

소형펀치시험과 유한요소해석을 이용한 A53B 탄소강 파손 배관의 강도 평가

이준원[†] · 김만원^{*} · 신규인^{**} · 박재학^{***}

한국산업안전공단 · ^{*}(주)지엔이씨 · ^{**}동북대학교 나노역학과 · ^{***}충북대학교 안전공학과
(2007. 10. 17. 접수 / 2008. 2. 12. 채택)

Strength Evaluation of A Failed A53B Carbon Steel Pipe with Small Punch Test and Finite Element Analysis

Joon-Won Lee[†] · Maan-Won Kim^{*} · Kyu-In Shin^{**} · Jai-Hak Park^{***}

Korea Occupational Safety & Health Agency

^{*}Global New-clear Engineering Company

^{**}Department of Nanomechanics, Tohoku University, Japan

^{***}Department of Safety Engineering, Chungbuk National University

(Received October 17, 2007 / Accepted February 12, 2008)

Abstract : In this study, small punch test and tensile test were performed with specimens directly machined from an ASTM A53 grade B carbon steel pipe at which an explosion accident was occurred in the Heavy Oil Unit. Main damage mechanism of the pipe was known as a high temperature hydrogen attack(HTHA). Effects of HTHA on the mechanical strength change of the A53B steel were studied in detail. Small punch test results have showed that maximum reaction forces, SP energy and ductility were decreased at hydrogen attacked part of the pipe compared with sound part of the pipe. Yield strength and tensile ultimate strength were calculated with the obtained small punch test curve results using different methods and compared the estimation methods. Small punch test simulation has been also performed with the finite element method and then mechanical strength, equivalent strain and fracture toughness were calculated with the obtained numerical analysis results. It was shown that the fracture toughness data calculated from small punch equivalent energy obtained by the finite element analysis for SP test was very low at the hydrogen attacked part.

Key Words : high temperature hydrogen attack, small punch test, finite element analysis, mechanical strength

1. 서 론

화학공장에서 사용되는 배관은 압력, 온도, 부식 환경, 마모 등의 환경적인 영향으로 인하여 파손의 위험에 노출될 수 있다. 특히 고온 고압 하에서 배관 내에 수소가 흐르는 배관의 경우 고온수소침투(high temperature hydrogen attack)에 의한 손상이 1920년대부터 보고된바 있다. 고온수소침투 손상이란 탄소강 조직내에 고온의 수소가 침투하여 펄라이트(pearlite) 조직의 반응성이 강한 탄소와 반응하여 입계를 따라 메탄가스를 형성함으로써 재료의 강도

를 저하시키는 현상을 말한다. 고온수소침투 손상은 탄소강이 200℃, 7kg/cm² 이상의 고온·고압의 환경하에서 사용될 때 발생하며, 탄소강 내에서 생성된 메탄 분자는 크기가 크므로 밖으로 확산하지 못하고 남아 있다가 계속 축적되어 균열을 생성하거나 재료의 파손을 유발한다. 또한 탈탄현상으로 말미암아 재료의 강도가 저하되며 인성 역시 낮아지게 된다.

고온수소침투 손상 현상은 원유정제공장의 고온 고압에서 운전되는 배관으로부터 파손사례가 발생함에 따라 1970년대 초반부터 활발한 연구대상이 되었다. 최근 국내에서도 화학공장에서 고온수소침투 손상에 의한 배관파손사례가 보고된바 있으나, 화학 성분 분석과 미세조직 관찰 그리고 사고원인 가능성

[†] To whom correspondence should be addressed.
joonwonlee@kosha.net

고찰을 통한 원인분석에 국한되었다¹⁾. 따라서 장시간 사용된 설비 중 고온수소침투 손상 가능성이 있는 배관의 안전성 평가 및 수명예측 방법의 확립 등에 대한 체계적인 연구가 필요한 실정이다.

본 저자 등은 국내의 파손사고 배관에서 직접 채취한 시편을 가지고 배관내 고온수소침투 손상에 의한 강도의 변화에 대하여 체계적으로 고찰한 바 있다²⁾. 본 연구에서는 고온수소침투 손상된 배관에 대하여 안전성 평가 및 수명 예측 등에 활용될 수 있도록 하기 위하여 파손된 배관 블록으로부터 직접 가공한 시편으로 인장시험(tensile test)과 소형편치(small punch; SP)시험을 수행하고 유한요소해석을 통하여 SP 시험을 전산모사한 후, 시험결과와 해석 결과를 이용하여 재료의 강도를 예측하였다.

SP 시험법은 시편 크기의 제약이 있는 경우 실험의 편의성과 시편 크기에서 많은 매력을 갖고 있어 SP 시험결과로부터 기계적 특성 및 파괴특성 등 여러 가지 정보를 얻기 위한 연구들이 수행되어 왔다. 일반적으로 SP 시험을 이용한 재료의 기계적 물성 평가에 대한 연구는 항복강도, 인장강도 등의 인장물성과 SP 시험으로부터 구하여 지는 값들과의 관계를 고찰함으로써 수행되어졌다. 최근에는 SP 시험으로부터 파단 시의 변형률과 응력을 구하여 파괴인성과의 관계에 대한 연구도 활발히 진행 중이다³⁻⁸⁾. 본 연구에서는 고온수소침투 손상으로 인하여 파손사고가 발생한 실제 배관에서 가공한 시편을 이용하였기 때문에 시편 수의 제약이 있었으므로 최소한의 인장시험과 병행하여 SP 시험을 수행하고 유한요소해석을 통하여 SP 시험을 전산모사하였다. 그리고 시험 결과 및 해석 결과로부터 기 연구된 SP 시험과 인장시험 특성값들 간의 관계 및 파괴인성 간의 관계식을 사용하여 고온수소침투 손상된 배관의 강도를 예측하고 고찰하였다.

2. 실험 및 결과

2.1. 재료 및 시편

본 연구에서 사용된 시편 재료는 ASTM A53 Grade B(이하 A53B) 탄소강관재이다. 인장시험과 SP 시험을 위하여 고온수소침투 손상된 사고 배관^{1,2)}으로부터 Fig. 1과 같이 인장시험편 및 SP 시험편을 채취하여 가공하였다. 사고 배관은 중질유 분해공정의 탄소강 8인치 재순환유(recycle oil) 배관이며 길이 15m, 두께 20mm이고 재질은 ASTM A53B이며 재료의 항복강도는 240MPa, 인장강도는 415MPa,

Table 1. Design and operation conditions of the failed A53B carbon steel pipe

구분	설계조건	사고직전 운전조건(비율)
온도(°C)	370	343(92.7)
압력(bar)	260	180(69.2)
유량(kL/hr)	111.9	90.0(80.4)

연신율은 16.7%이다²⁾. 사고발생 배관은 설치일로부터 약 6년 10개월을 사용하였다. 사고 발생 직전 중질유 분해공정에서는 이상 징후가 발견되지 않았으며 사고 발생 배관의 유량, 압력 및 온도는 설계조건 이하로 부하가 유지되었고 사고 발생당시 배관의 운전부하는 재순환유 유량기준으로 80% 정도였다. 배관의 설계운전 조건 및 사고발생 당시의 운전조건을 Table 1에 나타내었다.

인장시험을 위하여 배관을 이등분한 각각의 중심(벽 두께의 1/4 깊이 지점과 3/4 깊이 지점)에서 봉상 인장시험편을 ASTM E89의 방법을 따라 가공하였다. 표준시편에 비례하여 축소된 소형시편으로 가공하였으며 시편의 게이지길이는 12.7mm, 직경은 2.87mm이다. Fig. 2(a)는 본 연구에서 사용된 인장시편의 형상과 치수를 나타낸 것이다.

SP 시험편은 Fig. 1에서와 같이 배관 벽두께를 등간격으로 나누어 5 위치에서 가공하였다. SP 시험편의 형상과 치수를 Fig. 2(b)에 나타내었다. 시편은 와이어 절단 방법을 사용하여 10×10×(0.6 또는 0.5) mm로 가공한 후, 절단가공된 시편을 연마지를 사용하여 표면 연마하였다. 표면조도(surface roughness)의 영향을 최소화하기 위해 최종 연마는 1200Grit 연마지를 사용하여 마무리 하였다. Table 2에 각 시편

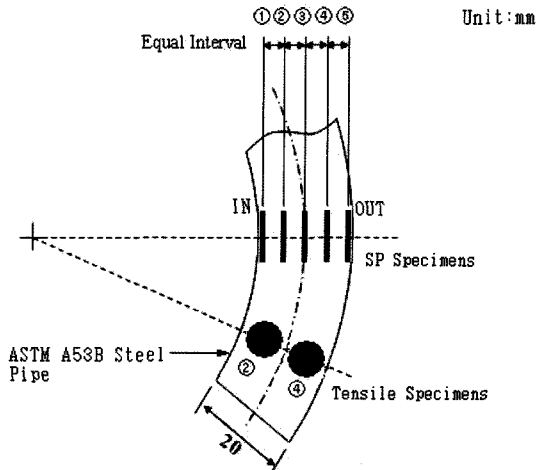


Fig. 1. Schematic illustration of test specimens.

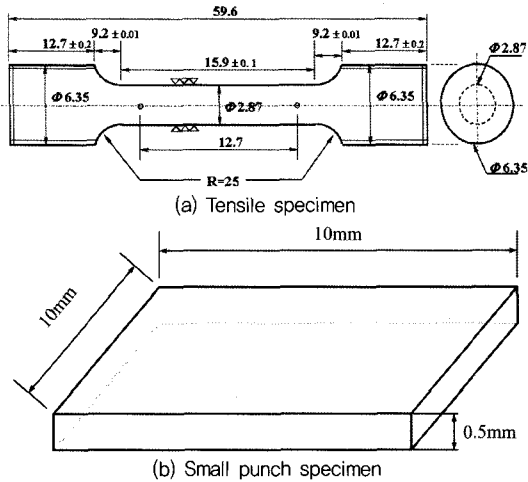


Fig. 2. Dimension of specimens used in tensile test and small punch test.

Table 2. Location of SP specimens sectioning and specimen thickness

Specimen ID	Distance from inner surface(mm)	Average Thickness(mm)
S1	0.55	0.450
S2	5.125	0.464
S3	9.7	0.456
S4	14.275	0.467
S5	18.85	0.457

의 채취 위치와 최종 연마된 시편의 두께를 나타내었다. 시편의 두께는 시편의 중앙부와 상하좌우의 5 위치에서 측정하였다. 각 시편은 접두어 S를 사용하여 ①~⑤ 위치에 대하여 S1, S2, S3, S4, S5로 일련번호를 부여하였다.

2.2. 인장시험

인장시험은 ASTM E8⁹⁾의 방법과 절차를 따라 수행되었으며 20kN 용량의 유압식 만능재료시험기에서 변위하중속도 0.3mm/min의 변위제어 상태로 시험하였다. 각 시편에 신장계(extensometer)를 부착하여 하중-변형률 데이터를 획득하였다.

Table 3과 Fig. 3은 각 시편별 인장시험 결과를 나타낸 것이다. A1과 A2는 벽두께의 1/4 지점(Fig. 1의 ② 지점)에서 채취한 시편이며 B1과 B2는 3/4 지점(Fig. 1의 ④ 지점)에서 채취한 시편이다. Table 3에서 E는 탄성계수(elastic modulus), Y.S.는 항복강도(yield strength), T.S.는 극한강도(ultimate tensile strength), R.A.는 단면감소율(reduction of area)을 의미한다. Fig. 3의 응력-변형률 곡선에서 마지막 대이

Table 3. Tensile properties of high temperature hydrogen attacked A53B steel

Specimen ID	O.D. (mm)	E (GPa)	Y.S. (MPa)	T.S. (MPa)	Elongation (%)	R.A. (%)
A1	2.84	167	209	315	21.0	26.2
A2	2.85	138	251	323	14.3	23.1
B1	2.86	231	262	338	21.2	31.9
B2	2.85	148	238	372	14.8	16.8

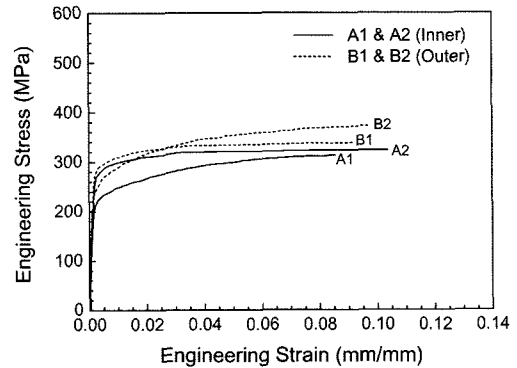


Fig. 3. Engineering stress-strain curve for failed A53B steel.

터 지점은 큰 변형으로 인하여 신장계를 제거한 지점을 나타낸 것이다. 이 지점의 응력값이 정확한 극한강도를 나타내는 것은 아니지만 항복이후의 재료 거동으로 미루어 볼 때 신장계의 제거 지점에서의 응력값이 극한강도와 유사하리라는 것을 예측할 수 있다. 따라서 본 시험에서는 신장계의 제거 지점에서의 응력값을 극한강도로 표기하였다.

탄성계수의 경우, 두 위치에 따라 각 시편에서 배관 벽두께의 깊이에 따른 일정한 경향이 나타나지는 않았다. 이것은 두 지점에서의 각 시편의 시험 결과가 두 지점에서 채취한 시편 자체의 고온수소 침투에 의한 손상의 정도 차이에 기인하는 편차범위보다 작은 정도로 나타났기 때문이라고 판단된다. 이것은 항복응력의 경우에도 마찬가지로 생각할 수 있다. 그러나 극한강도의 경우 B1과 B2에서 A1과 A2에 비하여 약간 높은 경향을 나타내었다. 연신율과 단면감소율도 탄성계수 및 항복강도와 마찬가지로 두께 깊이에 따른 뚜렷한 차이의 경향은 나타나지 않았다.

이러한 시험 결과는 참고문헌 2에서 측정된 조직 사진에서 배관 벽두께의 내경부와 중간부에서는 재료의 손상 정도가 심하였고 외경부에서는 손상의 정도가 작은 것으로 나타난 것과 관련하여 고찰할 때, 고온수소침투에 의한 재료의 손상이 벽두께의 3/4 깊이 지점까지 어느 정도 진행된 것으로 예측된다.

이 경우 B1과 B2 시편 중 에서 항복강도와 극한강도가 상대적으로 낮은 B2 시편에서 고온수소취투손상이 더 심하게 나타났을 것으로 예상할 수 있다. 일반적으로 재료가 취화(embrittlement)되면 재료의 강도는 높아지고 연신율은 저하된다. 그러나 고온수소취투 손상의 경우 재료 내에 미세결합이 많이 분포하고 미소균열 형성의 원인인 메탄가스 생성에 의해 재료내 탄소가 탈탄되어 재료의 강도가 낮아지게 되므로 낮은 항복강도를 보이는 B2 시편의 손상 정도가 심할 것으로 예측할 수 있다. B2 시편의 연신율과 단면감소를 또한 B1 시편에 비하여 작은 것은 같은 맥락에서 이해되어질 수 있다.

2.3. 소형펀치시험

SP 시험은 ASTM E643-84¹⁰⁾에 준하여 MTS Sintech 5/G 30kN 용량의 소형 재료시험기를 사용하여 수행하였다. SP 시험 지그(jig)의 단면 형상도를 Fig. 4에 나타내었다. 하부 다이의 내경 a 는 4mm, 모서리 곡률반경 R 은 0.2mm이다. 본 연구에서 사용된 시험기의 홀더는 강구를 이용한다. 강구를 이용한 홀더는 하중 전달이 가장 안정적이며, 펀치의 변형에 의한 문제 또한 발생하지 않는 특성이 있다. 시편은 상부홀더 및 하부홀더의 4 개의 나사를 통하여 고정될 수 있도록 되어있으며, 시편을 홀더 중앙에 위치시키고 하중이 작용하는 축의 일치를 위해서 펀치가 상부홀더의 홈을 통하여 펀치 선단이 불을 누름으로써 시편에 하중을 가하도록 하였다. 펀치는 큰 하중을 소성변형 없이 강구에 전달할 수 있도록 텅스텐 열처리하여 가공하였다. 강구는 최대한 변형이 발생하지 않도록 HRC 62~67의 경도를 갖는 지름 $d=2.4\text{mm}$ 크기의 것을 사용하였으며, 1회 시험마다 시험에 사용된 강구는 폐기하였다.

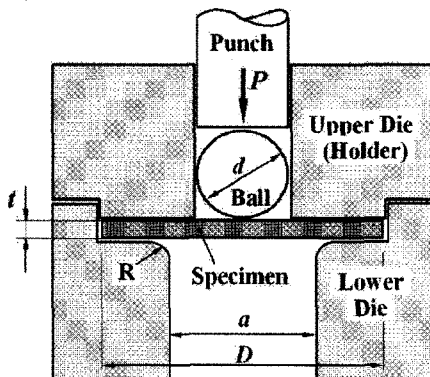


Fig. 4. Schematic diagram of SP testing jig.

시험에서 변위측정은 LVDT(Linear Variable Differential Transformer)를 사용하였다. 시험 속도는 0.5 mm/min으로 하였으며, 실험 동안 하중 및 변위 데이터를 자동으로 저장하였다. 시험 횟수는 각 위치별 1회씩 실시하였다. SP 시험은 최대펀치하중 P_{max} 이 나타난 직후 종료하였다.

각 시편별 SP 시험에서 얻어진 하중-변위 곡선을 최대 펀치하중(P_{max})과 함께 Fig. 5에 나타내었다. S1~S4 시편의 하중-변위 곡선에 비하여 S5의 하중-변위 곡선이 매우 높게 나타났다. S1~S4 시편의 최대하중의 평균값은 약 432N이며 S5 시편의 최대하중은 1299N으로 S5가 약 3배 크게 나타났다.

Table 4는 각 시편에서 SP 에너지를 최대하중과 함께 정리하여 나타낸 것이다. SP 시험에서 하중이 급격히 떨어지는 지점을 알 수 없기 때문에 SP 에너지는 SP 최대 펀치하중까지의 곡선 아래의 면적을 취하여 계산한 것이다. S1~S4 시편의 SP 에너지의 평균값은 약 244N-mm이며 S5 시편의 SP 에너지는 1299N-mm로 S5가 약 5.3배 크게 나타났다.

이상의 결과로 부터 본 연구에서 사용한 파손배관은 S4 시편이 위치한 벽두께의 3/4 깊이 지점까지 고온수소취투손상을 입었다는 것을 알 수 있다. 이러한 결과는 저자들의 충격시험 및 경도시험결과²⁾와 일치하는 것이다.

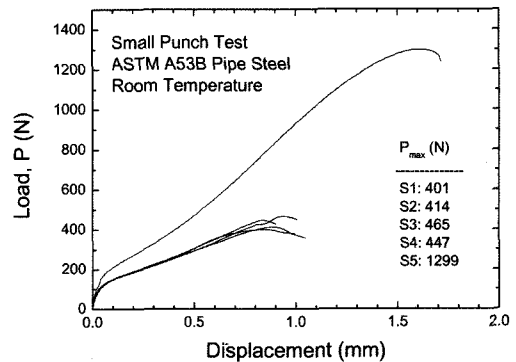


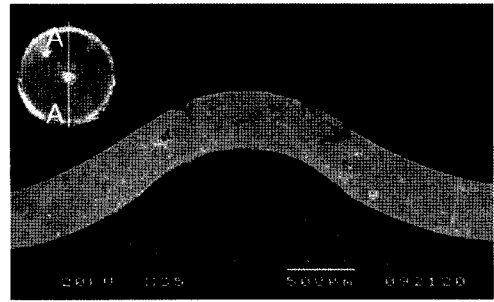
Fig. 5. Small punch test results of the ASTM A53B pipe steel damaged by high temperature hydrogen attack.

Table 4. Summary of small punch test results

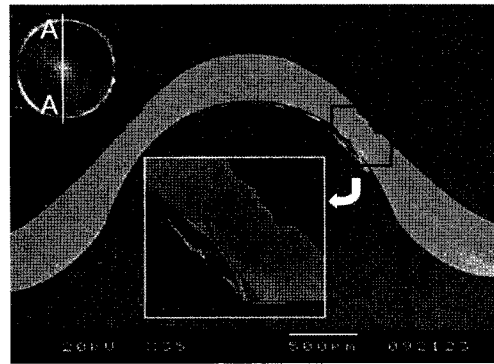
Specimen ID	Distance from inner surface(mm)	P_{max} (N)	SP Energy (N-mm)
S1	0.55	401	228
S2	5.125	414	242
S3	9.7	465	276
S4	14.275	447	232
S5	18.85	1299	1229

Fig. 6은 각 시편의 실험 후 형상을 나타낸 사진이다. SP 에너지가 낮은 S1~S4 시편에서는 일자형 파열 균열형상이 나타났으나, S5 시편에서는 원주형 균열이 나타난 것을 볼 수 있다. 일반적으로 탄소강 SP 시편에서 균열은 볼과의 접촉 및 신장으로 인하여 원주형 균열이 나타난다. 그러나 본 SP시험의 S1~S4 시편에서는 직선에 가까운 형태의 파열 균열이 관찰된 것은 고온수소침투 손상으로 인하여 재료 내부에 많은 미소균열들이 존재하다가 SP 시험에서 과도한 소성변형을 겪으면서 균열들이 합쳐져서 진전하면서 나타난 것으로 판단된다. S5 시편은 다른 시편들에 비하여 더 큰 소성변형을 겪었으나 원주형 균열이 나타난 것으로 미루어볼 때 S5 시편에서는 고온수소침투 손상에 의한 미소균열이 적게 분포할 것으로 예상된다. 따라서 S1~S4 시편 중에서 비교적 파손의 정도가 적은 S4 시편을 택하고 S5 시편과 함께 절단하여 파손 형태를 관찰하였다.

Fig. 7은 S4 시편과 S5 시편의 A-A 절단면을 SEM으로 측정한 사진을 나타낸 것이다. S4 시편에서는



(a) S4



(b) S5

Fig. 7. Picture of the section of SP specimens after SP test.

시편 전체에 걸쳐 미소균열이 분포하며, S5시편에서는 미소균열이 거의 없는 것을 볼 수 있다. 또한 S4 시편의 경우 균열이 신장된 두께방향으로 수직하게 나타났으나, S5 시편에서는 확대하여 나타낸 바와 같이 전단에 의하여 균열이 나타난 것을 알 수 있다.

결국 S1~S4 시편의 파손 형태에서 원주균열이 나타나지 않은 것은 낮은 연성과 미소균열의 존재로 인한 것임을 알 수 있다. 이상의 결과로부터 고온수소침투 손상이 많이 진행된 ①~④ 위치에서는 연성의 저하와 미소균열로 인한 낮은 에너지 흡수 능력에 기인하여 낮은 SP 특성값을 나타내고, ⑤ 지점에서는 상대적으로 연성저하가 적고 에너지 흡수 능력이 크므로 높은 SP 특성값을 나타낸 것으로 판단된다.

3. 유한요소해석

SP 시험의 유한요소해석에는 상용 비선형 유한요소 프로그램 ABAQUS(V. 6.5)를 사용하였으며, 강구의 변위하중을 통하여 실제 시험과 동일하도록 전산모사하였다. 시험시편의 변형과 시편 홀더 등의 거동이 원주방향으로 확대칭이므로 해석을 CAX4요소

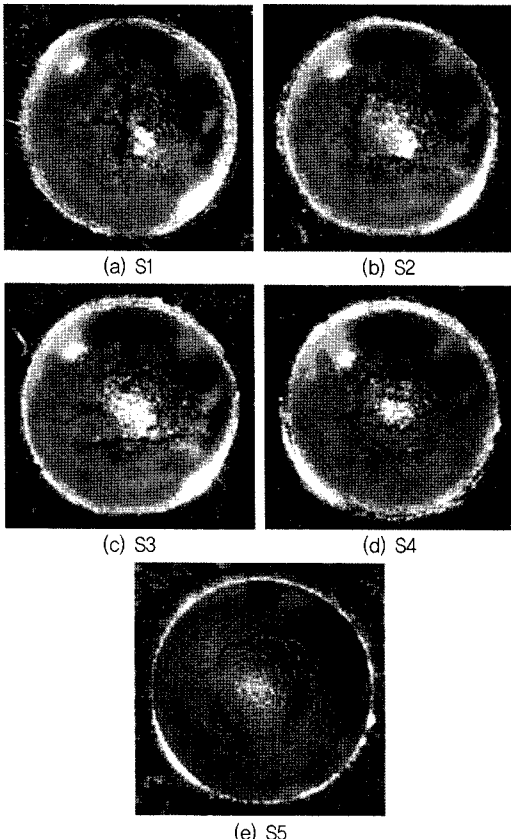


Fig. 6. Fractographs of SP specimens.

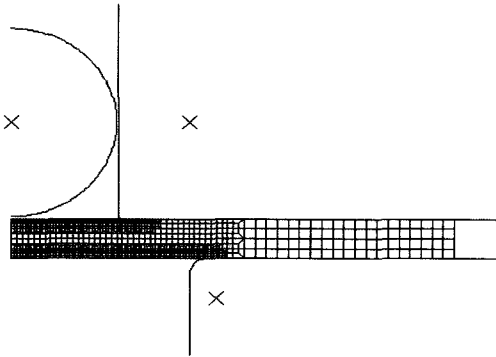


Fig. 8. Finite element model for SP test.

(continuum axisymmetry 4 node element)를 사용하여 2차원으로 해석하였다. Fig. 8에 해석에 사용된 유한요소 모델(model)과 격자(mesh)를 나타내었다. 강구는 상부홀더와 하부홀더와 함께 변형이 발생하지 않는 강체(rigid body)로 묘사하였다. 상부홀더와 하부홀더는 실제 실험에서 나사로 고정시키는 것을 묘사하기 위해 시편에 10MPa의 하중을 가한 후 고정시켰다. 변위제어(displacement control)로 강구를 이동시켜 시편이 변형하도록 하였다.

SP 시험의 유한요소해석에서는 국부적인 요소의 많은 변형이 나타나게 된다. 그러나 인장실험결과로 얻은 가공경화곡선은 네킹(necking) 이후 부분을 해석에 사용할 수 없었다. 그러므로 가공경화곡선이 다음 식의 응력-변형률 관계식을 만족한다고 가정하였다.

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E}, \text{ for } \epsilon < \epsilon_0 \quad (1)$$

$$\left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0}\right) = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n, \text{ for } \epsilon \geq \epsilon_0 \quad (2)$$

여기서 σ_0 는 항복강도, $\epsilon_0 = \sigma_0/E$ 이다.

Fig. 9는 유한요소해석 결과와 SP 시험결과를 함께 도시한 것이다. S1~S4 시편에 대한 유한요소해석에 사용된 응력-변형률 데이터는 인장시험에서 얻어진 ② 위치에서의 응력-변형률 데이터와 식 (2)을 사용하여 유한요소해석한 후 구해진 하중-변위곡선을 SP 시험 결과와 비교 도시한 것이다. 인장시험 데이터는 변형률이 약 0.08 정도까지만 데이터가 확보되어 있으나 실제 SP 시험에서 변형률은 이 값보다 훨씬 크게 나타나므로 여기서는 식 (2)의 응력-변형률 곡선으로 적합하여 사용하였다. 이때 적합한 응력-변형률 곡선의 $\alpha = 4.03$, $n = 8.0$ 이다.

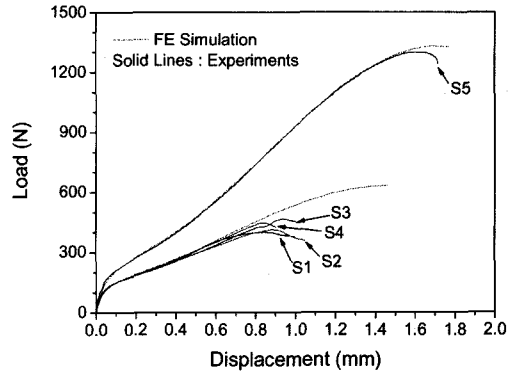


Fig. 9. Comparison of FE analysis results and experiments.

Fig. 9에서 S1~S4 시편의 경우, 식 (2)로 표현되는 응력-변형률 곡선을 사용한 유한요소해석 결과가 인장시험을 통해 얻어진 응력-변형률 곡선을 사용한 유한요소해석 결과와 잘 일치하며, 유한요소해석 결과가 멤브레인 신장영역까지 시험결과와 잘 일치함을 알 수 있다. 그러나 시험결과의 최대 편치하중이 나타나는 변위는 0.8~1.0mm인데 비하여 유한요소해석 결과의 최대하중은 변위가 약 1.4mm 이상에서 나타났다. 따라서 유한요소해석 결과 얻어진 하중-변위곡선이 SP 시험의 최대 편치하중 부근의 하중-변위 거동을 정확하게 표현해주지 못함을 알 수 있다. 이것은 최대 편치하중 부근에서 시편에는 미소균열의 합체로 인하여 Fig. 7(a)에서 보는 바와 같이 재료내의 결함이 형성되어 뜯김에 의해 파손이 되나 유한요소해석은 이를 고려할 수 없기 때문이다. 그러므로 고온수소침투 손상된 재료의 경우 인장강도는 유한요소해석을 통하여 얻어진 SP곡선으로부터 정확하게 예측할 수는 없다는 결론을 얻었다.

한편 S5 시편의 경우, 인장시험 데이터가 없으므로 유한요소해석에서 응력-변형률 데이터를 가정하여 전산모사하였다. 이때 재료는 연성재료, 건전재로 가정하고, 일반적인 A53B 강 건전재의 상온 항복강도인 240MPa로 고정하고, 탄성계수는 171GPa, 푸아송비(Poisson's ratio)는 0.33으로 일정하다고 가정한 후, 식 (2)의 α 와 n 값을 변화시켜 S5 시편의 실험결과와 일치하는 유한요소해석 하중-변위 곡선을 구하였다. 이때 적합한 응력-변형률 곡선의 $\alpha = 0.756$, $n = 5.73$ 이다.

4. 강도평가 및 고찰

4.1. 인장강도 평가

SP 시험의 하중-변위곡선의 특징을 나타내는 값

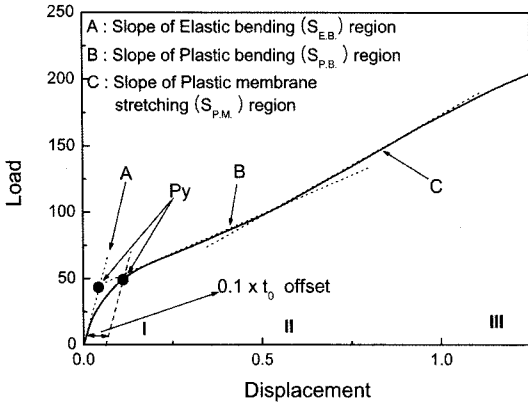


Fig. 10. Definitions of yield load(P_y) and slope of each region (t_0 : initial thickness of a SP specimen).

들 중 항복강도와 관계되는 항복하중(P_y)을 구하는 방법은 연구자들에 따라 두 가지로 분류된다. 하나는 탄성굽힘영역 기울기(slope of elastic bending region, S_{EB})를 시편 두께의 10%를 수평 이동하여 하중-변위 곡선과 만나는 점의 하중 값을 이용하는 방법¹¹⁾이며, 다른 하나는 탄성굽힘영역 기울기(S_{EB})의 연장선과 소성굽힘영역에서의 직선부분의 연장선이 만나는 점의 하중 값으로 정하는 방법¹²⁾이다. 하중-변위 곡선으로부터 항복하중을 구하는 두 가지 방법에 대한 설명을 Fig. 10에 도시하였다.

이렇게 구하여진 항복하중은 최대 편치하중(P_{max})과 함께 항복강도 및 극한강도와 선형적인 관계가 있는 것으로 많이 알려져 있다^{8,11-13)}. Mao 등^{3,4)}은 대부분의 금속의 구성방정식이 멱급수 형태로 가정되므로 최대 편치하중과 극한강도, SP 곡선에서 비선형이 발생할 때의 편치하중과 항복강도와의 관계식 정립에 관한 연구를 수행하여 다음의 식 (3)과 (4)의 평가식을 제안하였다.

$$\sigma_{ys} = 360 \left(\frac{P_y}{t_0^2} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_{UTS} = 130 \left(\frac{P_{max}}{t_0^2} \right) - 320 \quad (4)$$

여기서 σ_{ys} 와 σ_{UTS} 는 각각 재료의 항복강도와 인장강도이며 단위는 MPa이다. t_0 는 시편의 초기 두께, P_{max} 는 최대 편치 하중, P_y 는 SP 시험 하중-변위 곡선의 초기 비선형 발생시의 하중이다. 즉, 식 (3)의 항복하중은 초기 탄성변형 구간의 접선과 소성굽힘 변형구간의 접선이 만나는 점의 편치하중에 의하여

결정된다.

Lee 등⁸⁾은 합금성분 함량을 달리한 7종의 Mn-Mo-Ni 저합금강에 대한 풍부한 시험 데이터와 임의의 물성치를 사용한 SP 시험의 유한요소해석 결과를 바탕으로 하여 인장물성과 SP 곡선과의 관계를 심도 있게 고찰하였다. 그들은 Fig. 10에서 설명한 항복하중 결정 방법 중 전자에 비하여 후자의 경우가 동일한 항복강도에 대해 소성 변형물경화곡선의 물성치 변화에 비의존적이며 일정한 값을 나타냄을 밝혔으며, 이 결과에 기초하여 다음 식과 같은 항복강도 및 인장강도와 SP 곡선 특성값과의 관계식을 제시하였다.

$$\sigma_{ys} = 1.28P_y + 77.98 \quad (5)$$

$$\sigma_{UTS} = 0.27P_{max} + 1.436 \quad (6)$$

여기서 P_y 와 P_{max} 의 단위는 N이며 항복강도 및 극한강도의 단위는 MPa이다.

본 연구에서는 SP 시험 곡선에서 초기 탄성변형 구간의 접선과 소성굽힘 변형구간의 접선이 만나는 점의 편치하중에서 P_y 를 구하고 식 (3)과 (5)를 사용하여 인장 항복강도를 평가하고, 최대 편치하중으로부터 식 (4)와 (6)을 사용하여 극한강도를 평가하였다.

Table 5는 각 식을 사용하여 평가한 결과를 SP 시험의 P_y , P_{max} 값 및 인장시험 결과와 비교하여 나타내었다. 인장시험 결과는 ②와 ④ 지점에서의 값만 측정되었으며 두 지점 모두 고온수소침투 손상된 부분이므로 S1~S4 시편의 평균값과 비교하였다. S5 시편은 손상되지 않은 부분으로 간주하여 따로 구분하였다. S1~S4 시편에서 항복강도 예측 결과는 인장시험 결과와 비교할 때 식 (3)은 11% 작게 예측하였으며 식 (5)는 1% 차이로 예측하였다. 또한 극한강도 예측 결과는 인장시험 결과와 비교할 때 식 (4)는 매우 큰 차이를 보였고 식 (6)은 23% 작게 예측하였다. S1~S4 시편에서 식 (4)의 극한강도 값이 실험치와 매우 큰 차이를 나타낸 것은 식 (4)의 실험 관계식이 0.3mm 두께의 원판형(TEM disk) 시편 결과에서 얻어진 것이라는 점과 본 시험기와 시편 환경 차이에서 나타나는 것으로 사료된다. 참고문헌 3에 있어서 식 (4)를 실험결과와 함께 도시한 것을 살펴보면 0.3mm 보다 큰 시편들에서 얻어진 데이터들이 식 (4)의 직선에서 많이 벗어난 것을 알 수 있다. 특히 식 (4)의 σ_{UTS} 의 예측 결과가 음수가

나타난 것은 S1~S4 시편의 Pmax 값이 고온수소침투 현상에 의해 손상되어 Mao 등의 시험편에서보다 훨씬 작은 값이 구해짐에 따라 식 (4)의 우변 첫째항의 값이 작게 계산되기 때문이다.

한편 유한요소해석에서 얻어진 인장물성치는 항복강도와 극한강도가 각각 210MPa과 319MPa이었다. 이 값은 인장시험 결과에 비하여 항복강도에서 12.5% 낮게 예측되었고, 극한강도에서 5% 낮게 예측한 것이다. 이상의 결과로부터 고온수소침투 손상된 A53B 배관에서 SP 시험에 의한 인장물성 예측시 항복강도는 식 (5)를, 극한 강도는 유한요소해석을 사용하는 것이 유리하다고 판단된다.

S5 시편은 손상되지 않은 것으로 간주하여 일반적으로 알려진 상온 인장 물성과 비교하였다. S5 시편에서 항복강도는 식 (3)이 20%, 식 (5)가 22% 높게 예측하였고, 극한강도는 식 (4)가 18%, 식 (6)이 19% 높게 예측하였다. 유한요소해석에서 예측된 항복강도와 극한강도는 각각 252MPa과 491MPa이다. 유한요소해석으로부터 얻어진 S5 시편의 항복강도의 일반 값과의 오차는 5%로 Mao의 평가식으로부터 구해진 20%와 Lee등의 평가식으로부터 구해진 22%에 비하여 규격과의 오차가 작은 것을 알 수 있다. 그러나 인장강도의 경우는 모두 비슷하게 높게 평가되었다. 여기서 본 연구의 S5 시편은 Fig. 6에서 관찰된 파손시편의 형상 및 Fig. 7(b)에서 미소균열이 거의 관찰되지 않았다는 것으로 미루어 건전재로 분류하였으나, 배관의 S5 시편 위치에 대하여 임의의 다른 부분에서는 손상 가능성을 배제할 수 없으므로 Table 5에서 비교 대상으로 사용한 일반적인 상온 인장물성치가 정확한 비교대상이 될 수는 없음을 밝혀둔다.

Table 5. Quantitative strength characteristics of test material

Specimen	SP test		Predicted by equation (3) and (4)		Predicted by equation (5) and (6)		Tensile test	
	P_y	P_{max}	σ_y	σ_{sp}	σ_y	σ_{sp}	σ_y	σ_{sp}
S1	124.8	401	221.9	-62.6	237.7	251.9		
S2	129.3	414	216.2	-70.0	243.5	255.4	209 251	315 323
S3	125.0	465	216.4	-29.3	238.0	269.2		
S4	122.9	440	202.9	-53.5	235.3	264.3	262 238	338 372
Average of S1-S4	125.5	431.8	214.2	-53.9	238.6	260.2	240	337
S5	167.2	1299	288.2	488.6	292.0	494.3	240*	415*

* : standard yield strength for A53B carbon steel at room temp.

4.2. 등가변형률을 이용한 파괴인성 평가

SP 시험을 해석하여 정확한 응력과 변형률을 구하기에는 시편의 탄·소성 거동이 너무 복잡하고 소성변형이 많이 발생하여 어려움이 있다. 유한요소해석으로 응력과 변형률을 계산하더라도 정확한 균열의 진전이 일어나는 점을 실험상 확인하기 어렵다. 이러한 문제들 때문에 실험상의 결과들을 파괴인성시험결과들과 비교하는 방법을 이용한 연구가 많다. 그 중 Mao 등^{3,4)}은 SP 시험으로부터 구한 변형률과 파괴인성과의 관계를 연구하였다. Mao는 시편의 단면수축률과 변형률과의 관계를 식 (7)과 같이 표현하고, SP 등가변형률(SP equivalent strain, $\bar{E}q$)을 정의하였다. 그리고 강구의 변위 증가에 따른 시편의 단면 두께를 측정하였다. 측정된 변위와 단면 두께를 초기두께로 나누어 무차원화 하여 식 (8)과 같이 표현하였다.

$$\bar{E}q = \ln\left(\frac{t}{t_0}\right) \quad (7)$$

$$\left(\frac{t}{t_0}\right) = \text{EXP}\left[-\alpha\left(\frac{\delta}{t_0}\right)^\beta\right] \quad (8)$$

식 (7)과 (8)의 관계에서 식 (9)와 같은 SP 등가 변형률($\bar{E}q$)과 변위와의 관계식을 도출하였다.

$$\bar{E}q = \alpha\left(\frac{\delta}{t_0}\right)^\beta \quad (9)$$

이와 같은 Mao의 결과는 소형편치시험에서 등가 변형률은 재료의 기계적 물성에 영향을 거의 받지 않으며, 단지 강구의 변위에 의해서만 결정됨을 보여주고 있다.

한편, Lee 등^{8,13)}은 소성불안정 영역의 끝 부분에서 유한요소해석의 결과와 SP 시험 결과가 불일치하는 현상에 대하여 이러한 오차는 소성불안정 영역에서의 국부적인 단면 수축과 미소균열들의 발생을 해석에서 감안해주지 못함에서 기인한다고 판단하고 많은 시험 데이터를 꼭선적합하여 변위-변형률 관계를 실험식으로 구하였다. 그리고 식 (7) 대신에 다음 식을 사용하여 등가변형률을 재 정의하였다.

$$\bar{E}q = 1 - \left(\frac{t}{t_0}\right) \quad (10)$$

식 (10)과 같이 정의된 등가변형률로부터 얻어지

는 최종 등가변형률-변위 관계식은 식 (9)의 형태와 동일하며 계수와 지수만 다르게 구해진다.

이렇게 구한 SP 등가변형률을 각 재료의 파괴인성 JIC와 비교하면 시험 결과로부터 파괴인성을 예측할 수 있다. 두 연구에서 등가변형률과 파괴인성의 관계식은 다음 식과 같이 동일한 형태로 제시되었다.

$$J_{IC} = k\bar{E}\epsilon - C \quad (11)$$

여기서 Mao의 경우 $k=345 \text{ kJ/m}^2$ 이며 $C=113 \text{ kJ/m}^2$ 이고, Lee 등의 경우 $k=525.9 \text{ kJ/m}^2$ 이며 $C=49.6 \text{ kJ/m}^2$ 이다.

본 연구에서 Fig. 7에 나타낸 S4 시편과 S5 시편의 SEM 사진으로부터 측정된 변위와 두께변화량을 구하여 Mao 및 Lee 등의 관계식에 의한 곡선과 비교하여 Fig. 11에 나타내었다. Fig. 11에는 본 연구의 유한요소해석 결과와 S4 및 S5 시편의 실측 데이터도 함께 도시하였다. Fig. 11의 결과로 미루어볼 때 S1~S3의 경우에도 S4와 유사한 데이터가 얻어질 것으로 생각된다. 본 연구에서 실측 데이터의 수는 비록 작지만 두 관계식 사이에 위치하였다.

또한 Mao 와 Lee 등의 관계식으로 계산된 등가변형률을 식 (11)에 대입하여 파괴인성을 예측하여 보

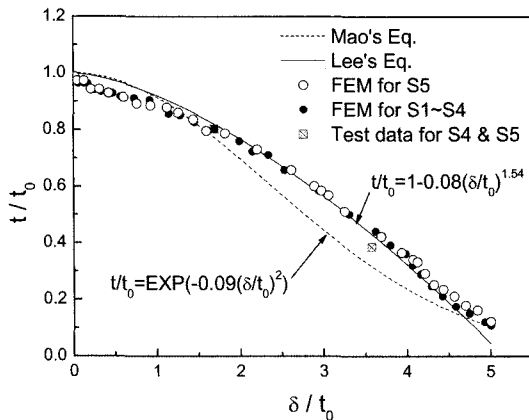


Fig. 11. Comparison of test data for specimens S4 and S5 with Mao's and Lee's equation.

Table 7. Equivalent strain and predicted fracture toughness

Specimen	δ (mm)	t (mm)	t_0 (mm)	Equivalent strain		JIC (kJ/m ²)	
				Mao's Eq	Lee's Eq	Mao's Eq	Lee's Eq
S4	0.791	0.375	0.467	0.219	0.197	-37.3	54.0
S5	1.634	0.176	0.457	0.954	0.615	216.2	273.8

았다. 계산 결과는 Table 6에 정리하였다. Table 6에서 볼 때, 두 관계식 모두 S4 시편은 SP 등가변형률이 탄성거동 범위 내에 놓이며 S5 시편은 탄소성거동 범위 내에 놓임을 알 수 있다. 탄성거동과 탄소성거동의 구분이 되는 등가변형률은 참고문헌 3에 표시되어 있다. 예측된 JIC 값도 두 관계식 모두 S4는 낮은 값을 나타냄을 알 수 있다. S4 시편의 경우, Lee 등의 관계식이 탄성거동 범위에서 Mao의 관계식 보다 높은 파괴인성값을 예측하였다. Lee 등의 SP 등가변형률 정의가 1보다 작은 범위에서 실험값에 근거하여 정의되었기 때문에 더 정확한 값을 예측하였다고 판단된다. 반면에 S5 시편의 경우, 두 관계식 모두 탄소성거동 범위 안에 놓이므로 관계식의 기울기와 y 절편 값에 따라 파괴인성 값에서 차이를 보였다.

4.3. 배관의 건전성평가 방안

SP 시험결과로부터 다음과 같이 고온수소취투 손상된 배관의 건전성 평가 방안을 고려해 보았다. 배관의 SP 시험 결과, 다음 중 하나에 해당하는 경우 고온수소취투 손상에 의하여 언제든지 파손의 위험이 따른다고 판단하여 배관의 보수 및 교체를 수행해야 한다.

- (a) 최대 편치하중이 864N 이하인 경우
- (b) SP 에너지가 614N-mm 이하인 경우
- (c) 초기두께에 대한 SP 변위, $\delta/t_0 < 2$ 인 경우 또는 SP 시편의 두께가 가장 얇은 곳에서 $t/t_0 > 0.8$ 인 경우

조건 (a)의 864N은 고온수소취투 손상된 부분의 평균 최대 편치하중에 안전계수(safety factor) 2를 고려한 값이다. 이 값은 본 연구에서 최 외경부(S5 시편)에서 측정된 최대 편치하중을 안전계수 2로 나눈 값인 650N 보다 큰 값이다. 조건 (b)의 614N-mm는 본 연구에서 최 외경부의 시편으로부터 측정된 SP 에너지를 안전계수 2로 나누어 계산된 값으로서 손상부의 SP 에너지 평균값에 안전계수 2를 곱한 489N-mm 보다 큰 값이므로 보수적으로 선택된 값이다. 조건 (c)에서 손상부(S1~S4 시편)의 경우 최대 편치하중 부근에서 시편 파손형태는 멤브레인 신장보다 균열의 합체에 의한 뜯김 현상이 우세하고, 최 외경부(S5 시편)의 경우 멤브레인 신장 현상이 우세하므로 Fig. 11로부터 시편의 두께와 SP 변위를 사용한 판단기준을 적용할 수 있다.

본 연구에서는 강도특성에 따른 손상정도를 나타내는 기준값이 없으므로 안전계수 2를 고려하여

평가 기준을 선정하였으나, 보다 상세한 강도특성 기준값에 대한 연구가 필요하다. 또한 이러한 평가 방법은 파괴적인 평가를 필요로 한다. 그러나 운용 중인 배관에서 시편을 채취하기는 불가능한 경우가 많다. 따라서 비파괴적인 방법을 통한 평가에 대한 추가적인 연구가 필요하다. 고온수소침투에 의한 손상인 미세균열의 발생현상을 검출할 수 있는 비파괴검사 결합 검출법의 개발 및 적용에 대한 연구가 필요하다.

5. 결론

본 연구에서는 실제로 고온수소침투 손상에 의해 파손된 ASTM A53B 탄소강관에서 채취한 시편을 사용하여 인장시험과 SP 시험을 시행하고 유한요소해석을 병행하여 SP 시험결과로부터 인장물성을 평가하였다. 손상된 재료의 강도특성과 파괴인성 특성을 예측하기 위한 평가식들을 비교 검토한 결과 다음의 결론을 얻었다.

1) 인장시험 결과, 배관 두께의 1/4 깊이 지점과 3/4 깊이 지점에서의 항복강도 및 인장강도 값이 큰 차이를 보이지 않았으므로 사고 배관의 3/4 깊이 지점까지 고온수소침투 손상이 발생하였음을 알 수 있었다.

2) 측정지점을 두께 방향으로 세분하여 SP 시험을 수행하여 최대 편치하중과 SP 에너지를 측정하고 파단 후 시편의 파단형태를 관찰한 결과, 두께의 3/4 깊이 지점까지 고온수소침투 손상이 발생하였음을 알 수 있었다.

3) SP 시험 결과로부터 유한요소해석, Mao의 실험식 및 Lee의 실험식을 이용하여 재료의 항복강도 및 인장강도를 평가한 결과, 고온수소침투 손상된 A53B 배관에서 SP 시험에 의한 인장물성 예측 시 항복강도는 Lee의 실험식을, 극한 강도는 유한요소해석을 사용한 경우 가장 실험치에 근사하게 예측할 수 있었다.

4) SP 시험결과로부터 Mao 및 Lee의 등가변형률 정의에 따라 등가변형률을 계산하고 파괴인성과의 관계식으로부터 파괴인성을 예측한 결과, 등가변형률은 Mao의 식이 Lee의 식보다 약간 크게 평가되며 파괴인성은 Lee의 방법이 더 타당하게 예측하였다.

본 연구에서는 SP 시험 결과 및 평가 결과를 바탕으로 하여 고온 수소침투손상이 발생할 수 있는 ASTM A53B 탄소강관에 대한 개략적인 배관 평가방안을

제시하였다. 본 연구 결과는 많은 노후된 화학설비의 배관에 대한 안전성평가 및 수명평가에 기초적인 자료로 사용되어질 수 있을 것으로 기대된다.

참고문헌

- 1) Kim, T. G., "Failure of Piping by Hydrogen Attack", Eng. Failure Analysis, Vol. 9, pp. 571~578, 2001.
- 2) 이준원, 신규인, 윤기봉, 박재학, "고온수소침투 손상된 A53B 탄소강 배관의 파손분석", 한국압력기기공학회 논문집, 제3권, 제2호, pp. 37~43, 2007.
- 3) Mao, X. and Takahashi, H., "Development of A Further-Miniatured Specimen of 3mm Diameter for TEM Disk(ϕ 3mm) Small Punch Tests", J. of Nuclear Materials, Vol. 150, pp. 42~52, 1987.
- 4) Mao, X., Shoji, T. and Takahashi, H., "Characterization of Fracture Behavior in Small Punch Test by combined Recrystallization-Etch Method and Rigid Plastic Analysis", J. of Testing and Evaluation., Vol. 15, pp. 30~37, 1987.
- 5) Lee, W. K., Metzger, D. R., Donner, A. and Lepik, O., "The Use of Small Punch Test Procedure to Determine Mechanical Properties", Small specimen test techniques, ASTM STP 1329, W. R. Corwin, S. T. Rosaski, and E. Van Walle Eds., (ASTM, 1998) pp. 539~556, 1998.
- 6) Foulds, J. R., Woytowicz, P. J., Parnell, T. K. and Jewett, C. W., "Fracture Toughness by Small Punch Testing", J. of Testing and Evaluation., Vol. 23, pp. 3~10, 1995.
- 7) Catherine, C., Sainte, Messier, J., Poussard, C., Rosinski, S. and Foulds, J., "Small Punch Test : EPRI-CEA Finite Element Simulation Benchmark and Inverse Method for the Estimation of Elastic Plastic Behavior", Small Specimen Test Techniques: Fourth Volume, ASTM STP 1418, M. A. Sololov, J. D. Landes, and G.E. Lucas, Eds., ASTM, pp. 351~370, 2002.
- 8) 이재봉, 김민철, 박재학, 이봉상, "Mn-Mo-Ni 저합금강의 SP-곡선과 인장물성과의 실험적 관계", 대한기계학회, 대한기계학회논문집 A권 제28권 제5호, pp. 554~562, 2004.
- 9) E8-02, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric]", ASTM International, 2002.

- 10) ASTM E643-84(Re-approved 2000), "Standard Test Method for Ball Punch Deformation of Metallic Sheet Material", 2000.
- 11) Okada, A., Hamilton, M. L. and Garner, F. A., "Microbulge Testing Applied to Neutron Irradiated Materials", J. of Nuclear Materials, Vol. 179~181, pp. 445~448, 1991.
- 12) Xu, Y., Ning, G., Zhang, C., Yu, Q. and Xu, Y., "Application of The Miniature Specimen Technique to Material Irradiation Tests and Surveillance for Reactor Component", Int. J. of Pressure Vessels and Piping, Vol. 77, pp. 715~721, 2000.
- 13) 김민철, 이봉상, 박순동, 김기백, "소형편치 시험법을 이용한 원자력압력용기용 Mn-Mo-Ni 저합금강의 연성-취성 전이특성 평가", 한국원자력연구소, KAERI/TR-2855/2004, 2004. 12.