

펄스분리장치의 이중 슬릿형 파열판 매개변수 연구

한혁섭* · 조원만* · 구송회** · 이방업**

A Parametric Study on Double Slit Type Rupture Disc of Pulse Separation Device

Houkseop Han* · Won-Man Cho* · Song-Hoe Koo** · Bang-Eop Lee**

ABSTRACT

Dual Pulse Rocket Motor is a solid rocket motor with two grains separated by a bulkhead and rupture disc. The elasto-plastic explicit dynamic analysis of rupture disc was conducted by finite element method. The effect of the slit geometry of a rupture disc was analyzed for rupture time and shape by the parametric study. The results can be used to control the rupture pressure by the change the slit geometry of a rupture disc.

초 록

이중 펄스 로켓 추진기관은 하나의 연소관 안에 특성이 다른 2개의 추진제가 격벽에 의해 2개의 공간에 분리되어 있는 고체 추진기관이다. 유한요소법을 이용한 탄소성 동적거동해석에 의하여 펄스 분리장치 파열판의 파열해석을 수행하였다. 파열판의 슬릿 크기를 변경한 해석을 수행하여 파열형상, 파열시점을 해석함으로써 슬릿의 설계 변수가 파열판에 미치는 영향을 검토하였다. 해석 결과는 펄스 분리장치 파열판 슬릿 크기의 변경을 통한 파열압력의 조절에 사용할 수 있다.

Key Words: Dual Pulse(이중 펄스), Solid Rocket Motor(고체 추진기관), Bulkhead(격벽), Rupture Disk(파열판), Pulse Separation Device(펄스분리장치)

1. 서 론

다중 펄스 로켓 추진기관은 하나의 연소관 안에 특성이 다른 2개 또는 3개의 추진제가 격벽(Bulkhead) 또는 격막(Diaphragm)에 의해 분리되어 있는 고체 추진기관이다[1]. 이중 펄스 로

켓 추진기관의 구성품은 1단 추진기관, 2단 추진기관, 펄스분리장치(Pulse Separation Device), 1단 및 2단 점화기, 노즐 등으로 구성된다.

이중 펄스 로켓 추진기관은 발사단계(Boost Phase)에서는 1단 추진기관이 연소하여 많은 에너지를 분출하고, 순항(Mid-Course Phase) 및 종말(Terminal Phase) 단계에서는 2단 추진기관이 연소하여 필요한 에너지를 공급한다. 순항 및 종말 단계의 추력을 얻기 위해서는 2단 추진기관

* (주)한화 대전사업장

** 국방과학연구소, 1본부 6부

연락처, E-mail: strand7@hanwha.co.kr

의 연소 시 발생하는 압력에 의해 펄스분리장치의 격벽에 부착된 파열판(Rupture Disc)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.

단일 슬릿형 파열판에 대한 연구는 이미 수행된 바 있다[2]. 2단 추진기관의 추진제 점화를 보장하기 위해서는 2단 연소관에서 충분히 압력이 형성되어야 한다. 단일 슬릿형 파열판을 사용하는 경우 초기에 파열판이 개방되어 파열압력의 증가가 요구되었다.

본 연구에서는 범용 유한요소 소프트웨어인 ABAQUS/Explicit V6.9를 이용하여 파열압력 조건을 충족시키기 위한 이중 슬릿형 파열판의 파열해석을 수행하였다. 파열판의 파열형상과 파열시점은 파열판의 슬릿(Slit)에 의해 결정되기 때문에 슬릿의 크기를 변경하여 해석을 수행하였으며, 이 결과를 이용하여 파열형상과 파열시점을 예측함으로써 슬릿의 설계 변수가 파열판에 미치는 영향을 분석하였다.

2. 유한요소모델

2.1 파열판의 유한요소모델

펄스 추진기관을 구현하기 위한 펄스분리장치는 Fig. 1과 같이 격벽, 파열판, 내열재(Thermal liner)로 구성된다. 격벽은 1단과 2단 추진기관의 연소 시 발생하는 압력을 모두 견디기 위한 구조와 재료로 설계되었다. 파열판은 1단 추진기관의 연소 시 발생하는 압력은 견디고, 2단 추진기관의 연소 시 시스템 요구 압력 범위 내에서 파열되는 구조와 재료로 설계되었다.

파열판은 규칙적인 파열형상을 구현하기 위해 6개의 이중 슬릿으로 설계하였다. 이 슬릿의 끝은 키홀(Keyhole)을 형성하여 응력집중을 완화하도록 설계하였다. Fig. 2와 같이 파열판의 중심에서 외부 슬릿(Outer Slit)의 바깥쪽 키홀까지의

거리는 설계변수 A, 두 슬릿의 키홀 중심 간의 거리는 설계변수 B, 파열판 중심에서 내부 슬릿(Inner Slit)의 안쪽 키홀까지의 거리를 설계변수 C로 설정하였다. 해석에 사용된 각 설계변수는 Table 1과 같다. 모델 O-1을 기준으로 설계변수 A를 변경한 모델을 A-2, A-3, 설계변수 B를 변경한 모델은 B-2, B-3, 설계변수 C를 변경한 모델을 C-2, C-3으로 명명하였다. 해석 결과는 Fig. 2에 표시한 Point A, B, C에서 비교, 분석하였다.

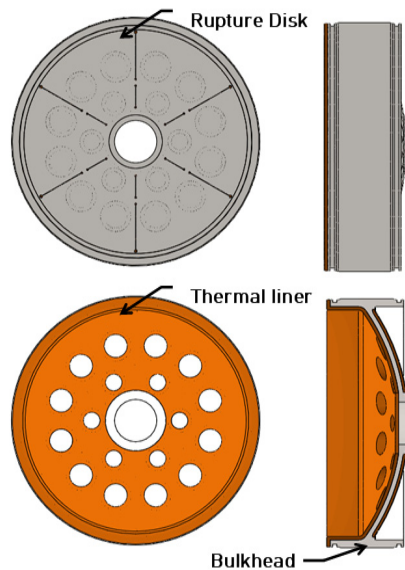


Fig. 1 Shape of Pulse Separation Device

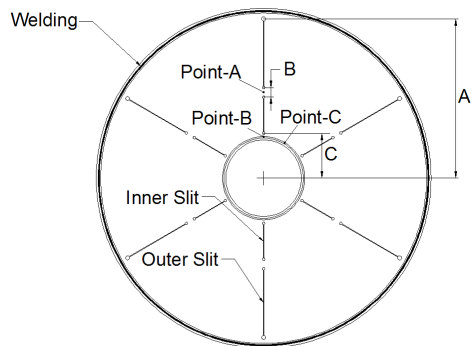


Fig. 2. Design Parameters of Rupture Disk

Table 1. Design Parameters of Rupture Disk

| Unit: mm | A | B | C |
|----------|--------|----|------|
| O-1 | 118.65 | 7 | 33.5 |
| A-2 | 113.65 | 7 | 33.5 |
| A-3 | 108.65 | 7 | 33.5 |
| B-2 | 118.65 | 9 | 33.5 |
| B-3 | 118.65 | 11 | 33.5 |
| C-2 | 118.65 | 7 | 35.5 |
| C-3 | 118.65 | 7 | 37.5 |

파열판은 슬릿을 기준으로 60° 순환 형상이므로 Fig. 3과 같이 60° 순환 대칭(Cyclic Symmetry) 모델을 사용하였다. 해석에 사용한 요소는 C3D8(8-node linear brick)요소이며, O-1 모델의 절점 수는 16,389개이며, 요소 수는 10,386개이다. 모델마다 절점, 요소의 개수가 다르지만 동일한 요소망 형성방법을 사용하였다.

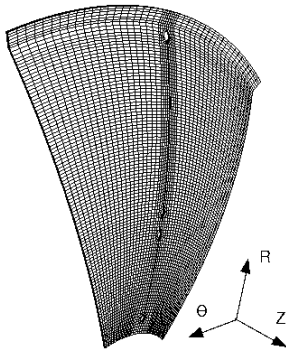


Fig. 3 Finite Element Model of Rupture Disk

2.2 경계조건(Mechanical Boundary Condition)

파열판은 Fig. 2에서와 같이 격벽과 용접에 의해 결합되어 있다. 용접부를 모사하기 위하여 2mm의 폭을 가진 면에 고정경계조건을 원주 방향으로 적용하였다. 파열판의 대칭면은 Fig. 3과 같이 원통형 좌표계를 이용하여 대칭면의 θ 방향 자유도를 구속하였다.

파열판에 작용한 압력은 2단 추진기관의 연소시 격벽 유동 구멍을 통해 인입된 연소 가스가 파열판을 변형시키면서 파열판의 안쪽 면에 모

두 작용하도록 하였다. 동일한 압력 분포에서 각 모델의 변형 형상을 비교하기 위하여 실험 결과를 바탕으로 Fig. 4와 같이 총 0.030 sec의 시간 동안 0.010 sec에 689476 Pa(100psi)의 비율로 압력이 증가하도록 적용하였다.

2.3 재료 물성치(Material Properties)

파열판은 고연성 재료인 AISI 316L로 제작되었으며, 대변형을 필요로 하는 파열판 재료로써 적합하다. 파열판의 제작에 사용한 AISI 316L의 기계적 물성치는 Table 2와 같다.

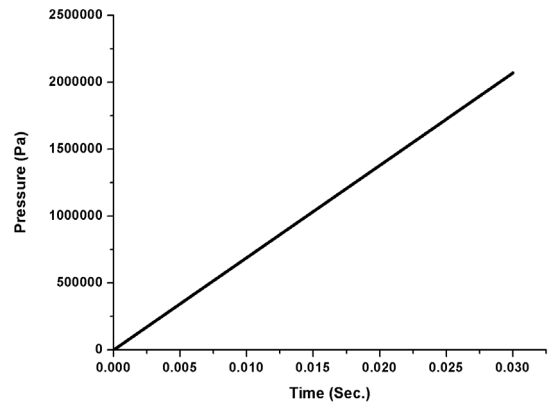


Fig. 4 Pressure Load Condition

파열판의 탄소성해석을 위하여 Johnson-Cook 구성방정식을 사용하였다[3]. Johnson-Cook은 등가 유동 응력(von Mises Flow stress)을 식(1)과 같이 표현하였다.

$$\sigma = [A + B\epsilon^n] [1 + C \ln \dot{\epsilon}^*] [1 - T^{*m}] \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}^* = \frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0} \quad (2)$$

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \quad (3)$$

여기서 ϵ 은 등가 소성 변형률(Equivalent plastic

strain), $\dot{\epsilon}$ 은 변형률 속도(Strain rate, s^{-1}), $\dot{\epsilon}_0$ 은 기준 변형률 속도(Reference plastic strain rate, s^{-1})이다. T 는 재료의 온도, T_m 은 재료의 용융 온도 (Melting temperature, $^{\circ}C$), T_{room} 은 상온 (Room temperature, $20^{\circ}C$)이다. 계수 A 는 항복 강도(Yield strength, Pa)이며, 계수 B 는 경화계수(Hardening modulus, Pa), C 는 변형률 민감도 계수(Strain rate sensitivity coefficient, n 은 경화지수(Hardening coefficient), m 은 열완화지수(Thermal softening coefficient)이다.

Johnson-Cook 구성 모델에서 AISI 316L의 재료 상수는 Table 3과 같이 Chandrasekaran이 제시한 값을 사용하였다[4].

재료의 파손 거동을 해석하기 위하여 Ductile Failure Model을 사용하였다[5]. 연성 재료에서 파손은 응력상태의 함수로써 파손이 발생하는 시점의 등가 소성 변형률(Equivalent plastic strain)에 의해 판단할 수 있다. 등가 소성 변형률은 선형해석에서는 파손기준으로써 직접적으로 사용할 수 있지만 비선형해석에서는 식(4)와 같이 적분 파손 기준을 사용한다[6].

$$\int_0^{\epsilon_{eq}^{**}} \frac{d\epsilon_{eq}}{\epsilon_{eq}^{**}(\eta)} = 1 \quad (4)$$

여기서 ϵ_{eq} 는 등가 소성 변형률이며, ϵ_{eq}^{**} 은 등가 파손 변형률(Equivalent fracture strain)로써 파손이 시작하는 등가 소성 변형률을 의미한다. η 는 stress triaxiality이며, 등가 파손 변형률은 stress triaxiality와 변형률 속도(Strain rate)의 함수이다. Stress triaxiality(η)는 주응력장에서 식(5)와 같이 정의할 수 있다[5].

$$\eta = \frac{3\sigma_m}{\sigma_{eq}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_2\sigma_3 - \sigma_3\sigma_1}} \quad (5)$$

여기서 σ_n 은 주응력을 의미한다. AISI 316L의 η 는 파열판이 다른 치수에 비해 두께가 얇은 박판 형태이므로 이축 인장(Biaxial tension) 상태

로 고려하여 정규화된 값인 2로 가정하였다. 변형률 속도는 Blandford가 제시한 25 sec^{-1} 의 값을 사용하였다[7].

Table 2. Mechanical Property of AISI 316L Steel[3]

| Material | $E(GPa)$ | ν | $\rho(kg/m^3)$ | $T_m(^{\circ}C)$ |
|-----------|----------|-------|----------------|------------------|
| AISI 316L | 193 | 0.28 | 7750 | 1400 |

Table 3. AISI 316L Material Constants for J-C Model[3]

| Material | $A(MPa)$ | $B(MPa)$ | C | n | m | $\dot{\epsilon}_0$ |
|-----------|----------|----------|------|------|-------|--------------------|
| AISI 316L | 305 | 1161 | 0.01 | 0.61 | 0.517 | 1 |

3. 해석 결과 분석

3.1 기준 모형(O-1)의 파열 형상 분석

Figure 5 ~ 8은 기준 모형(O-1)의 각 시간에서의 등가 응력 분포와 변형 형상이다. 파열판은 압력이 작용하면서 Point-A에서 먼저 응력이 집중되기 시작하였다. Fig. 6과 같이 집중된 응력에 의해 Point-A에서 먼저 파손이 발생한 후 Fig. 7과 같이 Point-B에서 파손이 발생하였으며, 0.018 sec 후에 Fig. 8과 같이 파열판이 완전히 개방되었다.

3.2 매개변수의 영향 분석

파열형상을 분석한 결과 Point-A에서 먼저 파손이 발생한 후 Point-B에서 파손이 발생하였다. Point-A, B에서의 A 타입의 등가응력의 변화는 Fig. 9, 10과 같다. Point-A, B에서의 B 타입의 등가응력의 변화는 Fig. 11, 12와 같다. Point-A, B에서의 C 타입의 등가응력의 변화는 Fig. 13, 14와 같다.

O-1과 A 타입을 비교한 결과는 Fig. 9, 10과 같다. 시간이 경과함에 따라 등가 응력이 증가하다

가 파손이 발생하면 등가 응력이 급격히 감소하였다. A 치수의 변화는 Point-A와 Point-B에서의 파손 발생 시간에 대한 영향이 크지 않았다.

O-1과 B 타입을 비교한 결과는 Fig. 11, 12와 같다. B 치수는 7, 9, 11 mm의 순서로 크기가 증가하는데 크기가 증가할수록 파손이 발생하는 시간이 증가하는 것으로 나타났다. B 치수를 9 mm로 증가시킬 경우 Point-B에서의 파손발생시간은 0.017 sec로 B 치수가 7 mm인 경우 0.0135 sec인 것에 비해 크게 증가하였다. 11 mm인 경우에는 0.018 sec에서 파손이 발생하였으며, 9 mm인 경우에 비하여 약간 증가하였다.

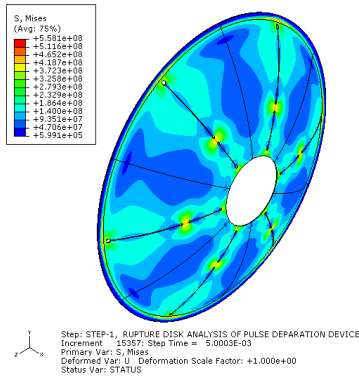


Fig. 5 von Mises Stress of O-1 Model (0.005 sec)

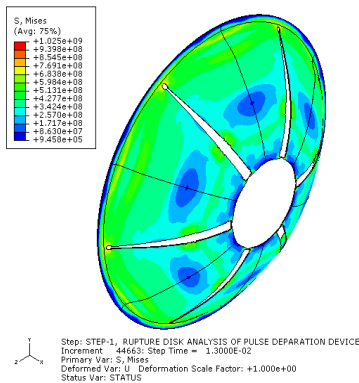


Fig. 6 von Mises Stress of O-1 Model (0.013 sec)

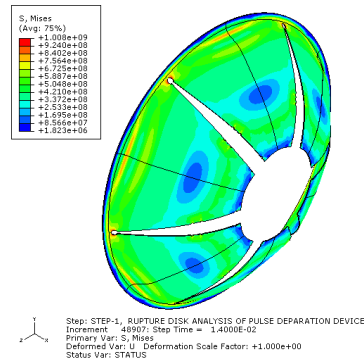


Fig. 7 von Mises Stress of O-1 Model (0.014 sec)

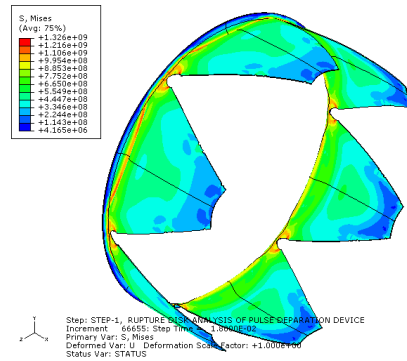


Fig. 8 von Mises Stress of O-1 Model (0.018 sec)

O-1과 C 타입을 비교한 결과는 Fig. 13, 14와 같다. C 치수가 33.5 mm인 경우 Point-B에서 0.0135 sec에서 파손이 발생하였으며, 35.5 mm인 경우 0.017 sec, 37.5 mm인 경우 0.0185 sec에서 파손이 발생하였다. C 타입의 경우에서도 C 치수가 증가할수록 파손이 발생하는 시간이 증가하였으며, B 치수에 의한 영향보다 크게 나타났다.

A, B, C 타입의 파열압력을 비교한 결과는 Fig. 15와 같다. 외부 슬릿의 바깥쪽 키홀의 치수를 변경한 경우(A 타입) 파열압력이 치수가 작아질수록 선형적으로 증가하며 그 영향이 작은 것으로 나타났다. 외부 슬릿과 내부 슬릿의 키홀 간의 거리를 변경한 경우(B 타입) 키홀 간

의 거리가 증가할수록 파열압력의 증가율이 작아지는 것으로 나타났다. 파열판에서 변형이 가장 큰 위치이므로 치수에 따라 영향이 크지만 일정 거리 이상이 되면 파열압력에 대한 영향이 작아지는 것으로 나타났다. 내부 슬릿의 키홀과 파열판의 내부 홀 간의 거리를 증가시킨 경우(C 타입) 거리가 증가할 경우 파열압력이 증가하였으며, 파열판에 가장 큰 영향이 발생하였다. B, C 타입의 경우에는 초기에 파열압력에 대한 영향이 크게 발생하다가 일정 거리 이후에는 영향이 점차적으로 작아지는 것으로 판단되었다.

파열판의 완전 개방 시간을 분석하기 위하여 Point-C에서의 R 방향 변위를 비교, 분석하였다. Fig. 16은 A 타입의 R 방향 변위를 나타낸 것이다. A 타입의 경우 등가 응력의 변화가 유사했던 것과 마찬가지로 0.018 sec에서 완전 개방되었으며, 치수의 변화에 따른 영향이 거의 없었다.

Fig. 17, 18에서와 같이 B 타입에서 B 치수가 9 mm인 경우 0.0205 sec, 11 mm인 경우 0.0215 sec에서 완전 개방되었다. C 타입에서 C 치수가 35.5 mm인 경우 0.0205 sec, 37.5 mm인 경우 0.022 sec로 초기에 완전 개방 시간이 크게 나타나다가 점차적으로 작아지므로 파열압력에 의존적인 것으로 나타났다.

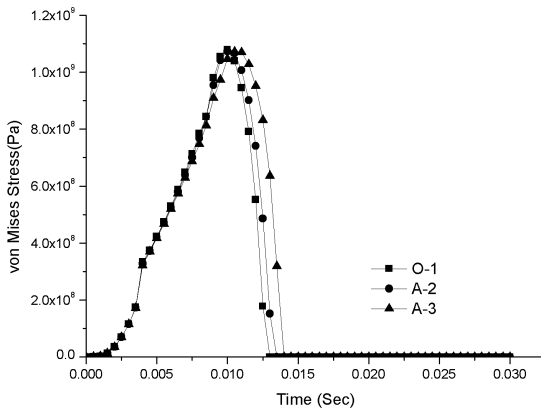


Fig. 9 von Mises Stress at Point-A of A-type

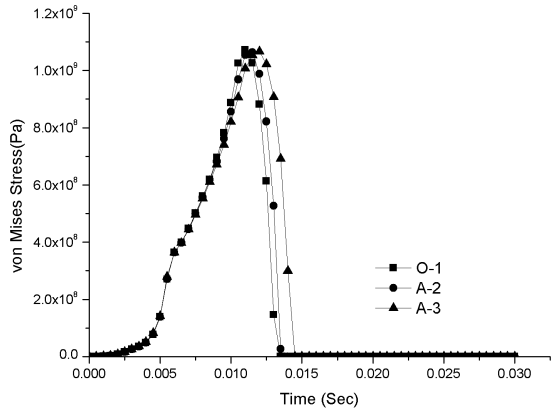


Fig. 10 von Mises Stress at Point-B of A-type

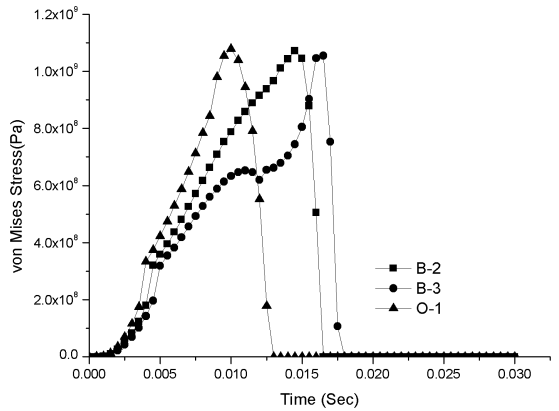


Fig. 11 von Mises Stress at Point-A of B-type

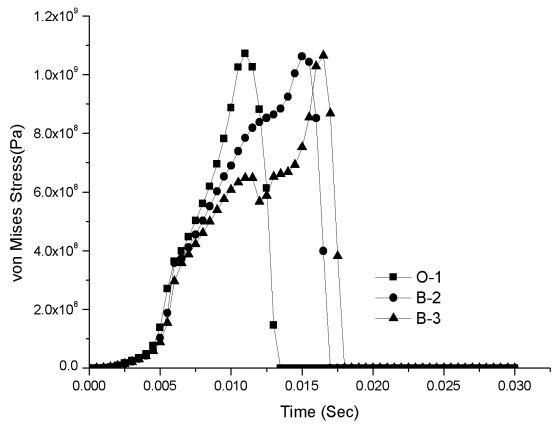


Fig. 12. von Mises Stress at Point-B of B-type

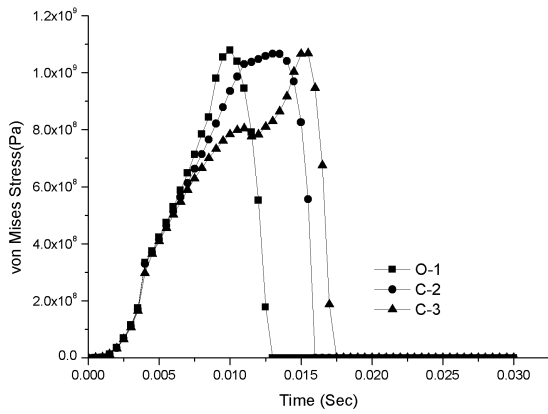


Fig. 13 von Mises Stress at Point-A of C-type

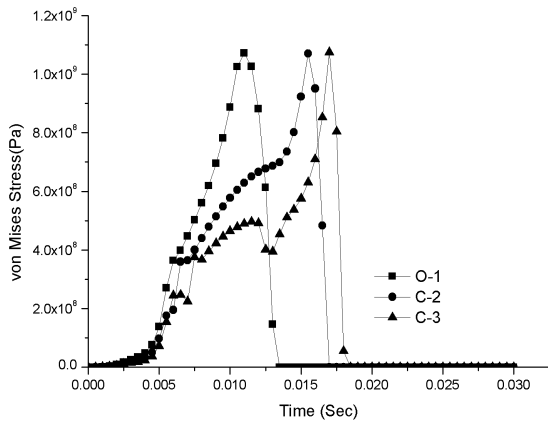


Fig. 14 von Mises Stress at Point-B of C-type

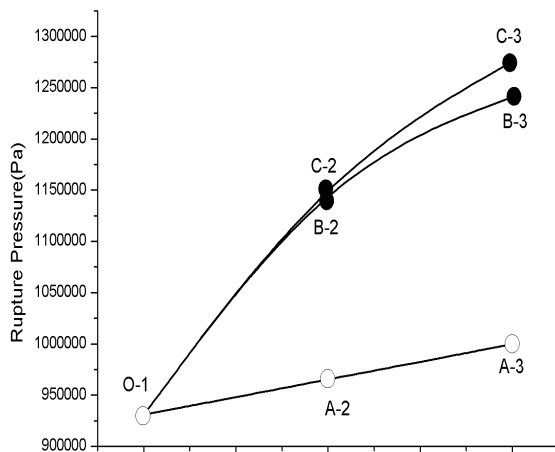


Fig. 15 Rupture pressure

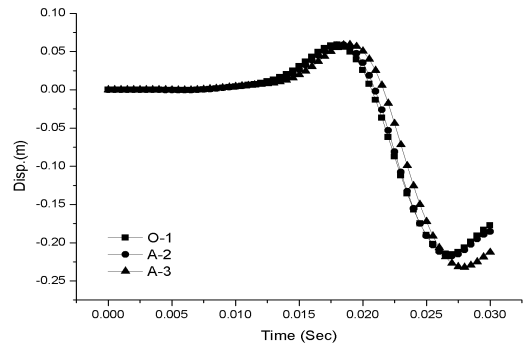


Fig. 16 R-dir displacement at Point-C of A-type

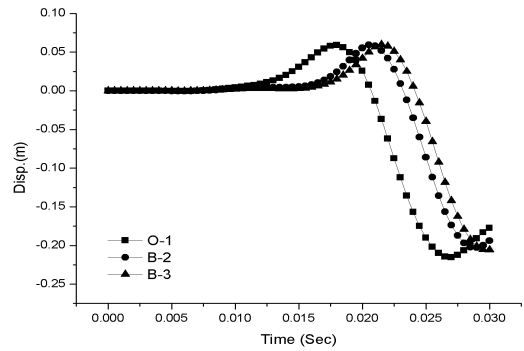


Fig. 17 R-dir displacement at Point-C of B-type

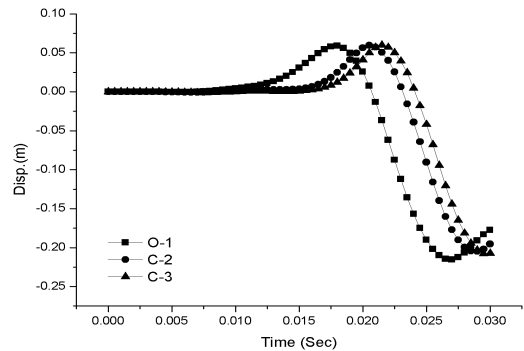


Fig. 18 R-dir displacement at Point-C of C-type

4. 결 론

본 연구에서는 펄스분리장치 파열판의 파열해석을 수행하여 파열판의 슬릿이 파열형상, 파열

시점, 파열압력에 미치는 영향에 대하여 연구하였다. 슬릿의 크기를 변경하여 해석을 수행한 결과 다음과 같은 결과를 도출할 수 있었다.

1. 돔형 파열판의 이중 슬릿 모델에서는 중간 부분(Point-A)에서 파열이 시작되었다.
2. 돔형 파열판의 중간 부분의 치수(B)가 파손 발생 시간에 가장 크게 영향을 미치는 것으로 나타났다.
3. 돔형 파열판의 외곽부의 치수(A) 변화는 파손 발생 시간에 영향을 미치지 못했다.
4. Point-A, B에서의 파열압력과 시간은 치수가 증가할수록 커지지만 그 증가폭은 점차 감소하였다. 따라서 높은 파열압력이 필요한 경우 치수 B, C로 파열압력을 제어하기는 어려울 것으로 판단되었다.
5. 파열판의 완전 개방 시간은 파열압력에 의존적인 것으로 나타났다.

참 고 문 헌

1. Sutton, G. P., Rocket Propulsion Elements, 6th ed., John Wiley & Sons Inc., 1992
2. 조원만, 김원훈, 장홍빈, 오종윤, 이방엽, 이종원., 고체 추진기관의 격벽형 펄스분리장치 연구, 한국추진공학회 2009년도 춘계학술대회, 2009
3. Johnson, G.R., Cook, W.H., A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high, Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983
4. Chandrasekaran, H., R. M'Saoubi, and H. C hazal, Modelling of Material Flow Stress in Chip Formation Process from Orthogonal Milling and Split Hopkinson Bar Tests. Machining Science and Technology, 2005
5. Hooputra, H., H. Gese, H. Dell, and H. W erner, A Comprehensive Failure Model for Crashworthiness Simulation of Aluminium Extrusions, International Journal of Crashworthiness,, 2004.
6. Kolmogorov, W. L. Spannungen Deformationen Bruch, Metallurgija, 1970.
7. Blandford, R. K., Morton, D. K., Rahl, T. E., Snow, S. D., Impact Testing of Stainless Steel Materials, American Society of Mechanical Engineers Pressure Vessels and Piping Conference, 2005.

1. Sutton, G. P., Rocket Propulsion Elements,