

T-형 복합 균열이 존재하는 증기발생기 전열관의 파열압력 시험 및 해석

신규인** · 박재학* · 김홍덕* · 정한섭* · 최영환**
(2003년 7월 9일 접수, 2004년 1월 7일 심사완료)

Experimental and Analytical Study on Burst Pressure of a Steam Generator Tube with a T-type Combination Crack

Kyu In Shin, Jai Hak Park, Hong Deok Kim,
Han Sub Chung and Young Hwan Choi

Key Words: Burst Pressure(파열압력), Longitudinal Crack(축방향 균열), Circumferential Crack(원주방향 균열), Combination Crack(복합균열), Stress Intensity Factor(응력강도계수), Crack Opening Angle(COA, 균열열림각)

Abstract

Steam generator tubes experience widespread degradations such as stress corrosion cracking, wear, tube rupture, denting, fatigue and so on. The resulting damages can cause tube bursting or leak of the primary water which contains radioactivity. Therefore the allowable size of the damage is required to be determined on the maintenance purpose. The burst pressure of a tube with a T-type combination crack consisting of longitudinal and circumferential cracks is obtained experimentally and analytically. Fracture parameters such as stress intensity factor and crack opening angle are investigated. Also the burst pressure for a T-type combination crack is compared with that of a single longitudinal crack to develop a length-based criteria.

1. 서론

증기발생기의 파열 사고는 지난 20년 동안 2년마다 1회의 비율로 발생되어 왔고 최근 몇 년간은 매년 발생되고 있는 추세이다.^(1,2) 단일 축방향 또는 원주방향 균열이 존재하는 튜브에 대한 파열압력은 여러 문헌에 연구, 발표되어 왔으나 축/원주방향 균열이 함께 이루어진 복합균열에 대한 연구는 아직 거의 없는 실정이다.

Emery 등⁽³⁾은 링-모델(ring-model)을 제안하여 축방향 균열의 생성을 살펴보고 균열성장속도 계산에 적용할 수 있음을 보여주었다. Shin 등⁽⁴⁾은 증기발생기 전열관에 축방향의 반타원형 표면 균열이 존재한다고 가정한 후, 잔류응력 영향을 고려하여 응력강도계수를 계산하였으며 얻어진 응력강도계수로부터 부식균열성장식에 대입하여 균열의 성장거동 및 성장하는 균열의 형태에 대하여 살펴보았다.

박명규 등⁽⁵⁾은 증기발생기 전열관의 확관천이 부위에 존재하는 축방향 관통균열에 대하여 관막음 기준에 관한 연구를 수행하였으며, 이준현 등⁽⁶⁾은 증기발생기 전열관에 대하여 유한 요소 해석을 통한 와전류 비파괴 평가를 연구하였다.

본 연구에서는 증기발생기 전열관에 축방향과 원주방향 균열이 함께 존재하는 T-형 복합균열을

† 책임저자, 회원, 충북대학교 안전공학과
E-mail : jhpark@cbucc.chungbuk.ac.kr
TEL : (043) 261-2460, Fax : (043) 264-2460

* 한국전력공사 전력연구원

** 한국원자력안전기술원

대상으로 탄성해석을 통하여 단일 축방향 균열에서의 응력강도계수를 구하였고 이를 매개변수로 하여 T-형 복합균열에서의 파열압력을 계산하였다.

그리고 탄소성해석을 행하여 단일 축방향 균열에 대한 파열압력에서의 임계 COA 인 COA_c 를 구하고 이를 매개변수로 사용하여 복합균열이 존재하는 전열관에서의 파열압력을 추정하는 방법을 제시하였다.

또한 단일 축방향 균열과 T-형 복합균열에 대하여 EPRI 지침서^(7,9)에 준하여 파열압력 시험을 행하여 탄성 및 탄소성해석으로부터 구한 파열압력과 함께 비교하였다.

2. 파열압력 해석

2.1 탄성해석 방법 및 모델

단일 축방향 균열에 대한 파열압력 식을 복합 균열에 적용하기 위해서는 적절한 매개변수를 선택하여야 한다. 본 해석에서는 유한요소해석으로부터 구해진 응력강도계수(K_I)와 COA (crack opening angle)를 매개변수로 사용하였다.

탄성해석 시 ABAQUS 상용 프로그램(V. 6.2)을 이용하였으며, 균열 길이에 따른 응력강도계수로부터 파열압력을 구하였다.

해석 시 20 절점 3 차원 구조용 요소(solid element)를 사용하였으며 두께 방향으로 4개의 요소가 형성되도록 하였다. 균열 선단에서는 절점을 1/4 지점으로 옮긴 균열선단요소를 사용하여 $1/\sqrt{r}$ 형태의 응력의 특이성을 나타낼 수 있도록 하였다.

응력강도계수 K_I 은 식 (1)과 같이 균열 선단으로부터 1/4 지점에 위치한 절점에서의 변위로부터 얻은 K_I' 과 균열 요소의 끝 절점에서의 변위로부터 얻은 K_I'' 의 응력강도계수로부터 계산하여 구하였다.

$$K_I = 2K_I' - K_I'' \quad (1)$$

윗 식의 K_I' 과 K_I'' 은 식 (2)로부터 계산하였다.

$$K_I', K_I'' = \frac{\delta\sqrt{2\pi E}}{4(1-\nu^2)\sqrt{l}} \quad (2)$$

여기서 δ 와 l 은 각각 절점에서의 θ 방향 변위와 균열 선단에서 절점까지의 거리이고, E 는 탄성계수 그리고 ν 는 푸아송비이다.

탄성해석을 통하여 복합균열에서의 파열압력을 구하는 방법은 다음과 같다. 첫째 길이가 L 인 단일 축방향 균열이 존재하는 튜브에 대하여 EPRI⁽¹⁰⁻¹³⁾에 의해 제안된 전열관의 파열압력 식 (3)으로부터 구한 파열압력(P)과 축방향 응력($Pr/2t$)을 함께 적용한다.

$$P_N = 0.0613 + 0.536 \exp(-0.278 \lambda) \quad (3)$$

여기서

$$P_N = \frac{Pr}{(\sigma_{ys} + \sigma_u)t}, \quad \lambda = \frac{L}{\sqrt{rt}} \quad (4)$$

이고, σ_{ys} 는 전열관 튜브의 항복강도, σ_u 는 극한강도, r 은 전열관 튜브의 공칭 반경, t 는 전열관 튜브의 두께 그리고 L 은 축방향 균열길이이다.

둘째 탄성해석을 행한 후 파열압력에서의 응력강도계수를 구한다. 이때 얻은 응력강도계수, K_I , 값이 주어진 균열길이에 대한 임계 응력강도계수, 즉 K_{Ic} 가 된다.

셋째 해석 대상의 복합균열에 대한 유한요소 모델을 형성한 후 예상되는 파열압력을 외부하중으로 가하여 하중- K_I 곡선을 구한 후 동일 축방향 균열길이에서의 K_{Ic} 에 해당하는 압력을 구한다. 이 압력이 탄성해석을 통한 복합균열에서의 파열압력이 된다.

해석에 사용된 조건들을 살펴보면, 튜브의 형상 및 치수는 내경 20.06 mm, 외경 22.60 mm, 관 두께 1.27 mm, 그리고 튜브의 길이는 200.0 mm로 하였으며 해석에 이용된 재료의 기계적 성질은 Table 1에 나타내었다.

Fig. 1은 탄성해석을 통하여 단일 축방향 균열이 존재하는 전열관의 응력강도계수를 구한 결과

Table 1 Material properties of Inconel 600 for burst pressure analysis

Temperature (° C)	σ_{ys} (MPa)	σ_u (MPa)	K (MPa)	n
20	314.0	698.0	3266.13	0.36

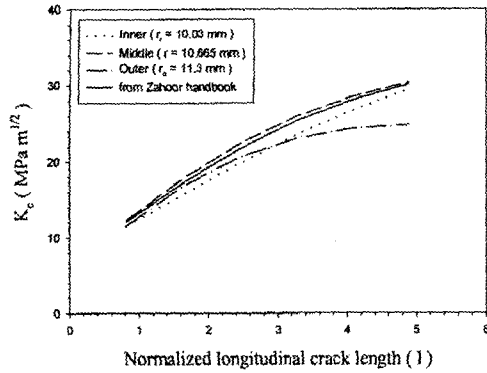


Fig. 1 Stress intensity factor for a longitudinal crack

로 Zahoor⁽¹⁴⁾의 단일 축방향 균열에 대한 응력강도계수 결과와 함께 나타내었다.

그림에서 보면 전열관 두께의 안쪽($r_i=10.03$ mm)과 바깥쪽($r_o=11.3$ mm)에서 구한 응력강도계수는 Zahoor의 결과보다 낮지만 중간 지점($r=10.665$ mm)에서 구한 결과는 Zahoor의 결과와 잘 일치함을 알 수 있었다.

이에 본 해석에서는 복합균열 해석 시 중간 지점에서의 응력강도계수 결과를 이용하였다.

2.2 탄소성해석 방법 및 모델

COA 정의는 Fig. 2와 같다. 탄소성해석 시 COA는 간접적으로 파괴 진행역에서의 변형의 크기를 알려주므로 주어진 균열길이에 대하여 동일한 COA 값을 가진다면 균열선단의 변형상태가 동일하다고 할 수 있다.⁽¹⁵⁾

원통형 구조물에 존재하는 복합 균열의 경우 벌징 현상과 복합 모드 하중의 영향으로 길이방향 변위 u_r 와 반경방향 변위 u_θ 이 원주방향 변위 u_ϕ 와 함께 발생된다. 단일 축방향균열과 T-형 복합균열에 대한 탄소성해석 결과 균열선단인 A점과 균열면 상의 첫 번째 모서리 절점인 B점과의 u_r 의 차이는 u_θ 에 비하여 매우 작게 나타나 COA 해석 시 변위 u_θ 만을 고려하였다. COA의 크기는 유한요소해석에서 사용되는 균열선단 근처의 요소 크기에 따라 달라진다.

이에 본 해석에서는 8 절점 2 차원 쉘 요소 (shell element)를 사용하였으며 균열 선단부에서는 길이 0.1 mm, 높이 0.1 mm가 되도록 하였다. 8 절점 2 차원 요소를 사용하는 경우 균열선단에

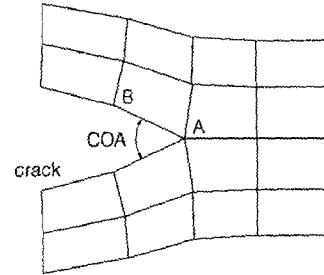


Fig. 2 Definition of COA

서 가장 가까운 중간 절점에서의 변위값도 구할 수 있다. 그러나 본 해석에서는 균열 선단으로부터 0.1 mm에 위치하는 모서리 절점의 변위만 COA 계산에 이용하였다.

복합균열에서의 파열압력을 구하는 방법은 다음과 같다. 첫째 단일 축방향 균열 길이 L 이 존재하는 튜브에 식 (3)으로부터 구한 파열압력과 축방향 응력을 함께 고려하여 탄소성해석을 행한다. 이때 잔류응력이나 열응력은 고려하지 않았다. 탄소성해석시 상용 프로그램인 ANSYS(V. 5.0)를 이용하였다. 해석 시 파열압력을 튜브 내에 적용 할 때 파열압력을 10 단계로 나누어 1 단계부터 단계적으로 압력을 증가시켜 최종적으로 10 단계에서 파열압력에 도달하도록 하였다.

둘째 탄소성해석을 행한 후 파열압력에서의 COA를 구한다. 이때 얻은 COA 값이 주어진 균열길이에 대한 임계 COA 즉 COA_c 가 된다.

셋째 해석 대상의 복합균열에 대한 유한요소 모델을 형성한 후 예상되는 파열압력을 외부하중으로 가하였으며 해석 시 각 하중 단계에서의 COA를 구하여 하중-COA 곡선을 구한 후 동일 축방향 균열길이에서의 COA_c 에 해당하는 압력을 구한다. 이 압력이 복합균열에서의 파열압력이 된다.

해석 시 재료의 변형 특성은 식 (5)의 응력-변형률 관계식을 이용하였으며, 재료의 기계적 성질은 Table 1에 나타내었다.

$$\sigma = K\epsilon^n \tag{5}$$

전열관 모델 이용된 튜브의 공칭 직경은 21.3 mm, 두께는 1.27 mm, 그리고 튜브의 길이 200.0 mm로 하였다. 모델 형성시 축방향 균열 0°에 위치시킨 대칭 조건을 이용하여 전체 5

형상에서 1/4만 나타내도록 하였다.

Fig. 3은 단일 축방향 균열길이 3, 6, 9, 12, 15 그리고 18 mm가 존재하는 튜브에 대하여 식 (3)으로부터 구한 파열압력과 임계 COA 인 $COAc$ 의 변화를 나타낸 그림이다. 일반적으로 균열길이 가 길어질수록 파열압력은 낮아지지만 Fig. 3에서 보면 $COAc$ 는 증가하는 경향을 가졌다.

평판 균열의 경우 균열길이에 무관하게 $COAc$ 는 일정한 값을 나타냄을 볼 때 원통 내에 존재하는 축방향 균열은 평판 내 균열과 다른 경향을 보임을 알 수 있다. 이러한 경향을 보이는 원인의 규명을 위해서는 좀 더 연구가 필요하다.

Fig. 4는 탄소성해석 시 각각의 축방향 균열 길이에 대하여 파열압력 증가에 따른 COA 변화를 나타낸 그림이다. 그림에서 보면 균열 길이가 길어질수록 파열압력에 따른 COA 의 기울기는 증가되는 것을 알 수 있다.

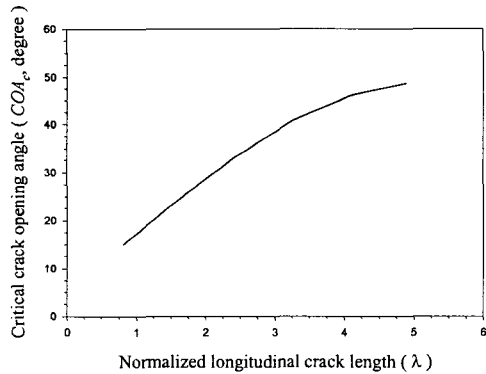


Fig. 3 $COAc$ as a function of normalized crack length for a longitudinal crack in a pipe

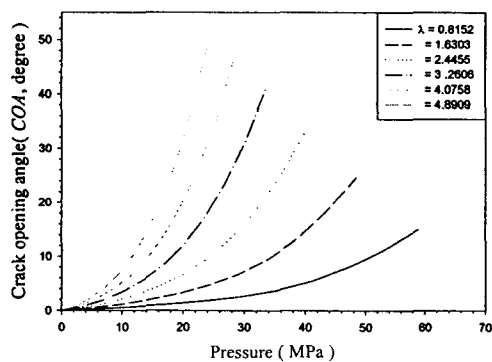


Fig. 4 Pressure vs. COA for the given normalized crack length (λ) for a longitudinal crack in a pipe

3. 파열압력시험

전열관 파열압력 시험은 관 내부에 작용하는 유체의 압력을 일정한 속도로 상승시켜 전열관이 파열되는 순간의 압력을 측정하는 시험이다.

측정된 파열압력은 실제 증기발생기에서 결합 전열관이 지탱할 수 있는 최대압력 즉 파단 조건이 된다. 따라서 파열압력 시험장치는 짧은 시간 동안 압력을 충분히 증가시킬 수 있어야 하고, 가압 속도가 일정하도록 조절할 수 있어야 하며 그리고 압력 요동을 최소화하여야 한다.

본 시험에서는 단일 축방향 균열과 T-형의 복합균열이 존재하는 증기발생기 전열관에 대하여 파열압력 시험을 수행하였다.

파열압력 시험장치는 Fig. 5에서와 같이 고압 발생장치와 압력 측정 및 데이터 취득장치, 제어 장치 그리고 시편 고정부로 이루어져 있다.

고압발생장치는 펌프를 구동시키고, 유압을 공급하는 장치로 저압부와 고압부로 나뉘어 실린더 (cylinder)의 단면적비에 따라 압력을 상승시키는 장치이다. 장치의 단면적비는 1:10이므로서 저압부에 5 MPa의 압력이 걸리면 고압부는 50 MPa이 된다. 고압관통 균열의 경우 전열관이 파열되기 전에 유압 작동유의 누설이 먼저 일어난다. 이에 EPRI 지침서⁽⁷⁻⁹⁾에서는 2~4 mm 두께의 호스를 사용하고, 보강 박판(reinforcing foil)으로 두께 0.1~0.2 mm, 폭 10~12 mm의 황동 또는 구리 박판이나 두께 0.05~0.1 mm의 스테인리스강 박판을 사용하도록 권고하고 있다.

본 시험에서는 Fig. 6에서 보는 바와 같이 두께 2 mm의 플라스틱 호스를 시편 내부에 삽입하고,

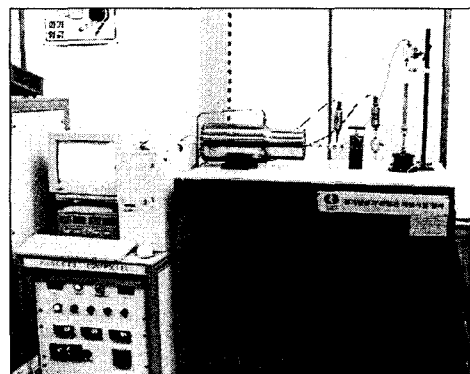


Fig. 5 Burst pressure test equipment⁽¹⁰⁾

관통 균열 부위에는 두께 0.15 mm인 구리 박판을 보강 한 후 양끝에서 마개로 밀폐시켜 시험 중 누설을 방지할 수 있도록 하였다. 이때 박판의 길이는 균열 길이보다 20~24 mm 정도 길게 하고, 폭은 10~12 mm로 하였다.

보강 박판을 사용하면 측정되는 파열압력은 전열관의 실제 파열압력보다 높아지므로 이를 보정하기 위하여 EPRI 지침서에 따라 측정된 파열압력의 95%를 전열관의 파열압력으로 취하였다.

일반적으로 파열압력 시험에서 가압 시간을 10 s에서 10 ms로 줄이면 파열압력은 15% 증가한다.^(9,10) 이에 EPRI에서는 1.5~15 MPa/s의 속도 범위에서 파열압력 시험을 수행하도록 권고하고 있다. 본 시험에서는 5 MPa/s의 속도로 수행하였다.

복합균열시험을 행하기 이전에 단일 축방향 균열에 대하여 시험을 행하였다. 시험 시편은 증기 발생기 전열관에 사용되는 Inconel 600으로 외경 22.21 mm, 두께 1.27 mm 그리고 길이 250 mm이며 균열은 폭 0.2~0.3 mm의 방전 가공기(EDM; electro-discharge machine)로 가공하였으며 전열관 시편의 길이 중간에 위치하도록 하였다.

Fig. 7은 단일 축방향 균열에 대한 파열압력 시

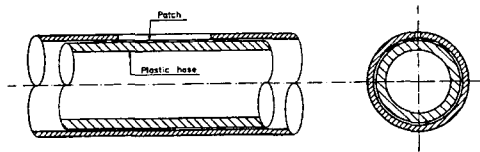


Fig. 6 Schematic diagram of a cracked tube with patch and plastic hose for protecting leakage

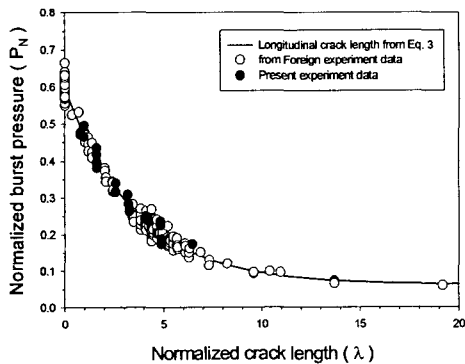


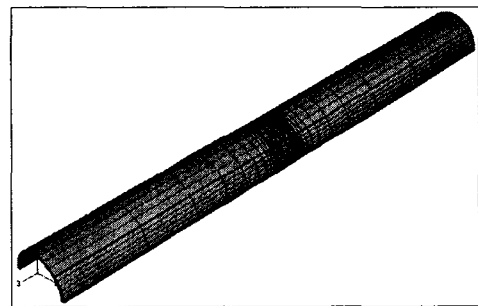
Fig. 7 Burst pressure for a tube with a single longitudinal crack

험 결과를 정한섭 등의 시험 결과⁽¹⁰⁾와 EPRI에서 수행된 시험결과^(11,12) 그리고 식 (3)의 단일 축방향 균열에 대한 파열압력을 함께 나타낸 그림이다. 그림에서 보면 축방향 균열에 대한 파열압력 시험 결과가 선행 시험 결과^(10~12)와 잘 일치함을 알 수 있었다.

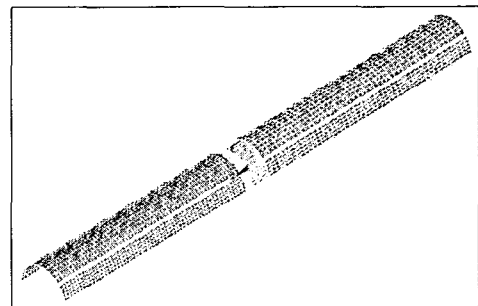
4. 파열압력 해석 및 시험 결과

전열관에 존재하는 T-형 복합균열에 대하여 해석에 이용된 모델 형상은 Fig. 8에, 파열압력 시험 결과와 함께 비교한 탄성 및 탄소성 해석 결과는 Fig. 9와 10에 나타내었다.

T-형 복합균열은 탄성해석의 경우 3, 6, 9, 12, 15 그리고 18 mm의 축방향 균열길이에 대하여 각각의 축방향 균열의 한쪽 끝을 중심으로 원주방향 균열길이(2C) 30°, 60°, 90° 그리고 120°가 존재한다고 가정하였으며 대칭 조건을 이용하여 전



(a) Solid element model



(b) Shell element model

Fig. 8 Solid element model for elastic analysis and shell element model for elastic plastic analysis of a tube with a T-type combination crack ($L=9\text{mm}$, $2C=90^\circ$)

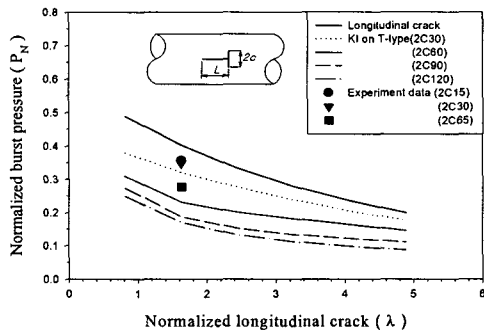


Fig. 9 Comparison of burst pressure between T-type and longitudinal cracks. The burst pressure is obtained based on K_I

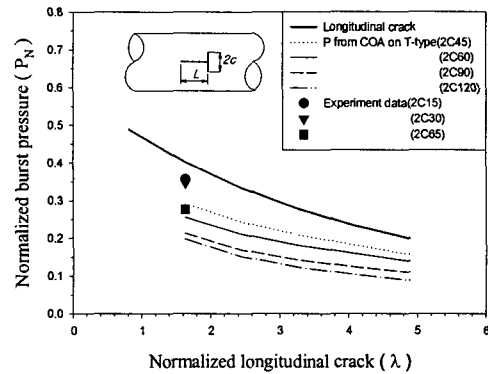


Fig. 10 Comparison of burst pressure between T-type and longitudinal cracks. The burst pressure is obtained based on COA

체 모델 형상에서 1/2만 나타내도록 하였다.

T-형 복합균열에서 응력강도계수는 단일 축방향 균열에서 구한 것과 마찬가지로 튜브 두께의 중간 지점에서 구하였다.

탄소성해석의 경우 6, 9, 12, 15 그리고 18 mm의 축방향 균열길이에 대하여 각각의 축방향 균열의 한쪽 끝을 중심으로 원주방향 균열 길이 45°, 60°, 90° 그리고 120°가 존재한다고 가정하였으며 대칭조건을 이용하여 전체 모델 형상에서 1/2만 나타내도록 하였다.

균열 선단의 모델 형성은 단일 축방향 균열길이에서와 같도록 0.1 mm씩 간격으로 하여 단일 축방향 균열에서 얻은 COA_c 와 T-형 복합균열의 COA_c 를 비교할 수 있도록 하였다. COA 의 계산에는 원주방향 변위 u_θ 만을 고려하였다.

파열압력 시험시 T-형 복합균열의 시편은 축방향 균열길이 6 mm로 하였고 원주방향 균열길이는 15°, 30° 그리고 65°에 대하여 파열압력 시험을 행하였다.

Fig. 9는 파열압력 시험 결과와 탄성 해석결과를 비교한 그림이다. 그림에서 보면 파열압력 시험의 경우 동일한 축방향 균열길이에에서 원주방향 균열길이가 길어질수록 파열압력은 떨어졌고, 탄성 해석으로부터 구한 파열압력이 파열압력 시험 결과보다 낮은 보수적인 결과를 보여주었다.

Fig. 10은 파열압력 시험 결과와 탄소성 해석결과를 비교한 그림으로 Fig. 9의 탄성해석과 동일하게 원주방향 균열길이가 길어질수록 파열압력은 떨어졌고, 탄소성 해석으로부터 구한 파열압력이 파열압력 시험 결과보다 낮은 보수적인 결

과를 보여주었다.

탄성해석 결과와 탄소성해석 결과를 비교해보면 동일한 원주방향 균열길이에에서 축방향 균열길이가 짧은 경우 탄소성해석 결과가 탄성해석 결과보다 높게 나타났지만 축방향 균열길이가 길어질수록 두 해석으로부터의 파열압력은 같아졌다.

또한 동일한 축방향 균열길이에에서 파열압력은 원주방향 균열의 영향으로 원주방향 균열길이가 길어질수록 떨어지는 것을 알 수 있었다.

5. 결론

단일 축방향 균열이 존재하는 튜브와 T-형 복합균열이 존재하는 튜브에 대하여 EPRI 지침서에 따라 파열압력 시험을 행하였다. 탄성해석을 통하여 축방향 균열에서의 응력강도계수를 구하였고 이를 매개변수로 하여 복합균열에서의 파열압력을 계산하였다. 또한 탄소성해석을 행하여 축방향 단일 균열에 대한 파열압력에서의 COA_c 를 구하고 이를 매개변수로 사용하여 복합균열이 존재하는 전열관에서의 파열압력을 추정하는 방법을 제시하였다. 이러한 해석 및 시험 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 단일 축방향 균열에 대한 파열압력 시험 결과는 정한섭 등⁽¹⁰⁾과 EPRI에서 수행된 시험 결과^(11,12) 그리고 EPRI⁽¹⁰⁻¹³⁾에서 제안된 전열관의 파열압력식 (3)으로부터 구한 파열압력 결과와 잘 일

치하였다.

(2) 단일 축방향 균열에 대한 탄성해석 결과 두께의 중간지점에서 구한 응력강도계수는 기존의 결과와 잘 일치하였으며, 탄소성해석 결과 균열 길이가 길어질수록 $COAc$ 는 증가하였다.

(3) 전열관에 존재하는 T-형 복합균열에 대한 파열압력 시험, 탄성 및 탄소성 해석 결과 동일한 축방향 균열길이에서 원주방향 균열길이가 길어질수록 파열 압력은 감소하였다.

(4) 원주방향 균열길이가 짧으면 탄소성해석 결과가 탄성해석 결과보다 높게 나타났지만 균열길이가 길어질수록 두 해석으로부터의 파열압력은 같아졌다.

이러한 결과로부터 축/원주방향 균열이 함께 존재하는 T-형 복합 균열의 경우 본 논문에서 수행된 탄성 및 탄소성 해석을 이용한 파열압력해석 결과는 시험 결과와 비교하여 증가발생기 전 열관의 건전성 평가에 이용될 수 있음을 보여 주었다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성 평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로써 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) McDonald, P. E., Shah, V. N., Ward, L. W. and Ellison, P. G., 1996, "Steam Generator Tube Failures," *NUREG CR-6365*.
- (2) Frederick, G. and Hernalsteen, P., 1985, "Tube sheet and Expansion Transition Cracking at Doel 3 and Tihange," *EPRI Workshop in Primary Side SCC*, San Diego.
- (3) Emery, A. F., Perl, M., Love, W. J. and Kobayashi, A. S., 1981, "On the Motion of an Axial Through Crack In a Pipe," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 103, pp. 281~286.
- (4) Shin, Kyu-In, Park, Jai-Hak, Kim, Hong-Deok and Chung, Han-Sub, 2001, "Analysis of the Burst Pressure of Cracked S/G Tubes," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 214, pp. 91-101.
- (5) Park, M.K., Kim, Y.J., Jheon, J.H., Kim, J.M., and Park, J.S., 1996, "Study on Plugging Criteria for Thru-wall Axial Crack in Roll Transition Zone of Steam Generator Tube," *Transactions of KSME A*, Vol. 20, No. 9, pp. 2894- 2900.
- (6) Lee, J.H. and Je, Y.S., 1999, "Finite Element Analysis of Eddy-Current Nondestructive Evaluation for Steam Generator Tubes," *Transactions of KSME A*, Vol. 23, No. 3, pp. 512-519.
- (7) EPRI TR-107569-V1R5, 1997, "PWR Steam Generator Examination Guidelines : Revision 5."
- (8) EPRI TR-016743-V4R1, 1997, "Guidelines for PWR Steam Generator Tubing Specification and Repair."
- (9) EPRI TR-107620, 1998, "Steam Generator in Situ Pressure Test Guidelines."
- (10) Chung, Han-Sub, Kim, Ki-Tae and Kim, Hong-Deok, 2000, "A Study on the Integrity Assessment of Defected S/G Tube," *KEPRI TR.96NJ14*.
- (11) EPRI TR-105505, 1997, "Steam Gnerator Management Project; Burst Pressure Correlation for Steam Generator Tubes with Throughwall Axial Cracks."
- (12) EPRI NP-6865-L, 1991, "Steam Generator Tube Integrity, Volume 1 : Burst test results and validation of rupture criteria".
- (13) EPRI NP-7474, 1993, "Evaluation of Leak and Burst Characteristics of Roll Transitions Containing Primary Water Stress Corrosion Cracks."
- (14) Zahoor, A., 1990, "Ductile Fracture Handbook Volume 2," *EPRI*.
- (15) Shih, C. F., deLorenzi, H. G. and Andrews, W. R., 1979, "Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth," *ASTM STP 668*, pp. 65~120.