

# 도시가스용 D3507 및 D3631 강관의 파괴특성

김한국 · 신규인\* · 김만원\* · 박재학\*<sup>†</sup>  
한국가스안전공사 · \*충북대학교 안전공학과  
(2001. 7. 11. 접수 / 2001. 12. 6. 채택)

## Fracture Characteristics of D 3507 and D 3631 City Gas Steel Pipes

Han-Guk Kim · Kyu-In Shin\* · Maan-Won Kim\* · Jai-Hak Park\*<sup>†</sup>

Korea Gas Safety Corporation · \*Department of Safety Engineering, Chungbuk National University

(Received July 11, 2001 / Accepted December 6, 2001)

**Abstract :** It is noted that KS D 3507 pipe steel has several problems when it is used as a city gas pipe at medium pressure. So new pipe steel, KS D 3631, was developed in order to be used as a pipe for medium and low pressure and now it is being substituted for D 3507. In this study, several mechanical tests, such as tensile test, microhardness test, and Charpy impact test were conducted to get material properties of D 3507 and D 3631 pipe steels. And also microstructures at the weld and heat affected zones were observed for the two materials. From the Charpy test results  $K_{IC}$  was estimated for the upper and lower shelf and the critical crack length is calculated for supposed axial semi-elliptical surface cracks. And the burst pressure is estimated as a function of wear depth for a defective D 3631 pipe by using the finite element method. The burst pressure is also calculated for pipes with an axial crack by using the published equations.

**Key Words :** charpy test, fracture toughness, stress intensity factor, burst pressure

### 1. 서 론

현재 연료가스배관용으로 사용되고 있는 KS D 3507 배관용 탄소강관(JIS 3452)은 일본에서는 비교적 압력이 낮은 가스배관이나 수도용, 증기용, 오일용 등에 사용되고 있다. 국내의 경우 도시가스 중·저압용으로 사용되어 왔으나 최근에 용접부 파열 및 층 분리, 공공(cavity) 발견 등으로 공사중단 등의 사고가 있어 사용 범위에 대한 재검토와 함께 탄소강관의 적용범위 및 제조 과정중의 시험검사 기준 제고의 필요성이 대두되었고 연료가스용 강관의 품질 규격 제정을 추진하게 되었다.<sup>1)</sup> 이에 중압용으로 사용할 수 있는 KS D 3631 탄소강관의 규격을 새로이 제정하여 2000년 7월 1일부터 사용하도록 법제화하였다. 따라서 현재 국내에서 기존의 중·저압용 배관이 D 3631로 대체되고 있는 실정이다.

D 3631에 대한 규격을 제정함에 있어서 인장강도 값은 현 D 3562와 동급규격인 ASTM규격을 적용하였고 재료성분에 있어서는 D 3562 규격과 API (American Petroleum Institute) 규격을 감안하여 C, Si, Mn의 화학성분에 대한 기준을 적용하였다.

따라서 새로이 제정된 D 3631규격을 적용함으로써 강관의 품질이 향상될 것으로 기대되나 현재 국내에서 D 3631의 규격이 제정된 지 얼마 되지 않아 D 3631의 물성치에 관한 자료가 아직 부족한 상태이고 재료에 대한 파괴역학적 해석을 적용한 안전성 평가에 관한 연구도 없는 실정이다.

이에 본 연구에서는 새로이 개발된 D 3631에 대하여 재료의 인장시험과 미세 경도 측정 및 충격 시험 등을 행하여 기계적 강도를 파악할 수 있는 데이터를 획득하고 향후 배관의 구조적인 안전성 평가의 기초자료로 활용토록 하였다. 또한 기존에 사용되고 있는 D 3507의 기계적 성질과도 비교하여 변화된 정도를 파악하였다.

또한 충격 시험으로부터 파괴 인성치(KIC)를 추

<sup>†</sup>To whom correspondence should be addressed.  
jhpark@cbucc.chungbuk.ac.kr

정하였고, D 3631에 대하여 배관의 내부에 축방향 균열이 있는 것으로 가정된 후 주어진 내압에 따라 다양한 균열 형상비(crack aspect ratio) 및 균열 깊이비에 대한 응력강도계수(stress intensity factor)를 구하여 충격시험으로부터 계산한 파괴인성치와 비교함으로써 균열이 성장하는 임계균열길이를 구하였다. 또한 유한요소법을 이용하여 두께감소가 발생한 배관에 대하여 응력해석을 하고 이로부터 배관의 파열압력을 계산하였고, 또한 발표된 실험식들로부터 주어진 균열 길이에서의 파열 압력을 계산하였다.

## 2. 실험 및 결과

### 2.1. 인장시험 및 조직검사, 경도측정

본 실험에 사용된 재료는 내경 304.5mm 외경 318.5mm 그리고 두께 7mm인 도시가스 공급관(중압관, 최고사용압력 9.9kg/cm<sup>2</sup>)으로 7년간 사용된 D 3507(SPP) 강관과 새로이 개발된 D 3631(연료배관용 탄소강관, SPPG) 강관의 모재부와 용접부로부터 시험편을 채취하였다. 편의상 실험재료를 SW, NW, SB, NB로 표기하여 분류하였다. 첫 글자 S는 기존에 사용되고 있는 재료, 즉 D 3507재료이고 N은 새로이 규격이 제정된 재료, 즉 D 3631이다. 그리고 W는 용접부를 그리고 B는 모재부를 나타낸다.

Table 1은 각 시험편의 인장시험 결과이다. 인장시험시 용접부가 포함된 시험편에서는 용접부가 아닌 모재부에서 모두 파단이 일어나 용접부의 강도가 모재부보다 높음을 알 수 있었다. 본 연구에서 인장시험 결과 D 3507재료와 D 3631 재료에서 모재부와 용접부가 포함된 시험편의 경우 항복 강도와 극한강도가 크게 차이가 없음을 알 수 있었다.

Fig. 1의 사진은 (a) D 3507 재료와 (b) D 3631 재료를 2% HNO<sub>3</sub>, 98% 에탄올(ethanol)의 나이탈(nital)로 부식시킨 후 금속 광학 현미경으로 관찰한 미세조직으로 좌측이 용접부이고 가운데는 열영향부 그

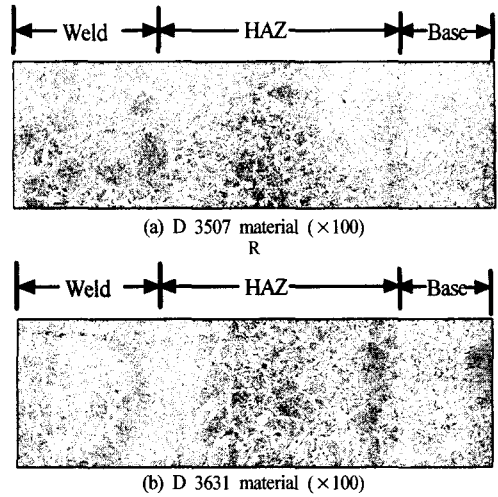


Fig. 1. Optical microscopy of test specimen

리고 우측은 모재부이다. 모재인 경우 페라이트(ferrite)와 펄라이트(pearlite)가 뚜렷하게 구별되어 있으나 열영향부의 경우 용접에 의한 열에 의하여 조직이 조대화되어 감을 알 수 있었다. 일반적으로 탄소강의 열영향부의 길이는 2~3mm로 알려져 있는데 본 재료에서의 조직관찰 결과는 D 3507과 D 3631에서 각각 1.9mm, 2.5mm이었다.

D 3507 재료와 D 3631 재료를 비커스 미세경도기(Vickers microhardness tester)를 이용하여 용접부에서 열영향부를 지나 모재에 이르기까지 0.5mm 간격으로 측정하였다. 이때 하중은 500gf로 지속시간(duel time)은 10sec로 하였다. Fig. 2는 두 재료의 측정된 경도를 나타낸 것이다.

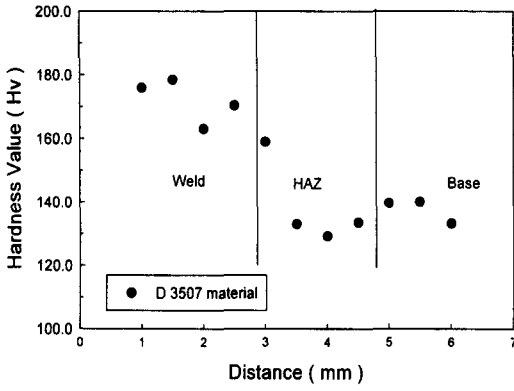
두 재료 모두 용접부에서의 경도가 모재부 보다 높게 나타났다. 그러나 열영향부에서 경도값은 D 3507 재료의 경우 모재나 용접부에 비하여 평균 17.3 낮았다. 이는 Fig. 1에서 관찰되는 바와 같이 열영향부에서 나타나는 조직의 조대화에 기인하는 것으로 보인다. 또는 경도와 강도가 서로 비례관계에 있을 때 열영향부로 인하여 강관의 강도가 모재에 비하여 감소될 수 있음을 알 수 있다.

### 2.2. 충격 시험

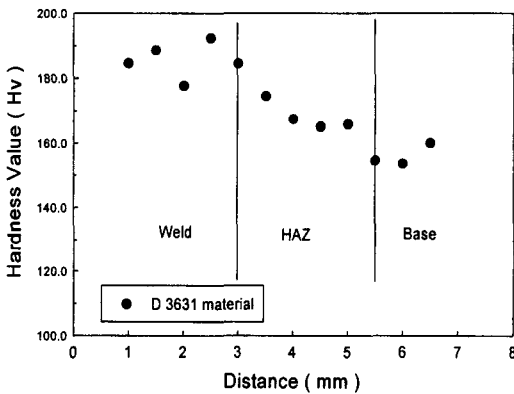
본 연구에서 충격시험은 ASTM E 23의 Charpy 충격 시험법에 준하여 실시하였다. 시험편은 D 3507 재료와 D 3631 재료에서 모재부와 용접부로 나누어 시험편을 가공하였다. 이 때 용접부 충격시험편은 용접부가 충격시험편의 가공 노치부 중심에 위치하도록

Table 1. Tensile properties of test materials (unit: MPa)

Specim-en No.	NB		NW		SB		SW	
	$\sigma_{ys}$	$\sigma_{ut}$	$\sigma_{ys}$	$\sigma_{ut}$	$\sigma_{ys}$	$\sigma_{ut}$	$\sigma_{ys}$	$\sigma_{ut}$
#1	337.1	393.7	311.8	390.6	330.7	434.6	337.0	437.8
#2	384.3	456.7	320.3	442.5	371.7	440.9	346.5	425.2
#3	365.4	447.2	317.0	431.2	362.2	431.5	359.1	431.5
average	362.3	432.5	316.4	421.4	354.9	435.7	347.5	431.5



(a) D 3507 material



(b) D 3631 material

Fig. 2. Hardness distribution of two materials

하였다.

시험에서 사용된 충격시험편의 크기는 5×10mm로 길이는 55mm이며 표준시험편의 충격 에너지 값으로 환산하기 위하여 시험 후 얻어진 충격 에너지 값의 2배로 하여 얻도록 하였다. 충격 시험은 각 온도별로 3회씩 실시하여 그 평균값을 취하였다. 액체 질소를 담긴 통에 알코올을 혼합시켜 온도를 내리고 온도계를 설치한 후 각각의 온도에서 15-20분 정도 유지시킨 후에 바로 충격시험을 행하였다. 사용된 충격시험기는 U-형의 일반급속형 Charpy 충격시험기로서 용량은 최대 406.7 J이다.

Fig. 3은 두재료의 모재부(NB)와 용접부(NW)에서 Charpy 충격시험 결과로 얻은 충격 흡수에너지와 그 천이곡선을 나타낸 것이다. 각각의 시험 재료에 대한 충격 흡수에너지 천이곡선 식은 다음과 같다.

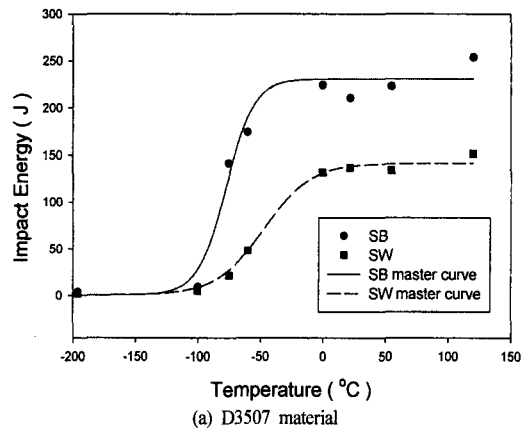
$$E = 115.62 + 114.96 \tanh((T+77.37)/22.73) \text{ in SB}$$

$$E = 71.04 + 70.51 \tanh((T+47.17)/37.88) \text{ in SW}$$

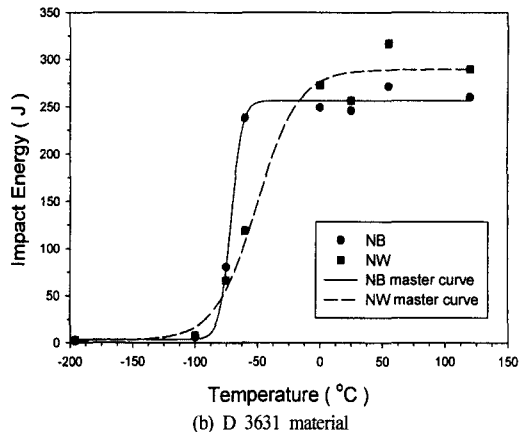
$$E = 130.2 + 126.6 \tanh((T+71.2)/9.09) \text{ in NB}$$

$E = 146.1 + 143.4 \tanh((T+50.5)/33.33)$  in NW  
여기서, E는 충격흡수에너지(J)를 나타내고 T는 온도(°C)를 나타낸다.

D 3631 재료에서는 용접부의 upper shelf에서의 충격 흡수에너지가 모재의 해당되는 값에 비하여 감소되지 않고 오히려 약간 증가하고 있다. 그렇지만 천이구역에서는 용접부의 충격 흡수에너지가 모재에서보다 낮은 영역이 존재하고 있다. 따라서 upper shelf 영역의 온도에서는 용접부로 인한 인성의 감소는 없는 것으로 보인다. 그렇지만 천이구역의 온도범위에서는 용접부에서의 인성이 모재에 비해 감소할 수 있음을 알 수 있다. 한편 D 3507 재료의 경우는 upper shelf에서의 용접부의 충격 흡수에너지가 모재에 비하여 많이 감소하고 있고 천이영역에서도 많이 감소하고 있다. 따라서 D 3507의 경우 용접부의 인성이 모재에 비하여 낮은 값을 가질 것으로 예상된다.



(a) D 3507 material



(b) D 3631 material

Fig. 3. Charpy impact energy of two materials

### 3. 배관의 파괴역학적 해석

충격 시험 결과 온도에 따른 충격흡수 에너지를 구하면 이로부터 파괴인성치  $K_{IR}$ 를 예측할 수 있다. 본 연구에서는 ASME 보일러 및 압력용기 코드 섹션 XI의 방법에 따라  $K_{IR}$  곡선을 구하여 이를 온도에 따른 파괴인성치  $K_{IC}$  곡선으로 사용하였다.  $K_{IR}$  곡선을 구하는 식은 다음과 같다.<sup>2)</sup>

$$K_{IR} = 29.5 + 1.344 \exp[0.026(T - RT_{NDT} + 89)] \quad (1)$$

여기서,  $T$ 는 온도,  $RT_{NDT}$ 는 기준 무연성 천이온도이다. 그리고 온도의 단위는  $^{\circ}\text{C}$ ,  $K_{IR}$ 의 단위는  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 이다.  $RT_{NDT}$ 는 낙중시험(drop weight)으로 구한 NDTT (nil-ductility transition temperature)와 Charpy 충격시험에서 구한 충격 흡수에너지가 68J이 될 때의 온도에서  $33^{\circ}\text{C}$  감한 온도(TCV)를 비교하여 큰 값을  $RT_{NDT}$ 로 사용한다. 본 연구에서는 낙중시험을 행하지 않았으므로 Charpy 충격시험으로 구한  $T_{CV}$ 를  $RT_{NDT}$ 로 사용하여  $K_{IR}$  곡선을 구하여 이를  $K_{IC}$ 로 예측하였다. 본 시험에 사용한 각각의 시편 재료에 대한  $T_{CV}$  값은 NB의 경우  $-76.1^{\circ}\text{C}$ , NW의 경우  $-70.8^{\circ}\text{C}$ , SB의 경우  $-86.1^{\circ}\text{C}$ , SW의 경우  $-48.8^{\circ}\text{C}$ 이다.

Fig. 4에서는 각각의 재료에 대한  $K_{IR}$  곡선을 나타내었다.

한편 upper shelf 영역에서의 파괴인성은 다음 식을 사용하여 구하였다.<sup>3)</sup>

$$\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = \frac{5}{\sigma_{ys}} \left(CVN - \frac{\sigma_{ys}}{20}\right) \quad (2)$$

여기서,  $\sigma_{ys}$ 는 항복응력이며,  $CVN$ 은 upper shelf에서의 Charpy 충격 흡수에너지 값이다. 식(2)에서  $K_{IC}$ 의 단위는  $\text{ksi}\sqrt{\text{in}}$ ,  $\sigma_{ys}$ 는  $\text{ksi}$ , 그리고  $CVN$ 은  $\text{ft}\cdot\text{lb}$ 이다.

실험에서 사용한 각각의 재료에 대한 식(2)로부터 계산된 upper shelf에서의 파괴인성값은 다음과 같다.

SB:  $228.13 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , SW:  $104.29 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

NB:  $240.27 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , NW:  $240.19 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$

D 3631의 경우 모재와 용접부의 파괴인성치가 거의 차이가 없는 반면 D 3507의 경우는 용접부의 파괴인성치가 모재보다 2배 정도 적음을 볼 수 있다. 용접부의 경우 파괴인성치는 D 3631이 D 3507

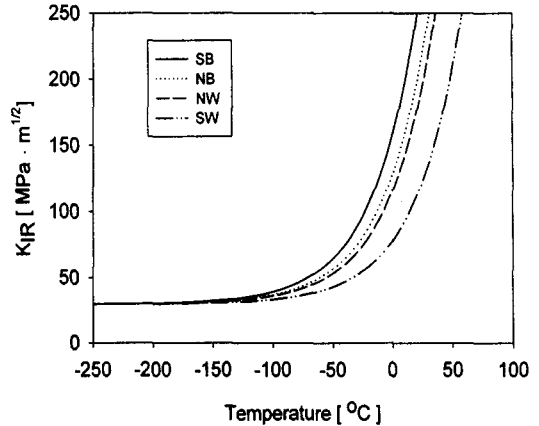
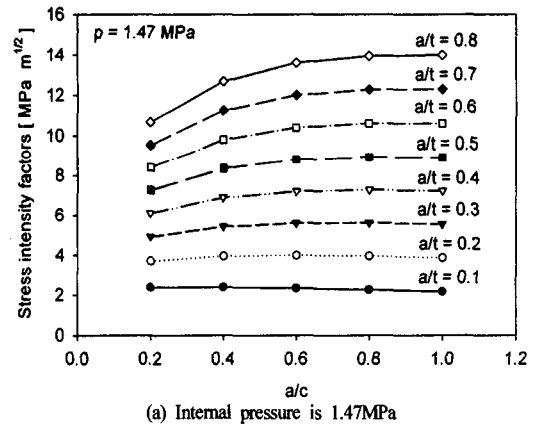


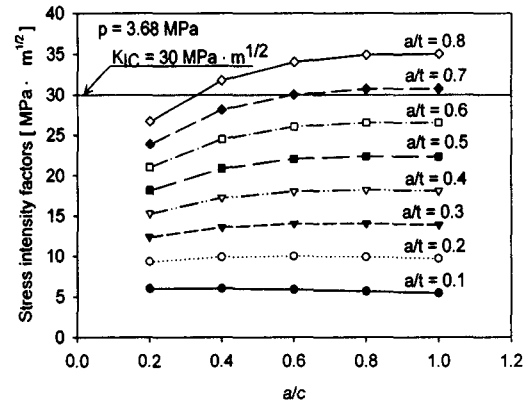
Fig. 4. The  $K_{IR}$  curves for test materials

보다 2배 이상 높게 나타나 D 3631의 인성이 훨씬 높다는 것을 알 수 있다.

다음으로 배관 내부에 축방향의 반타원 표면균열



(a) Internal pressure is 1.47MPa



(b) Internal pressure is 3.68MPa

Fig. 5. Stress intensity factors for various aspect ratio

을 가정하고 계산된 파괴인성 값을 이용하여 임계 균열길이(critical crack length)를 계산하였다. 이 경우에 대한 응력강도계수는 참고문헌 4의 식을 사용하였다. 이때 공칭 반지름 R은 154.75mm, 두께 t는 7mm이며, 균열 깊이비를 0.1~0.8로 0.1씩 변화시키고, 균열 형상비를 0.2, 0.4, 0.6, 0.8로 변화시켜 가면서 균열이 가장 깊은 곳에서의 균열 선단에서 응력강도계수  $K_I$ 를 구하였다(Fig. 5)

충격시험 결과로부터 구한 NW 재료의 lower shelf 영역에서의  $K_{IC}$ 는 약  $30\text{MPa}\sqrt{m}$ (Fig. 4)이다. 만일 어떠한 사고나 원인에 의해 온도가 급격히 하강하여 lower shelf 영역의 온도가 되면  $K_{IC}$  값이 급격히 낮아지게 된다. 이때 Fig. 5(a)와 같이 내압  $p=1.47\text{MPa}$  인 경우에는 어떠한 균열 깊이비와 균열 형상비를 가진 경우에도 계산된  $K_I$ 이  $K_{IC}$ 보다 낮기 때문에 균열이 성장하지 않는다. 그러나 어떤 원인에 의해 내압이 상승하여  $p=3.68\text{MPa}$ 이 되었을 경우  $K_I$ 이  $K_{IC}$ 보다 커져서, Fig. 5(b)에서 수평선으로 표시한  $K_{IC}$  값( $30\text{MPa}\sqrt{m}$ ) 이상이 되는 균열에 대하여는 균열 성장이 이루어져 위험하게 된다.

$K_I$ 이  $K_{IC}$ 에 도달했을 때의 균열 길이를 임계균열 길이라고 하며, 주어진 균열형상 및 내압 조건에서 임계균열 길이에 도달하였는지 여부를 확인함으로써 배관의 안전성 여부를 판단할 수 있다.

#### 4. 파열압력 계산

##### 4.1. 균열이 존재할 경우의 파열압력

배관 내벽에 축방향 단일균열이 존재하는 경우에 대하여 파열압력을 계산하는 식들이 제안되어 있다.

균열이 없고 내압만 작용될 경우 파열압력( $P_{th}$ )을 구하는 식은 Svensson<sup>5)</sup>에 의하여 다음과 같이 제시되었다.

$$P_{th} = K(n)\sigma_w \ln \left( 1 + \frac{t}{R_i} \right) \quad (3)$$

$$K(n) = \left[ \frac{0.25}{n+0.227} \right] \left[ \frac{e}{n} \right]^n \quad (4)$$

여기서,  $n$ 은 소성지수,  $\sigma_w$ 는 극한 강도,  $e$ 는 2.71828로 로그 지수이고,  $t$ 는 파이프의 두께 그리고  $R_i$ 는 파이프의 중심에서 내벽까지의 거리이다.

다음으로 균열이 있고 내압이 작용되는 경우의 파열압력은 다음 식으로부터 구할 수 있다.<sup>6)</sup>

$$M\sigma_H = \sigma_F \quad (5)$$

여기서,  $M$ 은 벌짐계수(bulging factor)이고,  $\sigma_H$ 는 원주방향응력(hoop stress)으로  $\sigma_H = rP/t$ 이다.  $\sigma_F$ 는 유동응력으로 다음 식으로 주어진다.

$$\sigma_F = k(\sigma_{ys} + \sigma_u) \quad (6)$$

여기서,  $\sigma_{ys}$ 는 재료의 항복강도,  $\sigma_u$ 는 극한강도이다. 따라서  $M$ 이 알려질 경우 파열압력은 다음과 같이 구해진다.

$$P = \frac{t\sigma_F}{rM} \quad (7)$$

벌짐계수  $M$ 에 대해서는 몇 가지 식들이 제안되어 있다. Belgatom에서는 파이프의 직관부위에 대한 파열 시험을 수행하여 유동응력 상관계수  $k$ 와 벌짐계수  $M$ 을 다음과 같이 제시하였다.<sup>7)</sup>

$$k = 0.513, \quad M = 0.614 + 0.386 \exp\left(\frac{-1.125L}{\sqrt{rt}}\right) + \frac{0.433L}{\sqrt{rt}} \quad (8)$$

여기서,  $L$ 은 균열길이이다. Folias의 식은 다음과 같다.<sup>8)</sup>

$$k = 0.58, \quad M = \sqrt{1 + \frac{0.40L^2}{rt}} \quad (9)$$

EPRI는 파열압력에 대한 실험결과를 이용하여 다음 식을 제안하였다.<sup>9)</sup>

$$P_N = 0.44628 - 0.41881 \log_{10} \lambda \quad (10)$$

여기서,

$$P_N = \frac{Pr}{(\sigma_{ys} + \sigma_w)t}, \quad \lambda = \frac{L}{\sqrt{rt}} \quad (11)$$

으로 표준화된(normalized) 값들이다.

식(11)의 안전여유가 너무 크기 때문에 1997년에 EPRI는 각국의 파열시험 결과를 곡선으로 나타낸 새로운 식을 다음과 같이 제안하였다.<sup>10)</sup>

$$P_N = 0.0613 + 0.536 \exp(-0.278 \lambda) \quad (12)$$

이 파열식은 기존 파열식과는 달리 균열이 없거나 균열길이가 짧을 때의 파열거동과도 잘 일치하는 것으로 알려져 있다.

Belgom과 Folias 및 EPRI에서 제안된 파열 압력 식들을 이용하여 배관에서 축방향 단일 균열이 10mm, 20mm, 50mm, 100mm, 150mm, 200mm인 경우에 대한 계산된 파열 압력을 Table 2에 나타내었다.

Fig. 6은 축방향 균열길이에 따른 계산된 파열 압력 결과를 나타낸 그림이다. 그림에서 보면 Belgom 식으로부터 계산된 파열압력이 가장 낮게 나타났고, Folias 식에 의한 파열 압력이 가장 높게 나타났다. 도시가스 배관의 평균 내압이 1.47MPa이므로 계산된 파열압력은 이보다 충분히 크고, 가정된 균열길이에 대해서는 강관이 충분한 강도를 가지고 있음을 알 수 있다.

#### 4.2. 두께 감소에 의한 파열압력 해석

일반적으로 배관은 유체의 흐름에 의한 마멸(감육) 또는 부식이나 전기 화학적인 반응에 의한 국부적인 마멸 등이 발생하여 구조적인 불안정을 야기시키며 그 현상은 가스의 관경, 작용하중, 사용년

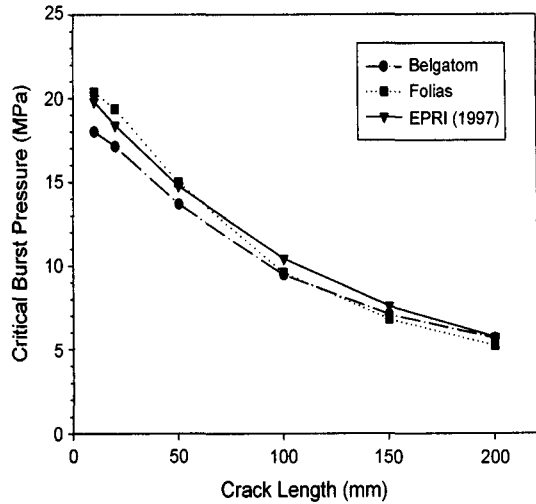


Fig. 6. Critical burst pressure from three equations

도 등 여러 가지 조건에 따라 달라진다.

그러나 매설된 배관의 육안검사 또는 채취의 어려움 등의 문제점으로 인하여 배관에서 마멸이 진행중일 때의 안정성의 평가가 거의 없는 실정이다.

일반적으로 가스배관의 수명을 연장하기 위하여 배관에 코팅처리를 하고 있다. 그러나 시간이 지남에 따라 외부 또는 내부의 환경요인들에 의하여 코

Table 2. Calculated burst pressure values from several equations

Equations		Longitudinal Crack Length ( mm )					
		10	20	50	100	150	200
Belgom	Normalized Crack Length ( λ )	0.3038	0.6077	1.5192	3.0383	4.5575	6.0767
	Bulging Factor (M)	1.0198	1.072	1.3417	1.9423	2.5897	3.2456
	Normalized Pressure (PN)	0.503	0.4786	0.3824	0.2641	0.1981	0.1581
	Critical Pressure (P, MPa)	17.9897	17.1143	13.6739	9.4458	7.0843	5.6526
Folias	Normalized Crack Length ( λ )	0.3038	0.6077	1.5192	3.0383	4.5575	6.0767
	Bulging Factor (M)	1.0183	1.0713	1.3868	2.1662	3.051	3.9712
	Normalized Pressure (PN)	0.5696	0.5414	0.4182	0.2677	0.1901	0.1461
	Critical Pressure (P, MPa)	20.3694	19.3614	14.9571	9.5752	6.7986	5.2231
EPRI Equation #1 (1991)	Normalized Crack Length ( λ )	0.3038	0.6077	1.5192	3.0383	4.5575	6.0767
	Bulging Factor (M)	-	-	-	-	-	-
	Normalized Pressure (PN)	0.663	0.5369	0.3702	0.2441	0.1704	0.1181
	Critical Pressure (P, MPa)	23.7088	19.2001	13.2399	8.7312	6.0938	4.2226
EPRI Equation #2 (1997)	Normalized Crack Length ( λ )	0.3038	0.6077	1.5192	3.0383	4.5575	6.0767
	Bulging Factor (M)	-	-	-	-	-	-
	Normalized Pressure (PN)	0.5539	0.514	0.4127	0.2916	0.2123	0.1603
	Critical Pressure (P, MPa)	19.8082	18.3813	14.7576	10.429	7.5916	5.7316

팅부에 손상이 생기고 손상된 코팅부에서는 부식이 발생하여 국부적으로 응력집중을 받게 되므로 배관의 구조적 안전에 큰 문제가 되고 있다.

이에 본 연구에서는 D 3631 재료로 제작된 배관을 대상으로 하여 국부적 마멸이 생성된 경우 두께 감소율에 따른 배관의 파열 압력을 추정하였다. 파열 압력을 추정하는 방법은 평균 원주응력 이 재료의 항복강도에 도달하면 파열이 되는 것으로 가정하였다.

탄소성 해석을 하기 위하여 D 3631 재료의 항복강도는 Table 1의 결과를 이용하였다.

배관의 마멸이 생긴 부위를 가정하기 위하여 Fig. 7에서와 같이 F-형(flat type)의 마멸을 가정하였다. F-형 마멸에서 마멸 길이(L)는 25.4mm와 50.8 mm로 하였고, 각각의 마멸 길이에서 배관의 두께를 감소시켜 마멸의 손상률(d, %)을 두께 7mm를 기준으로 두께로부터 20~80%로 변화시켰다. 이때 적용된 배관의 내경은 304.5mm, 외경은 314.5mm이다. 그림에서  $R_i$ 는 배관 중심에서 내벽까지의 거리이고  $t$ 는 배관의 두께이다.

Fig. 8은 F-형에서 마멸 길이는 25.4mm이고, 20%의 마멸이 생긴 배관의 유한요소모델 중 마멸부위의 자세한 모양이다. 사용 모델은 3차원 구조 요소(3-D Solid model)를 이용하였으며 전체 모델에서 대칭 조건을 이용하여 1/4만 나타나도록 하였다. 유한요소 상용프로그램인 ANSYS를 이용하여 탄소성 해석을 통하여 마멸의 손상률을 구하였다.

마멸에 의해 손상된 파열 압력을 추정하기 위하여, 마멸이 생긴 파이프에서 두께방향으로 절점(node)에서의 원주응력을 구한 후 두께로 나누어서 구한 평균 원주응력 값이 항복 강도가 되면 파열되는 것으로 가정하였다. 본 해석에서 기준응력을 항복강도로 정한 이유는 본 논문에서 고려한 재료의 경우 단순인장시험 결과를 보면 항복강도에 도달한 이후 탄성-완전소성 재료로 가정할 수 있을 정도로 매우 낮은 경화지수 값을 보이고 있다. 그러므로 항복강도 이후는 큰 소성변형이 발생되어 파이프의 파손

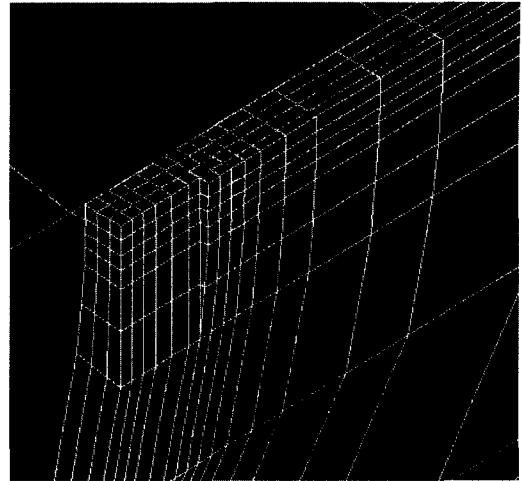


Fig. 8. Detailed FE model for F-type wear

으로 연결될 것이므로 기준응력을 항복강도로 취하였다.

해석결과는 Fig. 9에 나타내었다. 그림에서 보면 마멸 길이가 25.4mm인 경우 마멸 깊이가 20~60%에서는 파열압력이 조금씩 감소하나 60% 이후부터 급격히 떨어지는 것을 볼 수 있다. 마멸의 길이가 작은 경우 어느 한도 이내에서는 파열압력이 일정한 특성을 보이지만 마멸의 길이가 큰 경우(L=50.8mm)에는 이러한 특성은 없어지고 마멸 깊이가 깊어질수록 파열 압력은 일정하게 감소됨을 알 수 있다.

참고문헌 9에서는 마멸부의 두께 감소의 영향을 고려한 배관의 파열압력 계산을 위하여 식(3)과 식(4)에 두께  $t$  대신 마멸 손상부의 남아있는 두께  $e$ 를 대입하였다.

$$P_r = K(n)\sigma_w \ln\left(1 + \frac{t}{R_i} \cdot \frac{e}{t}\right) \quad (13)$$

이를 수정된 Svensson 식이라 부르기로 하자. 본 논문에서 고려한 재료의 경우  $n=0.0424$ 이므로  $K(n)$ 은 1.107이고, 항복강도 이후 경화지수가 매우 낮으므로 식(13)을 다음 식과 같이 나타낸다.

$$P_r = 1.107\sigma_{ys} \ln\left(1 + \frac{t}{R_i} \cdot \frac{e}{t}\right) \quad (14)$$

Fig. 9에서 보면 수정된 Svensson 식의 결과보다 본 해석에서 구한 파열 압력이 높게 나타남을 알 수 있다.

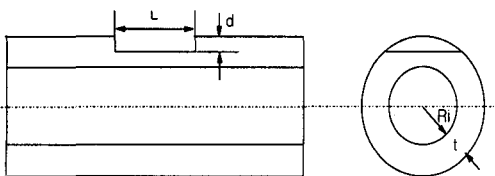


Fig. 7 Configuration of F-type wear in a pipe

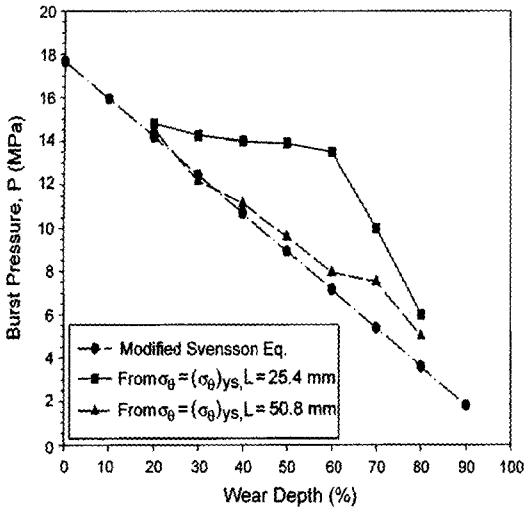


Fig. 9. Burst pressure of a pipe with F-type wear

### 5. 결론

1) 두 재료의 경도를 구하여 비교한 결과 D 3507에서는 용접부가 모재부보다 약 30% 높았고, D 3631에서는 용접부가 모재부보다 약 20% 높았다.

2) 모재와 용접부에서의 upper shelf Charpy 충격 에너지 값으로부터 파괴인성을 구한 결과 D 3631의 경우 용접부와 모재부가 유사한 인성을 갖는 반면 D 3507은 용접부가 모재부보다 더 낮은 인성을 가졌다.

3) Charpy 충격시험 결과로부터 ASME 기준곡선 (KIR)을 이용하여 재료의 파괴인성치를 온도의 함수로 제시하였다. 그리고 배관의 내측면에 축방향 반타원 표면균열을 가정하고 작용 내압에 대하여 파괴역학적 해석으로 임계균열길이를 구하였다.

4) D 3631 강관에 존재하는 가정된 관통균열의 길이에 따른 파열압력을 구한 결과 계산된 파열압력이 평균 내압인 1.47MPa에 도달하지 않으므로 D 3631 강관이 충분한 강도를 가지고 있어 가정된 균열길이에 대하여 안전함을 알 수 있었다.

5) D 3631 강관에 마멸이 생긴 경우 마멸의 깊이에 따른 파열 압력을 유한요소 해석을 통하여 계산

한 결과 마멸깊이가 25.4mm인 경우 마멸깊이가 60%까지는 파열 압력이 조금씩 감소하나 마멸 깊이가 60% 이후에는 파열압력이 급격히 떨어졌다. 반면에 마멸깊이가 50.8mm인 경우에는 수정된 Svensson 식으로 계산한 결과와 같이 일정하게 감소하였다.

감사의 글 : 본 연구는 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성 평가 연구 센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

### 참고 문헌

- 1) 류병조, "연료가스 배관용 탄소강관(KS D 3631) 규격 제정과 그 의미," 가스안전지, Vol. 23, No. 9, pp. 18~20, 1997.
- 2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components, ASME, New York.
- 3) John M. Barson and Stanley T. Rolfe, Fracture and Fatigue Control in Structure; Applications of Fracture Mechanics, Third Edition, American Society For Testing And Materials, p. 211, 1999.
- 4) T. L. Anderson, Fracture Mechanics, CRC Press,
- 5) EPRI NP-6865-L Vol. 1, "Steam Generator Tube Integrity Volume 1; Burst Test Results and Validation of Rupture Criteria (Framatome Data)," 1991.
- 6) P. Hermalstern, "The Influence of Test Condition on Burst-Pressure Assessment for Inconel Tubing," Int. J. Pres. & Piping, Vol. 50, pp. 41~57, 1990.
- 7) EPRI NP-6626SD, "Belgian approach to steam generator tube plugging for primary water stress corrosion cracking," 1990.
- 8) E. S. Folias, "A Finite Line Crack in a Pressured Cylindrical Shell," Int. J. Fracture, Vol. 1, pp. 104~113, 1965.
- 9) EPRI NP-6865-L, "Steam Generator Tube Integrity, Volume 1: Burst Test Results and Validation of Rupture Criteria," 1991.
- 10) EPRI TR-107618 Volume 2, "Circumferential Flaws Burst Data-Evaluation of Foil Reinforcement Effect," 1997.