

멀티노즐시스템의 노즐마개 파열 거동 분석

노영희*

An Evaluation on Rupture Behavior of Nozzle Closure in Multi-Nozzle System

Young-Hee Ro*

Agency for Defense Development(ADD)

ABSTRACT

For the multi-nozzle propulsion, the rupture pressure of nozzle closure has an effect on the initial strain rate of ignition. Moreover, the deviation of rupture pressure for each nozzle closure leads to side forces which can disturb the attitude control of rocket. When designed, it should be considered whether nozzle closures are ruptured equally and exactly in the intended pressure. In this paper, the rupture behavior is analyzed by analytical and experimental methods for plate and "+" notched nozzle closures. The rupture pressure and deviation for operating temperature, whether notched or not and notched directions are analyzed. This paper provides a comparison between rupture pressure prediction of finite elements method which tool is Abaqus/Explicit and results of the rupture test. Jonson-Cook shear failure model which corresponds to the damage initiation criterion were used in this simulation.

초 록

멀티 노즐로 구성된 추진기관의 경우, 각 노즐별 노즐마개 파열압력의 편차가 초기 분력을 유발하고 유도탄의 비행안정성에 영향을 미친다. 따라서 노즐마개 설계 시 먼저 형태별로 파열거동을 분석하여 원하는 파열압력에서 균일하게 파열되는지를 확인해야 한다.

본 연구에서는 평판형, "+" 노치형 노즐마개에 대한 파열거동을 실험적, 해석적인 방법으로 분석하였다. 실험 시 저장온도, 노치의 유무, 노치방향에 따른 노즐마개 파열압력 및 편차를 분석하였다. 그리고 유한요소해석을 통해 노즐마개의 파열거동을 순차적으로 분석하고, 그 결과를 실험값과 비교하여 정확성을 검증하고자 하였다. 해석 시 상용프로그램인 Abaqus/Explicit를 사용하였고, 파손모델은 Johnson-cook 전단파손모델을 적용하였다.

Key Words : Rupture Behavior(파열거동), Nozzle Closure(노즐마개), Johnson-cook Failure Model(존슨-쿡 파손모델), Rupture test(파열 시험)

1. 서 론

추진기관의 노즐마개(nozzle closure)는 추진기관 조립체 내부와 외부의 공기 및 습기유입을 차

단하여 내탄도 성능을 유지하는 역할을 한다. 또한 후방점화 추진기관의 경우 점화기 설치용 플랫폼(platform)으로 사용되기도 하며, 추진기관의 점화특성을 향상시키기 위한 초기 압력 유지 및

† Received: July 14, 2014 Accepted: August 13, 2014

* Corresponding author, E-mail : yhro@add.re.kr

http://journal.ksas.or.kr/

pISSN 1225-1348 / eISSN 2287-6871

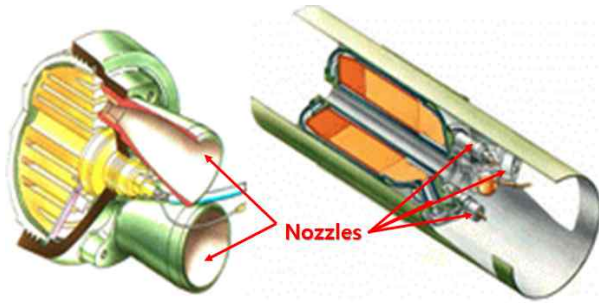


Fig. 1. The Example of Multi-nozzle propulsions[2]

순간적인 플로우(flow)를 막아주는 역할을 한다 [1]. 특히 Fig. 1과 같이 다수 노즐을 사용하는 멀티노즐시스템(Multi-Nozzle System)추진기관의 경우, 각 노즐에 부착된 노즐마개의 파열압력 편차는 추진기관 추력방향이 아닌 분력(side forces)을 유발하게 되고 이는 유도탄의 초기 비행안정성에 영향을 미치게 된다.

또한 지나치게 높은 노즐마개의 파열압력은 점화 시 급격한 압력상승을 유발한 후 파열하게 되어 추력의 섭동(perturbation)을 발생시킨다. 그리고 지나치게 낮은 파열압력은 초기에 압력을 유지하지 못하고 파열되어 점화가 되지 않거나, 압력이 급격히 떨어졌다가 추진제가 뒤늦게 연소되며 압력이 회복되는 연소불안정을 유발하기도 한다.

따라서 노즐마개는 여러 온도조건에 대하여 요구되는 파열압력에서 균등하게 파열되도록 설계해야 하고, 그 이전에 노즐마개의 형태별로 파열거동을 상세히 분석해야 한다.

본 연구에서는 두 가지 형상(평판형, “+” 노치형)의 노즐마개 설계안에 대하여 실험적인 방법으로 그 파열압력과 각각의 편차를 구하였다. 이때 실제 노즐마개가 부착되는 노즐조립체를 제작하여 각 온도조건(고온: +71℃, 상온: +20℃, 저온: -40℃)별, 노치유무, 노치방향에 따른 파열거동을 분석하였다.

또한 유한요소 해석을 이용하여 최종 설계된 “+” 노치형 노즐마개의 파열거동을 시간별로 분석하였다. 해석 시 노즐마개의 탄소성 모델은 Johnson-Cook material model을 사용하였으며, 파손모델은 Johnson-Cook shear failure model을 사용하였다.

이때 예측된 파열압력을 실험결과와 비교하여 향후 노즐마개 설계 시 해석만을 이용한 파열압력 예측이 가능하도록 해석의 정확성을 검증하였다.

II. 실험적 파열 거동 분석

2.1 평판형 노즐마개 공압시험 및 결과분석

노즐마개 공압 시험은 필요한 압력이 기체로 채워진 압력용기로부터 배관과 볼밸브를 통하여 공급받도록 설계된 공압 시험기를 이용하여 수행되었다. 노즐마개의 부착상태 및 기타 부품의 재질을 모사한 Fig. 3의 노즐 조립체를 Fig. 2와 같이 치구에 장착하여 시험하였다. 그리고 챔버 내부 압력을 계측하여 노즐마개 파열 시 압력을 측정하였다. Fig. 3은 시험 전후의 노즐마개 형상으로 재질은 Al 2024, 두께는 약 1.0 mm로 제작되었으며, 고온조건에서 40개, 상온조건에서 40개, 저온조건에서 40개, 총 120개에 대한 시험을 수행하였다.

각 온도조건(고온, 상온, 저온)별로 동일한 온도조건 내 파열압력의 분포를 Fig. 4에 나타내었다. 그리고 Fig. 4의 온도별 파열압력에 대한 통계량(평균, 표준편차, 최대, 최소값)을 Table 1에 정리하였다. 평균을 비교해보면 상온에서 파열압력이 가장 높지만, 편차(표준편차 및 최대, 최소값의 차이)는 저온에서 가장 크기 때문에 평균값만을 비교하여 온도별 파열압력의 크기에 차이가 있는지를 파악하기 어렵다. 또한 고온-상온조건에서 파열압력의 표준편차 차이가 0.002로 상온-저온조건에서의 0.011과 비교하면 차이가 작음을 알 수 있다. 즉 고온과 상온조건에서 파열압력의 편차에 차이가 있다고 판단하기 어렵다.



Fig. 2. Test Images



Fig. 3. Pre-Test-Post-Test of Rupture Disk

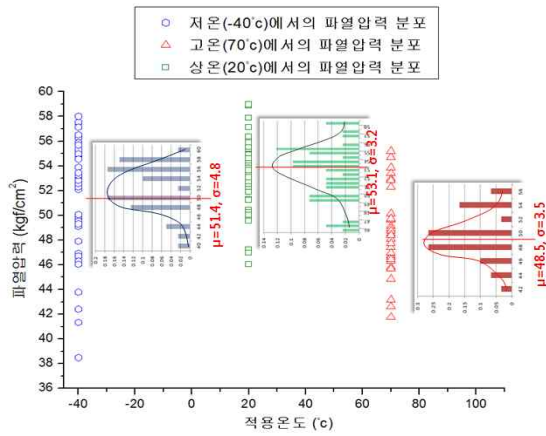


Fig. 4. The Distribution of rupture pressure by temperature

Table 1. The Rupture Pressure by Temperature

시험결과 (MPa)	고온	상온	저온
평균	4.76	5.21	5.05
표준 편차	0.024	0.022	0.033
최소값	4.09	4.52	3.77
최대값	5.41	5.78	5.69

Table 2. The Results of ANOVA

구분	평균 분산	F비율	F기각치 (F0.05)
적용 온도간 분산	182.9	11.96	3.1
동일 온도내 분산	15.3		
전체분산	18.3		

따라서 동일 온도조건 내 에서 파열압력은 시험을 반복 수행함에 있어 편차를 가지지만, 각 온도조건별로 파열압력의 평균에 차이가 있음을 검증해야 한다.

이를 위하여 두 개 이상의 집단을 비교하고자 할 때 F분포를 이용하여 가설을 검증 하는 방법인 분산분석(Analysis of Variance, ANOVA)을 사용하여, 온도별로 파열압력에 차이가 있음을 검증하고자 하였다. 여기서는 분산분석 중 영향을 받는 종속변수가 한 개일 때 사용하는 일원분산분석(One-Way ANOVA)을 수행하고 그 결과를 Table 2에 정리하였다. F의 검정통계치(test static)인 11.96이 기각역(Critical region)(F0.05)인 3.1보다 크기 때문에 “각 온도별 노즐마개의 파열압력은 차이가 있다”고 결론지을 수 있다.

Table 1과 Table 2를 통해, 평판형 노즐마개의 파열압력은 저온조건에서 가장 높고, 편차 및 최대-최소값의 차가 가장 큰 것을 확인 할 수 있다. 이는 평판형 노즐마개가 부착된 추진기관이 저온의 운용환경에 있는 경우, 상온에 비해 노즐마개가 설계된 압력보다 높은 압력에서 파열되거나, 각 노즐별로 파열압력의 편차가 크게 발생할 수 있음을 의미한다.

따라서 동일 온도내, 온도간 노즐마개 파열압력의 편차를 줄이고 저온에서 파열압력이 커지는 것을 감안하여, 평판형 노즐마개에 비해 파열압력이 낮고 편차가 작은 노즐마개를 설계하고 그 파열거동을 분석하였다.

2.2 “+” 노치형 노즐마개 공압시험 및 결과분석

평판형 노즐마개의 평균 파열압력은 상온기준 약 5.21 MPa로 동일 온도조건에서 최대-최소값의 차이가 약 1.27 MPa임을 확인하였다. 저온일 경우 파열압력이 높아지고, 편차가 더 커짐을 고려하여, 파열압력을 상온기준 약 3.45 MPa로 낮추고, 노즐마개별로 최대한 균일한 압력하에 파열될 수 있도록 노즐마개에 “+”형 노치를 설계하였다. 노치의 형상(깊이, 길이 등)은 파열압력 및 노즐마개의 제작가능성 등을 고려하여 설계하였다.

공압 시험 시 Fig. 5와 같이 축소부/노즐목-노즐마개-확대부를 모사한 노즐 조립체 치구를 사

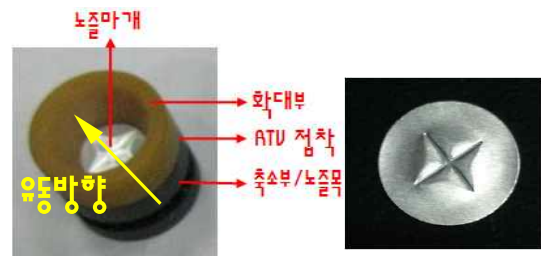


Fig. 5. Configuration of Nozzle Assembly

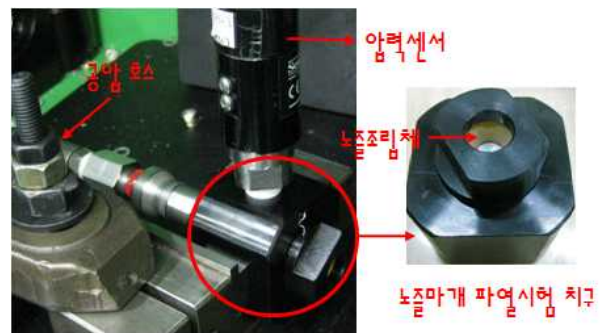


Fig. 6. Test Image

Table 3. The Rupture Pressure of New Design by Temperature

시험결과(MPa)	고온	상온	저온
평균 파열압력	3.72	3.74	4.09
표준편차	0.003	0.004	0.009
최소값	3.65	3.66	3.96
최대값	3.78	3.84	4.32
평균 파열시간(sec)	0.378	0.365	0.359

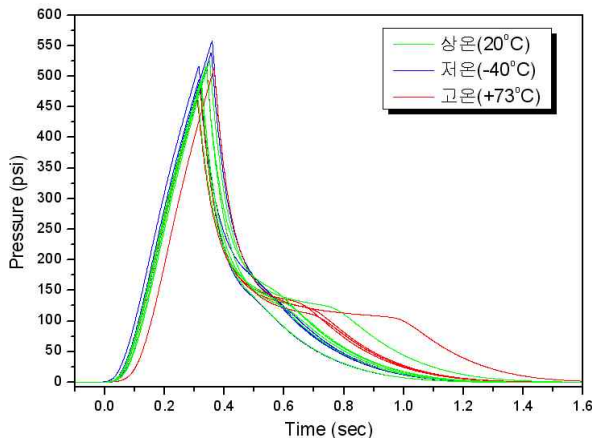


Fig. 7. The Test Results (Pressure-Time Diagram)

용하였다. 노즐 조립체가 파열시험 치구에 조립 되고, Fig. 6과 같이 공압 시험기에 장착된다.

Figure 7은 공압 파열시험 시 측정했던 압력-시간선도이며, 온도별 파열압력(peak 지점 압력)에 큰 편차가 없음을 확인 할 수 있다. 압력이 급격히 하강하기 전 peak지점의 x축 값은 노즐마개의 파열시간으로 상온기준 평균 0.365 sec이며, 이 값을 해석적 거동분석 시 결과값을 비교할 때 사용할 예정이다. 또한 온도별 파열압력의 평균, 표준편차, 최대-최소값 및 평균 파열시간을 Table 3에 정리하였다.

공압시험 결과, 상온기준 평균 파열압력은 약 3.74 MPa이며 평판형 노즐마개와 마찬가지로 상온, 고온에 비해 저온조건에서 노즐마개 별 편차가 큰 것으로 나타났다. 하지만 그 크기는 평판형 노즐에 비해 약 70%가 줄어들었음을 확인하였다.

더불어 노치가 위치한 방향에 따른 파열거동을 분석하였다. 기존의 노치면은 Fig. 5와 같이 확대부 방향에 위치하며 이를 반대(노즐목 방향)로 위치시켜 동일 수량(120개)의 시험을 반복하고 그 결과를 Table 4에 정리하였다. 이때 노치면이

Table 4. The Rupture Pressure of Opposite Direction Notched Disk

시험결과 (MPa)	고온	상온	저온
평균	4.12	4.27	4.38
표준 편차	0.012	0.008	0.012
최소값	3.86	4.12	4.14
최대값	4.33	4.41	4.68

노즐목 방향에 위치한 경우의 파열압력이 약 10% 높게 측정되었다. 이는 확대부 방향에 노치면이 위치한 경우 Fig. 5에 표시한 방향으로 흐르는 유동이 노치효과를 증대시켜 균열이 쉽게 일어나기 때문이고, 그 결과 파열압력이 더 낮은 것으로 판단된다.

결론적으로, 실험적인 방법에 의해 노즐마개의 파열마개 거동을 분석 한 결과 “+”형 노치를 확대부 방향에 위치시킨 노즐마개가 원하는 파열압력에서 파열되고, 온도별 편차가 작음을 확인 할 수 있었다.

III. 해석적 파열 거동분석

3.1 유한요소 해석

실험적인 방법을 통해 파열거동을 분석한 결과 “+”노치형 노즐마개의 파열압력이 온도별 편차가 가장 작고, 원하는 파열압력에서 파열됨을 확인하였다. 이 형상의 노즐마개에 대해 파열거동을 순차적으로 분석하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 나아가 실험적인 방법 없이 해석적인 방법으로 파열압력을 예측할 수 있도록 해석 결과를 실험결과와 비교하여 그 정확성을 확인하고자 하였다.

노즐마개의 파열해석을 위하여 재료의 탄소성 거동은 Johnson-Cook material model(Eq. 1)을 사용하였으며, 재료의 파괴거동은 Johnson-Cook shear failure model을 사용하였다(Eq. 2). 이는 노즐마개의 파열모드는 온도와 고속 변형률에 영향을 받기 때문에 이에 대한 효과가 고려된 구성 방정식을 사용해야하고, 그 식은 다음과 같다.

Eq. 1의 첫 번째 괄호는 재료의 소성변형률로 인한 경화를, 두 번째 괄호는 소성변형률속도로 인한 경화를, 마지막으로 세 번째 괄호는 열의 발생으로 인한 연화(Thermal softening)를 나타내어 경화와 연화를 동시에 나타낼 수 있는 장점이 있다[3].

또한 여러 가지 다양한 효과를 비연성화하여, 많은 파라미터를 독립적으로 조절할 수 있도록 구성되어 있다[4].

$$\bar{\sigma} = \underbrace{(A + B\bar{\epsilon}^n)}_{\text{Elasto-plastic term}} \underbrace{\left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right]}_{\text{Viscosity term}} \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)\right]}_{\text{Softening term}} \quad (1)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 는 등가 유동 응력(Equivalent plastic flow stress), $\bar{\epsilon}$ 는 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})이며, 통상 1/s로 간주한다. T 는 재료의 온도, T_m 은 재료의 용융온도(Melting temperature, $^{\circ}C$), T_{room} 은 상온(Room temperature, $20^{\circ}C$)이다. A 는 항복강도(Yield strength, Pa)이며, B 는 경화계수(Hardening modulus, Pa), C 는 변형률 민감도 계수(Strain rate sensitivity coefficient), n 은 경화지수(Hardening coefficient), m 은 열 완화지수(Thermal softening coefficient)이다. 이러한 Johnson-Cook 소성경화 구성방정식을 바탕으로 Eq. 2와 같이 Johnson-Cook 전단 파단 모델이 제시 되었다[5].

$$\bar{\epsilon}_{0i} = \left[D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{P}{\sigma}\right) \right] \times \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] \times \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right) \right] \quad (2)$$

여기서 $\bar{\epsilon}_{0i}$ 는 초기 손상 때의 소성변형률(plastic strain at damage initiation)이고, $D_1 \sim D_5$ 는 실험을 통하여 구해져야 하는 재료상수이며, Table 5에 정리하였다. 이와 같이 Johnson-Cook은 정수 압 응력과 등가 항복응력의 비인 응력 삼축비를 이용하여 파단 변형률을 정의하였으며, 본 연구에서 사용한 재료 물성치는 Table 6과 같다[6].

유한요소해석은 ABAQUS V6.12.1/Explicit를 사용하였으며, 유한요소 모델, 경계조건 및 하중

Table 5. Johnson-Cook parameter values for Al2024-T35

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
352	440	0.42	0.0083	1
D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
0.13	0.13	-1.5	0.011	0

Table 6. Physical parameters for Al 2024-T351

Physical parameter	value
Density, ρ (kg/m ³)	2700
Elastic modulus, E (Gpa)	73
Poisson's ratio, ν	0.33
Specific heat C_p ($Jkg^{-1} \cdot ^{\circ}C^{-1}$)	888
Expansion	0.2
T_{melt} , ($^{\circ}C$)	520
T_{room} , ($^{\circ}C$)	25

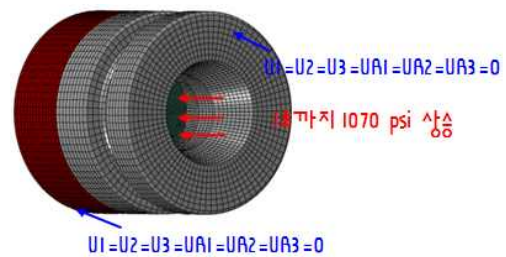


Fig. 8. Load and Boundary Conditions

조건을 Fig. 8에 나타내었다. 축소부와 확대부의 끝단을 고정시키고, 1초까지 7.38 MPa를 상승시키며 공압시험과 동일한 시간동안 동일한 압력을 가하였다.

해석에 사용한 요소는 C3D8(8-node linear brick)이며, 절점 수는 113,134개이며, 요소수는 88,004이다. 압력상승에 따라 노즐마개에 응력발생 시 압력이 높아질수록 재료의 거동은 탄성변형을 지나서 소성변형으로 진행된다. 소성변형이 지속된 후 노즐마개는 개방되고, 이때 요소들이 제거되며 파열현상을 모사하게 된다.

3.2 유한요소 해석결과

Figure 9는 시간에 따라 압력이 상승할 때 노즐마개의 변형모드이다. 0.10 sec, 0.24 sec, 0.27 sec, 0.35 sec 0.43 sec 0.51 sec에 대한 변형모드 및 응력분포를 나타내었다. 압력 상승에 있어 0.24 sec까지 "+"형 노치에 응력이 집중된다. 그 후 0.35 sec까지 "+"형 노치 중앙이 아닌 끝단부에 응력이 발생한다. 0.43 sec부터 "+"형 노치의 중앙부 변위가 축방향으로 커지며 노즐마개의 전체적인 형상이 딴플(dimple)형으로 바뀌고 있다. 0.51 sec에 "+"형 홈의 전반적인 요소들이 제거되며 노즐마개가 개방됨을 확인할 수 있다.

노즐마개가 파열된 직후의 공압시험 결과물과

유한요소 해석 결과는 Fig. 10과 같으며, 두 결과물이 유사한 파열, 변형모드를 보이고 있다.

세부적인 파열거동은 “+”형 노치의 중앙부 및 노치의 끝단부에서 초기 손상을 보이며 노즐마개가 완전 개방되는 것으로 판단된다. 따라서 “+”형 노치 중앙 및 노치 끝단부의 등가소성변형률 (equivalent plastic strain)이 급격히 떨어지는 시간이 파열 시간이 되고, 이때의 압력을 파열압력으로 분석할 수 있다.

파열이 예측되는 “+”형 노치 중앙부, 끝단부 및 노치의 파열 순서를 알아보기 위하여 중앙부로부터 1.3 mm, 1.8 mm, 2.2 mm 떨어진 지점에 대한 등가소성변형률-시간선도를 Fig. 11에 나타내었다.

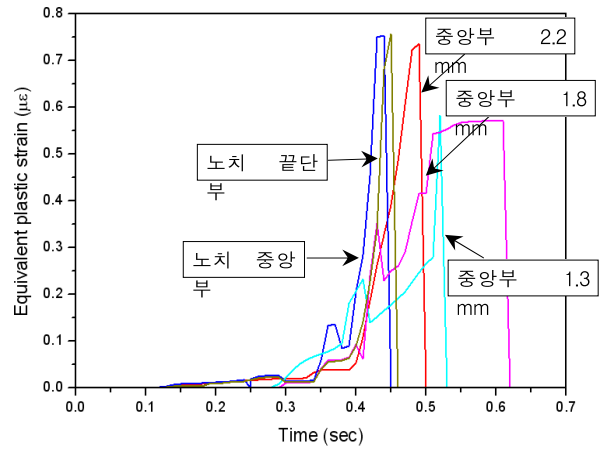


Fig. 11. The FEM Results (Plastic Strain-Time Diagram)

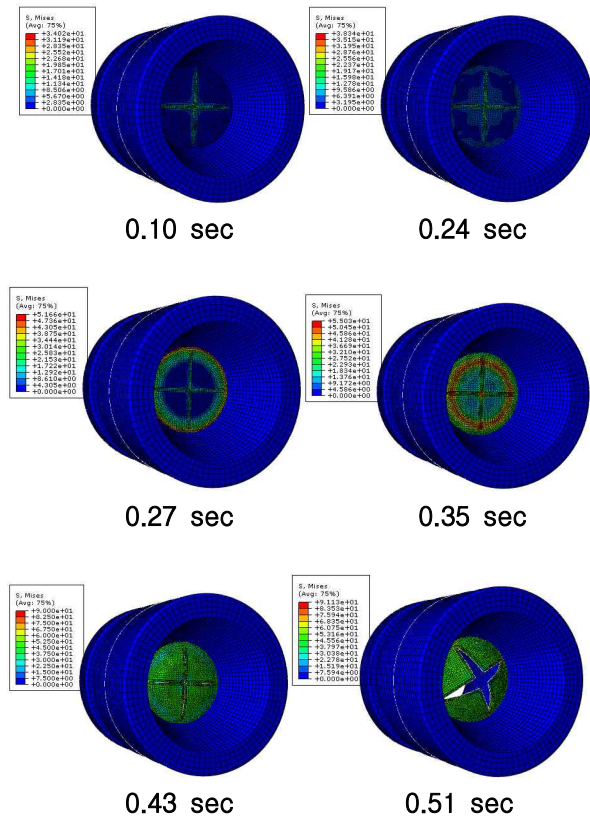


Fig. 9. Nozzle Closure Displacement by Time

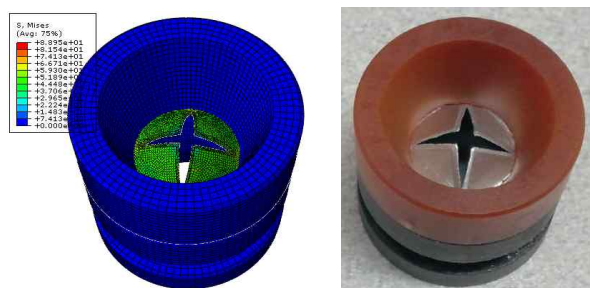


Fig. 10. Nozzle Closure after Rupture Test

Table 7. The FEM Results

해석결과	중앙부	1.3mm지점	끝단부
파열압력(MPa)	3.31	3.96	3.48
파열시간(sec)	0.448	0.508	0.472
노즐마개 개방시간(sec)	0.508 sec		

유한요소 해석 결과 중 위에서 정의한 파열압력과 파열시간을 Table 7에 정리하였다. 노즐마개의 중앙부가 0.448 sec에 가장 먼저 파열되어서 노치 끝단부에서 중앙부를 향하여 노치가 찢어지며 0.508 sec에 노즐마개가 완전히 개방되는 것으로 판단된다.

상은 공압시험 시 계측된 평균 파열압력인 3.74 MPa와 비교하면 3.96 MPa로 약 0.22 MPa이 높게 예측되었으며, 약 5.6 %정도의 오차를 가진다. 파열시간은 상온 실험결과의 평균값인 0.365 sec와 비교하면 0.143 sec가 늦게 개방되는 결과를 얻었다. 이 오차는 파손모델에 적용한 여러 물성값들이 오차를 가지고 있으며, 동일 온도 조건에서도 실험결과들이 편차를 가지기 때문에 평균값과 비교해서 수치적으로 오차가 발생한 것으로 판단된다.

IV. 결 론

본 연구에서는 평판형, “+”노치형 노즐마개에 대한 파열거동을 실험적인 방법과 해석적인 방법으로 분석하였다. 나아가 해석결과를 실험결과와 비교하여 그 정확성을 확인하고자 하였으며, 다

음과 같은 결과를 도출할 수 있었다.

1) 실험적인 방법을 통해, 노즐마개는 온도별로 파열압력과 그 편차에 차이가 있었으며, 저온에서 가장 큰 값을 보였다. 또한 "+"형 노치가 있는 노즐마개는 원하는 파열압력을 균일하게 제어할 수 있다.

2) 해석적인 방법을 통해, "+"노치형 노즐마개의 파열거동은 압력 상승에 따라 노치 전체 → 노치 끝단부 → 노치 중앙부 순으로 응력이 집중되고, 그 후 노즐마개가 완전 개방됨을 확인하였다.

3) 노즐마개의 파열압력은 공압시험 결과 평균 3.74 MPa, 유한요소해석에 의한 결과는 3.96 MPa에서 개방됨을 확인하였으며, 약 5.6 %의 오차가 발생하였다. 이때 정확한 온도별 물성과 실험결과의 편차를 고려하면 그 오차를 줄일 수 있을 것으로 판단된다.

노즐마개의 파열압력은 변형률속도 및 온도에 영향을 받으므로, 지상연소시험에서의 파열압력은 공압시험보다 높을 것으로 판단된다. 향후 이에 대한 해석을 진행하여 파열압력을 예측하고 그 결과를 시험결과와 비교 할 예정이다.

References

1) H. S. Cha, S. J. Oh, J. B. Park, U. J. Lee, "Decrease of Burst Pressure used a Nozzle

Closure and Ignition Characteristics for a Gas Generator," The Korean Society of Propulsion Engineers Symposium, November 2010, pp. 217~220.

2) Fleming J., Nugeyre, J.C., "Minimum Smoke 1.3 Hazard Class High Performance Rocket Motor with IM," NDIA IM&EM Technology Symposium, 15~17 November 2004, pp. 14~15

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) Yafu, F., Ning, W. Q., Sheng, J., Wei, J., "Experimental Measure of parameters : The Johnson-Cook Material Model of Extruded Mg-Gd-Y Series Alloy," Journal of applied mechanics, Vol. 77, 2010, pp 1902-1905.

5) Teng, X., Wierzbicki, T., "Evaluation of six fracture models in high velocity perforation," Engineering Fracture Mechanics, 2006, pp. 1653~1678.

6) Lapujoulade, F., Coffignal, G., Pimont., J., "Cutting forces evaluation during high speed milling," 2th conf. Ont. IDMMME' 98, France, May 1998, pp 27~32.