

부분 관통된 복합균열이 존재하는 전열관의 파열압력 해석

신규인 · 박재학* · 정명조 · 최영환 · 김홍덕** · 정한섭**

한국원자력안전기술원 · *충북대학교 안전공학과 · **한국전력 전력연구원

1. 서론

원자력발전소는 크게 1차 계통과 2차 계통으로 분류되고 있으며 이중 증기발생기 전열관은 1차와 2차 계통의 압력경계를 이루고 있는 주요 부품으로, 전열관의 파손이 발생될 경우 1차 계통에서 2차 계통으로 방사성 물질이 누출되어 대기 확산 또는 주변 환경의 오염 등 심각한 문제가 야기될 수 있다. 따라서 증기발생기 전열관의 손상이나 파손 문제는 원자력 발전소의 수명과 밀접한 관계가 있다.

원자력 발전소는 장시간 가동함에 따라 전열관에서는 다양한 종류의 결함이 발생된다. 이러한 결함이 발생된 전열관에 대해서는 건정성 평가를 수행하여 계속 가동을 허용하던가, 전열관 막음(plugging) 또는 재생보수(sleeve) 등의 보수 작업을 수행하게 된다. 현행 전열관의 구조 건정성 확보를 위한 방안 중의 하나로 결함의 종류, 위치 등에 관계없이 모든 결함에 대하여 40% 관두께 기준을 적용하고 있다¹⁾. 그러나 현재 적용되고 있는 40% 관두께 보수 기준은 전열관의 파열사고 가능성을 완벽하게 차단하지 못하면서도 과도하게 보수적인 한계가 있다.

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.

이에 대체정비기준(alternative repair criteria)을 적용하여 관두께에 대한 결함의 깊이가 아닌 결함의 위치, 균열의 길이 등 결함 유형별로 건정성을 평가하여 파열 사고에 대비하는 실정이다. 그러나 증기 발생기 전열관의 파열 사고는 지난 20년 동안 2년마다 1번씩의 비율로 발생되어왔고 최근 몇 년간은 매년 발생되고 있는 추세이다¹⁾.

초기 발전소에서 균열의 발생 및 성장은 축 방향 균열에 국한하여 관심을 가졌으나 최근 원주 방향 균열에 의한 사고가 발생되면서 원주 방향 균열에 대해 관심을 가지게 되었다. 원주방향 균열은 축방향 균열의 유무에 상관없이 발생될 수 있을 것이다. 현장에서 보고되는 원주방향 균열은 축방향 균열의 영향없이 생성되거나 축방향 균열로부터 발전되어 생기는 것으로 보고되고 있다.

단일 축 방향 또는 원주 방향의 균열이 존재하는 튜브에 대한 파열 압력은 여러 문헌에 연구 발표되었으나 축 방향과 원주 방향 균열로 이루어진 복합 균열에 대한 연구는 거의 없는 실정이다^{5,6,8,9)}.

따라서 본 논문에서는 50 %와 75 %의 부분 관통 그리고 관통된 원주방향 균열이 존재하고 관통된 축 방향 균열이 원주 방향균열과 인접하여 존재하는 복합 균열의 경우에 대하여, 탄성해석을 통하여 단일 축방향 균열에서의 응력강도계수를 구하였고, 이를 매개변수로 하여 원주방향 균열의 깊이에 따른 파열압력의 영향과 원주방향 균열과 축방향 균열 사이의 거리에 따른 파열압력의 영향을 살펴보았다.

2. 파열압력해석

단일 축방향 균열에 대한 파열압력 식을 복합균열에 적용하기 위해서는 적절한 매개변수를 선택하여야 한다. 본 해석에서는 유한요소해석으로부터 구해진 응력강도계수 (K_I)를 매개변수로 사용하였다.

탄성해석 시 ABAQUS 상용 프로그램(V. 6.2)을 이용하였으며, 균열 길이에 따른 응력강도계수로부터 파열압력을 구하였다. 해석 시 3차원 20 절점의 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'' 는 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[3]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 전열관 튜브의 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_C 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_C 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 항복강도(σ_{ys})와 극한강도(σ_u) 그리고 재료 상수 K 와 n 은 Table 1에 나타내었다. 본 해석에서는 복합균열 해석 시 중간 지점에서의 응력강도계수 결과를 이용하였다.

3. 결 과

전열관에 존재하는 복합균열에 대하여 파열압력 해석 결과는 Fig. 1과 Fig. 2에 나타내었다. 복합균열은 원주방향 균열길이($2C$)는 60° 로 일정하게 하였으며 균열깊이비(d/t)가 0.50, 0.75 그리고 1.0의 세 가지 경우에 대하여 해석하였다. 축방향 균열은 각각의 원주 방향 균열깊이비로부터 3, 6, 9, 12, 15 그리고 18 mm가 존재한다고 가정하였으며 원주방향 균열과 축방향 균열 사이에는 3.175, 6.35 그리고 12.7 mm가 떨어져 있다고 가정하였다.

해석시 대칭 조건을 이용하여 전체 모델 형상에서 1/2만 나타내도록 하였으며, 각각의 복합균열에서 응력강도계수는 단일 축방향 균열에서 구한 것과 마찬가지로 튜브 두께의 중간 지점에서 구하였다.

Fig. 1은 원주 방향 균열깊이비를 각각 0.5, 0.75 그리고 1.0으로 일정하게 한 후 원주 방향 길이와 축방향 균열길이 사이의 비균열부 길이(ligament)를 변화시켜 비교한 그림이다. Fig. 1 (a)는 원주 방향 균열깊이비는 0.5로 일정하게 한 후 원주방향 길이와 축

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

방향 균열길이 사이의 비균열부 길이를 변화시켜 비교한 그림으로, 원주 방향 균열깊이 비와 비균열부 길이에 무관하게 파열 압력의 영향이 없는 것을 알 수 있다.

일반적으로 전열관에서 파열이 일어나기 전에는 소성 변형이 먼저 진행되기 때문에 탄소성 해석 연구가 필요한 것으로 판단된다. Fig. 1 (b)는 원주 방향 균열깊이비가 0.7 인 경우로 원주 방향 균열깊이비가 깊어진 경우에도 Fig. 1(a)의 결과와 유사하게 원주 방향 균열깊이비와 비균열부 길이에 무관하게 파열 압력의 영향이 없는 것을 알 수 있다.

그러나 Fig. 1 (c)에서 보는 바와 같이 원주 방향 균열이 완전 관통인 경우 원주 방향 균열의 영향에 의하여 축방향과 원주방향 균열 사이의 거리가 짧아질수록 파열압력은 떨어짐을 알 수 있다.

Fig. 2는 축방향과 원주 방향 균열 사이의 거리 즉 비균열부 길이를 3.175, 6.35 그리고 12.7 mm로 일정하게 하고 원주 방향 균열깊이비 변화에 따른 파열압력해석 결과이다. Fig. 2(a)는 비균열부 길이는 3.175 mm로 일정하게 한 후에 원주방향 균열깊이비를 0.5, 0.75 그리고 1.0으로 변화시킨 경우로 0.5와 0.75의 경우 단일 축방향 균열에서의

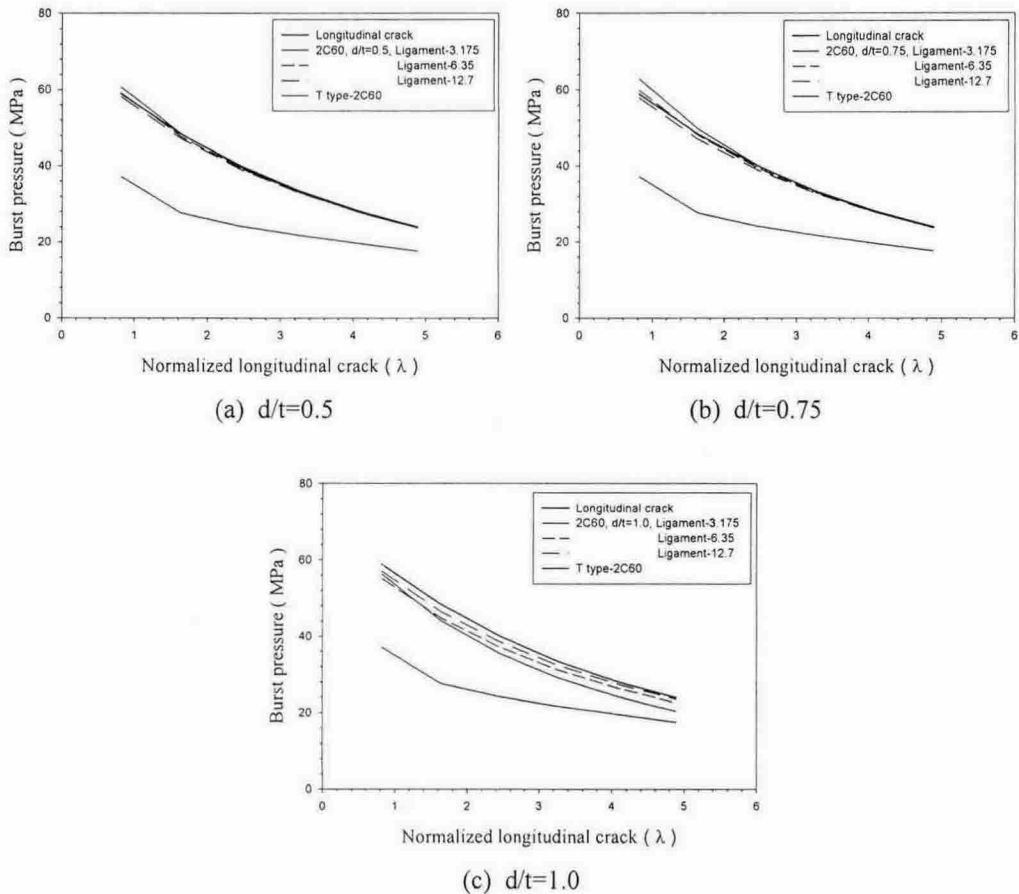


Fig. 1 Burst Pressure as a function of crack length when $2C=60^\circ$.

파열 압력과 거의 일정하지만 완전 관통인 경우 파열압력이 떨어짐을 알 수 있다.

Fig. 2(b)의 경우는 비균열부 길이를 6.35 mm로 일정하게 한 후에 Fig. 2(a)에서와 같이 원주방향 균열을 0.5, 0.75 그리고 1.0으로 변화시킨 경우로 Fig. 2(a)에서와 같이 0.5와 0.75의 경우 단일 축방향 균열에서의 파열 압력과 거의 일정하지만 완전 관통인 경우 파열압력이 떨어짐을 알 수 있다.

그러나 Fig. 2(c)에서와 같이 원주방향 균열이 완전 관통인 경우 축방향과 원주 방향 사이의 거리가 짧아질수록 파열압력은 떨어짐을 알 수 있다.

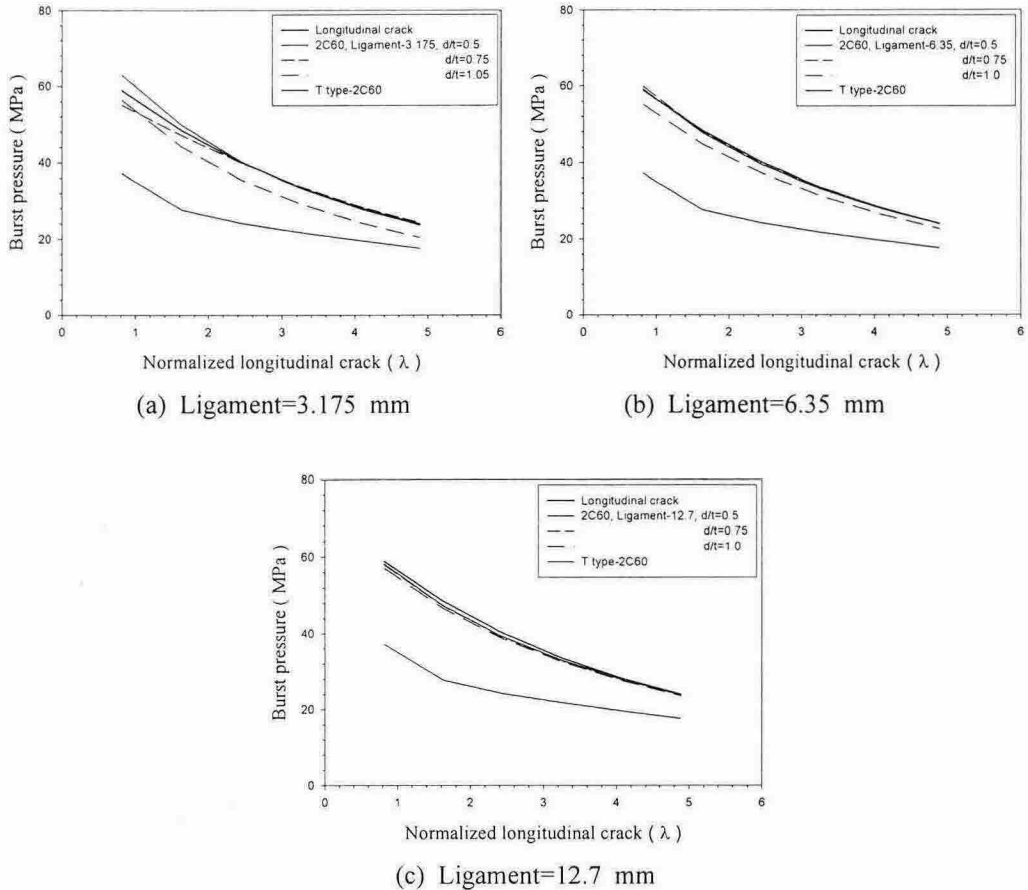


Fig. 2 Burst Pressure as a function of crack length when $2C=60^\circ$.

4. 결론

원주방향 균열깊이비(d/t)가 0.50, 0.75 그리고 1.0의 원주방향 균열이 존재하고 관통된 축 방향 균열이 원주 방향균열과 인접하여 존재하는 복합 균열인 경우에 대하여, 탄성 해석을 통하여 단일 축방향 균열에서의 응력강도계수를 구하였고 이를 매개변수로 하여 원주방향 균열깊이비에 따른 파열압력의 영향과 축방향과 원주 방향 균열 사이의

거리 즉 비균열부 길이에 따른 파열압력의 영향을 살펴보았다. 해석 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 원주방향 균열깊이비가 0.5와 0.75로 일정하게 한 후 비균열부 길이를 변화시켜 비교한 결과 축방향과 원주 방향 균열 사이의 거리에 따른 영향이 없음을 알 수 있었다. 일반적으로 전열관에서 파열이 일어나기 전에는 소성 변형이 먼저 진행되기 때문에 탄소성 해석 연구가 필요한 것으로 판단된다. 그러나 원주 방향 균열이 완전 관통인 경우 원주 방향 균열의 영향에 의하여 축방향과 원주방향 균열 사이의 거리가 짧아질수록 파열압력은 떨어짐을 알 수 있었다.
2. 비균열부 길이를 3.175와 6.35 mm로 일정하게 하고 원주방향 균열깊이비의 변화에 따른 파열압력해석 결과 0.5와 0.75의 경우 단일 축방향 균열에서의 파열 압력과 거의 비슷하지만 완전 관통인 경우 파열압력이 떨어짐을 알 수 있었다.

참고문헌

- (1) P. E. MacDonald, V. N. Shah, L. W. Ward and P. G. Ellison, "Steam Generator Tube Failures," *NUREG CR-6365*, 1996.
- (2) EPRI NP-6864-L, "PWR Steam Generator Tube Repair Limits: Technical Support Document for Expansion Zone PWSCC in Roll Transitions (Revision 1)," 1991.
- (3) EPRI NP-6865-L, "Steam Generator Tube Integrity, Volume 1: Burst test results and validation of rupture criteria (Framatome Data)," 1991.
- (4) EPRI TR-107620, "Steam Generator in Situ Pressure Test Guidelines," 1998.
- (5) Kyu-In Shin, Jai-Hak Park, Hong-Deok Kim and Han-Sub Chung, "Analysis of the Burst Pressure of Cracked S/G Tubes," *J. of the Korean Institute for Industrial Safety*, Vol. 16, No. 5, pp. 5-8, 2001.
- (6) 신규인, 박재학, 김홍덕, 정한섭, 최영환, "T-형 복합 균열이 존재하는 증기발생기 전열관의 파열압력 시험 및 해석," *대한기계학회지*, Vol. 28, No. 2, pp. 158-164, 2004.
- (7) E. S. Folias, "A Finite Line Crack in a Pressured Cylindrical Shell," *International Journal of Fracture*, Vol. 1, pp. 104-113, 1965.
- (8) 정한섭, 김기태, 김홍덕, "증기발생기 전열관 건전성 평가기준 개발," *전력연구원, TR.96NJ14*, 2000.
- (9) P. Hernalsteen, "The Influence of Testing Condition on Burst Pressure Assessment for Inconel Tubing," *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, Vol. 54, pp. 41-57, 1992.