

# 복합균열이 존재하는 전열관의 파열압력 설계식

신규인·박재학\*·강성식·정명조·최영환·김홍덕\*\*·정한섭\*\*

한국원자력안전기술원·\*충북대학교 안전공학과·\*\*한국전력 전력연구원

## 1. 서론

증기발생기의 파열 사고는 지난 20년 동안 2년마다 1회의 비율로 발생되어 왔고 최근 몇 년간은 매년 발생되고 있는 추세이다. 전열관의 파열은 전열관 내·외부에서 발생하는 응력부식균열, 피로 그리고 마멸 등의 원인에 의해서 발생되며 파열 발생 부위는 전열관의 관판(tubesheet) 상단 부분, 확관천이지역(kiss roll transition region) 그리고 U-굽힘부 등인 것으로 알려져 있으나 하부 지지대 근처에서 발생된 것이 보고되기도 한다. 초기 발전소에서는 축방향 균열에 국한하여 관심을 가졌었으나 최근 원주방향 균열에 의한 사고가 발생되면서 원주방향 균열에 대해서도 관심을 가지게 되었다. 현장에서 보고되는 원주방향 균열은 축방향 균열의 영향 없이 생성되거나 축방향 균열로부터 발전되어 생기는 것으로 보고되고 있다<sup>1,2)</sup>.

일반적으로 전열관의 건정성을 유지하기 위해서는 전열관의 파열압력이 정상 가동압력의 3배 또는 설계기준 압력의 1.4배를 유지해야 한다. 이는 정상가동 중 또는 설계기준사고가 발생하였을 때 결함 전열관이 존재하더라도 전열관의 파단 사고나 과도한 누설을 방지하기 위함이다.

현행 전열관의 구조 건정성 확보를 위한 방안 중의 하나로 결함의 종류, 위치 등에 관계없이 모든 결함에 대하여 40 % 관두께 기준을 적용하고 있다. 그러나 현재 적용되고 있는 40 % 관두께 보수 기준은 전열관의 파열사고 가능성을 완벽하게 차단하지 못하면서도 과도하게 보수적인 한계가 있다. 이에 대체정비기준(alternative repair criteria, ARC)을 적용하여 관두께에 대한 결함의 깊이가 아닌 결함의 위치, 균열의 길이 등 결함 유형별로 건정성을 평가하여 파열 사고에 대비하려는 실정이다<sup>2)</sup>.

그러나 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<sup>3)</sup>은 링-모델(ring-model)을 제안하여 축방향 균열의 생성을 살펴보고 균열 성장속도 계산에 적용할 수 있음을 보여주었다. Shin 등<sup>4,5)</sup>은 단일 축방향 균열과 T-형의 복합균열에 대하여 EPRI 지침서에 준하여 파열압력을 수행하였으며, 탄성 및 탄소성해석을 이용하여 복합균열에 대한 설계곡선을 제시하였다. 또한 박명규 등<sup>6)</sup>은 증기발생기 전열관의 확관천이부위에 존재하는 축방향 관통균열에 대하여 관막음 기준에 관한 연구를 수행하였다.

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

복합균열을 대상으로 탄소성해석을 행하여 단일 축방향 균열에 대한 파열압력에서의 임계  $COA$ 인  $COA_c$ 를 구하고 이를 매개변수로 사용하여 T-형 복합균열에서의 파열압력식을 제시하였으며, 관관이 파열압력에 주는 영향에 대해서도 살펴보기 위하여 축/원주방향의 복합균열에서 축방향 균열 선단으로부터 1.0 mm 되는 지점에 관관을 위치시킨 경우(TS-T\_L type)와 원주방향 균열의 한쪽 선단에 관관을 위치시킨 경우(TS-T\_C type)의 두 가지 경우에 대하여 파열압력곡선과 파열압력식을 함께 구하였다.

## 2. 파열압력 해석 결과

단일 축방향 균열에 대한 파열압력식을 복합균열에 적용하기 위해서는 적절한 매개변수를 선택하여야 한다. Shin 등<sup>4,5)</sup>은 단일 축방향 균열과 T-형 복합균열에 대하여 탄소성해석에서는 응력강도계수( $K_I$ )를, 탄소성해석에서는  $COA$ (crack opening angle)를 매개변수로 사용하여 두 해석결과로부터 파열압력을 추정하는 방법을 제시하였으며, 파열압력시험 결과와 비교하여 계산된 파열압력이 사용될 수 있음을 보여주었다.

전열관에 존재하는 축방향 관통균열과 원주방향 관통균열의 파열압력은 다음과 같이 정의할 수 있다. 축방향 관통균열의 경우

$$(P_N)_L = 0.0613 + 0.536 \exp(-0.278 \lambda) \quad (1)$$

여기서

$$(P_N)_L = \frac{Pr}{(\sigma_{ys} + \sigma_u)t}, \quad \lambda = \frac{L}{\sqrt{rt}} \quad (2)$$

이고  $\sigma_{ys}$ 는 재료의 항복강도,  $\sigma_u$ 는 극한강도,  $t$ 는 전열관의 두께,  $r$ 은 전열관의 공칭반경 그리고  $L$ 은 축방향 균열길이이다.

원주방향 관통균열이 존재하는 경우의 파열압력은 식 (3)과 같이 주어진다.

$$k = 0.58$$

$$(P)_C = \frac{4rt\sigma_F}{\pi r_i^2} \left\{ \frac{\pi - \alpha}{2} - \arcsin\left(\frac{\sin \alpha}{2}\right) \right\} \quad (3)$$

여기서  $r_i$ 는 관의 내부 반경, 원주방향 균열 길이는 원주각으로  $2\alpha$ 이다.

T-형 복합균열에 대한 파열압력을 추정하기 위해서 축방향 균열과 원주방향 균열과의 관계는 위의 식들로부터 Fig. 1과 같이 나타낼 수 있다. 그림에서 보면 원주방향 균열길이가 짧은 경우 전열관의 파열은 축방향 균열에 의해 파열되지만, 원주방향 균열이 긴 경우에는 원주방향 균열이 전열관 파열의 주원인인 것을 알 수 있다.

이로부터 전열관에 존재하는 T-형 복합균열에 대한 탄소성해석 결과는 Fig. 2에 나타내었다. 탄소성해석의 경우 6~18 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.

Fig. 2는 Shin 등<sup>4)</sup>에 의해 수행된 파열압력 시험결과와 탄소성해석 결과를 비교한 그림으로 원주방향 균열길이가 길어질수록 파열압력은 떨어졌고, 탄소성해석으로부터 구한 파열압력이 파열압력 시험결과보다 낮은 보수적인 결과를 보여주었다. 또한 동일한 축방향 균열길이에서 파열압력은 원주방향 균열의 영향으로 원주방향 균열길이가 길어질수록 떨어지는 것을 알 수 있었다.

Fig. 2의 파열압력곡선으로부터 파열압력식은 다음과 같이 구할 수 있다. T-형 복합균열의 파열압력은 단일 축방향 균열에서의 파열압력과 원주방향균열에서의 파열압력의 관계로부터 다음의 식 (4)와 같이 표현될 수 있다.

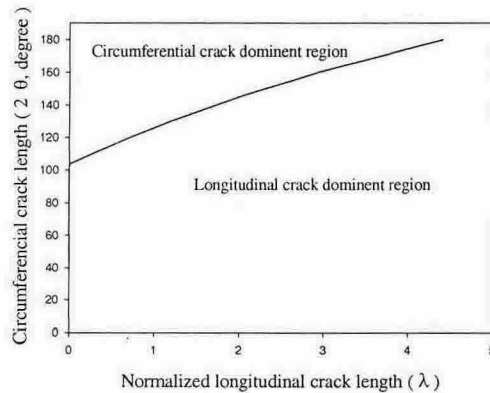


Fig. 1 Comparison of burst pressure between longitudinal and circumferential cracks

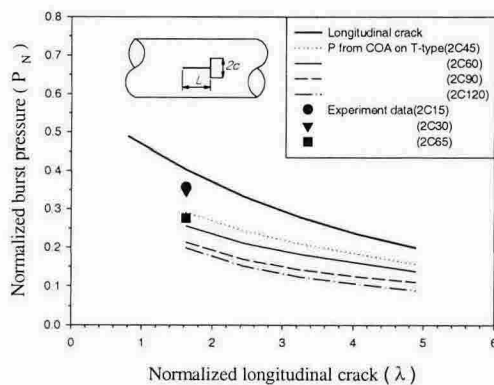


Fig. 2 Comparison of burst pressure between T-type and longitudinal cracks. The burst pressure is obtained based on COA

$$P_N = (P_N)_L \times P(f(\theta)) \quad (4)$$

여기서  $P_N$ 은 T-형 복합균열에서의 파열압력,  $(P_N)_L$ 은 단일 축방향균열에서의 파열압력 그리고  $P(f(\theta))$ 은 원주방향균열의 파열압력 함수이다.

이로부터  $P(f(\theta))$ 는 Fig. 3과 같이 나타낼 수 있으며 외삽법에 의하여 식 (5)와 같이 표현될 수 있다.

$$P(f(\theta)) = 1.0 - 6.738 \times 10^{-3}(2C) + 1.7362 \times 10^{-5}(2C)^2 \quad (5)$$

여기서  $2C$ 는 원주방향균열 길이(각도)이다.

Fig. 4는 T-형 복합 균열에서 관판을 고려한 경우를 비교한 결과로 관판이 없는 경우의 탄소성해석 결과와 함께 비교하였다. 그림에서 관판을 고려한 경우를 살펴보면 축방향 균열 선단으로부터 1.0 mm 되는 지점에 관판을 위치시킨 경우(TS-T\_L type)의 파열압력이 원주방향 균열의 한쪽 선단으로부터 관판이 존재한다고 가정한 경우(TS-T\_C type)의 파열 압력보다 높은 것을 알 수 있다.

Fig. 4 (a)의 TS-T\_L type에서 원주방향 균열이  $60^\circ$ 인 경우를 살펴보면 축방향 균열 길이가 짧을 때는 관판의 영향으로 인하여 단일 축방향 균열 길이의 파열압력보다 높게 나타났지만 축방향 균열 길이가 길어질수록 단일 축방향 균열 길이의 파열압력과 거의 없게 나타났다. 그러나 원주방향 균열이 길어진 경우( $120^\circ$ ) 원주 방향 균열에 의하여 파열 압력은 낮아졌지만 관판이 없는 경우의 파열 압력보다는 높게 나타났다.

또한 Fig. 4 (b)의 TS-T\_C type에서 원주방향 균열이  $60^\circ$ 일 때는 관판이 없는 경우의 파열 압력보다 높게 나타났지만 원주방향 균열이  $120^\circ$ 로 길어진 경우 원주방향 균열의 영향으로 관판의 효과는 없어져 관판이 없는 경우의 파열 압력과 같아짐을 알 수 있다.

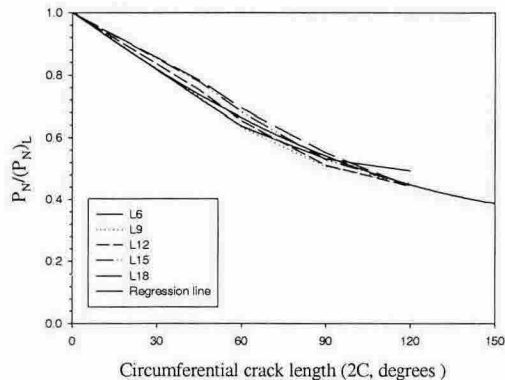


Fig. 3 Comparison of circumferential crack length and normalized burst pressure T-type and longitudinal cracks.

두 결과로부터 식 (4)로부터 관판을 고려한 경우의 파열압력식은 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\text{TS-T}_L \text{ type : } P(f(\theta)) = 1.0 - 1.6657 \times 10^3 (2C) - 3.4800 \times 10^{-5} (2C)^2 \quad (6)$$

$$\text{TS-T}_C \text{ type : } P(f(\theta)) = 1.0 - 3.6526 \times 10^{-3} (2C) - 6.5890 \times 10^{-6} (2C)^2 \quad (7)$$

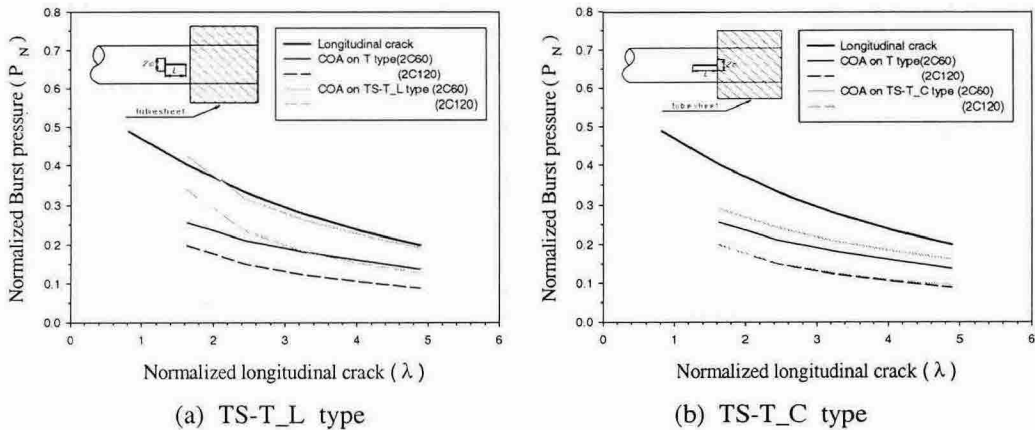


Fig. 4 Comparison of burst pressure between T-type with tubesheet and longitudinal cracks.

### 3. 결론

단일 축방향 균열이 존재하는 튜브와 T-형 복합균열이 존재하는 전열관에 대하여 탄소성해석을 행하여 축방향 단일 균열에 대한 파열압력에서의  $COA_C$ 를 구하고 이를 매개변수로 사용하여 복합균열이 존재하는 전열관에서의 파열압력을 추정하는 방법을 제시하였으며 T-형 복합균열에서의 파열압력식을 구하였다.

1. 전열관에 존재하는 T-형 복합균열에 대한 탄소성해석 결과 동일한 축방향 균열길이에서 원주방향 균열길이가 길어질수록 파열 압력은 감소하였으며 파열압력식을 이용하여 T-형 복합균열에 대한 파열압력을 얻을 수 있음을 보여주었다.
2. 관판이 존재하는 T-형 복합균열의 경우에는 축방향 균열 선단으로부터 1.0 mm 되는 지점에 관판을 위치시킨 경우의 파열 압력이 원주방향 균열의 한쪽 선단으로부터 관판이 존재한다고 가정한 경우의 파열 압력보다 높았으며 관판을 고려한 경우에서도 파열압력식을 이용하여 관판을 고려한 경우의 T-형 복합균열에 대한 파열압력을 얻을 수 있음을 보여주었다.
3. 축방향 균열 선단으로부터 1.0 mm 되는 지점에 관판을 위치시킨 경우 원주방향

균열이 60°에서 축방향 균열길이가 짧을 때는 관판의 영향으로 인하여 단일 축방향 균열 길이의 파열압력보다 높았지만 축방향 균열 길이가 길어질수록 단일 축방향 균열 길이의 파열압력과 차이가 없었다. 그러나 원주 방향 균열이 긴 경우 (120°)에서는 원주 방향 균열에 의하여 파열 압력은 낮아졌지만 관판이 없는 경우의 파열 압력 해석 결과보다는 높았다.

4. 원주방향 균열의 한쪽 선단으로부터 관판이 존재한다고 가정한 경우, 원주방향 균열이 60°에서는 관판이 없는 경우의 파열 압력보다 높았지만 원주 방향 균열이 120°로 길어질 때는 원주 방향 균열의 영향으로 관판의 효과는 없어졌다.

이러한 결과로부터 축/원주방향 균열이 함께 존재하는 T-형 복합 균열의 경우 본 논문에서 수행된 탄소성해석을 이용한 파열압력해석 결과와 파열압력식은 증기발생기 전열관의 건전성 평가에 이용될 수 있음을 보여 주었다.

## 감사의 글

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., "Steam Generator Tube Failures," *NUREG CR-6365*, 1996.
- [2] Frederick, G. and Hernalsteen, P., "Tube sheet and Expansion Transition Cracking at Doel 3 and Tihange," *EPRI Workshop in Primary Side SCC*, San Diego, 1985.
- [3] Emery, A. F., Perl, M., Love, W. J. and Kobayashi, A. S., "On the Motion of an Axial Through Crack In a Pipe," *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 103, pp. 281-286, 1981.
- [4] Shin, Kyu-In, Park, Jai-Hak, Kim, Hong-Deok and Chung, Han-Sub, "Analysis of the Burst Pressure of Cracked S/G Tubes," *Journal of the Korean Institute for Industrial Safety*, Vol. 16, No. 5, pp. 5-8, 2001.
- [5] 신규인, 박재학, 김홍덕, 정한섭, 최영환, "T-형 복합 균열이 존재하는 증기발생기 전열관의 파열압력 시험 및 해석," *대한기계학회지*, Vol. 28, No. 6, pp. 732-738, 2004.
- [6] Park, M. K., Kim, Y. J., Jheon, J. H., Kim, J. M., and Park, J. S., "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, 1996.