

# 마멸에 의해 손상된 증기발생기 전열관의 파열압력 해석

신규인 · 박재학<sup>†</sup>

충북대학교 공과대학 안전공학과  
(2003. 6. 11. 접수 / 2003. 10. 3. 채택)

## Analysis of Burst Pressure for Wear-Damaged Steam Generator Tubes

Kyu In Shin · Jai Hak Park<sup>†</sup>

Department of Safety Engineering, Chungbuk National University  
(Received June 11, 2003 / Accepted October 3, 2003)

**Abstract :** Generally the rupture of steam generator tubes proceeds from significant plastic deformation before failure. In this study, the burst pressures of damaged steam generator tubes were calculated from the plastic instability analysis with the finite element method. Two wear types, flat and circumferential types were considered. An equation for the burst pressure was proposed by using the strength reduction factor and the Svensson equation. The analysis results were compared with the experiment data from published references and they showed a good agreement with the experiment data.

**Key Words :** burst pressure, plastic instability, steam generator tube, strength reduction factor, wear

### 1. 서 론

일반적인 연성 재료의 인장시험편에서는 하중이 증가하여 극한 하중(ultimate load)에 도달하면 necking(necking)이 시작되고 최종적으로 파단된다. 이때 극한 하중에 대응하는 변형률을 불안정 변형률(instability strain)이라 한다. 압력 용기와 같이 복잡한 구조물에서는 최대 주변형률이 불안정 변형률에 다다르기 이전에 파괴된다. 이러한 경우 후자를 거시적 또는 구조물의 불안정이라 하고 전자를 미시적 또는 재료의 불안정이라 한다<sup>1)</sup>.

증기발생기 전열관의 마멸은 유체 유발 진동(flow induced vibration)에 의해 전열관과 증기발생기 상부 지지구조물 사이에서 발생하게 된다. 증기발생기의 마멸 발생 부위는 다운커머(down comer) 출구에서의 튜브 다발(bundle), 급수(feedwater) 입구 쪽, 그리고 U-급힘부 등으로 알려져 있다. 국내에서는 1998년 영광 4호기의 증기발생기에 마멸 손상이 보고된 이후 영광 3호기와 울진 3, 4호기에서도 마멸 손상이 발견되고 있다<sup>2,5)</sup>.

일반적으로 마멸 손상된 원자력 발전소의 증기발생기는 갑작스런 과압이 발생할 경우 파열이 일어나기 전에 소성 불안정(plastic instability)이 발생한다. 그러나 증기발생기 전열관에 국부적인 마멸이 발생할 경우 전열관의 강도 저하에 관한 실험 연구는 부분적으로 행해졌으나 마멸에 의한 손상모드에 대한 연구는 많이 이루어지지 않았다<sup>2,6,7)</sup>.

정한섭 등<sup>2,5)</sup>은 영광 3, 4호기와 울진 3, 4호기에서 운용 중인 증기발생기 전열관을 대상으로 마멸 손상의 발생 추세, 발생 부위 등을 살펴보고, 여러 마멸 형상에 대하여 파열압력 시험을 수행하였으며, 김범년 등<sup>4)</sup>은 부식에 의한 내부 마멸 배관의 허용 두께 결정 방법에 대하여 연구하였다.

Alzheimer 등<sup>7)</sup>은 여러 형상의 결함 또는 마멸이 존재하는 전열관에 대하여 파열압력 시험과 와류탐상 시험(eddy-current test)을 행하였고, Mellor 등<sup>8)</sup>은 압력 용기에서의 소성 불안정에 대하여 살펴보았다.

이에 본 논문에서는 증기발생기 전열관에 평면형(flat type)과 원주형(circumferential type) 마멸이 존재한다고 가정한 후, 소성 불안정해석에 기초하여 손상된 전열관의 파열압력에 대한 설계곡선을 제시하였다. 또한 정한섭 등<sup>2)</sup>과 EPRI 자료<sup>6,7)</sup>의 실험 결과

<sup>†</sup>To whom correspondence should be addressed.  
jhpark@cbucc.chungbuk.ac.kr

와 비교하여 본 논문의 해석 결과와 대체적으로 일치함을 보였다.

## 2. 해석 방법

### 2.1. 해석 방법

균열 또는 결함이 없는 튜브에 내압 또는 축방향 응력이 작용하는 경우에 대한 소성 불안정해석은 Hillier<sup>9)</sup>에 의해 정의되어 있다.

본 해석에서는 소성 불안정해석을 기초로 유한요소 상용프로그램(ABAQUS V. 6.2)을 이용하여 마멸 손상된 전열관에 대한 파열압력을 구하였다. 해석 시 8절점 3차원 구조용 요소를 사용하였고, 두께 방향으로 4개의 요소가 구성되도록 하였다. 또한 소성 불안정 문제를 풀기 위해 ABAQUS에서 지원하는 RIKS 옵션을 사용하였다<sup>10)</sup>.

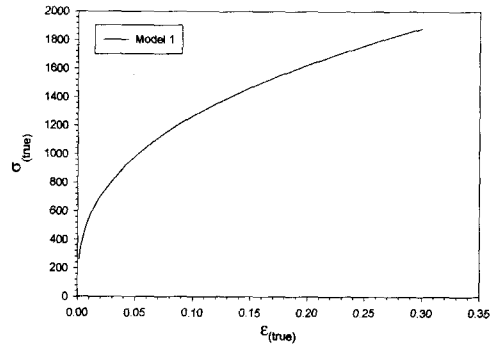
마멸 손상된 전열관의 파열압력해석을 위하여 Fig. 1에서와 같이 두 가지 경우의 응력-변형률 관계를 이용하였다. 첫째로 Fig. 1(a)에서와 같이 재료의 변형 특성은 식 (1)의 응력-변형률 관계식을 만족한다고 가정하였다(모델 1).

$$\sigma = K\epsilon^n \quad (1)$$

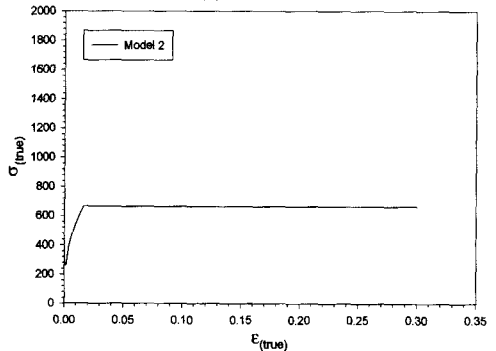
둘째로 Fig. 1(b)에서와 같이 식 (1)에서 얻어지는 응력이 극한강도  $\hat{\sigma}_u$ 보다 커지는 경우  $\sigma = \hat{\sigma}_u$ 로 가정하였다(모델 2). 여기서  $\hat{\sigma}_u$ 는  $\sigma_u$ 의 진응력이다. 파열압력해석에 이용된 증기발생기 전열관 재료는 Inconel 600으로 재료의 물성치는 Table 1에 나타내었다. 파열압력해석 시 소성지수  $n$  값은 EPRI 자료<sup>6)</sup>의 인장시험 결과로부터 구하였으며, 강도 계수 (strength coefficient)  $K$ 값은 소성 변형률  $\epsilon_p (= \sigma_{ps}/E)$ 에서의 응력이 항복강도  $\sigma_{ys}$ 가 되도록 정하였다.

파열압력해석에 이용된 증기발생기 전열관 모델의 치수는 Fig. 2에서와 같이 내경 16.92mm, 외경 19.06mm, 두께 1.07mm 그리고 길이 100.0mm로 하였으며, 길이에 대한 z축 방향의 대칭조건을 이용하였다.

Fig. 3은 ABAQUS의 탄소성해석 후 얻어진 시간에 따른 하중비례계수(LPF, load proportionality factor)의 최고치에 모델에 가해진 내압을 곱한 소성 불안정 압력으로 마멸깊이비(d/t)에 따라 나타난 그림이다.



(a) Model 1



(b) Model 2

Fig. 1. Stress-strain curve models for plastic instability analysis.

Table 1. Material properties of Inconel 600 for plastic instability analysis

$\sigma_{ys}$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	K (MPa)	$\nu$	n
261.0	652.0	2901.68	0.3	0.36

그림에서 보면 실선은 Fig. 1(a)에 도시된 모델 1로부터 즉 식 (1)의 응력-변형률 곡선으로부터 해석한 결과이고, 점선은 Fig. 1(b)의 모델 2 즉 식 (1)에서 응력  $\sigma$ 가  $\hat{\sigma}_u$ 보다 커지는 경우  $\sigma = \hat{\sigma}_u$ 로 가정하여 해석한 결과이다. 본 해석에서 구한 파열 압력의 정확성 검토를 위하여 모델 1의 경우 Hillier<sup>9)</sup>에 의해 정의된 이론해와 본 해석 결과를 비교할 때 이론해로부터 구한 파열압력이 높았으며 그 차는 최대 8%를 넘지 않았다.

그림에서 보면 마멸깊이비가 깊어질수록 압력이 떨어지고 모델 1의 결과가 모델 2의 결과보다 높은 것을 알 수 있다.

이로부터 소성 변형의 불안정해석을 통하여 얻어진 파열압력은 재료의 변형 특성 영향을 크게 받을 수 있다.

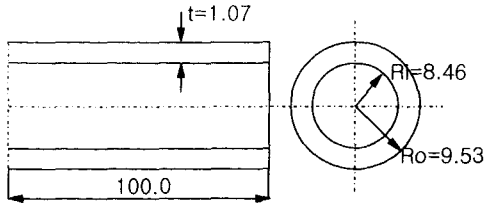


Fig. 2. Schematic diagram of flat wear types. d is wear depth.

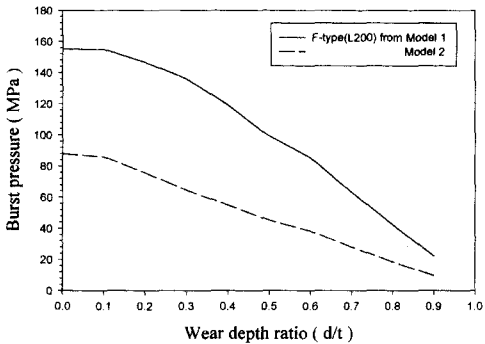


Fig. 3. Burst pressure from the plastic instability analysis for the two material models when  $L = 200\text{mm}$ .

일반적으로 전열관 재료의 정확한 응력-변형률 곡선은 알 수 없는 경우가 많으므로 부정확한 변형 특성에 기초하여 파열압력을 해석할 경우 얻어진 결과는 부정확한 값이 되어 사용하기가 곤란하다.

이러한 어려움을 극복하기 위하여 강도감소계수 (SRF, strength reduction factor),  $f_r$ 의 개념을 도입하였다.

해석 방법은 첫째, 마멸이 없는 튜브에 대하여 소성 불안정이 될 때의 압력( $P_{ud}$ )을 구한다. 둘째, 마멸이 있는 경우의 소성 불안정 압력을 구한 후 식 (2)로부터 강도감소계수를 구한다.

$$f_r = \frac{P_d}{P_{ud}} \quad (2)$$

여기서  $P_d$ 는 마멸이 있는 경우의 튜브에 대한 소성 불안정 압력, 그리고  $P_{ud}$ 는 마멸이 없는 경우에 대한 소성 불안정 압력이다.

셋째, 균열 또는 마멸이 없는 전열관의 파열압력 식인 Svensson<sup>6)</sup> 식에 강도감소계수를 곱하여 최종적으로 마멸이 있는 경우의 파열압력( $P_s$ )을 식 (3)과 같이 구한다.

$$P_s = f_r \cdot K(n) \sigma_u \ln\left(1 + \frac{t}{r_i}\right) \quad (3)$$

여기서  $K(n) = \left(\frac{0.25}{n+0.227}\right) \left(\frac{e}{n}\right)^n$ ,  $r_i$ 는 관 내부의 반경,  $t$ 는 관 두께,  $e$ 는 2.71828이고,  $n=0.36$ 의 경우  $K(n)=0.882$ 이다. EPRI 자료<sup>6)</sup>에서는 결함이 존재하지 않는 전열관의 파열시험을 행하여 파열압력이 Svensson 식의 결과와 잘 일치함을 보였다.

Fig. 4는 축방향 마멸역 200mm에 대하여 마멸깊이비에 따른 강도감소계수를 구한 결과를 보여주는 그림이다.

마멸 또는 균열 등이 없는 전열관의 경우 강도감소계수는 1.0이 된다. 그림에서 보면 강도감소계수는 마멸깊이비가 깊어질수록 낮아지고, 모델 1의 결과가 모델 2의 결과보다 높은 것을 알 수 있다. 그러나 Fig. 2에서 보는 바와 같이 변형 모델에 따라 파열압력은 아주 달라지는데 반하여  $f_r$ 은 그다지 달라지지 않음을 알 수 있다. 따라서 식 (3)을 이용하면 재료의 변형 특성을 정확히 알 수 없는 경우에도 비교적 정확한 파열압력을 얻을 수 있다.

모델 1로부터 해석한 파열압력이 정한섭 등<sup>2)</sup>의 파열압력 시험 결과보다 높은 경향이 있고 모델 2로부터 해석한 파열압력이 시험 결과보다 낮게 나타나 보수적인 결과를 보여준다.

해석 시 소성 불안정 압력 즉 파열압력은 튜브 모델의 요소 크기, 형상 및 재료의 응력-변형률 특성 등의 영향을 받게 된다. 그러므로 마멸이 없는 경우와 있는 경우의 해석에서 튜브 요소의 크기, 재료의 응력-변형률 특성 등은 서로 동일하게 유지되어야 한다.

Fig. 5는 축방향 마멸역 200mm인 경우에 대하여 식 (3)으로부터 구한 파열압력 결과로 마멸깊이비에 따른 파열압력의 변화를 보여주고 있다. 또한 정한섭 등<sup>2)</sup>에 의하여 얻어진 축방향 마멸역 50.8mm가 존재하는 전열관의 파열압력 시험 결과도 함께 나타내었다.

그림에서 보면 축방향 마멸 깊이가 깊어질수록 파열압력은 감소하는 것을 알 수 있다.

전열관에서의 마멸 형상은 Fig. 6에서와 같이 평면형과 원주형이 존재한다고 가정하였다.

Fig. 6(a)의 평면형의 경우 축방향으로 마멸역이 12.7, 25.4, 38.1, 50.8, 그리고 200mm의 길이로 존재한다고 가정한 후 마멸깊이비( $d/t$ )를 0.0~0.9까지 변화를 시켜가며 마멸깊이비에 따른 파열압력해석을 수행하였다.

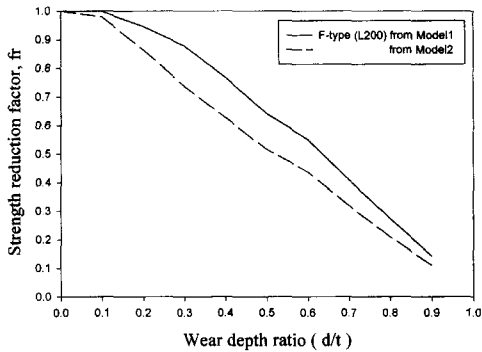


Fig. 4. Strength reduction factor( $f_r$ ) for the flat wear type when  $L = 200$ mm.

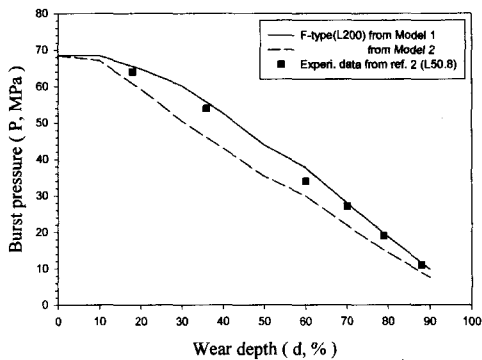


Fig. 5. Calculated burst pressure using the strength reduction factor( $f_r$ ) for the flat wear type when  $L = 200.0$ mm.

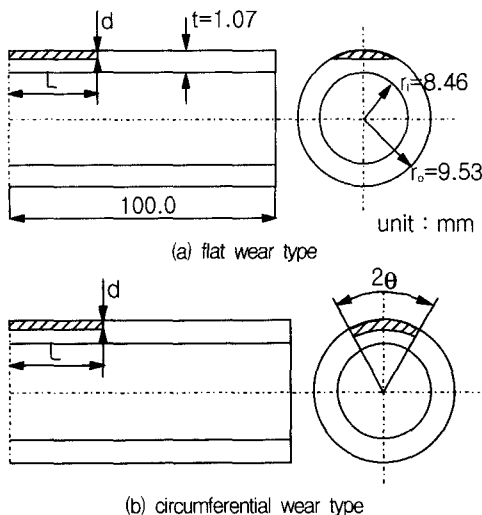


Fig. 6. Schematic diagram of flat and circumferential wear types.  $d$  is wear depth.

Fig. 6(b)의 원주형의 경우 마멸역이 원주방향( $2\theta$ )으로  $60^\circ$ ,  $120^\circ$  그리고  $360^\circ$ 가 존재한다고 가정하였

고, 축방향 마멸역은 각각의 원주방향의 마멸에 대하여 12.7, 25.4, 38.1 그리고 50.8mm로 가정하여 해석을 수행하였다. 마멸깊이비는 0.2~0.9까지 변화를 주어 각각의 원주방향 마멸역과 축방향 마멸역에 대하여 마멸깊이비에 따른 파열압력 변화를 살펴 보았다.

### 3. 결과 및 고찰

평면형과 원주형의 마멸에 대하여 파열압력을 계산하여 Fig. 7부터 8에 나타내었다. Fig. 7은 평면형 마멸에 대하여 축방향 마멸역이 (a) 12.7, (b) 25.4, (c) 38.1 그리고 (d) 50.8mm인 경우에 대한 파열압력을 구한 결과이다.

Fig. 7(a)를 살펴보면 모델 1로부터 해석한 파열압력이 정한섭 등<sup>2)</sup>의 파열압력시험 결과보다 약간 높은 경향이 있고 모델 2의 해석 결과가 가장 낮게 나타나지만 마멸깊이비가 0.8 이상으로 깊어지는 경우 모델 2의 해석 결과는 정한섭 등<sup>2)</sup>의 결과보다 높아짐을 알 수 있다. 또한 마멸깊이비가 0.8 이상인 경우 모델 1과 모델 2의 해석 결과는 같아지는 것을 알 수 있다.

Fig. 7(b)의 경우 (a)의 경우와 비슷하게 모델 1로부터 해석한 파열압력이 정한섭 등<sup>2)</sup>의 결과보다 약간 높은 경향이 있고 모델 2로부터 해석한 파열압력이 정한섭 등<sup>2)</sup>의 결과보다 낮게 나타나지만 마멸깊이비가 0.8인 경우 해석 결과와 거의 일치함을 알 수 있다.

Fig. 7(c)와 (d)의 경우 Fig. 7(a)와 (b)의 경우와 비슷하게 축방향 마멸역이 길어질수록 파열압력은 떨어지고 정한섭 등<sup>2)</sup>의 시험 결과와 비교해보면 모델 2로부터 해석한 파열압력이 약간 낮게 나타나 보수적인 결과를 보여준다.

Fig. 8은 원주형 마멸에 대한 파열압력을 구한 결과이다. 원주형 마멸은 원주방향으로  $60^\circ$ ,  $120^\circ$  그리고  $360^\circ$ 의 마멸역이 존재한다고 가정하였고, 축방향 마멸역은 각각의 원주방향 마멸에 대하여 (a) 12.7, (b) 25.4, (c) 38.1 그리고 (d) 50.8mm로 하여 파열압력을 구하였다. 원주형의 경우 EPRI 자료<sup>6,7)</sup>의 파열압력 시험 결과와 함께 나타내었다.

Fig. 8(a)는 축방향 마멸역이 12.7mm로 일정한 경우 원주방향 마멸역에 대하여 마멸깊이비에 따른 파열압력을 비교한 그림이다. 그림에서 보면 동일한 마멸깊이비에서 원주방향 마멸역이 길어질수록 파

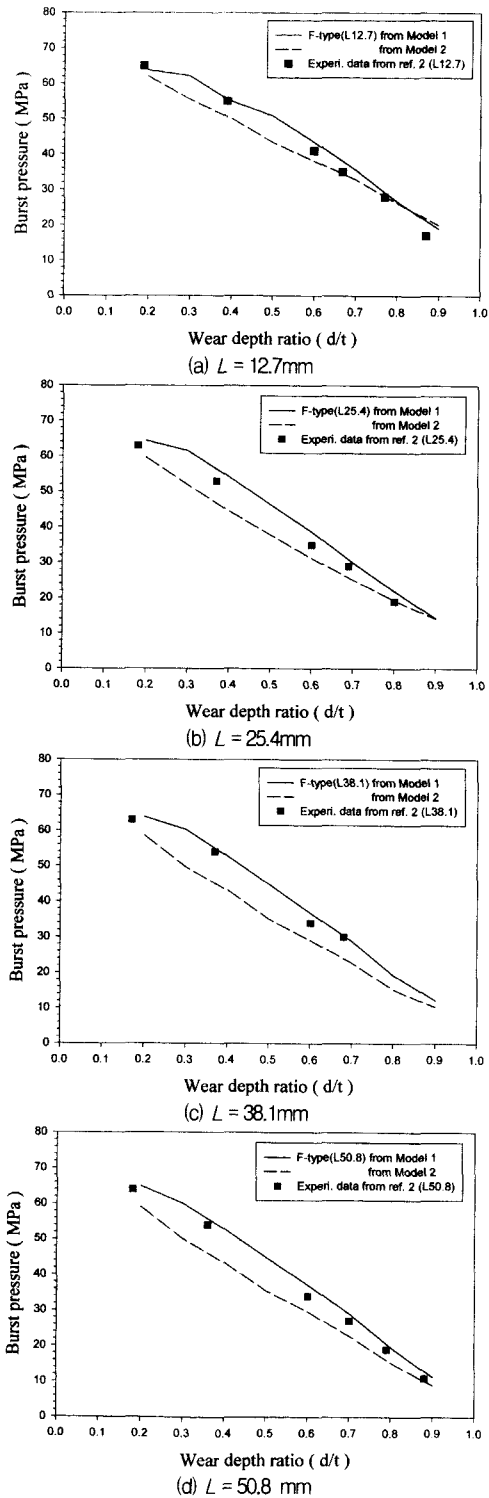
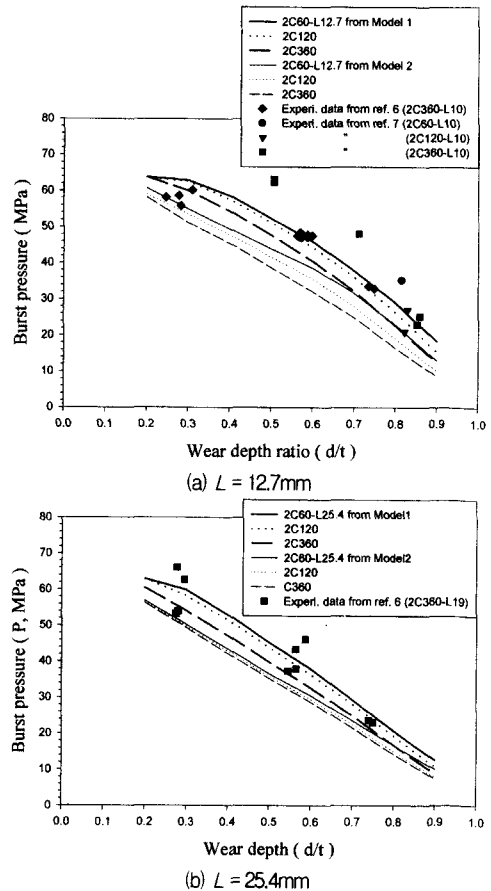


Fig. 7. Calculated burst pressure using the strength reduction factor( $f_t$ ) for the flat wear type.

열압력이 낮아지는 것을 알 수 있다. 또한 평면형의 결과와 동일하게 모델 2로부터 해석한 파열압력이 모델 1로부터 해석한 파열압력보다 낮았다.

그러나 원주방향 마멸역이  $360^\circ$ 인 경우 EPRI 자료<sup>6,7)</sup>의 시험 결과와 모델 2로부터 해석한 파열압력을 비교해보면 두 해석 결과보다 EPRI 자료<sup>6,7)</sup>의 시험 결과가 높게 나타남을 알 수 있는데 이는 시험 방법과 시험 재료 열처리 등의 영향에 의한 것으로 예상된다.

Fig. 8(b), (c) 그리고 (d)의 경우 모델 1의 해석 결과는 Fig. 8(a)의 경우와 비슷하게 원주방향 마멸역이 길어질수록 파열압력은 떨어졌다. 모델 2로부터 해석한 파열압력은 모델 1과 EPRI 자료<sup>6,7)</sup>의 시험 결과보다 낮게 나타났으며, Fig. 8(c)와 (d)에서 볼 때 모델 1의 경우는 동일한 축방향 마멸역에서 원주방향 마멸역이 길어질수록 파열압력이 낮아졌지만 모델 2의 경우는 원주방향 마멸역에는 영향이 없는 것으로 나타났다.



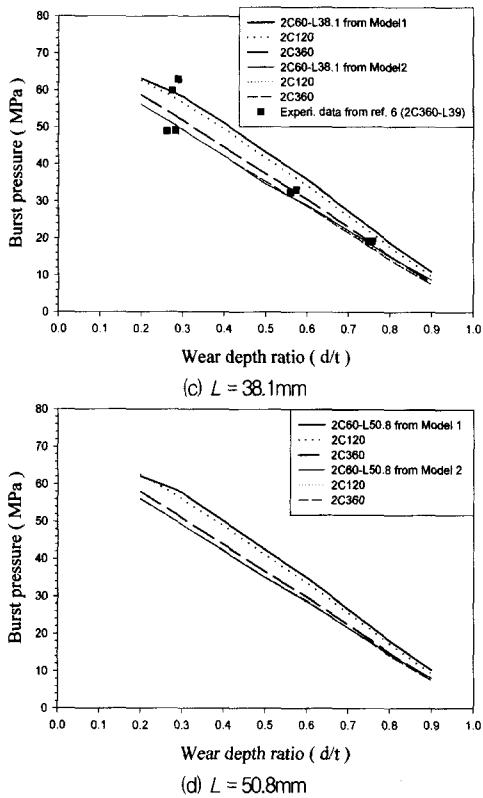


Fig. 8. Calculated burst pressure using the strength reduction factor( $f_i$ ) for the circumferential wear type.

#### 4. 결론 및 토의

증기발생기 전열관에 평면형과 원주형 마멸이 존재한다고 가정하고 소성 불안정해석에 기초하여 파열압력을 구하였고, 기존의 시험 결과들과 비교하였다.

해석 시 지수 형태의 응력-변형률 관계식을 따르는 모델 1과 응력이 진응력의 극한강도  $\sigma_u$ 보다 커지는 경우  $\sigma = \sigma_u$ 로 가정한 모델 2의 두 가지 경우에 대하여 해석하였다.

평면형과 원주형 마멸에 대하여 강도감소계수를 이용하여 파열압력을 해석한 결과, 모델 1로부터 해석한 파열압력이 기존<sup>2)</sup>의 파열압력 시험 결과보다 높은 경향이 있었고 모델 2의 해석 결과가 가장 낮게 나타나 보수적인 결과를 보여주었다.

특히 원주형 마멸에서 축방향 마멸역이 길어지는 경우 동일한 축방향 마멸 길이에서 모델 1의 해석 결과는 원주방향 마멸역이 길어질수록 파열압력이

낮아졌지만 모델 2의 경우는 원주방향 마멸역에는 거의 영향이 없는 것으로 나타났다.

이러한 결과로부터 평면형과 원주형 마멸 손상의 경우 본 논문에서 제안된 강도감소계수를 이용하여 모델 2로부터 구한 파열압력해석 결과는 시험 결과와 비교하여 대체적으로 보수적인 결과를 보여주는 것을 알 수 있었고, 증기발생기 전열관의 건전성 평가에 이용될 수 있음을 보여 주었다.

**감사의 글 :** 본 연구는 한국과학재단 산하 성공관대학교 산업설비 안전성 평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서 이에 감사 드립니다.

#### 참고문헌

- 1) Y. Mou, W. D. Reinhardt, R. K. Kizhatil and G. H. McClellan, "Plastic Instability in Pressure Vessels and Their Role in Design", Finite Element Applications: Linear, Non-Linear, Optimization and Fatigue and Fracture ASME, PVP, Vol. 370, pp. 135~142, 1998.
- 2) 정한섭, 김기태, 김홍덕, "증기발생기 전열관 건전성 평가기준 개발", 전력연구원 보고서(TR. 96NJ14), 2000.
- 3) 김정수, "울진 1호기 증기발생기 전열관 인출검사", 한국원자력연구소 보고서, 1999.
- 4) 김범년, 김진원, 박치용, "감육배관의 최소 허용 두께 결정방법에 대한 고찰", 대한기계학회 제2회 보일러 및 압력용기 위원회 학술대회 논문집, pp. 35~41, 1999.
- 5) 김홍덕, 정한섭, "영광 3,4호기 울진 3,4호기 증기발생기 전열관 마모 손상에 대한 건전성 평가", 한국원자력학회 추계학술발표대회 논문집, pp. 1~14, 2000.
- 6) EPRI NP-6865-L report, "Steam Generator Tube Integrity, Volume 1: Burst test results and validation of rupture criteria", 1991.
- 7) J. M. Alzheimer, R. A. Clark, C. J. Morris and M. Vagins, "Steam Generator Tube Integrity Program Phase I Report", NUREG CR-0718, 1979.
- 8) P. B. Mellor, "The Ultimate Strength of Thin-Walled Shells and Circular Diaphragms Subjected to Hydrostatic Pressure", Int. J. Mech. Sci., Vol. 1, pp. 216~228, 1960.

- 9) M. J. Hillier, "Tensile Plastic Instability of Thin Tubes-I", *Int. J. Mech. Sci.* Vol. 7, pp. 531~538, 1965.
- 10) "Abaqus/Standard User's Manual", Vol. 1, Version 6.2, Hibbit, Karlsson and Sorensen Inc., 2001.