

# 증기발생기 전열관에서의 슛 피닝에 의한 잔류응력분포 모델 및 균열 해석

신규인 · 박재학 · 김홍덕\* · 정한섭\*

충북대학교 안전공학과 · \* 한국전력공사 전력연구원

## 1. 서론

가압 경수로의 증기발생기는 원자로(reactor vessel)와 가압기(pressurizer)에서 가열·가압된 1차 계통의 고온, 고압수가 터빈을 돌리는 2차 계통수와 열교환을 일으켜 고온·고압의 증기를 발생시키는 것으로, 전열관의 파손이 발생할 경우 1차 계통에서 2차 계통으로 방사능 물질이 누출되어 심각한 문제가 야기된다. 따라서 증기발생기의 전열관 손상이나 파손 문제는 원자력 발전소의 수명과 밀접한 관계가 있다.

전열관의 주 손상원인으로는 1차측(tube의 안쪽면)의 응력부식균열(PWSCC, primary water stress corrosion cracking)과 2차측(tube의 바깥면)의 응력부식균열이 가장 큰 비중(약 60%)을 차지하고 있다.

부식균열의 성장을 방지하는 방법 중의 하나로 슛피닝(shot-peening) 작업이 시행되고 있으나, 슛피닝 작업은 균열 발생을 억제시키는 데는 효과적이지만 기존에 존재하는 균열에 대해서는 그 효과가 의문시되고 있다[5]. 또한 슛피닝 후의 잔류응력을 측정할 수 있는 연구가 있기는 하지만 현 연구에 필요한 만큼의 데이터를 주지 못하고 있는 실정이다.

이에 본 연구에서는 증기발생기의 결합 전열관 균열특성 및 균열형태에 관한 연구와 균열해석을 통한 파손 건전성 평가 연구를 위하여 인장의 잔류응력이 크게 작용되는 곳에 균열을 가정하고, 작용압력과 잔류응력의 영향이 고려된 해석을 행하여 균열에서의 응력강도계수 등을 구하였다.

그리고 간단한 모델을 통하여 슛피닝 후의 잔류응력의 분포를 구하고 이를 이용하여 균열이 존재하는 경우의 응력강도계수의 분포를 구하여 균열크기에 따른 슛피닝 작업의 효과의 정도를 살펴보았다.

## 2. 유한요소 해석모델

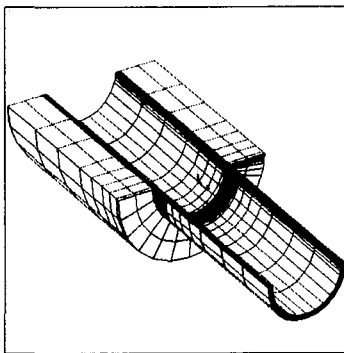
응력부식 상태 하에서 축방향 균열(axial crack)이 존재하는 증기 발생기 전열관의 해석을 위해 ANSYS 프로그램을 이용하여 파이프 내부에 존재하는 축방향 타원형 표면균열을 대상으로, 판판(sheet plate)도 모델에 포함시킬 수 있도록 모델링을 할 수 있는 프로그램을 개발하였다.

사용 요소는 8 절점의 3차원 요소와 20 절점의 3차원 요소로 하였다. 균열선단을 포

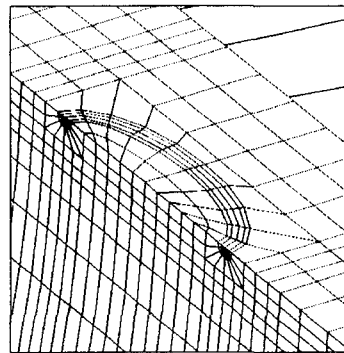
합하는 요소에서는 응력의 특이성을 나타내기 위하여 균열선단요소를 사용하여 균열 해석을 하였다. 해석에 사용된 유한요소 모델을 Fig. 1에 보였다.

해석에 사용된 조건들을 살펴보면, 파이프의 형상 및 치수는 내경 20.06mm, 외경 22.60mm, 관 두께 1.27mm, 그리고 파이프의 길이는 102.0mm로 하였다. 관판이 있는 경우의 해석시 파이프의 좌측 50mm는 관판에 삽입되어 있다고 가정하였고, 관판은 내경 22.60mm, 외경 42.60mm의 파이프로 모델링 하였다. 파이프와 관판사이는 완전 접합되어 있다고 가정하였다.

증기 발생기 전열관의 재료는 Inconel 600이다. 파이프의 경우 고온에서 운전되기 때문에 해석에서는 탄성계수(E)는 195GPa, 푸아송비( $\nu$ )는 0.3으로 하였고, 관판의 탄성계수는 파이프와 동일한 값으로 가정하였다.



(a) Element model 01



(b) Element model 02

Fig. 1 Finite element mesh configurations of a pipe with an inner surface crack

### 3. 응력강도계수 해석

#### 3.1 응력강도계수 해석

축방향 균열이 존재하는 전열관의 응력부식 상태에서 균열선단을 따라서 응력강도계수를 구하였다. 이때 응력강도계수는 균열선단 후방 균열면 상에서의 변위장으로부터 구하였다. 파이프의 작용압력은 정상가동 압력으로 내압 9.73MPa이 파이프와 균열면 상에 작용한다고 가정하였으며, 해석시 전열관에 발생된 잔류응력을 함께 고려하였다.

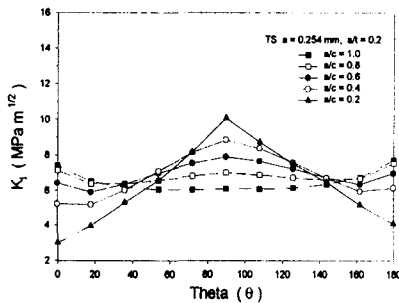
본 연구에서는 전열관에서의 잔류응력을 직접 측정하지 않고 참고문헌 1에 제시된 측정 결과를 이용하였다. 이때 관의 내벽과 외벽 사이에서의 잔류응력의 분포에 대해서도 알아야 하므로, 내벽과 외벽 사이에서 잔류응력이 직선적으로 변화한다고 가정하였으며 초기균열의 중심은 잔류응력이 최대인 지점에 위치한다고 가정하였다.

#### 3.2 해석 예1-응력강도계수 분포

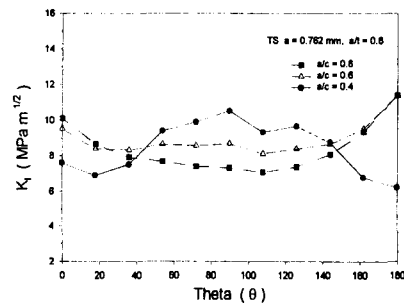
Fig. 2는 참고문헌 1의 잔류응력분포(E9-18 튜브)를 이용하여 파이프에서 내압과 균열면에 작용되는 내압 및 잔류응력을 고려한 해석 결과이다.

Fig. 2 (a)는  $a=0.254\text{mm}(a/t=0.2)$ 인 경우 얻어진 응력강도계수의 분포를 보인 것이다. 그림에서 볼 때  $a/c=1.0$ 에서는 반타원형 균열에서 표면 쪽( $\theta=0^\circ$  및  $\theta=180^\circ$ )에서의  $K_I$ 이 가장 깊은 내부 쪽 균열선단( $\theta=90^\circ$ )에서의  $K_I$ 보다 크다. 그러나  $a/c$ 의 비가 작아질수록 표면 쪽의  $K_I$ 은 점차 작아지는 반면, 내부 쪽의  $K_I$ 은 점차 커져  $a/c=0.2$ 인 경우는 내부의  $K_I$ 이 표면 쪽보다 아주 커짐을 알 수 있다. 만약  $a/c=1.0$ 인 균열이 존재하고 있다면 표면 쪽에서의  $K_I$ 값이 내부보다 크므로  $c$ 의 증가가  $a$ 보다 크게되어 균열이 성장함에 따라  $a/c$ 값은 점차 1.0보다 작게될 것이다. 반면  $a/c=0.2$ 인 균열이 존재하고 있다면  $a$ 의 증가가  $c$ 의 증가보다 훨씬 크게되어  $a/c$ 의 비는 증가할 것이다. 이렇게 볼 때 균열의 형상은 특정한  $a/c$ 의 비를 유지하면서 성장하려는 경향이 있음을 알 수 있다.

Fig. 2 (b)는  $a=0.762\text{mm}$ 인 경우로, 그 경향은 Fig. 2 (a)와 유사하다.



(a)  $a=0.254$  mm



(b)  $a=0.762$  mm

Fig. 2  $K_I$  distribution along crack front line for the case with tube sheet. The applied loads are inner pressure(9.73MPa) and the residual stress of reference [1].

## 4. 숏피닝

### 4-1. 숏피닝 모델

전열관 표면에 발생하는 인장의 잔류응력에 의한 응력부식균열을 효과적으로 방지할 수 있는 대책의 한가지로 숏피닝 작업이 행해지고 있으나 숏피닝 작업 후의 균열성장에 대한 관찰에 의하면, 신규 결함의 출현은 억제되나 기존의 결함은 계속 성장하는 것으로 알려져 있다[5]. 따라서 숏피닝의 효과를 보기 위해서는 기존의 균열에 미치는 영향에 대한 정량적인 해석이 필요하다.

본 연구에서는 참고문헌 4에서 소개하고 있는 간단한 모델을 사용하여 숏피닝 후의 잔류응력의 분포를 구하고 이를 이용하여 가정된 반타원 모양의 표면균열에 대하여 숏피닝 전의 잔류응력 분포에 대한 응력강도계수와 숏피닝 후의 잔류응력 분포에 대한 응력강도계수를 구하여 그 변화를 살펴보았다.

참고문헌 4에서 소개하고 있는 숏피닝 후의 잔류응력을 구하는 방법은 다음과 같다.

숫피닝작업을 행하기 전의 잔류응력 분포는 Fig. 3 (a)에서의 COE선으로 전열관의 외벽에  $\sigma_b$ 의 인장 잔류응력이 그리고 전열관의 내벽에  $(-\sigma_b)$ 의 압축 잔류응력이 분포하고 있고 내벽과 외벽 사이에서는 직선적으로 변화한다고 가정하였다. 전열관의 두께가 직경에 비하여 아주 작다고 가정하면, 잔류응력은 압축과 인장이 평형을 이루고 있으므로 잔류응력에 의한 전체 축방향 하중은 0이 된다.

전열관의 내벽에 숫피닝 작업을 행하게 되면 내벽에서는 소성변형에 의하여 압축의 잔류응력( $-\bar{\sigma}$ )이 발생된다. 여기서  $\bar{\sigma}$ 는 유동응력으로 항복강도와 인장강도의 평균값으로 정의되는 값이나, 작업에 따라 그 값은 달라질 수도 있을 것이다. 숫피닝에 의하여 영향을 받는 깊이는 전열관 두께의 1/10정도로 알려져 있다[4].

Fig. 3 (a)에서 가로 길이는 전열관 두께에 대한 상대적인 길이로 내벽과 외벽 사이의 거리는 1이다.  $x^*$ 는 전체 두께에 대한 숫피닝에 의하여 영향을 받는 두께의 비로,  $x^* = 0.1$ 로 가정하였으며 상대깊이  $x^*$ 에서의 잔류응력값은  $\sigma^*$ 이다. 내벽의 잔류응력 ( $-\bar{\sigma}$ )로부터  $x^*$ 에서의 잔류응력  $\sigma^*$ 까지 직선적으로 변화하고,  $x^*$ 에서 외벽까지의 잔류응력 분포는 분포형태에는 변화가 없고 전체적으로  $\Delta\sigma$ 만큼 증가한다고 가정하였다.

숫피닝 전에 가정된 잔류응력 분포가 축방향으로 평형을 이루고 있었으므로 숫피닝 후의 잔류응력 분포도 평형을 이루어야 한다. 이를 위해서는 Fig. 3 (a)에서 사각형 FCDG와 삼각형 DJE의 면적이 또는 사각형 FCEH와 삼각형 GJH의 면적이 동일하여야 한다. 이 조건으로부터  $\Delta\sigma$  및  $\sigma^*$ 를 구할 수 있고, 다음과 같이 표현된다:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \frac{x^*}{2-x^*}(\bar{\sigma}-\sigma_b), \\ \sigma^* &= (1-2x^*)\sigma_b - \Delta\sigma \end{aligned} \quad (1)$$

다음으로 Fig. 3 (b)과 같이 전열관의 외벽에  $(-\sigma_b)$ 의 압축 잔류응력이 그리고 내벽에  $\sigma_b$ 의 인장 잔류응력이 분포하고 있는 경우를 고려하여 보자. 이때 내벽에 숫피닝 작업을 하여 내벽의 잔류응력이  $(-\bar{\sigma})$ 까지 낮아 졌다고 한다. 앞의 경우와 같이 잔류응력에 의한 하중이 평형을 유지하여야 한다는 조건으로부터 다음 식들이 얻어진다:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \frac{x^*}{2-x^*}(\bar{\sigma}+\sigma_b), \\ \sigma^* &= (1-2x^*)\sigma_b + \Delta\sigma \end{aligned} \quad (2)$$

### 4-3. 숫피닝의 영향

숫피닝 전의 잔류응력 상태가 Fig. 3 (b)에서와 같다고 하고,  $\sigma_b = 400\text{MPa}$ 로 전열관 외벽은  $-400\text{MPa}$ 의 압축 잔류응력이, 내벽은  $400\text{MPa}$ 의 인장 잔류응력이 작용되고 있다고 가정하자. 전열관 내벽에 숫피닝 작업을 행한 후 내벽에는  $-500\text{MPa}$ 의 잔류응력이 발생되었다면, 식 (2)로부터  $\Delta\sigma = 47.4\text{MPa}$ 의 값을 얻는다.

Fig. 4는 이러한 잔류응력장을 가지는 전열관의 내벽에 반타원형 표면균열이 존재할 경우에 균열선단을 따라서 응력강도계수의 분포를 나타낸 것이다.

Fig. 4 (a)는  $a=0.3\text{mm}$ ,  $c=0.45\text{mm}$ 인 경우의 응력강도계수 분포 모양이다. 실선으로

된 샷피닝 전의 응력강도계수 분포와 비교해 볼 때,  $\theta=0^\circ$  에서, 즉 표면쪽 균열선단에서 응력강도계수가 아주 감소하고 있음을 알 수 있다. 그러나  $\theta=45^\circ$  에서는 샷피닝 후의 응력강도계수의 감소가 거의 없고,  $\theta=90^\circ$  로 갈수록 다시 응력강도계수의 감소량이 증가하고 있다. 응력강도계수 분포로부터 예상되는 샷피닝 후의 균열 성장특성을 보면, 표면을 따라서 균열 성장이 아주 느려지게 됨을 알 수 있다. 반면  $\theta=45^\circ$  부근에서 균열성장 속도는 샷피닝 전과 비슷하고, 균열깊이의 성장률은 다소 둔화되고 있다. 따라서 반타원형이었던 균열형태는 성장에 따라 표면에서의 균열길이 보다 안쪽에서의 균열길이가 더 긴 항아리 형태로 변해가게 된다. 이는 실제 샷피닝 후 관찰되고 있는 균열형상과 일치한다[5].

Fig. 4 (b)는  $a=0.4\text{mm}$ ,  $c=0.6\text{mm}$ 인 경우이다. 역시  $\theta=0^\circ$  에서 응력강도계수가 아주 감소하고 있음을 알 수 있다. 그러나  $\theta$ 가 커질수록 샷피닝의 효과는 점차 감소하여  $\theta=45^\circ$  이후는 응력강도계수가 샷피닝 전과 거의 같아지게 된다.

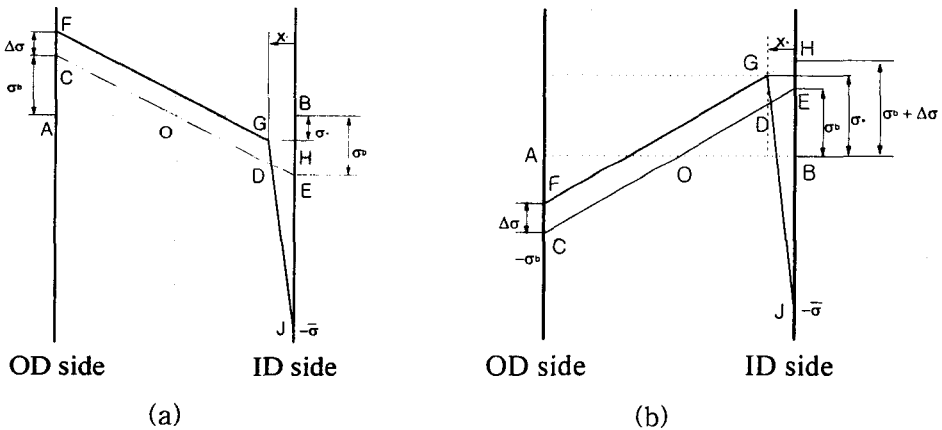


Fig. 3 Residual stress distribution before and after shot-peening.

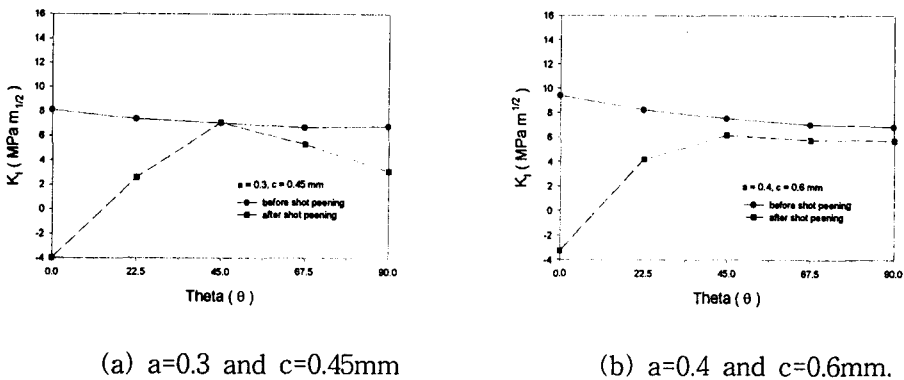


Fig. 4 Stress intensity factor distribution along crack front before and after shot-peening when (a)  $a=0.3\text{mm}$ ,  $c=0.45\text{mm}$ , (b)  $a=0.4\text{mm}$ ,  $c=0.6\text{mm}$ .

## 5. 결론

1. 내부 표면 균열이 존재하는 관에 대하여 유한요소 모델을 형성하고 해석을 할 수 있는 프로그램을 작성하였다. 이 프로그램은 임의 형상의 표면균열, 잔류응력, 관판(sheet plate) 등을 고려할 수 있다.
2. 내압 및 잔류응력의 효과를 고려하는 경우 주어진 균열형상에 대한 부식균열성장 해석을 행하여 잔류응력 분포가 균열형상에 미치는 영향을 살펴보았다.
3. 간단한 모델을 통하여 슛피닝 작업 후의 잔류응력분포를 추정하였고 이를 이용하여 표면균열이 존재하는 경우에 응력강도계수를 구하였다.
  - 균열이 작아 슛피닝의 영향을 받는 영역 내에 존재하는 경우는 균열성장 억제효과가 크다.
  - 균열이 이 영역을 벗어남에 따라 슛피닝의 효과는 감소하며, 균열깊이가 더욱 깊어질 경우 균열깊이의 성장률이 슛피닝 전보다 더 빨라질 수 있다.
  - 표면에서의 균열길이 성장률은 슛피닝 작업으로 상당히 감소된다.

## 후기

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

## 참고문헌

1. EPRI TR-102355, "Residual Stresses in Roller-Expanded Steam Generator Tube Transitions", 1993.
2. EPRI TR-1044898, "Crack Growth and Micro Structureal Characterization of Alloy 600 Head Penetration Materials", 1995.
3. 정한섭, 김기태, 김홍덕, 이희중, 남민우, "증기 발생기 전열관 건전성 평가기준 개발", KEPRI 보고서, 1998.
4. EPRI-NP5249, "Qualification of Remedial Methods to Prevent Primary-Side Stress Corrosion Cracking of Steam Generator Tubing", Vol. 1, 1987.
5. 김정수, "울진 1호기 증기발생기 전열관 인출검사", 한국원자력연구소 보고서, 1999.
6. C. O. Ruud, D. J. Snoha, D. P. Ivkovich and A. R. Mclree, "Residual Stress in Inconel 600 U-Bend Heat Exchanger Tubes", Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 112, pp. 169-174, 1990.