

研究論文

DOI: <http://dx.doi.org/10.6108/KSPE.2012.16.3.049>

탄소성해석을 이용한 파열판의 파열예측

한혁섭* · 이원복* · 구송회** · 이방업**

Rupture Prediction of the Rupture Disk
Using Elasto-Plastic Analysis

Houkseop Han* · Wonbok Lee* · Song-Hoe Koo** · Bang-Eop Lee**

ABSTRACT

Rupture disks are a kind of safety device in high pressure equipment and they are used to control rupture pressure in the solid rocket motor. In this paper, a series of rupture experiments was performed using rupture disks made of AISI 316L and rupture pressure of rupture disks was calculated through various assumptions in relation between elasto-plastic material properties and true stress-strain curve. Experiment and FEA indicated rupture pressure is determined by size of rupture disks. As a result of elasto-plastic analysis, only multi-linear stress-strain curve was able to calculate meaningful estimations. Experimental results also showed rupture location are decided by the size of rupture disks. Experimental and FEA results will be applied to control rupture pressure of disks.

초 록

파열판은 고압장치에서 안전장치로써 사용하고 있으며, 추진기관에서는 파열을 임의로 제어하기 위한 장치로써 사용한다. 본 논문은 파열판의 파열압력 시험결과와 유한요소해석 결과를 비교하기 위한 것이다. 본 논문에서는 AISI 316L을 이용하여 제작한 파열판의 파열시험을 수행하였으며, 탄소성 물성치와 진 응력-변형률 관계의 다양한 가정을 이용하여 파열판의 파열압력을 계산하였다. 파열시험과 탄소성해석 결과를 통하여 파열판의 크기에 대한 파열압력의 변화를 확인하였다. 시험과 유한요소해석을 통해 파열압력은 파열판의 크기에 의존하며, 탄소성해석을 수행한 결과 다중 선형 응력-변형률 선도만이 의미있는 예측치를 계산할 수 있었다. 파열시험을 통하여 파열판의 크기에 따라 파열위치가 다르다는 것을 확인할 수 있었다. 시험과 해석 결과는 파열판의 크기 변화를 통하여 파열판의 파열압력을 제어하기 위해 사용할 수 있다.

Key Words: Rupture Disk(파열판), Elasto-plastic Analysis(탄소성해석), Pulse Separation Device(펄스분리장치), Dual Pulse Rocket Motor(이중 펄스 로켓 추진기관)

접수일 2011. 11. 29, 수정완료일 2012. 5. 9, 게재확정일 2012. 5. 14

* 정회원, (주)한화 대전사업장 개발부

** 정회원, 국방과학연구소 1기술연구본부 6부

† 교신저자, E-mail: strand7@hanwha.co.kr

[이 논문은 한국추진공학회 2011년도 추계학술대회(2011. 11. 24-25, 부산 노보텔 엠베서더) 발표논문을 심사하여 수정·보완한 것임.]

1. 서 론

일반적으로 파열판은 고압장치에서 안전장치로써 사용하고 있으며, 추진기관에서는 파열을

임의로 제어하기 위한 장치로써 사용한다.

파열판을 사용하는 이중 펄스 로켓 추진기관(Dual Pulse Rocket Motor)은 하나의 연소관에 특성이 다른 2개의 추진제가 격벽(Bulkhead) 또는 격막(Diaphragm)에 의해 분리되어 있는 고체 추진기관이다[1]. 이중 펄스 로켓 추진기관은 발사단계(Boost Phase)에서는 1단 추진기관이 연소하고, 순항(Mid-Course Phase) 및 종말(Terminal Phase) 단계에서는 2단 추진기관이 연소하여 필요한 에너지를 공급한다. 순항 및 종말 단계의 추력을 얻기 위해서는 2단 추진기관의 연소 시 발생하는 압력에 의해 펄스분리장치의 격벽에 부착된 파열판(Rupture Disk)이 파열한 후 연소가스가 펄스분리장치의 가스 유동 구멍을 통과하여 노즐로 분출된다. 따라서 펄스분리장치의 파열판은 1단 추진기관 연소 시 연소가스의 온도와 압력을 견뎌야 하며, 2단 추진기관의 연소 시 시스템이 요구하는 압력 범위 내에서 파열되어야 한다. 적합한 파열판을 설계하기 위해서는 다양한 형상에 대한 파열시험 및 유한요소해석을 수행하여 1단과 2단 추진기관의 요구사항에 적합한 파열판을 설계하여야 한다.

Jones[2]는 304 SS(저강도, 고연성), ABS-C(중강도, 중연성), A-533-B(고강도, 저연성)에 대한 ASME Code의 한계압력과 탄성, 탄소성해석 결과를 비교하였다. 해석 결과 대변형률 대변형 탄소성해석(Large Strain Large Deflection)이 파열압력 계산에 가장 근접한 결과를 보였으며, 304 SS는 11% 크게 나타났으며, ABS-C는 11% 작게 나타났고, A-533-B는 7% 작게 나타났다. 오차가 크게 나타난 이유는 균일 변형률에 의해 가정된 이중 선형 응력 변형률 선도(Bi-linear Stress Strain Curve)로 고려되었기 때문이며, 거듭 제곱의 법칙(Power-law model)을 사용하면 예측치의 정확성을 향상시킬 수 있다고 하였으나 구체적인 결과는 제시되어 있지 않다.

파열판은 안전과 관련된 중요한 부품이므로 약 10%의 오차는 허용할 수 없는 오차이며, 오차를 최소화시키는 것이 필요하다.

본 논문에서는 파열판 소재 중의 하나인 AISI 316L 소재에 대하여 이중 선형 응력 변형률 선

도, 거듭 제곱의 법칙을 이용한 응력 변형률 선도, Norstrom[3]의 시험 결과를 이용하여 해석을 수행하였다. Norstrom[3]의 시험 결과를 바탕으로 소성 물성치의 변경을 통해 파열압력 계산 결과를 향상시키고 파열시험 결과와 비교하였다.

2. 파열시험

2.1 시험장치 및 방법

파열판의 파열압력 측정을 위한 시험장치는 Fig. 1과 같다. 시험장비는 20톤급의 프레스와 유압시험장치를 사용하였으며, 시험체는 두께가 0.635 mm인 AISI 316L 판을 사용하였다.

파열시험을 하기 위해 지그 1에 판형 소재를 장착하고 임의의 형상이 적용된 지그 2와 시험체를 고정하기 위한 지그 3을 장착한다. 프레스를 하강하여 시험체를 고정하고, 유압펌프로 시험체에 압력을 가하여 파열압력을 측정하였다.

소재 물성을 검증하기 위한 시험체의 형상은 Fig. 2, 3과 같다. 파열판은 8개의 딴플(Dimple)을 가지며, 슬릿(Slit)으로 나누어져 원주방향으로 동일한 형상을 가지고 있다. 각각의 딴플이 파열판으로써 작동하며, 1개의 파트를 시험체로 고려하였다. 지그 2는 원형으로 제작하여 직경 37 mm ~ 45 mm까지 2 mm 간격으로 증가시키면서 시험을 진행하였다.

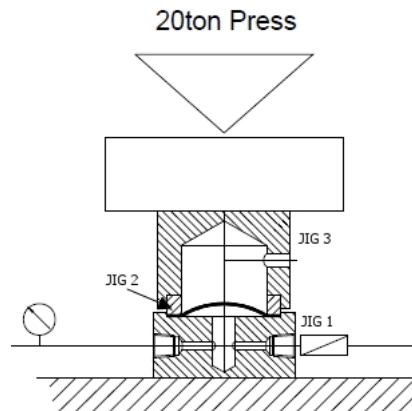


Fig. 1 Schematic Diagram of Dimple Forming Test Set-up

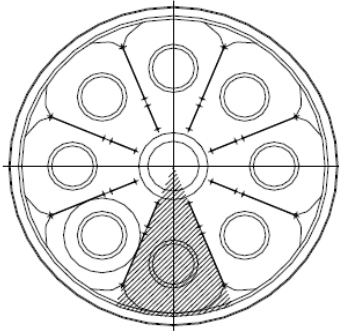


Fig. 2 Dimple Forming Test Specimen

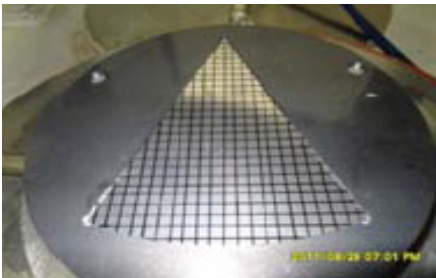


Fig. 3 Specimen before Dimple Forming

Table 1. Rupture Test Results

Dimple Diameter (mm)	Rupture Pressure (MPa)
37	39.5
39	37.3
41	35.6
43	33.8
45	32.4

2.2 시험 결과 및 고찰

파열판의 파열압력을 측정하기 위하여 최대 41.37 MPa(6000 psi)까지 압력을 작용하였다. 시험 결과 Table 1과 같이 파열판의 직경이 커질수록 파열압력은 감소하였다. 파열판의 직경이 37 ~ 41 mm인 경우 Fig. 4와 같이 파열판의 중심에서 파열이 발생하였으며, 파열판의 직경이 43 ~ 45 mm인 경우 딩플의 모서리에서 파열이 발생하였다. Jones[2]에 의하면 직경이 152 mm 인 파열판의 해석 결과 연성이 작은 합금강

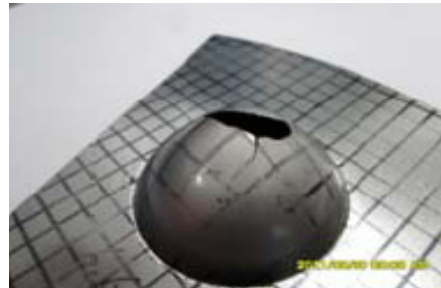


Fig. 4 Ruptured Specimen(D: 39 mm)

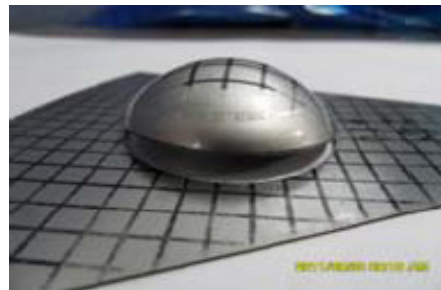


Fig. 5 Ruptured Specimen(D: 43 mm)

(A-533-B)의 경우 모서리에서 파열이 발생하였으며, 연성이 큰 스테인리스강(304 SS)의 경우 파열판의 중심에서 파열이 발생하는 현상이 나타났다. 본 시험에서는 파열 위치가 재료에 의한 영향뿐만 아니라 파열판의 직경에 의해서도 영향이 있는 것으로 나타났다.

3. 유한요소해석

3.1 유한요소모델

유한요소모델은 Fig. 6과 같이 2차원 축대칭 해석을 수행하였다. 파열판은 직사각형 형태로 모델링하였으며, 지그는 강체로 모델링하였다. 파열판의 직경 변화를 구현하기 위하여 강체를 이동하면서 해석을 진행하였다. 파열판에 사용한 요소는 CAX4R(4-node bilinear axisymmetric quadrilateral, reduced integration)이며, 지그는 RAX2(2-node linear axisymmetric rigid link) 요소를 사용하였다. 전체 모델의 절점 수는 5,433 개이며, 파열판의 요소 수는 4,800개, 지그의 요

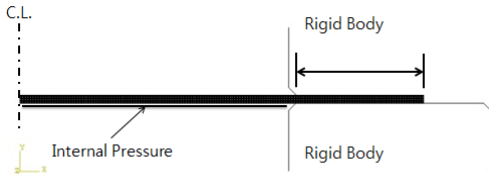


Fig. 6 Finite Element Model

Table 2. Stress-Strain Values

Material	AISI 316L
Yield Strength σ_y MPa	290
Engineering Ultimate σ_u MPa	560
True Ultimate Strength MPa	840
True Plastic Strain	0.401

소 수는 68개이다. 재료 비선형 해석은 요소의 밀도에 의한 오차가 크기 때문에 여러 번의 해석을 통해 요소 길이 0.0625 mm의 세밀한 오차를 사용하였다.

3.2 경계조건

파열판은 지그의 압력에 의해 고정된다. 파열판과 하부 강체는 마찰계수 0.3을 적용한 접촉조건을 사용하였으며, 상부 강체와 접촉하는 부분은 파열판의 변형 시 경계조건 부족(Under constraint)에 의한 특이해를 방지하기 위하여 반경방향을 구속하였다. 변형 시 상부 강체와 파열판이 접촉하게 되므로 마찰계수 0.3을 적용한 접촉조건을 적용하였다.

압력은 파열판의 노출된 면에 작용하였으며, 40 MPa까지 10 MPa씩 단계적으로 작용하였다.

3.3 재료 물성치

파열판은 고연성 재료인 AISI 316L로 제작되었으며, 대변형을 필요로 하는 파열판 재료로써 적합하다. 파열판의 제작에 사용한 AISI 316L의 탄성계수는 193 GPa이며, 항복 인장강도는 290 MPa, 극한 인장강도는 560 MPa, 연신율은 0.50, 푸아송비는 0.25이다[4]. Table 2는 AISI 316L의 진 응력, 변형률이다[4].

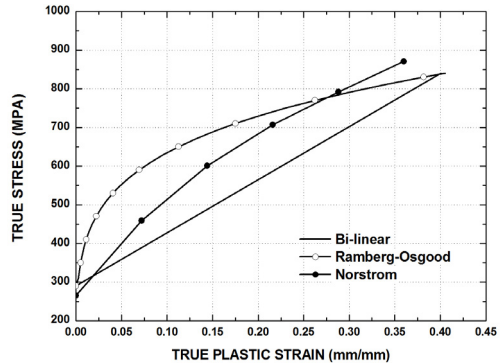


Fig. 7 True Stress-Strain Curve of AISI 316L

Jones[2]는 거듭 제곱의 법칙을 사용하면 예측치의 정확성을 향상시킬 수 있다고 기술하였으며, 비선형 재료의 응력과 변형률의 관계를 나타낸 대표적인 거듭 제곱의 법칙을 적용한 모델은 Ramberg-Osgood 응력 변형률 관계식이다. Ramberg-Osgood 응력 변형률 관계식은 다음 식과 같다[5].

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (1)$$

여기서 ϵ 은 변형률, σ 는 응력, E 는 탄성계수, K 와 n 은 재료의 물성에 의한 상수이다. 식의 첫 번째 항은 탄성영역의 변형률이며, 두 번째 항은 재료의 경화(Hardening)를 고려한 소성영역의 변형률이다. 재료의 항복강도 σ_0 와 변수 α 를 고려하면 다음 식과 같다[5].

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_0}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2)$$

$$\alpha = K \left(\frac{\sigma_0}{E} \right)^{n-1} \quad (3)$$

Figure 7은 Table 2에 의한 이중 선형 응력 변형률 선도, 이중 선형 응력 변형률 선도를 바탕으로 Ramberg-Osgood 응력 변형률 관계식을 적용한 응력 변형률 선도와 Norstorm[3]에 의한 다중 선형 응력 변형률 선도(Multi-linear Stress Strain Curve)를 표현한 것이다.

4. 해석 결과 분석

4.1 재료 모델에 대한 파열압력 분석

해석을 수행한 결과 Fig. 8과 같이 구형의 변형이 발생하였으며, 변형률이 한계점에 도달하였을 때 해석이 중지되었다. Fig. 9와 같이 파열판의 직경이 커질수록 파열압력은 감소하였다.

Table 3 ~ 5는 이중 선형 응력 변형률 선도, Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도, Norstrom 다중 선형 응력 변형률 선도를 사용하여 파열압력을 계산한 결과이다.

이중 선형 응력 변형률 선도를 사용한 경우 평균 -17.1%의 오차가 균일하게 나타났으며, Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도를 사용한 경우에도 평균 -16.7%의 오차가 균일하게 나타났다. Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도를 사용한 경우 이중 선형 응력 변형률 선도를 이용한 결과에 비해 0.4%의 오차가 감소하였으며, 큰 차이는 나타나지 않았다. Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도의 사용은 고연성 재료인 AISI 316L

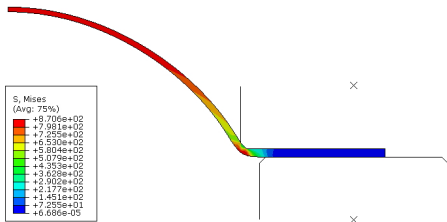


Fig. 8 Von Mises Stress of Rupture Disc(D: 37 mm)

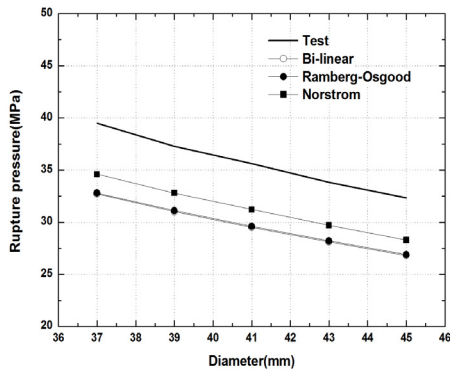


Fig. 9 Difference between Test and FEA Results

에서는 정확성을 향상시키지 못하였다.

Norstrom의 다중 선형 응력 변형률 선도를 사용한 경우 평균 -12.3%의 오차가 균일하게 나타났다. 이중 선형 응력 변형률 선도를 사용한 결과에 비해 4.8%의 오차가 감소하였다.

4.2 재료 모델의 수정

파열해석에 사용한 3가지 응력 변형률 선도가

Table 3. Rupture Analysis Results Using Bi-linear Stress-Strain Curve

Disk Diameter (mm)	Test	Bi-linear	Error (%)
	Rupture Pressure (MPa)		
37	39.5	32.7	-17.2
39	37.3	31.0	-16.9
41	35.6	29.5	-17.1
43	33.8	28.1	-16.9
45	32.4	26.8	-17.1
Average			-17.1

Table 4. Rupture Analysis Results Using Ramberg-Osgood Plasticity Model

Disk Diameter (mm)	Test	Power-law	Error (%)
	Rupture Pressure(MPa)		
37	39.5	32.9	-16.7
39	37.3	31.1	-16.6
41	35.6	29.6	-16.9
43	33.8	28.2	-16.6
45	32.4	26.9	-17.0
Average			-16.7

Table 5. Rupture Analysis Results Using Norstrom Multi-linear Stress-Strain Curve

Disk Diameter (mm)	Test	Norstrom	Error (%)
	Rupture Pressure(MPa)		
37	39.5	34.6	-12.4
39	37.3	32.8	-12.1
41	35.6	31.2	-12.4
43	33.8	29.7	-12.1
45	32.4	28.3	-12.7
Average			-12.3

모두 균일한 오차를 가지는 것으로 나타났으며, Norstrom의 다중 선형 변형률 선도를 사용한 해석 결과가 가장 시험치와 근접하게 나타났다.

이중 선형 응력 변형률 선도, Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도와 Norstrom 다중 선형 응력 변형률 선도에 사용된 AISI 316L의 항복강도와 연신율이 다르게 적용되었다. 이중 선형 응력 변형률 선도, Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도에서의 항복강도가 290 MPa인데 비해 Norstrom 다중 선형 응력 변형률 선도의 항복강도는 265 MPa로 25 MPa 작게 측정되었다. 파단에 중요한 물성치인 파단 연신율(Elongation at break)은 이중 선형 응력 변형률 선도, Ramberg-Osgood 응력 변형률 선도에서는 0.40인데 비해 Norstrom 다중 선형 응력 변형률 선도에서는 0.36으로 적용되었다. 항복강도와 연신

율에 대한 차이를 보정하기 위하여 Fig. 10과 같이 해석에 사용한 진응력-변형률 선도를 항복강도를 기준으로 9.4% 증가시켰으며, Norstrom 다중 선형 응력 변형률 선도의 항복강도는 290 MPa, 연신율은 0.394로 수정하였다.

재해석을 수행한 결과 Table 6과 같은 결과가

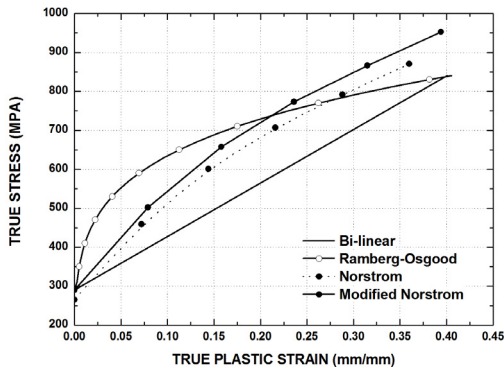


Fig. 10 Modified Norstrom Multi-linear Stress-Strain Curve

Table 6. Rupture Analysis Results Using Modified Norstrom Multi-linear Stress-Strain Curve

Dimple Diameter (mm)	Test	Norstrom	Error (%)
	Rupture Pressure(MPa)		
37	39.5	37.3	-5.6
39	37.3	35.4	-5.1
41	35.6	33.6	-5.6
43	33.8	32.1	-5.0
45	32.4	30.6	-5.6
Average			-5.4

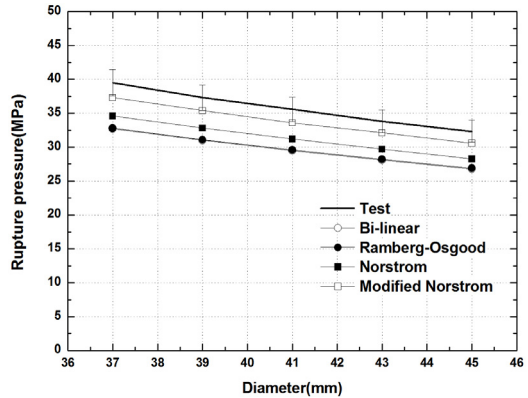


Fig. 11 Difference between Test and FEA Results Using Modified Norstrom Multi-linear Stress-Strain Curve

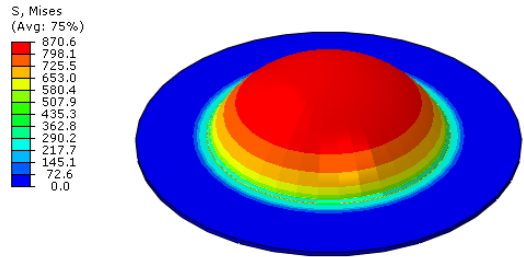


Fig. 12 Von Mises Stress(MPa) of FEA Using Norstrom Multi-linear Stress-Strain Curve (D: 37 mm)

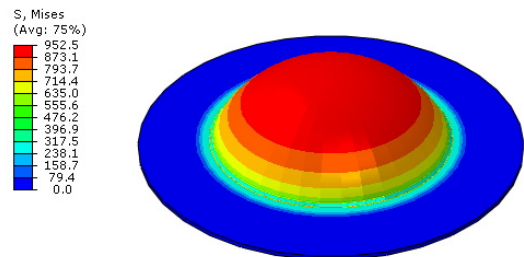


Fig. 13 Von Mises Stress(MPa) of FEA Using Modified Material Property (D: 37 mm)

나타났다. 시험 결과와 비교하면 평균 -5.4%의 오차가 나타났으며, Fig. 11과 같이 소성 물성치

의 수정 전 결과에 비해 6.9% 향상되었다. 수정 전후의 등가응력은 Fig. 12, 13과 같다.

파열시험에서 파열판의 직경 37 ~ 41 mm인 경우 파열판의 중심에서 파열이 발생하였으나, 43 ~ 45 mm인 경우 지그와 접촉하는 하단 모서리에서 파열이 발생하였다. Jones[2]는 소재의 특성에 의해 파열 위치가 변화하는 현상에 대하여 연구하였으며, 파열 위치는 해석적으로 등가 소성 변형률(Equivalent Plasticity Strain)을 통해 판단하였다. 파열판의 직경 변화에 의해 발생하는 파열 위치의 변화는 Fig. 14, 15와 같이 하단 모서리 부분에서도 파열판의 중심과 유사한 응력을 가지는 것을 확인할 수 있었으며, Fig. 16, 17과 같이 등가 소성 변형률은 이종 소재의 변화와 같이 큰 차이는 나타나지 않았다.

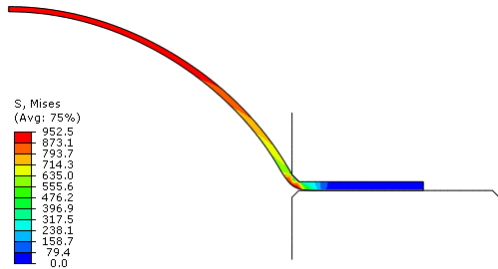


Fig. 14 Von Mises Stress of Dimple(D: 41 mm)

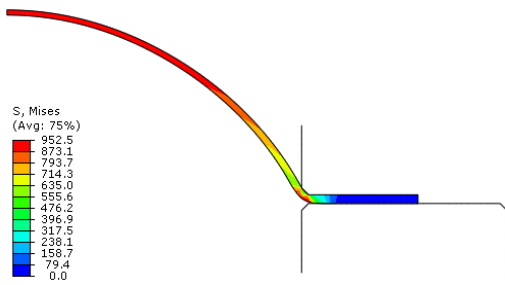


Fig. 15 Von Mises Stress of Dimple(D: 43 mm)

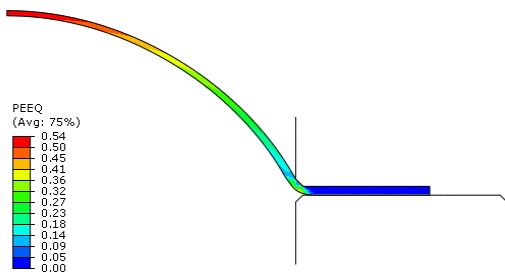


Fig. 16 PEEQ of Dimple(D: 41 mm)

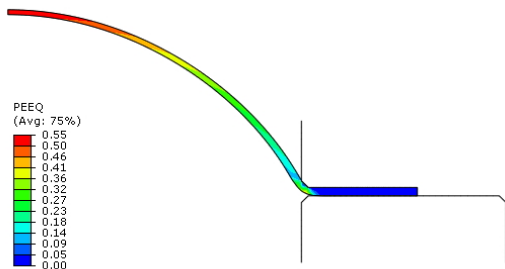


Fig. 17 PEEQ of Dimple(D: 43 mm)

5. 결 론

본 논문에서는 내식성이 우수한 고연성 소재인 AISI 316L을 이용하여 제작한 파열판의 파열 시험을 수행하였으며, 탄소성 물성치와 진 응력-변형률 관계의 다양한 가정을 이용하여 파열판의 파열압력을 계산하였으며, 다음과 같은 결과를 도출할 수 있었다.

1. 시험 결과 파열판의 직경이 커질수록 파열압력은 감소하였다.
2. 파열판의 직경이 37 ~ 41 mm인 경우 파열판의 중심에서 파열이 발생하였으며, 파열판의 직경이 43 ~ 45 mm인 경우 담플의 모서리에서 파열이 발생하였다.
3. 파열판의 파열 위치는 재료에 의한 영향뿐만 아니라 파열판의 직경에 의해서도 영향이 있는 것으로 나타났다.
4. 해석을 수행한 결과 시험과 동일하게 파열판의 직경이 커질수록 파열압력은 감소하였다.

5. Norstron[3]의 탄소성 물성을 사용하여 해석한 결과 평균 12.3%의 오차가 나타났다.
6. 진응력-변형률 선도를 항복강도와 연신율을 기준으로 수정한 후 해석을 수행한 결과 평균 -5.4%의 오차가 나타났으며, 파열판의 파열압력 예측에 사용할 수 있을 것이다.
7. Jones[2]는 동일한 크기의 파열판에서 소재가 다른 경우 파열 위치가 다르게 나타난다고 하였다. 본 시험을 통하여 소재가 동일한 경우 파열판의 직경에 의해서도 파열 위치가 다르게 나타난다는 것을 확인하였다.
8. 파열 위치의 변화는 소재가 다른 경우에서와 같이 해석을 통한 등가 소성 변형률 결과를 통해서도 확인할 수 없었다.

참 고 문 헌

1. Sutton, G. P., Rocket Propulsion Elements, 6th ed., John Wiley & Sons Inc., 1992
2. Jones, D. P. and Holliday, J. E., "Elastic-Plastic Analysis of the PVRC Burst Disk Tests with Comparison to the ASME Code Primary Stress Limits," ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 122, No. 2, 2000, pp.146-151
3. Norstrom, L.A. and Scand. J. Metal., Vol. 6, No. 4, 1977, p.145
4. www.matweb.com
5. Ramberg, W. and Osgood, W. R., "Description of stress-strain curves by three parameters," National Advisory Committee For Aeronautics, Technical Note, No. 902, 1943, pp.1-28