. Manufacturing of Round-Bar Tension Specimen

기반 설계용은 23.7mm, 일반 고인성 강재는 25.4mm로 차이가 있으며, 두 재료에 대해 각각 2개씩 파이프가 제작되었다. 일반 고인성 강재의 경우 변형률 기반 설계용 강재보다 모재부(Base Metal; BM)에서 코팅 공정에 의한 열처리로 인해 Lüder's band와 항복점이 좀 더 명확하게 나타났다. 용접용 강재의 모재 강재 대비 인장강도 초과비율은 변형률 기반 설계용 강재의 경우 26% 그리고 일반 고인성 강재의 경우 18%로 산정되었고, 그대로 비선형 유한요소 해석에 반영되었다. 한편, 파이프 제작시 UOE 공정으로 인해 두께 방향 강도가 길이 방향 강도보다 다소 높게 나타났다.

Fig. 3에서 보듯이 전두께 인장시편은 API 규정(API Specification 5L, 2012)에 따라 길이 500mm, 너비 50mm, 내측 길이 57.2mm, 내측 너비 38.1mm로 제작되었으며, Fig. 4는 전두께 인장시험을 위한 시험장치 셋업을 나타낸다. Fig. 5에는 전두께 인장시험



(a) SBD X80



(b) non-SBD X80

Fig. 2. Round-bar Tensile Test Results

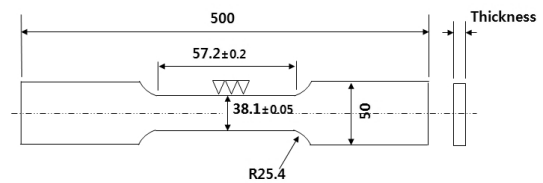


Fig. 3. Full Thickness Tensile Test Specimen



Fig. 4. Experimental Setup for Full Thickness Specimen

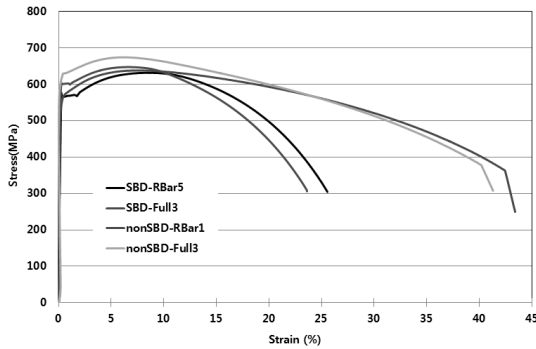


Fig. 5. Full Thickness Tensile Test Result Compared with Round-Bar Test Results (SBD and non-SBD Specimens)

편의 시험결과를 변형률 기반 설계용 강재와 일반 고인성 강재에 대해 도시하고 원형봉 인장시험 결과와 비교했다. 변형률 기반 설계용 강재의 경우 Lüder's band가 나타나지 않았지만, 일반 고인성 강재는 Lüder's band와 항복점이 나타나고 있다. 이와 같이 응력과 변형률 곡선에서 나타나는 특징도 진응력과 진변형률에 근거한 항복함수를 적절하게 정의하여 GTN 모델을 이용한 비선형 해석에 반영하였다.

2.2 SENT 시편 인장시험

Girth 용접부를 갖고 있는 라인 파이프의 인장 변형성능을 평가하는 실험적 방법으로는 SENT 시험, CWPT, 실물 크기 파이프 시험 등이 있다. 파이프의 실물 크기 시험은 높은 신뢰도가 기대되나 실험장비의 구축과 비용확보가 쉽지 않기 때문에 SENT 시험이 자주 사용된다. SENT 시험은 낮은 수준의 구속조건을 잘 모사하며 SENB (Single Edge Notched Beam)보다 파이프의 하중과 구속조건을 더 잘 모사하는 것으로 알려져 있다.(Liu and Wang, 2006) Fig. 6은 SENT 시편의 기하학적 형상을 보여주며 자세한 시험절차는 생략한다. SENT 시편은 길이 방향으로 길이 440mm, 폭 22mm, 두께 11mm 그리고 7mm의 노치를 갖도록 제작되었다.

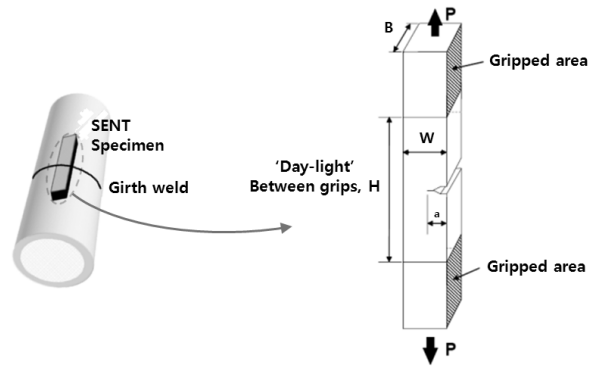


Fig. 6. Configuration of SENT Test

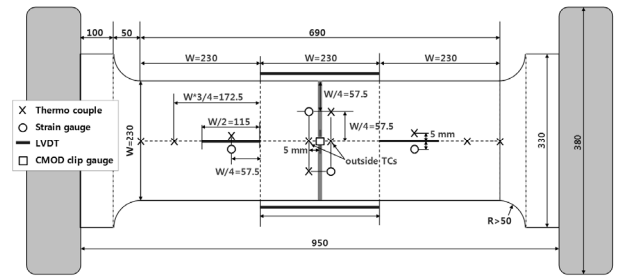


Fig. 7. Configuration of CWPT Specimen and Instrumentation

2.3 CWPT 시편 인장시험

CWPT 시험은 파이프의 곡면을 그대로 유지하도록 시편을 떼어내고 용접부와 열영향부(Heat Affected Zone; HAZ)에 다양한 크기의 노치를 가공하여 인장시험한다. CWPT 시편은 girth 용접부를 포함하면서 곡면형상을 유지하기 때문에 인장 변형성능 평가에 있어서 상당한 신뢰도가 기대되나 실물 크기 시험만큼은 아니더라도 장비와 비용 측면에서 상당한 제약이 존재한다. Fig. 7은 길이 1m, 230~330mm의 폭을 갖는 CWPT 시편의 기하형상과 측정장비의 설치상태를 보여준다. 노치는 폭 0.2mm, 길이 50mm, 깊이 5~8.5mm를 갖도록 Electrical Discharge Machining을 이용해 제작했다. 시편에는 4개의 LVDT (Linear Variable Differential Transformer), 10개의 온도계(thermocouple), 4개의 변형률계, 1개의 CMOD (Crack Mouth Opening Displacement) 클립게이지가 설치되었다. 인장시험시 최대하중의 25%에 대해 재하와 재하를 반복하였으며, 이 과정은 결과적으로 CMOD를 0.1mm씩 증가시킨다. 인장시험은 노치부가 완전히 파괴되거나 하중이 최대값에 도달한 후 감소하기 시작하면 중지했으며, 시험이 중지된 후 노치의 파단면 분석을 통해 균열성장 거동에 대한 측정결과를 확인했다. 실험에 관한 자세한 내용은 Seo et al. (2009)을 참조할 수 있다.

3. GTN 모델을 이용한 비선형 유한요소해석

3.1 GTN 모델

재료의 연성파괴가 재료내부에 존재하는 공극의 성장에 의해 이루어진다는 McClitock (1968)의 소성모델을 발전시켜 Rice and Tracey (1969)는 고체 내부에 하나의 구형 공극이 존재한다고 가정하고 연성파괴를 묘사하였다. Gurson (1977)은 재료가 연속체 거동을 한다는 가정 하에 단일 공극이 아닌 다공성 매체에서 공극간의 합체를 통해 재료의 연성파괴를 묘사하는 모델을 제시했다. Tvergaard and Needleman (1984)은 Gurson 모델을 수정하여 공극의 성장속도를 빠르게 조절할 수 있는 GTN 모델을 제시하였다. GTN 모델을 정의하기 위한 다양한 재료상수들은 인장실험 과정을 수치모사하여 결정할 수 있다. 각종 강재에 대한 GTN 모델 재료상수가 여러 연구자들에 의해 제안되어 금속재료의 연성파괴 모사에 사용되고 있다(Acharyya and Dhar, 2008).

Gurson (1977)은 재료의 제작시 불순물이 포함되어 재료 내부에 공극(Void)이 생성된다고 가정하고, 연성재료의 파괴과정을 공극의 생성(Nucleation), 성장(Growth), 합체(Coalescence)의 과정으로 설명했다. 즉, 하중을 받는 재료가 선형탄성 거동 후 소성영역에 도달하면, 소성변형과 정수압 응력에 의해 공극이 성장 및 확장되고, 확장된 공극과 주변 공극 사이의 모재가 국부변형을 일으켜 구조물에 네킹(necking)이 발생하면서 주변의 공극들과 합체를 통해 구조물이 최종적으로 연성파괴 되는 것으로 설명했다.

Tvergaard and Needleman (1984)은 Gurson 모델이 재료의 파단을 실험에 비해 과소평가하는 것으로 판단하여 공극체적비 f (void volume fraction)를 유효 공극체적비 f^* 로 수정하고 항복합수도 Eq. (1)과 같이 제시하면서 GTN 모델이라 명명했다. GTN 모델은 변형경화와 손상에 대한 고려를 포함하고 있어 재료의 연성파괴를 묘사하는 대변형 문제에 적합하다.

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(-\frac{3}{2} \frac{q_2 p}{\sigma_y}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (1)$$

여기서, σ_y 는 재료의 항복응력, p 는 정수압 응력, q 는 등가응력을 나타낸다. q_1, q_2, q_3 도 결정되어야 하는 모델상수이다. 유효공극체적비 f^* 는 Eq. (2)와 같이 정의된다.

$$f^* = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + K(f - f_c) & f_c < f < f_F \\ \frac{f}{f_F} & f \geq f_F \end{cases} \quad (2)$$

여기서, $K = \frac{\bar{f}_F - f_c}{f_F - f_c}$, $\bar{f}_F = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3}$ 이고, f_c 와 f_F 는 각각 임계공극체적비와 파단공극체적비를 의미한다. 결국, 연성파괴는 공극체적비의 거동을 통해 묘사되는데, 재료 내부에 공극의 비율이 증가할수록 공극체적비가 커지고 항복합수가 작아져 재료가 연화 거동을 한다. Eq. (2)에서 보듯이 공극체적비가 임계공극체적비에 도달하면 공극의 성장이 가속화되고 공극의 합체가 이루어지면서 공극체적비가 파단공극체적비에 도달하면 하중전달능력을 상실하여 재료가 파단된다.

공극체적비의 증분은 Eq. (3)과 같이 공극의 성장(\dot{f}_{growth})과 생성($\dot{f}_{nucleation}$)에 관한 공극체적비 증분의 합으로 표현된다.

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} + \dot{f}_{nucleation} \quad (3)$$

여기서, 공극의 성장은 Eq. (4)와 같이 질량보존의 법칙에 근거한 소성 변형률 증분의 체적 부분(volumetric part)으로 표현된다.

$$\dot{f}_{growth} = (1 - f) \dot{\epsilon}^p : \mathbf{I} \quad (4)$$

윗 식에서 $\dot{\epsilon}^p$, \mathbf{I} , $\dot{\epsilon}_m^p$ 은 각각 소성변형률 증분, 단위텐서, 등가소성 변형률 증분을 의미한다. 공극의 생성은 변형률이 지배하는 다음 식으로 표현된다.

$$\dot{f}_{nucleation} = A \dot{\epsilon}_m^p \quad (5)$$

공극의 생성에 필요한 변형률의 확률적 분포는 표준정규분포의 형태를 가정하여 Eq. (6)과 같이 주어진다.

$$A = \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\epsilon}_m^p - \epsilon_N}{s_N}\right)^2\right] \quad (6)$$

여기서, $\bar{\epsilon}_m^p$, ϵ_N , s_N , f_N 은 각각 등가소성변형률, 표준정규분포의 평균, 표준편차, 공극의 생성이 가능한 공극체적비율을 의미한다.

본 연구에서는 재료의 변형경화의 모사를 위해 항복응력을 Eq. (7)과 같은 지수함수 관계식을 사용하여 정의했다.

$$\sigma_y = \sigma_{y_0} \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}^p}{\epsilon_y}\right)^N \quad (7)$$

이때, ϵ_y , N , σ_{y_0} 는 각각 항복변형률, 변형경화지수, 등가 소성변형률, 초기 항복응력을 의미한다. σ_y 는 급속한 공극성장 이전의

소성거동을 지배한다. 단, 위와 같은 수식을 이용하지 않고 실험에서 구한 진변형률과 진응력의 관계를 이용하여 항복응력을 직접 입력하는 것도 가능하다.

3.2 사용자 정의 재료모델(UMAT)을 이용한 비선형 유한요소해석

GTN 모델을 이용한 비선형 유한요소해석을 위해 3.1절에서 언급된 재료상수 중 공극의 생성과 관련된 ϵ_N, s_N, f_N , 공극의 성장 및 합체와 관련된 f_c, f_F, f_0 그리고 항복함수를 표현하기 위한 q_1, q_2, q_3 까지 9개의 재료상수가 기본적으로 정의되어야 한다. 유한요소해석은 ABAQUS의 UMAT 옵션을 사용했다. UMAT은 포트란(fortran) 언어로 재료모델의 구성방정식을 작성하고 ABAQUS와 연동할 수 있도록 해주며, 상용 프로그램인 ABAQUS의 solver, 전처리 및 후처리 기능을 활용할 수 있기 때문에 새로운 재료모델 개발시 빈번하게 사용된다. GTN 모델에 대한 비선형 유한요소정식화의 자세한 과정은 Aravas (1987)를 참조할 수 있다.

재료상수 값들은 인장실험을 유한요소해석으로 모사하는 과정을 통해 결정된다. 재료상수 중 $q_1, q_2, q_3 (= q_1^2)$ 와 ϵ_N, s_N 은 일반적으로 통용되는 값을 적용했다. 초기 공극체적비율 f_0 도 정의할 필요가 있는데, 본 연구에서는 Franklin (1969)이 제안한 식을 사용하여 정의하였다.

GTN 모델 정의에 필요한 재료상수 9개중 f_c, f_F, f_N 은 유한요소해석 결과를 실험결과와 비교하는 과정을 통해 결정하였다. 결국, 9개의 재료상수는 ϵ_y , 탄성계수(E), 포아송의 비(ν)와 함께 API-X80 강재를 표현하는 하나의 재료상수 집합을 형성한다. 전술한 바와 같이 변형경화와 관련된 N 은 직접 값을 입력하는 대신 실제 실험으로부터 얻은 진변형률과 진응력 데이터를 활용하여 직접 σ_y 를 정의할 수도 있다. σ_y 에는 각 시편을 떼어낸 방향, 열처리 여부 등의 효과가 자연스럽게 고려된다. E 와 ν 는 고강도 강재에 대해 일반적으로 사용하는 200MPa과 0.3을 각각 적용하였다. 금속재료의 응력-변형률 관계에서 항복응력 도달 후 응력의 변화 없이 변형률만 증가하는 현상을 항복점 연신이라고 하는데, σ_y 를 정의하는 과정에서 자연스럽게 이와 같은 현상을 반영하는 것이 가능하다.

3.3 원형봉과 전두께 시편에 대한 인장시험 모사를 통한 GTN 상수 결정

원형 또는 전두께 인장시편은 SENT 또는 CWPT 시편과 달리 노치가 가공되지는 않았으나, 구조체로서 네킹 발생 후 균일하지 않게 분포되는 응력과 변형률을 어느 정도 파악할 수 있다. 인장시편에 대한 해석결과를 시험결과와의 비교하여 SENT 및 CWPT 시편 해석을 위한 GTN 재료상수를 결정할 수 있다. GTN 모델

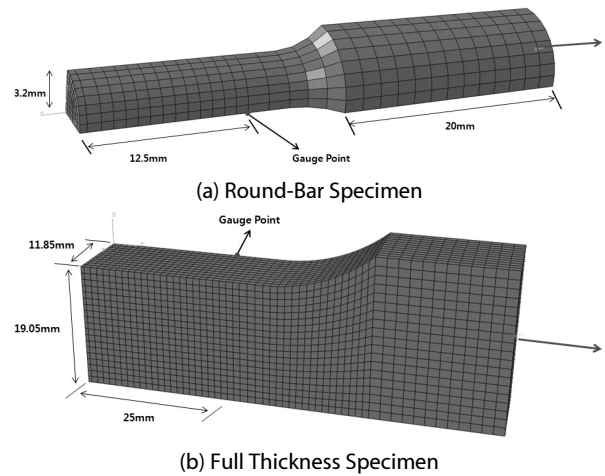


Fig. 8. FE Models

재료상수를 결정하기 위해 실제 인장시험을 그대로 모사하는 유한요소해석을 수행하였다. 해석시 3차원 입체요소인 C3D8(8 절점 선형요소)을 사용하였고, 대변형으로 인한 기하비선형성을 고려하였다. 원형봉 해석시 Fig. 8(a)와 같이 대칭성을 고려하여 1/8만 모형화하였다. 변위 제어방식으로 재하하였으며 인장하중이 모델 전체에 전달되도록 오른쪽 끝을 10mm까지 당겼고 왼쪽 면은 대칭에 대한 경계조건을 부여하였다.

변형률은 인장실험과 동일하게 게이지 길이 사이의 변형량을 게이지 길이로 나누어 계산하였다. 게이지 길이는 실험에서 공칭 변형률을 얻기 위해 변위가 측정된 구간의 길이를 의미한다. 응력도 실험과 동일하게 하중값을 단면적으로 나누어 계산하였으며, 계산된 응력과 변형률은 시험결과와 비교하였다. 계산의 정확성과 효율성을 확보하기 위해 선형 계산을 수행한 결과로부터 요소의 크기를 0.7mm 정도로 결정하였다. Fig. 8(b)와 같이 전두께 시편 편에 대한 유한요소 모델도 원형봉 시편과 유사한 방법으로 만들었다.

Figs. 9 and 10에는 원형봉과 전두께 시편에 대해 계산된 응력과 변형률을 실험결과와 비교하였다. 재하과정에서 네킹과 같은 변형률 국소화 현상이 일어나면 응력과 변형률은 더 이상 정상적이지 않다. 두 경우 모두 수치해석 결과가 실험결과와 잘 일치하고 있는 것을 확인할 수 있다. Table 1에는 인장시험을 모사한 해석결과로부터 결정된 GTN 모델의 재료상수 값들을 정리하였다. 이 값들이 API-X80 강재를 모사하는 유일한 상수값들의 조합은 아니기 때문에 다른 조합도 가능하며, 압축시험이나 비틀림 시험에 대한 결과가 추가적으로 반영한다면 보다 정밀한 재료상수 조합의 정의가 가능하다.

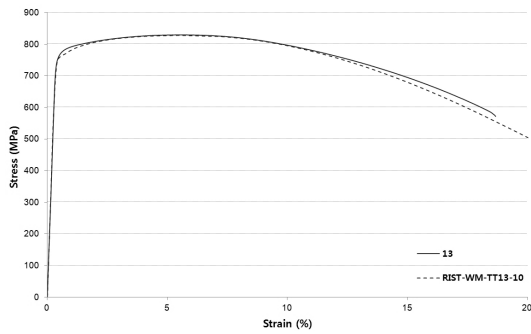


Fig. 9. Simulation Result of Round-Bar Tension Test for Weld Metal

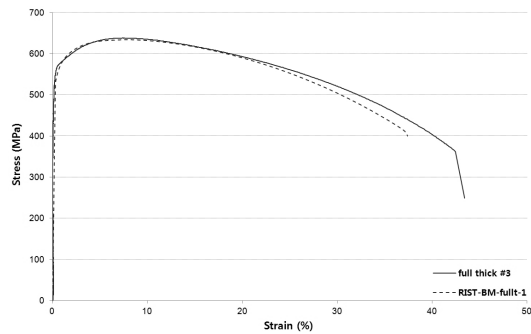


Fig. 10. Simulation Result of Full Thickness Tension Test for Base Metal

Table 1. GTN Parameters for SBD and non-SBD X80 Line Pipes

Variable	SBD	non-SBD
q_1	1.5	1.5
q_2	1.0	1.0
q_3	2.25	2.25
s_N	0.1	0.1
e_N	0.3	0.3
f_N	0.0008	0.0008
f_o	0.000125	0.000125
f_c	0.015	0.015
K	3.52252	7.66667

4. X80 강재의 인장 변형성능 평가를 위한 수치모사

4.1 SENT 시험에 대한 수치모사

변형률 기반 설계를 위한 인장 변형성능을 산정하기 위해 GTN 모델을 활용하여 SENT 시험을 수치적으로 모사하였다. 시편형상을 고려하여 평면 변형률 조건을 가정하였고, 앞 절과 같이 3차원 입체요소인 C3D8 요소를 사용하였다. 노치의 성장 방향을 직선으로 유도하기 위한 측면 홈(side groove) 효과를 모델에 반영하였고,

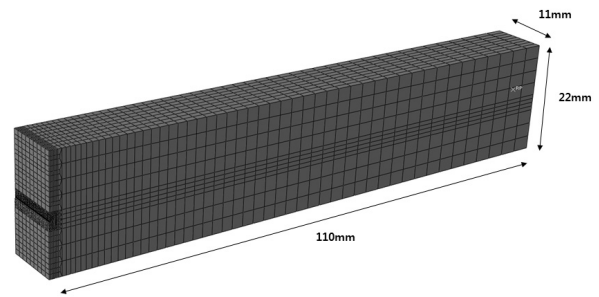


Fig. 11. FE Model for the SENT Specimen

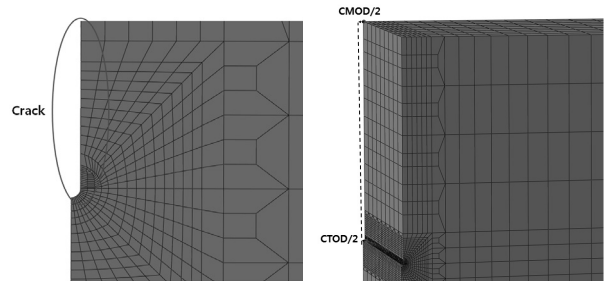


Fig. 12. Close-up Shot for Notched Part of the SENT FE Model (left) and Measurement of CMOD and CTOD (right)

총 16821개의 요소를 사용했다. 적절한 요소 크기를 결정하기 위해 예비해석을 수행하였다. Fig. 11에서 보듯이 대칭조건을 이용하여 전체 시편의 1/4만 모형화하였고, 노치 주변의 요소 크기는 0.1mm 정도로 설정하였다. Fig. 12에는 노치부를 확대한 모습과 함께 CMOD와 CTOD를 산정하는 방법을 설명했다.

Figs. 13(a)-(c)는 변형률 기반 설계용(SBD) X80 SENT 시편에 대한 하중과 CMOD의 응답을 보여주는데, 심볼과 실선은 각각 수치해석과 실험결과를 나타낸다. Fig. 13(a)를 보면, 재료의 항복 이후로 수치해석이 충분한 단계까지 진행되지 못했다. 이것은 노치 선단 주변에서 발생한 과도한 변형으로 인한 비선형성이 시스템 방정식의 조건수(condition number)를 크게 만들고 수치해의 수렴을 어렵게 하기 때문인데, 본 연구에서는 시스템에 안정성을 부여하고 수렴성을 개선하기 위해 해석모델에 감쇄비 0.0002과 0.0005 정도의 매우 작은 감쇄효과를 도입하였다. 감쇄효과의 도입은 해석 결과가 시험결과와 잘 일치하도록 하면서 해석단계를 더 진행시켜 주었다. Figs. 13(b) and (c)에서 보듯이 감쇄비 0.0005인 경우가 0.0002인 경우보다 해석을 좀 더 진행시켜 주었다.

Fig. 14는 공극체적비에 대한 contour plot인데, 붉은색으로 표시된 요소는 공극체적비값이 한계값인 $f_F = 0.2$ 를 넘는 요소를 나타내고, 이것은 균열 성장으로 해석될 수 있다. Fig. 15는 균열 성장에 따른 CTOD값을 보여주며, 이것은 소위 R-curve (Resistance curve)로서 인장 변형성능 평가에서 중요한 의미를 갖는다. Fig.

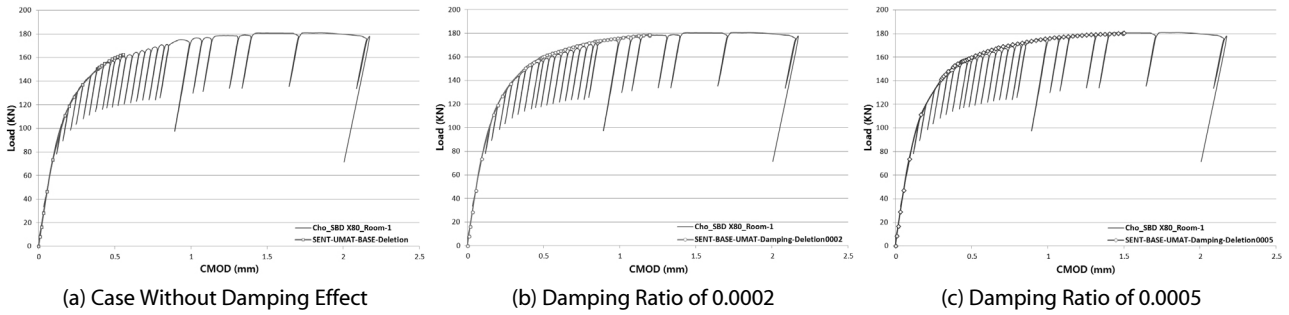


Fig. 13. CMOD-Load Response Curves

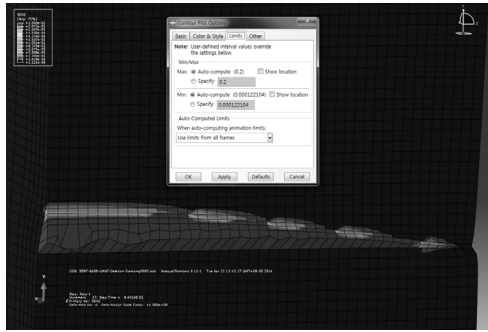


Fig. 14. Contour Plot for f^s Near the Notch Front



Fig. 17. FE Model for CWPT Specimen

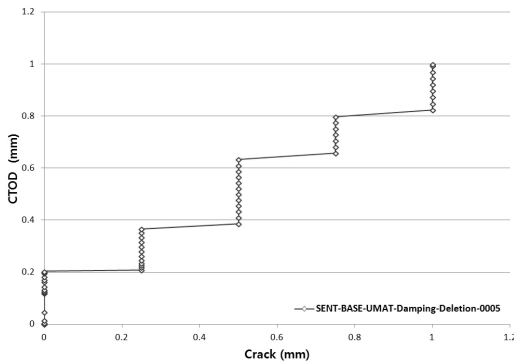


Fig. 15. CTOD- Δa Response Curve

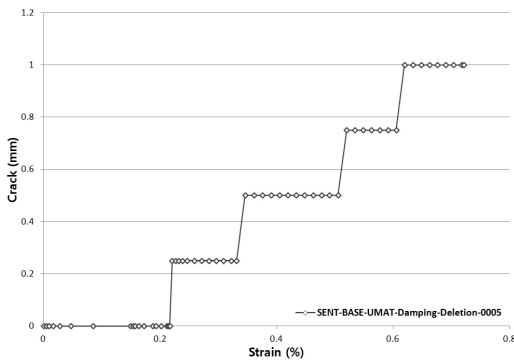


Fig. 16. Δa -strain Response Curve

16은 변형률 증가에 따른 균열 성장량을 도시한 것으로 요소단위로 균열의 성장을 판단했기 때문에 계단 모양으로 나타나고 있다. 균열 성장에 따른 CTOD값과 변형률에 따른 균열 성장량에 대한 해석결과는 측정된 결과가 없어 실험결과와 비교하지 못했으나 인장 변형성능 평가과정에서 매우 중요한 정보를 제공한다.

4.2 곡면판 인장시험(CWPT) 수치모사

본 연구는 인장 변형성능에 대한 평가를 통해 X80 라인파이프의 girth 용접부의 파괴인성치를 파악할 수 있도록 해준다. POSCO에서 제작한 API 5L X80 라인파이프로부터 용접부를 포함하도록 제작된 CWPT 시편은 girth 용접부 또는 열영향부에 노치를 포함하고 있다. CWPT 시편은 곡면을 갖는 기하형상과 노치로 인해 3차원 모델링이 필요하며, 노치가 용접부 중앙에 위치하는 경우에는 대칭조건을 이용하여 용접부의 중심선을 따라 시편의 1/4만 모형화하였다. Fig. 17은 3차원 요소인 C3D8를 총 226348개 사용하여 만든 CWPT 시편의 유한요소 모델을 보여준다. 노치 주변 가장 작은 요소의 크기는 0.25mm 정도로 설정하였다.

Fig. 18은 SBD용 강재에서 추출한 CWPT 시편에 대해 CMOD에 대한 힘의 응답을 계산한 것으로서 실험결과와 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 이 경우 $5 \times 50 \text{ mm}$ 노치가 용접부 중앙(Weld Metal Center; WMC)에 위치하고 있다. Fig. 19에서 보듯이 변형

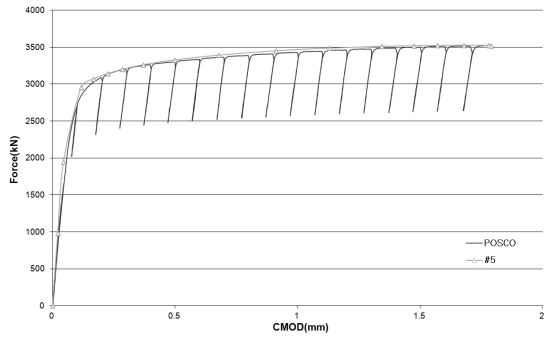


Fig. 18. Comparison of CMOD vs Force Responses for SBD X80 CWPT Specimen (SBD#5, 5X50mm, WMC)

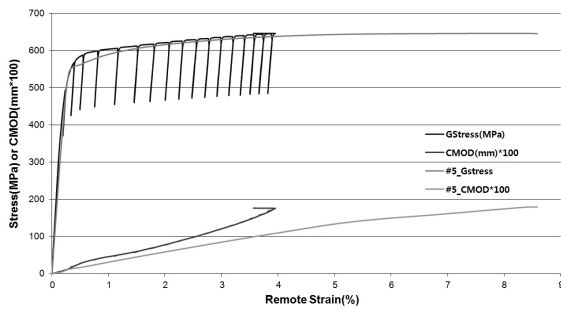


Fig. 19. Comparison of Stress Responses and CMOD According to Remote Strain for SBD X80 CWPT Specimen (SBD#5, 5X50mm, WMC)

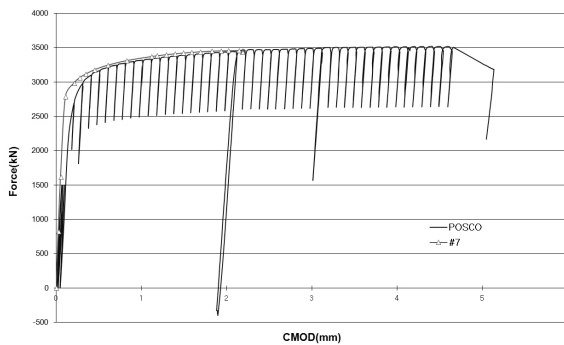


Fig. 20. Comparison of CMOD vs Force Responses for SBD X80 CWPT Specimen (SBD#7, 6.5X50mm, HAZ)

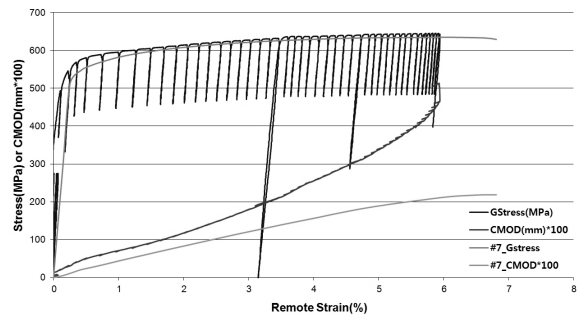


Fig. 21. Comparison of Stress Responses and CMOD According to Remote Strain for SBD X80 CWPT Specimen (SBD#7, 6.5X50mm, HAZ)

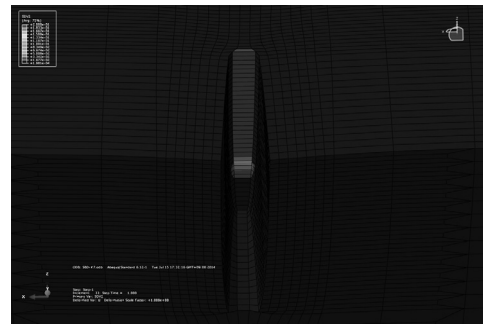


Fig. 22. Deformed Shape Close-up Near a Notch with the Contour Plot for f_r (SBD#7, 6.5X50mm, HAZ)

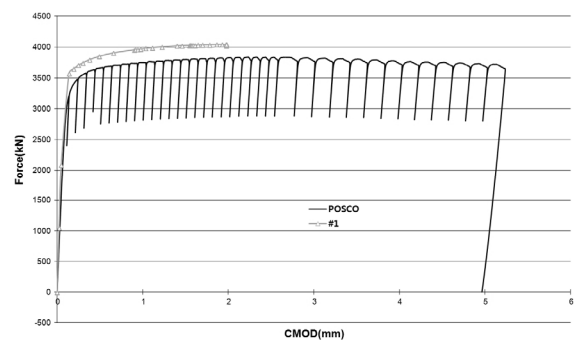


Fig. 23. Comparison of CMOD vs Force Responses for non-SBD X80 CWPT Specimen (nonSBD#1, 5X50mm, WMC)

률과 응력응답에 대한 해석결과도 실험결과와 잘 일치한다. 그러나 변형률에 대한 CMOD 응답의 경우 재료의 항복이 진행될수록 해석값이 실험값을 과소평가하는 것을 볼 수 있다. Figs. 20 and 21은 SBD용 시편이지만 $6.5 \times 50 \text{ mm}$ 노치가 열영향부(HAZ)에 위치하는 경우로서 전체 시편을 모형화하였으며, 해석결과는 노치가 용접부 중앙에 위치한 경우(WMC)와 유사한 경향을 나타내고 있다. 즉, CMOD에 대한 힘의 응답이나 변형률에 대한 응력 응답은 실험결과를 잘 따라가지만, CMOD 응답은 실험에 비해 과소평가되는 경향을 보였다. Fig. 22는 노치 주변의 공극체적비에 대한

contour plot인데, 붉은색으로 표시된 공극체적비값이 $f_F = 0.2$ 를 넘는 요소를 파악하여 균열 성장거동을 파악할 수 있다.

Fig. 23은 변형률 기반 설계용이 아닌 기존 강재(non-SBD)에서 추출한 CWPT 시편에 대해 CMOD와 하중응답을 해석한 결과를 보여준다. 이 경우는 $5 \times 50 \text{ mm}$ 노치가 용접부 중앙에 위치하고 있는데, 해석결과로부터 얻은 하중곡선이 실험보다 약간 큰 응답을 나타내고 있다. Fig. 24는 변형률에 대한 응력과 CMOD 응답을 보여주는데, 수치해석 결과로 얻은 변형률-응력 응답이 실험에서 얻은 결과보다 약간 크게 산정되었으며, CMOD 응답은 실험결과보

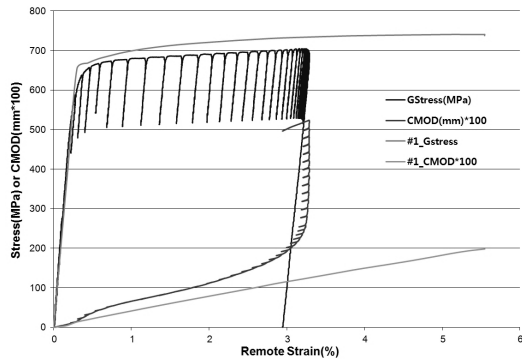


Fig. 24. Comparison of Stress Responses and CMOD According to Remote Strain for non-SBD X80 CWPT Specimen (non-SBD#1, 5X50mm, WMC)

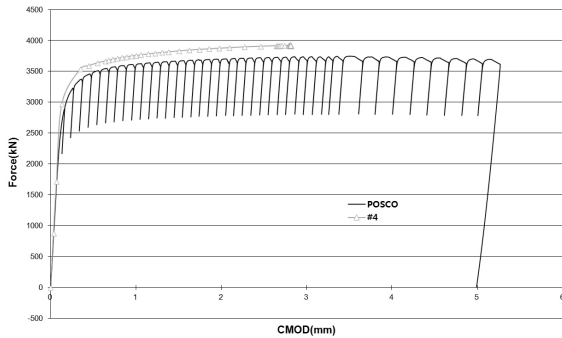


Fig. 25. Comparison of CMOD vs Force Responses for non SBD X80 CWPT Specimen (non-SBD#4, 8X50mm, HAZ)

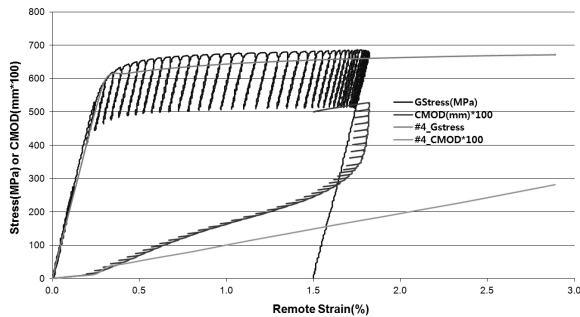


Fig. 26. Comparison of Stress Responses and CMOD According to Remote Strain for non SBD X80 CWPT Specimen (non-SBD#4, 8X50mm, HAZ)

다 약간 과소평가 되었다. 특히, 변형률이 0.4%를 지난 이후로 CMOD의 증가가 실험값을 잘 따라가지 못하고 있는데, 실제 실험에서는 변형률이 0.3%를 지나면서 CMOD의 증가가 조금씩 빨라지고 1.6% 이후로는 급격한 증가가 나타나면서 안정성을 잃고 파괴에 이르는 모습이 관찰되었다. 불안정성을 동반한 파괴거동 모사는 노치 크기, 재료상수, 요소 크기, 하중재하 단계의 크기 등과 복합적으로 연관되기 때문에 매우 정밀한 고난이도의 비선형

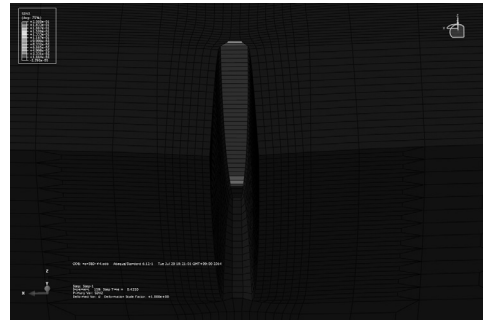


Fig. 27. Deformed Shape Close-up Near a Notch with the Contour Plot for f_F (non-SBD#4, 8X50mm, HAZ)

해석이 요구된다. 본 연구에서 개발된 수치해석기법이 이와 같이 CMOD가 갑자기 증가하는 현상까지 잡아낼 수 있도록 하기 위해서는 추후 추가적인 연구가 필요하다. Figs. 25 and 26은 non-SBD용 시편에서 $8 \times 50 \text{ mm}$ 노치가 열영향부에 위치하는 경우로써 노치가 용접부 중앙에 위치한 경우와 유사한 경향을 보여준다. 또한, Fig. 27에서 보듯이 붉은색으로 표시된 공극체적비값이 $f_F = 0.2$ 를 넘는 요소를 파악하여 균열 성장길이를 산정할 수 있다.

본 절의 수치해석 결과가 CWPT 시편의 인장시험 결과와 완벽하게 일치하지 않는 또 다른 이유는 모델링에서 사용한 노치의 형상과 크기가 실제 시편에 가공된 노치와 정확하게 일치하지 않는 것과도 연관이 있다. 정확한 노치형상의 모형화는 손상의 국소화 거동에 상당한 영향을 주는데 실험과정에서 노치의 정확한 형상 정보가 취득되지 못해서 해석에 반영하는 데에 어려움이 있었다. 또한, 원형봉과 전두개 시편에 대한 수치모사로부터 결정된 GTN 재료상수가 모든 경우의 해석에서 최적화된 조합이라고 보기 어려운 측면도 있다. 따라서 향후에는 수치모사에 사용되는 GTN 재료상수 값들을 보정하고 개선하는 노력과 함께 실험단계에서 수치모사를 위한 보다 정확한 데이터가 획득될 수 있도록 해야 한다.

4.3 CWPT 수치모사에 근거한 X80 라인파이프의 인장 변형성능 평가

본 절에서는 개발된 수치해석기법을 이용하여 변형률 기반설계 용 또는 범용으로 제작된 X80 라인파이프의 인장 변형성능을 평가한다. 인장 변형성능은 다양한 방법으로 산정이 가능하다 (PRCI report, 2011; Liu et al., 2012a; Liu et al., 2012b). 본 연구에서는 비선형 손상해석이 가능한 GTN 모델을 사용하여 SENT 및 CWPT 시험을 수치모사하고 변형률과 응력의 응답을 계산하고 응력값이 최대에 이르는 순간의 변형률 값을 취하여 인장 변형성능을 결정하였다. Table 2에는 유한요소해석으로 계산한 인장 변형성능값을 실험에서 측정된 값과 비교했는데, 대체로 상대오차 6% 이내에서 잘 일치하고 있다. Non-SBD 강재에 대한

Table 2. Tensile Strain Capacity Obtained from the Experiments and FE Simulations

Specimens	Notch size (mm)	Exp. (%)	FE (%)	Relative error (%)
SBD(#2)	7X50	1.74	1.65	5.17
SBD(#5)	5X50	3.95	4.15	5.06
SBD(#7)	6.5X50	5.95	6.12	2.86
nonSBD(#1)	5X50	3.22	3.22	0.00
nonSBD(#4)	8X50	1.82	1.77	2.75

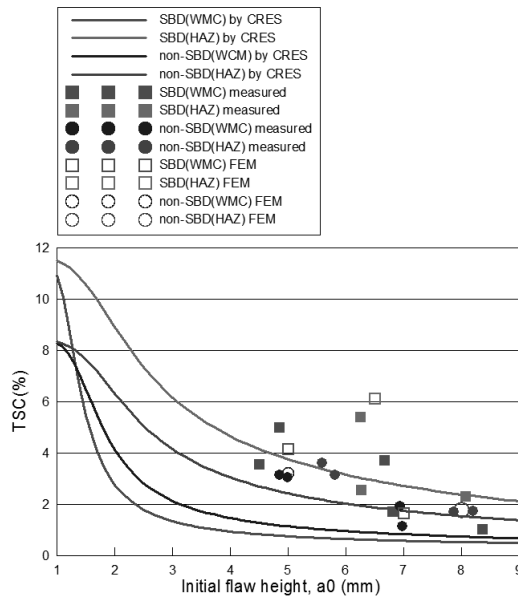


Fig. 28. Comparisons of Tensile Strain Capacities Obtained by Numerical Simulation, Experiment and Empirical Formulae

해석결과가 SBD 강재의 경우 보다 실험결과와 더 잘 일치하고 있는데, 이를 통해 강재의 종류나 노치의 크기가 수치모사의 정확도에 큰 영향을 주지 않는다는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 28은 파이프 내부에 작용하는 압력이 없다는 가정하에서 수치적으로 계산된 인장 변형성능을 실험결과 및 CRES에서 제안한 경험공식(Wang et al., 2012; Liu et al., 2012a; Liu et al., 2012b)과 비교한 것이다. SBD와 non-SBD용 시편에 대해 노치가 용접부 중앙(WMC)과 열영향부(HAZ)에 위치한 경우를 비교하였는데, 변형률 기반 설계용으로 제작한 SBD 시편의 인장 변형성능이 non-SBD 시편의 인장 변형성능보다 크게 나타나고 있다. 모든 경우에서 두께의 효과가 반영되기는 하였으나 SBD용 시편의 두께(23.7mm)와 non-SBD용 시편의 두께(25.4mm)가 차이나는 것을 주의할 필요가 있다. SBD용 시편과 non-SBD용 시편의 두께가 다른 것은 POSCO에서 서로 다른 시기에 제작된 파이프로부터 CWPT 시편을 채취했기 때문이다. 결과적으로 본 연구에서 개발한

GTN 모델을 활용한 비선형 유한요소법으로 계산한 인장 변형성능은 실험결과와 잘 일치하며, CRES 경험공식보다 항상 크게 나타나고 있다. 이것은 수많은 실험에서 축적된 데이터를 통계적 분석을 통해 유도한 CRES 경험식이 다소 보수적인 인장 변형성능 값을 제공한다는 것을 의미한다.

5. 결론

본 연구에서는 API X80 라인파이프의 인장 변형성능을 수치적으로 산정할 수 있는 비선형 유한요소해석 기법이 제시되었다. 금속의 비선형 손상해석에 많이 사용되는 GTN 모델을 사용자 정의의 재료모델을 통해 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS와 연동시켜 SENT와 CWPT 시편에 대한 비선형 해석을 수행하였다. SENT와 CWPT 시편의 인장시험에 대한 수치모사시 재료비선형성과 기하비선형성을 반영한 대변형 해석을 수행하였다. 이와 같은 수치모사를 통해 최근 POSCO에서 변형률 기반 설계용으로 개발한 API X80 강재를 사용하여 제작된 라인파이프의 인장 변형성능을 효과적으로 평가할 수 있었다. 결과적으로 비선형 해석과정에서 재료가 탄성, 변형률 경화와 연화를 거쳐 국소화에 이르는 과정을 모사했으며, 개발된 수치기법을 통해 노치를 포함한 SENT와 CWPT 시편의 연성 파괴 거동을 성공적으로 수치모사 하였다.

비선형 손상해석을 위한 GTN 재료상수는 원형봉과 전두개 인장시험에 대한 수치모사를 통해 결정하였고, 결정된 재료상수는 SENT와 CWPT 시험에 대한 수치모사에 그대로 적용되었다. 이 과정에서 항복점 연신과 같은 라인파이프 재료의 소성거동도 항복함수에 대한 적절한 정의를 통해 GTN 모델 재료상수와 함께 고려할 수 있었다. 개발된 비선형 해석기법의 정확성을 검증하기 위해 하중, 반력, 변형률, 응력, CMOD, 균열성장량 등 다양한 역학적 변수들에 대한 응답을 계산하였고 시험결과와의 비교를 통해 해석기법의 타당성을 확인할 수 있었다. SENT 해석의 경우, 감쇄효과를 도입하여 해석의 안정성을 추가적으로 확보하였으며, 공극체적비의 진전과정을 모니터링하여 균열성장 과정을 모사하고 인장 변형성능 평가에 필요한 R-curve까지 얻을 수 있음을 보였다. CWPT 해석의 경우, 일정한 변형률 값 이상에서 갑작스럽게 증가하는 CMOD 거동까지 완벽하게 모사하지는 못했지만, 인장실험결과와 대체로 잘 일치하는 해석결과를 얻을 수 있었다. 이 과정에서 자연스럽게 SENT 또는 CWPT 시편의 인장 변형성능을 수치적으로 산정할 수 있었고, 이를 통해 X80 라인파이프의 인장 변형성능도 예측이 가능하다. 또한, 기존에 제안된 경험공식과의 비교를 통해 본 연구에서 계산된 인장 변형성능 값이 변형률 기반 설계에 적용되기 위해 필요한 충분한 신뢰도를 확보하는 것을 보였다. 향후 인장 변형성능 평가의 정확도 향상을 위해 GTN 재료상수 조합의 신뢰도

를 추가로 보완할 필요가 있으며, 개발된 비선형 유한요소해석 기법이 막대한 시간과 비용이 소요되는 실험 파이프 시험에 대한 보완적인 도구로서의 역할을 할 수 있을 것으로 기대된다.

감사의 글

이 연구는 국토교통기술연구개발사업(131FIP-B06700801)의 지원에 의해 수행되었으며 이에 감사드립니다.

References

- Acharyya, S. and Dhar, S. (2008). "A complete GTN model for prediction of ductile failure of pipe." *Journal of Materials Science*, Vol. 43, No. 6, pp. 1897-1909.
- API Specification 5L (2012). Specification for Line Pipe, 45th edition, December 2012.
- Aravas, N. (1987). "On the numerical integration of a class of pressure-dependent plasticity models." *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 24, pp. 1395-1416.
- Fairchild, D. P., Cheng, W., Ford, S. J., Minnaar, K., Biery, N. E., Kumar, A. and Nissley, N. E. (2007). "Recent advances in curved wide plate testing and implications for strain-based design." *Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Lisbon, pp. 3013-3022.
- Franklin, A. G. (1969). "Comparison between a quantitative microscope and chemical methods for assessment of non-metallic inclusions." *Iron and Steel Institute*, 207, pp. 181-186.
- Gurson, A. L. (1977). "Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part-I Yield criteria and flow rules for porous ductile media." *Engineering Material and Technology*, 99, pp. 2-15.
- Lee, S. J., Yoon, Y. C., Cho, W. Y., Yu, S. M. and Zi, G. (2009). "Large deformation inelastic analysis of API-X80 steel linepipes." *J. Comput. Struct. Eng.*, Vol. 22, No. 4, pp. 363-370 (in Korean).
- Liu, M. and Wang, Y. Y. (2006). "Applying gurson type of damage models to low constraint tests of high strength steels and welds." *Proceedings of the 6th International Pipeline Conference*, Calgary, pp. 1-8.
- Liu, M., Wang, Y. Y., Horsley, D. and Nanney, S. (2012b). "Multi-tier tensile strain models for strain-based design part 3-Model evaluation against experimental data." *Proceedings of the 9th International Pipeline Conference*, Paper No. IPC2012-90660, Calgary, pp. 427-438.
- Liu, M., Wang, Y. Y., Song, Y., Horsley, D. and Nanney, S. (2012a). "Multi-tier tensile strain models for strain-based design part 2-Development and formulation of tensile strain capacity models." *Proceedings of the 9th International Pipeline Conference*, Paper No. IPC2012-90659, Calgary, pp. 415-425.
- McClitock, F. A. (1968). "A criterion for ductile fracture by growth of holes." *Journal of Applied Mechanics*, 35, pp. 363-371.
- Minnaar, K., Gioielli, P. C., Macia, M. L., Bardi, F. and Biery, N. E. (2007). "Predictive FEA modeling of pressurized full-scale tests." *Proceedings of the Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Lisbon, pp. 3114-3120.
- PRCI (Pipeline Research Council International) Report (2011). Second generation models for strain-based design (Contract PR-ABD-1-Project 2).
- Seo, D. H., Yoo, J. Y., Song, W. H., Cho, W. Y. and Kang, K. B. (2009). "Development of X80/X100 linepipe steel plates and pipes for strain based design pipeline." *Proceedings of the Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Osaka, pp. 61-66.
- Tvergaard, V. and Needleman, A. (1984). "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar." *Acta Metallurgica*, Vol. 32, No. 1, pp. 157-169.
- Wang, Y. Y., Horsley, D. and Stephens, M. (2008). "Preliminary analysis of tensile strain capacity of full-scale pipe tests with internal pressure." *Proceedings of the Eighteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Vancouver, pp. 40-47.
- Wang, Y. Y., Liu, M. and Song, Y. (2012b). Tensile strain models for strain-based design of pipelines, ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Rio de Janeiro, pp. 3246-3253.
- Wang, Y. Y., Liu, M., Zhang F., Horsley, D. and Nanney, S. (2012a). "Multi-tier tensile strain models for strain-based design part 1-Fundamental basis." *Proceedings of the 9th International Pipeline Conference*, Paper No. IPC2012-90690, Calgary, pp. 447-458.
- Østby, E. (2015). Strain-based design of pipelines—the important role of numerical modelling in fracture assessments, Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Conference, Hawaii, pp.543-550.
- Østby, E., Hauge, M., Levold, E., Sandvik, A., Nyhus, B. and Thaulow, C. (2008). "Strain capacity of SENT specimens-Influence of weld metal mismatch and ductile tearing resistance." *Proceedings of the Eighteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Vancouver, pp. 64-71.