

증기발생기 축방향 부분관통균열 전열관의 파열 압력 시험

이국희* · 김홍덕† · 강용석* · 남민우* · 조남철*

Burst pressure tests of axial part-through-wall steam generator tubes

Kuk-Hee Lee[†], Hong-Deok Kim^{*}, Yong-Seok Kang^{*}, Min-Woo Nam^{*} and Nam-Cheoul Cho^{*}

(Received 13 May 2014, Revised 9 July 2014, Accepted 9 July 2014)

ABSTRACT

In this research, burst tests for axial notched steam generator tubes were conducted. To measure the burst pressure of notched tubes, a burst testing system was manufactured. The tests were conducted under internal pressure at room temperature. Part-through-wall and through-wall notches which have various geometries with different depths and lengths were machined by electro-discharged-machined(EDM) method. The burst pressure decreased exponentially with increasing notch length and decreased almost linearly with increasing notch depth. A comparison of the burst pressure with existing burst pressure solutions for cracked tube show that the existing solution agree well with the test results.

Key Words : Axial crack(축방향 균열), Burst pressure(파열 압력), Steam generator(증기발생기)

기호설명

d	= crack depth
D_o	= outside diameter
h	= ratio of crack depth to tube thickness (d/t)
L	= length of crack
L_t	= total length of tube specimen
P_B	= burst pressure
P_{NO}	= normalized burst pressure
R_i	= inside radius of tube
R_m	= mean radius of tube
R_o	= outside radius of tube
S_u	= ultimate tensile strength
S_y	= yield strength
t	= thickness of tube
λ	= normalized crack length ($L/\sqrt{R_m t}$)

1. 서론

가압경수로형 원자력발전소는 원자로와 터빈을 중심으로 각각 1차측(원자로 냉각재 계통)과 2차측으로 분리되어 있다. 증기발생기(steam generator)는 이 2개의 유체 회로를 연결해주는 열교환기이다. 원자로에서 발생된 에너지는 증기발생기에서 열교환을 통하여 2차측 증기를 발생시켜 터빈과 발전기를 구동시킨다. 또한 증기발생기는 1차측과 2차측의 경계부를 형성하는데, 1차측 원자로 냉각재는 수천 개의 전열관(tube) 내부로 흐르고 2차측 급수는 전열관 외부에 공급된다. 증기발생기는 1차측 냉각재와 2차측 급수의 혼합을 방지함으로써 원자력발전소의 안전성 측면에서 매우 중요한 역할을 담당한다.

전열관은 열교환 효율 증대를 위하여 그 두께가 얇게 설계되므로 부식에 강한 니켈 합금인 Alloy 600, 690 등으로 제작된다. 하지만 Alloy 600 재질로 제작된 전열관 외면에 슬러지(sludge) 퇴적 등의 부식환경 생성으로 축방향 응력부식균열(stress corrosion crack)

† 책임저자, 회원, 한국수력원자력 중앙연구원

E-mail: hdkim@khnp.co.kr

TEL: (02)870-5531 FAX:

* 한국수력원자력 중앙연구원

이 발생될 수 있다¹⁾. 부식에 의해 발생된 균열은 전열관 내압에 의하여 1차측 냉각수가 2차측으로 누설되거나 파열될 수 있다. 따라서 결함이 발생한 전열관에 대한 건전성 평가는 매우 중요한 현안이고, 파열을 사전에 방지하기 위한 건전성 평가 기법 정립이 필요하다²⁾.

원전 안전성과 전열관 건전성 평가를 위하여 균열 형상과 재료 강도에 따른 균열 전열관의 정확한 파열압력(burst pressure) 모델이 정립되어 왔다. 국내에서 파열모델 정립을 위한 다양한 연구를 수행하여 왔고 축방향 부분관통균열(Part-through-wall crack; PTWC) 및 관통균열(Through-wall crack; TWC) 파열압력 모델을 제시하였다.³⁻⁸⁾ 파열압력은 전열관 벽의 총체적인 구조 파손을 발생시키는 압력이다. 파열압력은 소성 붕괴 파손과 관련이 있으며, 시험에서 얻어지는 시간-압력 혹은 변위-압력 곡선에서의 최대 압력으로 정의될 수 있다. 1차측과 2차측의 압력차이가 일정한 상태에서 재료의 소성 찢김(ductile tearing) 현상이 발생하면서 개구변위가 불안정하게 빠른 속도로 증가하는 과정으로 파열이 진행된다.

본 연구에서는 전열관 파열 시험 장비를 구축하고, 방전가공(electric discharge machining; EDM)을 이용하여 일정 깊이를 가지는 축방향 노치 전열관 시편을 제작하여 파열 시험을 수행하였다. 시험 결과를 이용하여 기존에 제시된 증기발생기 균열 전열관 파열압력 모델을 검증하였고 파열 거동을 연구하였다. 2장에서는 전열관 균열 시편, 시험 장비, 시험 절차에 대해서 설명하였다. 3장에서는 파열 시험 결과인 파열 압력과 파열 후 시편 형상을 제시하였다. 4장에서는 시험으로부터 구한 파열 압력을 기존에 제시된 파열압력식과 비교하였다. 마지막으로 5장에서 결론을 정리하였다.

2. 시편 및 시험 절차

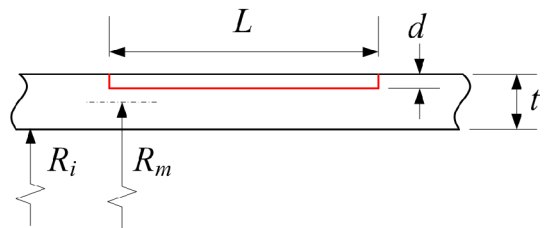
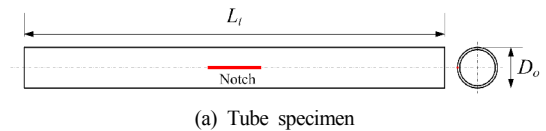
2.1 시편

본 연구에서는 Fig 1에서와 같이 직경(D_o)이 19.05mm (3/4 inch)이고 두께(t)가 1.09mm(0.043 inch)인 전열관을 사용하였다. 전열관 시편의 길이(L_t)가 짧아서 균열이 시편 끝단에서 직경의 1.5배 안에 위치하면 파열 압력이 증가하므로, 시편 길이는 200~250mm로 제작하였다.

다양한 균열 형상에 따른 파열 압력의 변화를 측정하기 위하여, 전열관 외면 축방향 균열은 방전가

공으로 노치(균열)를 발생시켰다. 방전가공을 사용하면 원하는 형상의 결함을 쉽게 가공할 수 있다. 본 연구에서 가공한 노치 형상은 Fig. 1(b)에서와 같이 일정 깊이 균열이고 길이는 L , 깊이는 d 로 나타내었다. 무차원화된 균열 깊이 h 는 균열 깊이와 전열관 두께의 비($h=d/t$)이다. 부분관통균열의 길이의 범위는 $L=6\sim 50.8\text{mm}$ 이고 깊이의 범위는 $h=0.2\sim 0.8$ 이다. 부분관통균열의 파열 거동의 이해를 위하여 관통균열도 제작하여 파열 시험을 수행하였는데, 길이는 6, 12.7, 25.4mm이다. 파열 시험에 사용된 부분관통균열과 관통균열 형상은 Table 1과 Table 2에 각각 정리되었다. 방전가공한 균열은 폭이 약 0.13mm이다. 그러나 전열관의 파손 기구는 연성 파괴 거동이므로 균열 폭이 0.2~0.3mm 이하이면 균열 선단의 날카로운 정도는 파열압력에 영향을 거의 미치지 않는다¹⁰⁾. 따라서 방전가공으로 가공한 노치의 파열압력과 실제 균열의 파열압력은 동일하게 간주할 수 있다.

Alloy 690TT 재료의 전열관을 사용하였는데, 전열관의 상온 인장물성(공칭 응력-공칭 변형율 선도)는 Fig. 2에서 볼 수 있다⁹⁾. 항복응력은 300MPa, 인장응력 694MPa로 측정되었으며 연신률은 약 45%으로 연성이 우수하다⁹⁾. 시험에서 사용한 Heat와 Lot가 다양하지만 모든 전열관의 인장 시험을 수행하는 것이 곤란하여 본 연구에서는 CMTR(Certified Material Test Report)에서 제시한 Heat와 Lot별 항복응력과 인장응력을 사용하였다. 물성치는 Table 1과 Table 2에 정리하였다. CMTR의 인장물성과 인장시험결과는 잘 일치하며, 각 Heat와 Lot에 따른 인장물성특성은 약 2% 범위 내에서 차이를 보인다.



(b) Definition of constant-depth notch geometries

Fig. 1 Specimen and EDM notch geometry

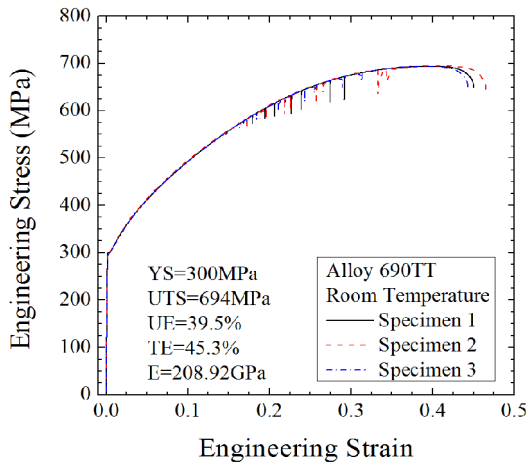


Fig. 2 Typical engineering stress-strain curves of Alloy 690TT specimens at room temperature⁹⁾

2.2 시험 장치

본 시험에서 사용된 장비의 개념도를 Fig. 3에 도식화하였다. 크게 전열관 설치 장치, 고압 발생기 (High pressure booster) 계통, 고압 펌프 계통, 데이터 취득 장치 및 제어 장치로 이루어져 있다. 전열관 파열 시험은 관 내부에 작용하는 유체의 압력을 상승시켜 전열관이 파열되는 순간의 압력을 측정하는 시험이다. 이러한 요건을 만족시키기 위하여 정교한 측정 및 피드백 제어 시스템을 구축하였다.

전열관 파열 시에 사용되는 유체는 물이다. 압력계는 전열관과 최대한 가까이 설치되어 있어서 정확한 압력을 측정할 수 있도록 하였다. 최대로 가할 수 있는 압력은 100MPa이다. 시간에 따른 압력 자료는 1초에 100번 자동적으로 소프트웨어에서 기록된다.

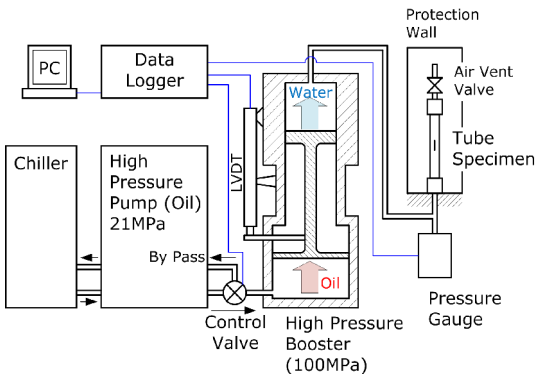


Fig. 3 Schematic diagram of the burst pressure testing facility

2.3 시험 절차

부분관통결합이 파열시험 중에 성장하여 관통되면 전열관이 파열되기 전에 가압 유체(물)의 누설이 먼저 발생할 수 있다. 가압 장치에 저장된 최대 유체 부피가 10L이고 관통결합의 누설을 보상할 수 없으므로 압력을 전열관 내부에 충분히 가할 수 없다. 따라서 파열 전에 누설이 발생하면 전열관의 총체적인 구조 파손을 일으키는 최대 압력을 측정할 수 없고 실제 값보다 낮은 파열 압력 값이 얻어진다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 플라스틱 호스(plastic bladder)를 시험 내부에 밀착되도록 삽입하고 양 끝에서 인서트(insert)로 고정하여 밀폐하고 이 플라스틱 호스 안을 가압하면 시험 중 누설을 방지할 수 있다. 그러나 호스 두께가 너무 얇으면 파열압력에 이르기 전에 호스가 먼저 파손되어 파열압력이 낮게 측정되고, 너무 두꺼우면 파열압력이 높게 측정되기 때문에 EPRI 지침⁸⁾에서는 2~4mm 두께의 호스를 사용하도록 권고하는데, 본 시험에서는 2mm 두께의 연질 플라스틱 호스를 사용하였다.

관통균열 파열 시험을 수행할 때는 플라스틱 호스만 사용하면 COD(crack opening displacement)의 증가에 의해 파열 전에 플라스틱 호스가 파손되고 누설이 발생할 수 있다. 이를 방지하기 위하여 균열 길이가 12.7mm, 25.4mm 관통균열 시험에서는 Fig. 4와 같이 두께 0.1mm인 구리 박막(foil)을 결함 부위와 호스 사이에 부착하여 파열 시험을 수행하였다⁸⁾. 금속 간의 마찰력을 줄이기 위하여 윤활유를 도포하였다. 6mm 길이의 관통균열 시험에서는 구리 박막을 사용하지 않았고 파열 전에 누설이 발생되지 않았다.

Fig. 5는 시험 양쪽에 피팅류가 장착된 모습이다. 이 피팅 기구들은 고압에서 물의 누설을 방지하고 시험편을 시험 장비에 장착할 수 있는 기능을 담당한다. Fig. 6은 파열 시험 장치에 장착된 시험편의 모습이다. 시험 시험편에 추가적인 구속이나 하중이 가해지면, 비정상적인 시험결과가 나올 수 있기 때문에 본 시험에서는 시험편의 한 쪽 끝단의 모든 자유도를 구속시키고 반대편 끝단은 구속시키지 않았다. 시험상단의 밸브는 시험 전에 시험 내부의 공기를 배출시키기 위한 벤트 밸브이다. 시험은 상온에서 수행되었다.

가압 속도는 파열압력에 영향을 미치는 인자이므로, 적절한 속도에서 파열압력 시험이 수행되어야 한다.

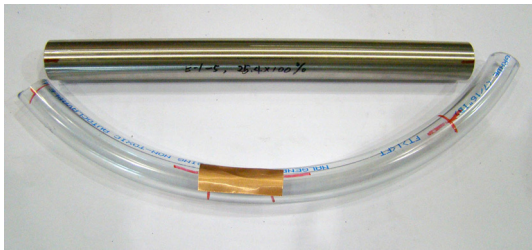


Fig. 4 Tube specimen with a through-wall crack and insert bladder with foil



Fig. 5 Assembled tube specimen.



Fig. 6 An installed tube specimen.

가압하는 시간을 10초에서 0.01초로 감소시키면 파열압력은 15% 증가한다⁸⁾. 한편, 주증기관 파단(MSLB)과 같은 설계기준사고가 발생하면 10초 안에 일차측과 이차측의 압력차이가 급격히 증가하므로 EPRI 지침서에서는 0.138~3.45 MPa/sec의 속도에서 시험을 수행하도록 규정하고 있다⁸⁾. 따라서 본 시험

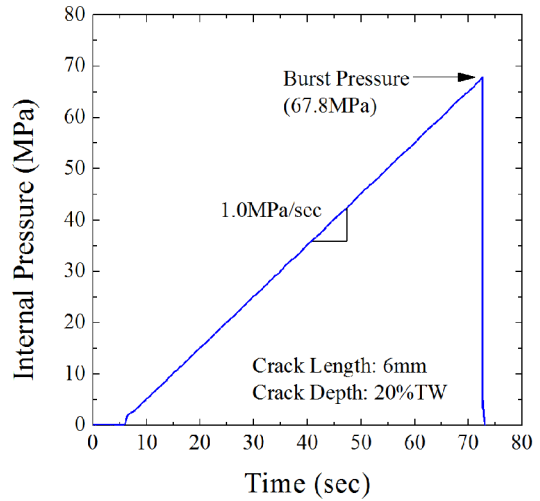


Fig. 7 Definition of burst pressure

에서는 가압 속도를 1MPa/sec로 설정하였다. 시험 장치에서 시간에 따른 압력을 자동적으로 측정하고 기록하였다. Fig. 7과 같이 취득된 시간-압력 선도에서 최대 압력을 파열 압력으로 정의하였다. 전열관이 파열되어 누설이 발생하면 순간적으로 압력이 감소하는데, 시험 장비에서 이를 자동으로 감지할 수 있다. 시험 장비에서 파열이 감지되면 시험자의 안전을 위하여 가압은 자동적으로 중지된다.

3. 시험 결과

3.1 파열 후 시편 형상

Fig. 8은 파열 시험 후의 전열관 형상이다. 균열 길이 $L=6, 12.7, 25.4\text{mm}$, 균열 깊이 $h=0.2, 0.8, 1.0\text{인}$ 경우의 파열 후 사진이다. 균열 깊이가 $h=0.2$ 이면 파열 전에 소성 변형에 의해서 전열관 직경이 크게 증가한 것을 볼 수 있다. 균열 리가먼트(ligament)에서 연성 파괴(ductile fracture)가 발생하여 파열이 발생하였다. EDM 노치 주변으로 균열이 진전하여 찢김 현상이 발생할 때 전열관 표면에서 최대 전단응력(shear stress) 방향인 45도 기울어진 평면으로 찢겼다.

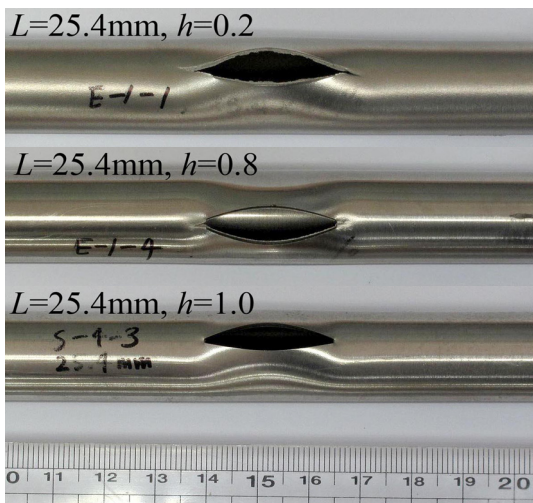
Fig. 9에서 균열 양 옆으로 추가적으로 찢겨진 길이의 평균값을 나타내었다. 균열 깊이(h)가 증가하면서 찢김 길이가 감소하였다. 또한 균열 길이(L)가 증가함에 따라 찢김 길이가 감소하는데, 균열 길이가 25.4mm 이상이면 찢김 길이가 더 이상 증가하지 않는 것으로 판단된다. 이는 누설에 의한 압력 강하에



(a) L=6mm



(b) L=12.7mm



(c) L=25.4mm

Fig. 8 Photographs of post-test part-through-wall cracked tubes

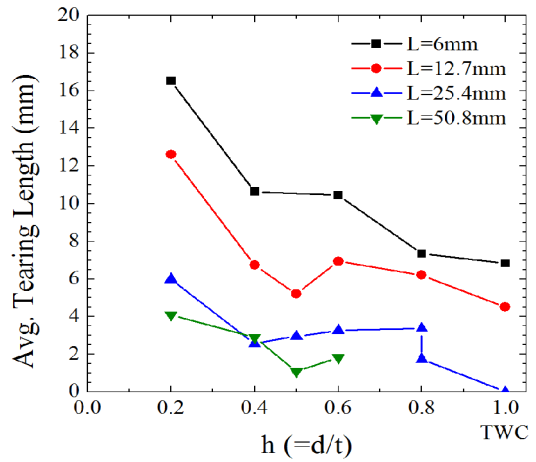


Fig. 9 Average tearing length of part-through-wall cracks

필요한 충분한 COA(crack opening area)가 발생되었기 때문에 판단된다. 균열 길이가 25.4mm인 관통 균열인 경우에는 균열 선단이 둔화되는(blunt) 현상이 발생하고 균열이 진전되지 않았다.

3.2 파열 압력

부분관통균열 시편의 파열 시험 결과를 Table 1에 관통균열 시편의 결과를 Table 2에 정리하였다. Fig. 10(a)에 파열 시험 결과를 도시하였다. 각 시편의 인장물성이 다르므로, 파열 압력(P_B)은 다음 식을 이용하여 무차원화하였다.

$$P_{No} = \frac{P_B}{0.58(\sigma_y + \sigma_u) \frac{t}{R_i}} \quad (1)$$

여기서, σ_y 와 σ_u 는 각각 항복 강도와 인장 강도이고, t 는 전열관 두께, R_i 는 전열관 내반경이다. 균열 길이가 증가함에 따라 파열 압력은 감소하나, 그 감소율은 길이의 증가에 따라 감소한다. 균열 깊이가 증가함에 따라 파열 압력은 거의 선형적으로 감소한다.

균열 길이가 짧고 깊이가 깊은 경우($L=6, 12.8\text{mm}$ 이고 $h=0.8$)인 경우에 부분관통균열의 파열압력은 동일 길이의 관통균열의 파열압력과 매우 유사하다. 이는 짧고 깊은 균열인 경우에는 균열이 깊이 방향으로 진전하여 관통이 발생하더라도 즉시 파열이 발생하지 않고 균열 양 옆으로 더 균열이 진전해야 파열이 발생하기 때문이다. 이는 해외 시험에서도 발견된 현상이다.^{7,8)}

Table 1 Burst pressure of part-through-wall cracked tubes

L (mm)	h (=d/t)	S _y (MPa)	S _u (MPa)	P _B ^{test} (MPa)	P _B ^{Prediction} (MPa)	$\frac{P_B^{test}}{P_B^{Prediction}}$
6.0	0.2	312	685	67.8	63.8	1.06
	0.4	312	685	57.5	52.8	1.09
	0.6	312	685	47.9	41.8	1.15
	0.8	312	685	42.3	30.9	1.37 (1.02)*
12.7	0.2	312	685	66.3	62.0	1.07
	0.4	312	685	52.4	49.2	1.06
	0.5	314	692	47.8	43.2	1.10
	0.6	312	685	41.2	36.5	1.13
	0.8	312	685	27.3	23.7	1.15
25.4	0.2	314	692	65.5	61.5	1.06
		308	692	66.0	61.2	1.08
	0.4	314	692	51.7	47.7	1.08
	0.5	308	692	43.7	40.5	1.08
	0.6	314	692	38.8	33.8	1.15
		314	692	23.0	19.9	1.16
50.8	0.2	312	685	64.6	60.4	1.07
	0.4	312	685	50.3	46.1	1.09
	0.5	314	692	45.6	39.3	1.16
	0.6	312	685	35.3	31.7	1.11

* ratio of test burst pressure to predicted burst pressure using WCAP solution

Table 2 Burst pressure of through-wall cracked tubes

L (mm)	S _y (MPa)	S _u (MPa)	P _B ^{test} (MPa)	P _B ^{Prediction} (MPa)	$\frac{P_B^{test}}{P_B^{Prediction}}$
6	308	692	42.2	41.8	1.01
12.7	308	692	25.7	23.8	1.08
25.4	308	692	12.5	12.5	1.00

4. 파열압력식과 비교

Alloy 600과 Alloy 690은 연성이 매우 뛰어나므로 균열 전열관의 파열압력은 소성 이론에 기반한 파열 압력모델만으로 평가할 수 있다¹¹⁾. 따라서 재료 물성 중에서 항복 강도와 인장 강도만으로 정확한 파열 압력을 예측할 수 있다. 이러한 특성을 기초로 관통 균열과 부분관통균열의 파열압력식이 제시되었다. 이 파열압력 예측식은 내압에 의한 전열관 원주방향 응력이 전열관 재료의 유동응력(flow stress)과 같아

질 때 파열이 발생한다는 가정을 기반으로 제시되었다.

EPRI의 축방향 관통균열에 대한 파열압력 예측식은 다음 식과 같다⁶⁾. 이 식은 다양한 크기의 균열에 대한 대규모 파열 시험 결과의 회귀분석하여 얻어진 값으로 시험 결과의 평균값을 가진다.

$$P_B = \frac{t}{R_m} P_N (\sigma_y + \sigma_u) \tag{2}$$

$$P_N = 0.061319 + 0.53648 \times \exp(-0.2778\lambda)$$

$$\lambda = L / \sqrt{R_m t}$$

여기서, R_m는 전열관 평균 반경, P_N는 무차원화 파열압력, λ은 무차원 균열 길이이다.

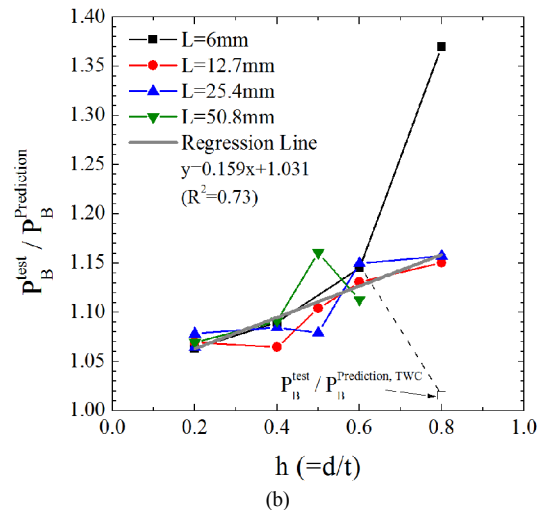
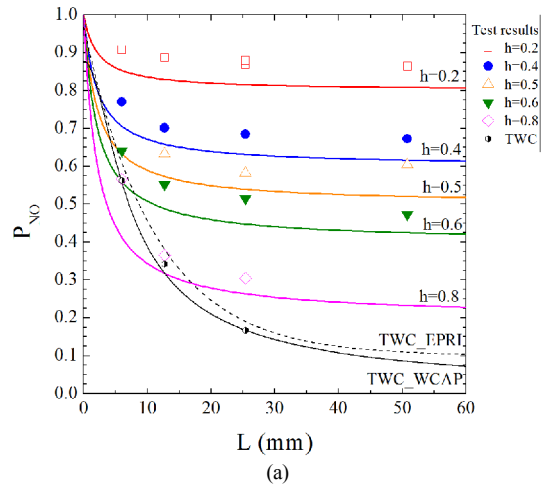


Fig. 10 Comparison of normalized burst pressure with existing burst pressure solutions.

Westinghouse WCAP은 다음과 같은 축방향 관통 균열의 파열압력모델을 제시하였다. 이 식은 해외 시험 결과와 비교하였을 때 보수적으로 하한계를 가진다⁷⁾.

$$P_B = 1.15(\sigma_y + \sigma_u) \frac{t}{R_o} \frac{1}{\sqrt{4+1.61\lambda^2}} \quad (3)$$

여기서, R_o 는 전열관 외반경이다.

EPRI의 축방향 외면 부분관통균열에 대한 파열압력 예측식은 다음 식과 같다⁶⁾.

$$P_B = 0.58(\sigma_y + \sigma_u) \frac{t}{R_i} \left(1 - \frac{L}{L+2t} h\right) \quad (4)$$

$$h = d / t$$

이 식은 평면응력(plane stress) 가정과 Tresca 항복 기준을 이용하여 제시되었다. 따라서 파열을 발생시키는 응력으로 원주방향 응력만 고려하였다. 또한 이 파열압력식은 균열 리가먼트(ligament) 주변의 파단을 이용한 국부 한계하중(local limit load) 이론을 이용하여 제시되었다. 균열 주변(균열 양 옆으로 전열관 두께 t 와 동일한 범위)의 리가먼트에 가해지는 원주방향 응력이 유동응력인 $0.58(\sigma_y + \sigma_u)$ 와 같아지는 경우에 파열이 발생한다고 가정한다. 여기서 계수 0.58의 값은 다수의 실험에 의해 결정되었다.

본 연구에서 수행한 파열 시험 결과와 식 (2)~(4)를 Table 1과 Table 2에서 비교하였다. Table 2에서 관통균열 파열 압력은 식 (3)을 이용하여 계산하였다. 또한 Fig. 10에서 이들 값들을 도시 및 비교하였다. Fig. 10(a)에서 볼 수 있듯이, 균열 길이가 짧고 깊이가 깊은 균열인 경우에는 부분관통균열의 파열압력이 동일 길이의 관통균열의 파열압력보다 오히려 낮다. 따라서 이러한 형상의 균열인 경우의 파열압력은 부분관통균열의 파열압력과 관통균열의 파열압력 중에서 큰 값으로 예측될 수 있다. 균열이 진전하여 관통이 되더라도, 발생된 관통균열을 파열시키기 위해서는 더 큰 내압이 필요하다. 이러한 현상은 파열 시험 결과에도 관찰된다. Fig. 10(b)에서 부분관통균열의 파열 시험 결과와 식 (4)를 비교하였다. 균열 깊이(h)가 증가하면서 예측식은 실제 파열압력보다 더 낮은 파열 압력을 예측한다. 균열 깊이가 20%TW인 경우에는 약 5%의 보수성을 보이며, 균열 깊이가 80%인 경우에는 약 15%의 보수성을 보

인다. 균열 길이가 6mm이고 깊이가 80%TW인 균열의 경우에는 식 (4)보다 약 37% 높은 파열 압력 결과를 얻었는데, 이를 식 (3)과 비교하면 약 2% 높은 결과를 보여준다.

5. 결론

본 연구에서는 직경 19.05mm, 두께 1.09mm인 Alloy 690TT 재질의 증기발생기 전열관 외면에 축방향 부분관통균열과 관통균열을 방전 가공하여 파열 시험을 수행하여 파열 압력을 측정하였다. 실험 결과로 다음의 결과를 얻었다.

균열 주변에서 연성 파괴가 발생하여 파열이 발생하였다. 균열 주변으로 균열이 진전하여 찢김 현상이 발생할 때 전열관 표면에서 최대 전단응력 방향인 45도 기울어진 평면으로 찢겼다.

부분관통균열의 파열 시험 결과와 예측식 (4)를 비교하였다. 균열 깊이가 증가하면서 예측식은 실제 파열 압력보다 더 낮은 파열 압력을 예측하므로 보수성은 증가한다. 예측식은 20%TW 깊이인 경우에 약 5%, 80%TW 깊이인 경우에 약 15%의 보수성을 보였다.

균열 길이가 짧고 깊이가 깊은 균열인 경우에는 부분관통균열의 파열 압력이 동일 길이의 관통균열의 파열 압력과 동일하였다. 부분관통균열에서 균열이 진전하여 관통이 되더라도 파열은 바로 발생하지 않고 더 큰 내압이 가해져야지만 파열이 발생하기 때문으로 판단된다. 따라서 관통균열 파열압력식과 부분관통균열 파열압력식 중에서 큰 값으로 파열압력이 예측될 수 있다.

참고문헌

1. International Atomic Energy Agency, 2011, "Assessment and management of ageing of major nuclear power plant components important to safety: steam generators (IAEA-TECDOC-1668)".
2. Electric Power Research Institute, 2009, "EPRI 1019038 Steam Generator Integrity Assessment Guidelines, Rev. 3."
3. Majumdar, Saurin, 1999, "Prediction of structural integrity of steam generator tubes under severe accident conditions," Nuclear engineering and design, Vol. 194, pp. 31-55.

4. Hwang, S. S., Kim, H. P., Kim, J. S., 2004, "Evaluation of the burst characteristics for axial notches on SG tubings," Nuclear engineering and design, Vol. 232, pp. 139-143.
5. Electric Power Research Institute, 1997, "EPRI TR-105505 Burst pressure correlation for steam generator tubes with throughwall axial cracks."
6. Electric Power Research Institute, 2009, "EPRI 1019037 Steam Generator Degradation Specific Management Flaw Handbook, Rev. 1."
7. Westinghouse, 2002, "Westinghouse Steam Generator Integrity Tool, Rev. 2."
8. Electric Power Research Institute, 2009, "EPRI 1006783 Steam Generator Tubing Burst Testing and Leak Rate Testing Guideline, Rev. 1."
9. 김진원, 2013, "Alloy 600, 690 재료의 고온 인장물성 측정." 보고서.
10. Electric Power Research Institute, 1990, "EPRI NP-6626-SD Belgian approach to steam generator tube plugging for primary water stress corrosion cracking."
11. Cochet. B., 1991, "Steam generator tube integrity, Volume 1: Burst test results and validation of rupture criteria (Framatome data) NP-6865-L," Electric Power Research Institute.