

파이프라인 파손의 파괴역학적 해석



●1953년생.
●고온에서의 재료특성 규명을 전공하였으며, 소성가공 이론 및 실험 능력 해석에 관심을 가지고 있다.

이 상 록

한국기계연구소 재료강도실 실장



●1959년생.
●피로파괴를 전공하였으며, 고온 피로파괴, 설계/시험 및 변동하중 하에서의 균열 진전수명 예측에 관심을 가지고 있다.

이 학 주

한국기계연구소 재료강도실 선임연구원



●1963년생.
●피로 및 파괴역학을 전공하였으며, 파괴 파라미터의 수치해석법과 균열성장 및 수명예측에 관심을 가지고 있다.

한 승 우

한국기계연구소 재료강도실 연구원



●1950년생.
●유체기계공학을 전공하였으며, 플랜트 시스템의 설계 및 중질유 분해시설의 재료 특성과 부식에 관심을 갖고 있다.

김 찬 규

극동정유주식회사 설계부

1. 머리말

파이프, 압력 용기에 사용되는 재료, 그들의 조립 그리고 각 부품의 검사 절차는 여러 가지 표준과 시방서에 의해 관리된다.

품질 관리 요건은 모재의 생산에서부터 완전히 가동중인 플랜트 시스템에 이르기까지 생산에 포함되는 모든 면에 대해 규정되어 있다. 그러나 비록 검사 방법이 규정되어 있더라도 작용상태에 대해 압력용기나 파이프 부품의 적합성을 확립하는 데는 부적절한 면이 있다. 따라서 전체 시스템을 구성하는 압력용기나 파이프 부품은 언제라도 파손을 초래할 수 있다.

일반적으로 여러 가지 조건이 파손을 일으킬 수 있지만 파손의 원인은 다음의 분류 중 하나로 볼 수 있다.

1) 설계 : 강도평가, 구조물의 건전성, 조인

트 위치 그리고 용접 방법 등을 충분히 고려해야 한다.

2) 재료 : 파이프와 압력용기만을 위한 재료가 존재하지 않으므로 알맞는 재료의 선택과 취급이 중요하다.

3) 모재의 결함 : 모재의 결함은 제조과정 그리고 관재나 엘보우(elbow), 티(tee), 리듀서(reducer) 등과 같은 파이프 부품의 성형시에 생길 수 있다.

4) 제작 : 제작, 용접, 열처리 그리고 현장조립시의 압력용기나 파이프의 청결에 주의해야 한다.

5) 운용상태 : 매우 가혹한 운용상태는 특별한 고려와 주의 깊은 보수/유지 프로그램이 요구된다.

어떤 경우에는 파손원인이 위 분류 중 몇 가지 양상의 조합에 기인하기도 한다.

본 연구의 목적은 첫째로 파괴역학적 관점에

서 파이프 라인의 파손을 해석하는 것이다. 둘째로는 장래에 유사한 파손을 방지하기 위하여 공학적 토대를 마련하는 것이다. 이 글에서는 실제 작동 상태에서 파이프 시스템에 대한 응력해석과 시험재료의 기계적 성질, 파괴 인성(fracture toughness) 시험을 위한 시편채취에 대해 언급하고, 파괴인성 시험과 파괴역학의 적용에 대해 논하고자 한다.

2. 응력해석⁽¹⁾

응력해석을 위해 ADINA라는 구조해석 프로그램(버전 5.6)이 사용되었다. ADINA는 파이프 해석에 있어서 파이프 라인의 운동학적 거동과 응력분포뿐만 아니라 장방(ovalization) 효과도 얻을 수 있는 특별한 장점을 가지고 있다.

파손된 파이프 시스템에 대한 수치해석의 결과는 다음과 같다.

1) 운용압력으로 인한 파이프 시스템의 응력은 재료의 강도에 비해 중요하지 않았다. 내압이 190.2MPa일 때 최대 축방향 인장 응력과 최대 원주 방향 응력은 각각 35MPa과 94MPa이었다.

2) 축방향 균열은 엘보우 No.1과 2의 시편

에서 발견되었다. 그러나 운용 압력으로 인한 응력값이 크지 않기 때문에 운전하는 동안 균열이 시작되었다고 가정하기는 어렵다.

3) 따라서 제작과정이나 조립과정 중에 초기 균열이 시작되었다고 여겨진다. 만약 수소취화나 갑작스런 온도 변화와 같은 환경 효과가 있다면 제작과정에서 생긴 균열이 급격한 파손을 일으키는 임계크기에 쉽게 도달할 수 있다.

4) 조립 과정에서 발생한 잔류응력은 나쁜 영향을 미치며, 비록 그것이 열응력에 의해 완화될 수 있을지라도 항보강도까지 도달할 수도 있다.

5) 유한 요소해석(NISA II /DISPLAY II)을 사용하여 열응력 해석을 수행하였다. 69°C의 온도차가 있을 경우, 파손된 엘보우에서의 최대 원주방향 응력은 106MPa이고 최대 축방향 응력은 89MPa 이었다.

3. 기계적 성질 시험

3.1 시편채취

시험한 재료는 ASTM A234 WPB⁽²⁾ 탄소강 파이프로서, 이는 K사와 S사에서 생산된 끝은 파이프를 열간 성형가공한 것이다. 그림 1은 파손된 파이프 라인을 나타낸 것이다. 열처리

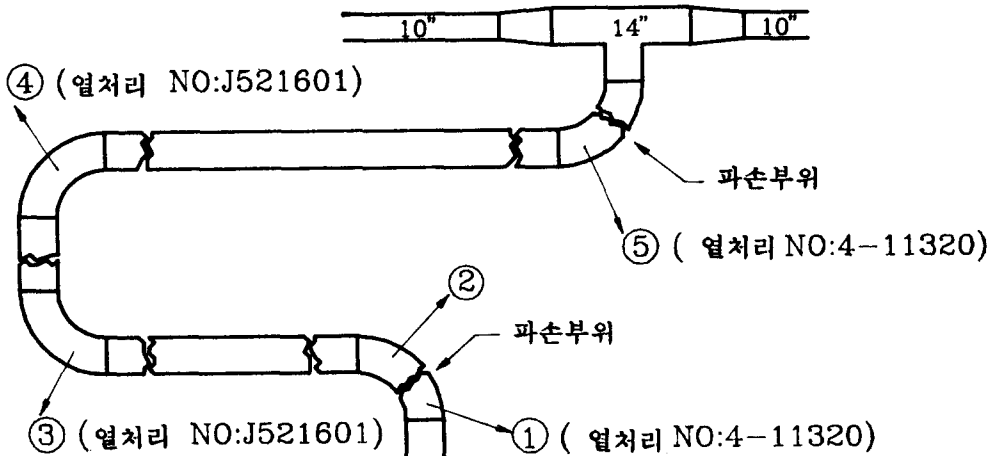


그림 1 파손된 파이프라인

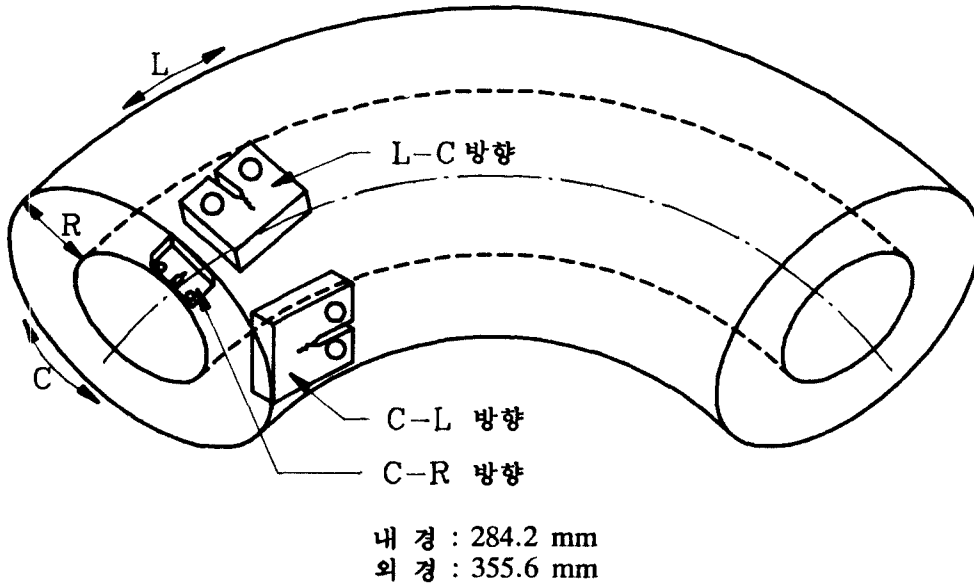


그림 2 파괴인성 시험을 위한 시편의 방향

No. 4-11320과 J526101은 각각 K사와 S사에서 만든 끝은 파이프를 표시한다.

시험편은 그림 1에 나타난 No.2, No.3, No. 5 엘보우의 모재 중 용접시 열하향 부위에서 60mm 떨어진 곳에서 채취하였다. 그림 2는 파괴인성 시험편의 채취위치와 방향을 보여준다. 파괴인성에 있어 균열의 방향 효과를 고려하기 위하여, 시편은 세 가지 다른 방향 즉 C-L, L-C, C-R에서 채취하였는데 첫번째 문자는 균열면에 수직인 방향을 나타내고, 두번째 문자는 예상되는 균열진전 방향을 나타낸다.

여기서, C는 원주방향, L은 최대 입자 흐름 방향, R은 반경 방향이다.

No.5 엘보우의 시편은 높은 표면 경화를 제거하기 위해 950°C에서 한 시간 동안 노말라이징하였다.⁽³⁾

3.2 기계적 성질

상온에서의 인장시험 결과는 표 1과 같으며,⁽³⁾ 이는 ANSI/ASTM A106 Grade B⁽²⁾에 명시된 값과 거의 차이가 없다. No.2 엘보우에 대해 L방향의 항복강도는 T방향보다 더 크

나, No. 3 엘보우에서는 반대로 T방향의 항복강도가 L방향보다 크다.

No.2 엘보우의 항복강도와 인장강도는 No.3 엘보우보다 더 크게 나타난 반면 연신율은 그 반대임을 볼 수 있다. 많은 파손은 주로 파괴인성을 고려하지 않은 고장력강(high-strength steel)의 사용에 의한 취성에 기인된다고 보고

표 1 인장시험 결과

시 편	방 향	항복강도 (MPa)	인장강도 (MPa)	연신율 (%)
No. 2 K사	L	406	496	21
	T	353	454	25.4
No. 3 S사	L	317	450	38.1
	T	364	455	27.1
No. 2 노말라이징된 K사	—	215	400	—
ASTM 규격	L	—	—	22
	T	240	415	14

되고 있다.⁽⁴⁾

4. 파괴인성 시험

파괴인성 시험은 ASTM E399와 E813에 따라 수행하였으며, 이는 취성 파괴로부터의 안전성을 조사하는데 필요한 평면 변형률 파괴인성(plane strain fracture toughness)을 결정하기 위해서 이다.

4.1 시편

시편은 그림 3과 같이 ASTM E813⁽⁵⁾에 의해 규정된 것과 유사한 CT(compact) 시편을 사용하였다.

L-C, C-L 방향에 대해서는 1T CT 시편을 사용하였고 C-R 방향에 대해서는 1/2T CT 시편을 사용하였다. 이는 파이프의 두께가 너무 얇아서 C-R 방향으로서는 1T CT시편을 얻을 수 없었기 때문이다. 노치는 0.2mm 와이어를 가진 와이어 커팅 머신으로 만들었다. 모든 시편

에 ASTM E813의 조건에 따라 피로 예균열(pre-crack)을 내었다. 균열이 있는 시편의 초기 균열길이는 폭(W)의 약 0.55배가 되게 하였다.

4.2 시험조건과 장비

파괴인성 시험에는 10톤 용량의 서보-유압식 파괴시험기가 사용되었다. 파괴인성 시험은 -30°C 에서 54°C 까지의 온도에서 수행하였고, 온도는 액화질소와 코일형(serpentine) 히터에 의해 챔버(chamber)에서 조절되었다.

하중 작용선 변위(load line displacement)를 측정하기 위해 균열개구변위게이지(crack opening displacement gage, 게이지 길이 : 5mm)를 사용하였고, 하중-하중 작용선 변위의 구배(하중에 대해서는 $\times 10$, 하중작용선 변위에 대해서는 $\times 20$)를 확대하는 데는 영점 조절 회로(zero suppression circuit)를 사용하였다.

하중은 영에서부터 $0.4P_L$ 까지 3분간 가하여졌다.

$$P_L = \left[\frac{Bb_o^2\sigma_y}{(2W+a)} \right] \quad (1)$$

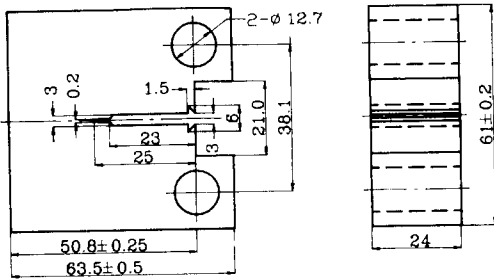
여기서, B 는 시편 두께, b_o 는 균열이 나지 않은 리저먼트(un-cracked ligament), σ_y 는 유효 항복 강도($=\sigma_{ys} + \sigma_{Ts}$)/2), σ_{ys} 는 0.2% 율셋 항복 강도, σ_{Ts} 는 극한 인장 강도, W 는 시편 폭, a 는 균열 크기를 나타낸다.

균열진전을 측정하기 위해 제하(unload)의 범위는 현재 하중의 약 15%로 하였다.

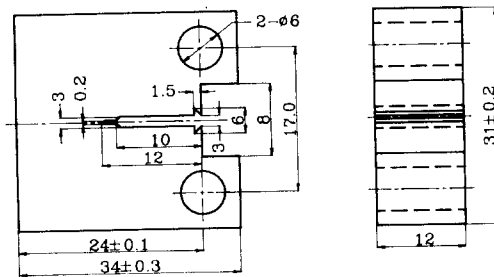
마지막 제하를 완료한 후, 균열 진전 길이를 측정하기 위해 약 5분 동안 마지막 시험 하중의 90%로 반복 하중을 가하였다.

균열길이는 시편 중심선을 중심으로 9개의 등간격 점에서 배율 50배인 현미경으로 측정하였다. 초기균열길이 a_o 와 최종균열길이 a_p 는 표면 부근의 두 점에서 균열길이의 평균값과 나머지 7점에서의 균열길이를 조합한 값을 평균하여 결정하였다.

J_{IC} 와 K_{IC} 는 각각 ASTM E813⁽⁵⁾과 ASTM E388⁽⁶⁾에 의해 계산하여 결정하였다.



(a) L-C와 C-L 방향에 대한 1T CT시편



(b) C-R 방향에 대한 1/2T CT 시편

그림 3 파괴인성 시험을 위한 CT시편

4.3 시험결과와 고찰

파괴인성 시험의 결과는 표 2~4에 나타내었다. 표 2~4에 나타난 바와 같이 데이터의 거

의 모두가 ASTM E813과 E399의 최소 시편 두께 조건을 만족시키지 못했다. K_{Ic} 시험에 있어서는 데이터의 몇몇이 다음 조건을 만족하

표 2 No.2 엘보우(K사)에서의 파괴 인성 시험의 결과

No.	방향	온도	시험 형태	J_0 KJ/m ²	$K_c(J)$ or K_0 MPa√m	요구되는 최소두께 (mm)	균열 길이, (mm)	
							A_0	A_p
1D	C-L	54	K		45.69	41.92	28.49	
1E	C-L	54	"		43.76	38.47	28.74	
1F	C-L	54	"		53.61	57.73	28.74	
1A	C-L	25	"		42.11	35.61	27.83	
1B	C-L	25	"		36.09	26.16	28.31	
1C	C-L	25	"		41.65	34.84	28.36	
1G	C-L	0	"		36.72	27.08	28.87	
1H	C-L	0	"		36.11	26.19	28.87	
1J	C-L	-20	"		31.35	19.75	28.45	
2B	L-C	54	"		52.15	41.24	27.62	
2C	L-C	54	"		56.21	47.91	27.42	
2E	L-C	54	"		45.37	21.22	30.81	
2A	L-C	25	"		42.66	27.60	29.28	
2F	L-C	25	"		39.96	24.22	29.33	
2I	L-C	25	"		62.56	59.35	30.72	
2D	L-C	0	"		40.87	25.33	28.31	
2G	L-C	0	"		37.03	20.80	28.47	
2K	L-C	0	"		54.14	44.45	28.1	
2J	L-C	-20	"		47.35	34.00	28.83	
S1-6	C-R	54	"		34.20	20.31	16.04	
S1-8	C-R	54	"		33.56	19.56	14.31	
S1-9	C-R	54	"		30.46	16.11	15.14	
S1-3	C-R	25	"		41.48	29.88	14.32	
S1-5	C-R	25	"		34.34	20.48	14.45	
S1-10	C-R	0	"		36.50	23.13	14.81	
S1-11	C-R	0	"		27.14	12.78	14.80	
S1-12	C-R	-30	"		37.22	24.05	14.68	

표 3 No.5엘보우(노말라이징된 K사)에서의 파괴인성 시험 결과

No.	방향	온도	시험 형태	J_0 , KJ/m^2	$K_c(J)$ or $K_QMPa\sqrt{m}$	요구되는 최소두께 (mm)	균열 길이, (mm)	
							A_0	A_p
3A	C-L	54	J	294	237	20.29	28.64	29.48
3F	C-L	0	K		33	60.17	28.94	
3C	C-L	-20	K		37	76.18	28.84	
3D	C-L	-20	K		36	70.86	28.75	
3H	L-C	54	J	288	256	23.49	31.41	33.69
3G	L-C	0	K		30	51.45	28.56	

표 4 No. 3 엘보우(S사)에서의 파괴 인성시험의 결과

No.	방향	온도	시험 형태	J_0 , KJ/m^2	$K_c(J)$ or $K_QMPa\sqrt{m}$	요구되는 최소두께 (mm)	균열 길이, (mm)	
							A_0	A_p
L1	C-L	54	J	289	255	17.69	27.91	29.78
L2	C-L	54	J	308	264	18.86	27.68	29.05
L3	C-L	54	J	282	252	17.27	27.60	30.02
T3	L-C	54	J	235	230	15.39	27.35	31.29
B1	C-R	25	J	351	281	22.16	14.74	15.85
B4	C-R	54	J	499	336	31.48	14.22	15.82
B6	C-R	54	J	421	308	26.55	14.64	17.49

지 못했다.

$$P_{max}/P_Q \leq 1.1 \quad (2)$$

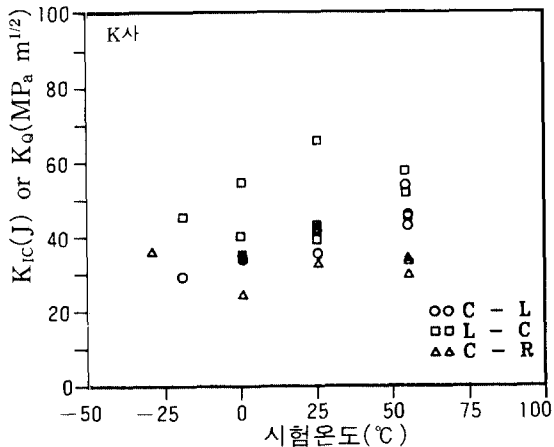
비록 표 2~4의 데이터의 대부분이 유효하지 않은 것으로 판명되었으나 시험온도, 방향, 시험 채취 위치의 효과는 잘 설명하고 있다. 그림 4(a), 4(b), 4(c)는 각각 No. 2엘보우(K사), 노말라이징된 No.5 엘보우(K사), No.3 엘보우(S사)의 파괴인성을 보여준다. 시험결과에 의하면 온도가 증가할수록 파괴 인성도 증가한다. 그림 5(a)는 No. 2엘보우의 파괴인성이 다음과 같은 순서로 감소함을 보여준다.

- 1) L-C 방향
- 2) C-L 방향
- 3) C-R 방향

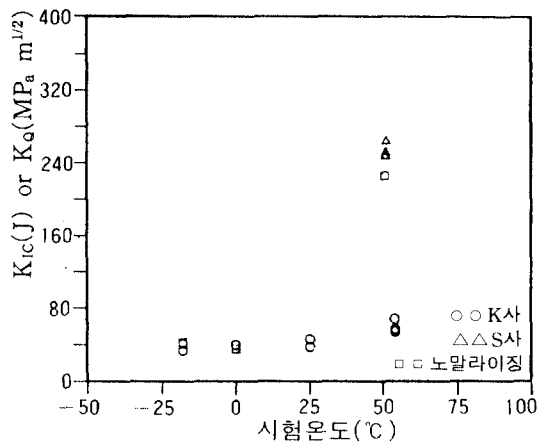
그림 4(a), 4(b), 4(c)에서는 No. 3 엘보우와 노말라이징된 No. 5엘보우의 파괴인성이 No. 2엘보우보다 더 크다는 것을 알 수 있다. 파이프라인의 급격한 파손을 초래한 주된 균열은 No. 2엘보우의 중앙부분에서 시작하여 원주방향으로 진전하였다.

그림 5(c)는 No.2와 No.3엘보우의 C-R 방향 파괴인성을 보여주며, 운용 온도인 54°C에서 No.2와 No.3엘보우의 평균 파괴인성은 각각 32.7MPa와 322MPa이다.

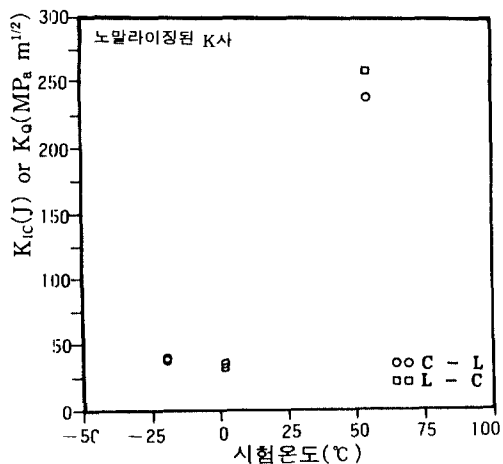
다시 말하면, No. 2엘보우가 No.3엘보우보다 훨씬 더 취성이다. 따라서 No. 3엘보우보다 No. 2엘보우에서, 파이프라인에서 일어난 것과 같은 급격한 취성파손(brittle failure)이 훨씬 발생하기 쉽다는 결론을 내릴 수 있다.



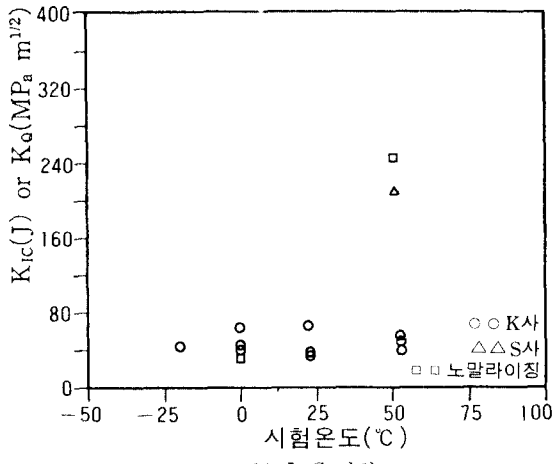
(a) No. 2 엘보우



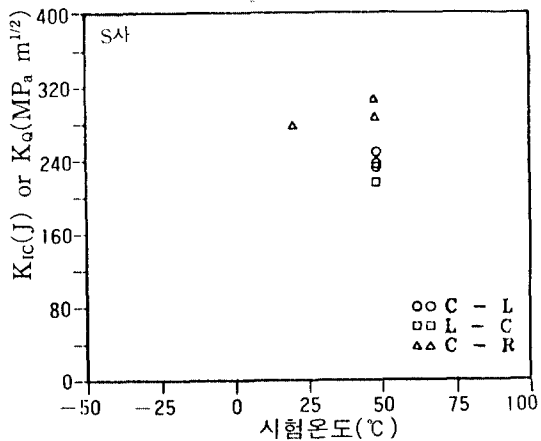
(a) C-L 방향



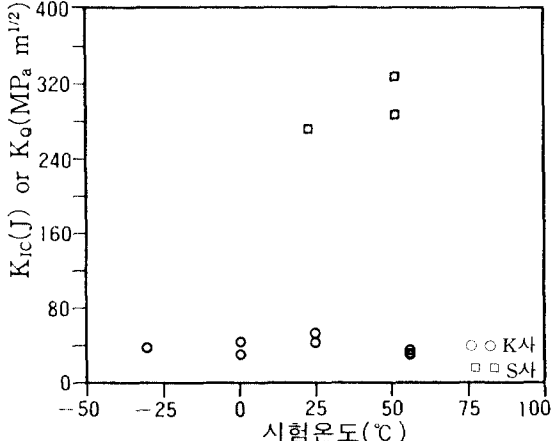
(b) No. 5 엘보우



(b) L-C 방향



(c) No. 3 엘보우



(c) C-R 방향

그림 4 파괴 인성 시험 결과

그림 5 파괴 인성에 있어 하중방향의 효과

No. 2엘보우의 파면에는 편평한 벽개파괴(cleavage fracture)가 나타나 있었으며, No. 3과 노말라이징된 No.5엘보우의 파면에서는 쉬어립스(shear lips)와 같은 전형적인 연성 파괴(ductile fracture)가 관찰되었다.

No.2, No.3, 노말라이징된 No.5엘보우의 파단면 조사로부터 No. 2엘보우가 No. 3엘보우보다 취성 파괴의 경향이 더욱 크다는 결론을 내릴 수 있다.

5. 파괴 역학적 해석

주어진 구조물이나 재료의 거동이 응력상태, 결함의 존재, 재료의 성질 그리고 파괴가 진행되는 메카니즘에 좌우된다는 것을 잘 알려져 있는 사실이다.⁽⁷⁾

이 장에서는 이런 인자들 사이의 정량적 관계를 전개하고자 한다. 균열이 있는 고체의 파손을 결정하는데 있어 오늘날 공학자들이 사용하는 정량적 관계는 Griffith⁽⁸⁾에 의해 약 70년 전에 시작하여 많은 연구자들에 의해 더욱 발달하였다.

요약하면, 급격한 파손을 일으키는 조건은

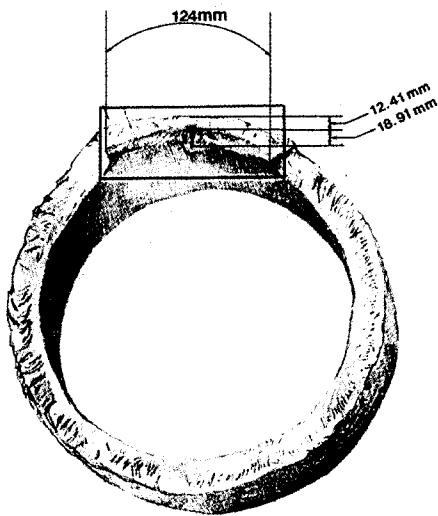


그림 6 90° 엘보우에서 관찰된 균열의 형상

다음과 같다.

$$K = Y_1 \cdot Y_2 \cdot Y_3 \sigma \sqrt{a} \geq K_{Ic} \text{ or } K_c \quad (3)$$

여기서, K 는 응력 강도 계수(stress intensity factor)라 정의하고, σ 는 균열면에 수직인 공칭응력, a 는 비파괴 검사(NDT)에 의해 발견되었거나 구조물에 존재한다고 가정한 결함의 크기이다. Y_1, Y_2, Y_3 는 결함의 형상에 따른 수정계수이다. 재료의 물성치인 K_{Ic} 는 평면변형률 파괴인성(plane strain fracture toughness)이라 하며, 파괴인성 K_c 의 최소값을 나타낸다. 주어진 재료의 K_{Ic} 가 유용하지 않을 때 실험으로 얻어진 K_c 의 값을 대신 사용할 수 있다.

그림 6에서와 같이 파이프 라인의 90°엘보우에서 관찰되는 균열과 유사한 반타원형 균열에 대해, 식 (3)에서의 크기 계수(scale factor)는 다음과 같이 주어진다.⁽⁹⁾

$$Y_1 = \sqrt{\pi}$$

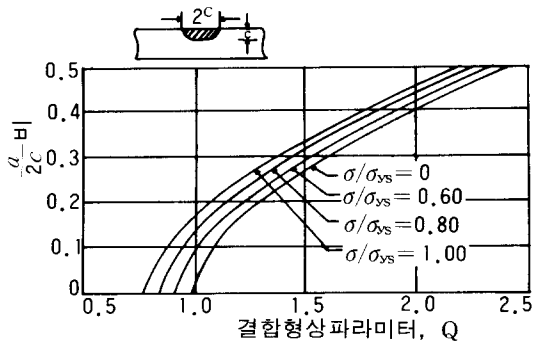


그림 7 균열면의 길이와 깊이의 비에 대한 결함형상 파라미터



그림 8 균열 발생 부위의 확대 모습

$$Y_2 = (1/Q)^{1/2} \quad (4)$$

$$Y_3 = 1.12$$

여기서, Q 는 σ 와 더불어 a 와 c 의 값에 좌우되는 결함 형상 파라미터이다. a 와 c 는 각각 균열의 반타원형 형상에 있어 단축과 장축을 나타낸다. 그림 7은 Q 와 $a/2c$ 와 σ 의 관계를 보여준다.

그림 6에서 보여지는 균열의 종횡비($a/2c$)는 0.15이며, 그림 8에는 파면 조사를 위하여 균열을 확대하여 나타내었다.

균열 발생 부위는 그림 8에서 짧은 화살표로 나타내었다. 균열 진전에 따라 황화물 응력 크랙킹(sulfide stress cracking)의 메카니즘으로 설명된다.⁽³⁾ 따라서 그림 8의 큰 화살표가 가리키는 것과 같이 균열은 임계크기(critical size)에 도달할 때까지 성장하여, 급격한 파손을 야기시켰다. 스트라이에이션(striation), 비치마크(beach mark) 등과 같은 피로에 관련된 특성을 발견되지 않았다.

나머지 표면은 선명하고, 과립형태이고, 투명한 것으로 보아 취성벽개 형태임이 판명되었다. 연성 전단 파괴를 나타내는 쉬어립스는 관찰되지 않았다. 파이프라인에 있어 고려해야 할 두 가지 중요한 응력은 다음과 같다.

1) 내압의 의한 응력

2) 파이프 벽의 안팎의 온도차 ΔT 에 의한 열응력^(10,11)

운전조건하에서 내압(P)에 의해 발생하는 두 주응력인 축방향 응력(σ_a)과 원주방향 응력(σ_h)과 파이프 벽의 온도차에 의한 열응력(σ_{th})에 기인하는 최대 축방향 응력과 최대 원주방향 응력에 대해 언급하고자 한다.

또한 정확한 해석을 위하여 엘보우의 제조과정, 파이프 라인의 조립, 용접과정 등에서 야기될 수 있는 잔류 응력도 고려해야 한다. 그림 9는 비등수형 원자로(boiling water reactor) 플랜트에서 4인치 지름의 스테인레스강 파이프의 벽에서 발견된 균열의 한 예를 보여준다. 이 균열은 용접에 의한 잔류 응력에 의해 원주방향과 반경방향으로 성장하려는 경향

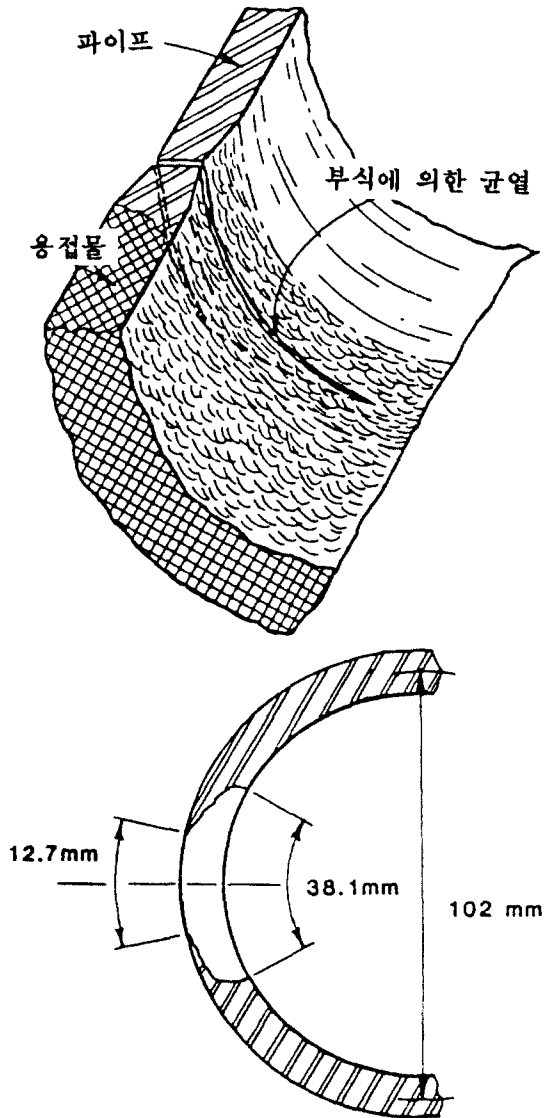


그림 9 비등수형 원자로 플랜트의 4인치 지름의 재순환 바이패스관에서 발견된 균열

이 있으며 때로는 파이프 벽 면적의 크기에 비해 무시할 수 없을 정도로 자라게 된다.

본 연구에서는 파이프라인 조립 과정과 90° 엘보우의 제조과정을 정확히 모르기 때문에 파이프 라인에서의 잔류응력은 고려되지 않았다.

따라서 전체 응력은 내압으로 인한 응력과 열응력으로 구성된다. 그림 9와 매우 유사한

그림 6에서의 균열에 대해, 균열면에 수직한 전체응력을 계산할 수 있다.

이 경우 축방향 응력이 균열면에 수직하므로, 내압의 의한 축방향 응력이 원주방향 응력보다 지배적이다. 유한요소 해석으로부터 내압으로 인한 축방향 응력(σ_a)과 온도차로 인한 축방향 열응력을 구하였고, 실험으로부터 소재의 파괴 인성치를 구하였으므로 갑작스런 파손을 발생시킬 수 있는 임계 균열크기를 식 (5)로 계산할 수 있다.

$$\sigma = \sigma_a + \sigma_{th} = 35 + 89 = 124 \text{MPa} \quad (5)$$

균열이 반경방향으로 진전된 것으로 관찰되었기 때문에 표 2에서 No.2엘보우에 대해 C-R방향 값이 사용되었다. K_c 값에 대해서는 54°C와 24°C에서 시험한 K_Q 의 평균값을 사용하였다.

$$K_c = 34.8 \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (6)$$

표 1로부터 파손된 엘보우의 T 방향의 항복강도 (σ_{ys})가 구해진다.

$$\sigma_{ys} = 353 \text{MPa} \quad (7)$$

그리고 그림 7에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$a/2c \approx 0.15 \quad (8)$$

식 (8), (5), (7)에서 구한 $a/2c$ 와 σ/σ_{ys} 의 값으로 그림 8에서 Q 의 근사치를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$Q \approx 1.13 \quad (9)$$

따라서 식 (3)은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$K_c = 1.12\sigma(\pi a)^{1/2}/1.13 \quad (10)$$

식 (5)와 (6)을 식 (10)에 대입하면, 임계 균열 크기 (a_{cr})는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} a_{cr} &= (K_c/1.12\sigma)^2 \times 1.13/\pi \\ &= 22.6 \text{mm} \end{aligned} \quad (11)$$

식 (11)에 의해 주어진 임계 균열크기와 실제 균열 크기(18.9mm)를 비교해 보면, a_{cr} 에

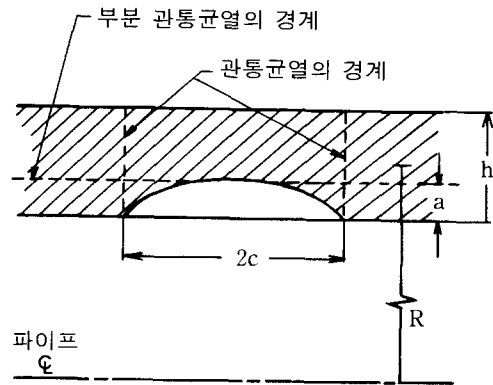


그림 10 파이프 벽의 축방향 표면 균열

대해 이론적인 예상이 실제 균열크기와 근사적으로 일치함을 알 수 있다.

그리고 더욱 많은 시험을 수행하여 K_c 대신 K_{Ic} 를 사용하면 좀더 정확한 균열 길이를 예측할 수 있을 것이다. 그것은 식 (3)에서 사용한 K_c 값보다 K_{Ic} 값이 더 작기 때문이다.

파이프라인 시스템에서 원주방향 응력은 축방향 응력보다 훨씬 더 크다. 따라서 그림 10과 같이 파이프라인축과 평행한 장축을 갖고, 형상과 크기가 반타원형인 균열이 그림 6과 9의 균열 방향보다 더욱 위험할 수도 있다.

이경우에 있어서 균열면에 대한 수직 응력은 원주방향 응력(σ_h)이고 이것은 축방향 응력보다 훨씬 더 크다. 갑작스런 파손의 기준에 대한 임계 균열크기는 식 (5)에 대신 σ_h 를 대입하여 같은 절차를 적용함으로써 구할 수 있다.

따라서 균열면에 대한 총수직 응력은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma &= \sigma_h + \sigma_{th} \\ &= 94 + 106 = 200 \text{MPa} \end{aligned} \quad (12)$$

식 (6)에서 식 (9)까지 같은 값을 사용하면 임계 균열크기는 다음과 같이 주어진다.

$$a_{cr} = 8.7 \text{mm} \quad (13)$$

식 (13)으로부터 그림 10에서의 축방향 표면 균열에 대한 임계 균열크기는 그림 6에서 관찰된 임계 균열크기보다 더욱 작다는 것을 알 수

있다. 다시 말하면 축방향 표면 균열은 그림 6 과 같이 원주 방향으로 장축을 가진 균열보다 더욱 크고 깊게 관찰해야 한다.

마지막으로 ASME 보일러와 압력용기 코드 (Section XI, IWB-3514)에 제안된 허용 균열 크기를 참고로 소개하고자 한다.

표 5 허용 균열 크기
 재료 : NB-2300의 규정에 맞고, 100°F에서 항복강도가 50ksi 이하인 철강

부피검사방법 (*volumetric examination method*), 공칭벽두께, ^{1,2} *t*, in.

0.312		1.0		2.0		3.0		4.0 이상		
종횡비 <i>a/l</i>	표면지수 <i>a/t</i> , %	표면하지수* <i>a/t</i> , %	표면지수 <i>a/t</i> , %	표면하지수* <i>a/t</i> , %	표면지수 <i>a/t</i> , %	표면하지수* <i>a/t</i> , %	표면지수 <i>a/t</i> , %	표면하지수* <i>a/t</i> , %	표면지수 <i>a/t</i> , %	표면하지수* <i>a/t</i> , %
가동전검사										
0.00	7.4	9.2Y	6.7	8.4Y	5.7	7.2Y	4.7	5.8Y	3.7	4.6Y
0.05	7.9	9.6Y	7.2	8.7Y	6.2	7.5Y	5.0	6.1Y	4.0	4.8Y
0.10	8.7	10.4Y	7.9	9.5Y	6.8	8.1Y	5.5	6.6Y	4.3	5.2Y
0.15	9.6	11.5Y	8.8	10.5Y	7.5	9.0Y	6.1	7.3Y	4.8	5.8Y
0.20	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	8.4	10.1Y	6.9	8.2Y	5.4	6.5Y
0.25	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	7.8	9.3Y	6.1	7.3Y
0.30	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	8.8	10.5Y	6.9	8.2Y
0.35	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	8.8	11.8Y	6.9	9.3Y
0.40	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	8.8	11.8Y	6.9	10.4Y
0.45	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	8.8	11.8Y	6.9	11.6Y
0.50	9.6	11.5Y	9.9	11.8Y	9.5	11.4Y	8.8	11.8Y	6.9	11.6Y
가동중검사										
0.00	11.1	13.8Y	10.0	12.6Y	8.5	10.8Y	7.0	8.7Y	5.5	6.9Y
0.05	11.8	14.4Y	10.8	13.0Y	9.3	11.2Y	7.5	9.1Y	6.0	7.2Y
0.10	13.0	15.6Y	11.8	14.2Y	10.2	12.1Y	8.2	9.9Y	6.4	7.8Y
0.15	14.4	17.2Y	13.2	15.7Y	11.2	13.5Y	9.1	10.9Y	7.2	8.7Y
0.20	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	12.6	15.1Y	10.3	12.3Y	8.1	9.7Y
0.25	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	11.7	13.9Y	9.1	10.9Y
0.30	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	13.2	15.7Y	10.3	12.3Y
0.35	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	13.2	17.7Y	10.3	13.9Y
0.40	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	13.2	17.7Y	10.3	15.6Y
0.45	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	13.2	17.7Y	10.3	17.4Y
0.50	14.4	17.2Y	14.8	17.7Y	14.2	17.1Y	13.2	17.7Y	10.3	17.4Y

[참고]

- 1) 결함 종횡비는 *a/l*와 두께 *t*의 중간값의 선형내삽법으로 계산
- 2) *t*는 공칭 벽두께 또는 UT 검사에 의한 실제 벽두께
- 3) $Y = (\delta/t) / (a/t) = \delta/a$
- 4) 만약 $Y < 0.4$ 이면 결함지수는 표면지수로 분류된다.
- 5) 만약 $Y > 1.0$ 이면 $Y = 1.0$

[주]

*표면하지수층 깊이는 2*a*

표 5에서 운용전과 운용중의 시험에 있어 페 라이트강에 대한 허용 균열크기가 나타나 있다. 벽의 공칭두께와 결함의 종횡비(a/l)를 가지고 표 5를 사용하면 두께 향으로 허용 균열크기를 쉽게 계산할 수 있다. 표 5에서 1은 앞에서 언급한 2c에 해당한다. 식 (8)에 의해 주어진 결함의 종횡비를 사용하면 식 (14)와 같다.

$$a/2c = a/l = 0.15 \quad (14)$$

그리고 벽두께(t)에 대해 선형내삽(linear interpolation)을 사용하여 표 5로부터 다음을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} a/t &= 12.4\% \text{ i.e.,} \\ a &\approx 4.4\text{mm} \end{aligned} \quad (15)$$

다시 말하면, 만약 비파괴 검사(NDT)에 의해 관찰된 균열크기가 운전상태에서 4.4mm보다 더 커지면, 결함이 완전히 보완되기까지는 플랜트를 가동할 수 없다는 것이다.

6. 맺음말

1) 수치해석 결과, 운용압력으로 인한 엘보우에서의 응력은 재료의 강도에 비해 파손을 발생시키기에는 상대적으로 작았고, 오히려 온도차에 의한 열응력이 내압에 의한 응력보다 매우 컸다. 즉 축방향 열응력은 운용압력에 의한 것보다 두배 더 크게 나타났다.

2) 파면의 육안 검사 결과, 급격한 파손을 취성 벽개 파괴로 인한 것으로 추측된다.

3) 시험 결과, 균열이 시작하여 임계 크기로 진전한 부위인 K사에서 만든 엘보우는 S사에서 만든 것보다 훨씬 더 취성적임을 보여 주었다.

4) 임계 균열크기를 계산하기 위해 파괴 역학적 해석을 사용하였는데 그 결과는 파손된 면에서 관찰한 실제 균열 크기와 상당히 일치하였다.

5) 유사한 사고를 방지하기 위하여, 플랜트를 가동하는 동안 계속적으로 파괴 역학적 개념을 적용해야 한다. 또한 운용전과 운용중에

잘 준비된 비파괴검사법을 사용하여야 한다.

참고문헌

- (1) Lee, S.R., Koh, B.C., et. al., 1991, KIMM Report, No.BSI8234-1473.C.
- (2) 1977, "Seamless Carbon Steel Pipe for High Temperature Service," ANSI/ASTM A106-77, ASTM, pp. 28~38.
- (3) Kim, H.M., Lee, J.K., et. al., 1991, KIMM Report.
- (4) 1984, "Weak Link : High-Strength Steel is Could the Villain in More and More Accidents and Flaws in Structural," The Wall Street Journal. Jan. 16.
- (5) 1989, "Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness," ASTM Designation : E813-88, ASTM, pp. 698~712.
- (6) 1989, "Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Matallic Materials," ASTM Designation : E399-83, ASTM, pp. 487~511,
- (7) Hertzberg, R.W., 1983, "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials," Second Ed., John Wiley and Sons.
- (8) Griffith, A.A., 1920, Phil Trans., Royal Society of London, A221, p. 163.
- (9) Rolfe S.T. and Barsom, J.M., 1977, "Fracture and Fatigue Control in Structures: Application of Fracture Mechanics," Prentice-Hall, Inc.
- (10) Timoshenko S.P. and Krieger, S.W., 1959, "Theory of Plates and Shells," Second Ed.
- (11) Sih, G.C. and Faria, L. 1984, "Fracture Mechanics Methodology," Martinus Nijhoff Publishers.
- (12) Kanninen, M. and Popelar, C., 1985, "Advanced Fracture Mechanics," Oxford Univ. Press. 