

케비테이션 벤튜리의 유량특성 해석

조원국* · 정영석*

Analysis of flow rate control of cavitating venturi

Won Kook Cho*, Young Suk Jung*

Key Words: cavitation model, cavitating venturi, flow rate control

ABSTRACT

액체로켓인 KSR-III는 점화시 및 연소실 압력의 이상 저하시 추진제가 지나치게 많이 공급되는 것을 막기 위하여 케비테이션 벤튜리를 사용한다. 본 연구에서는 Fluent가 제공하는 케비테이션 모형을 사용하여 케비테이션 벤튜리 내부의 공동 발생과 이에 따른 유량제어 현상을 해석하였다. 케비테이션 모형은 공동의 붕괴를 효과적으로 예측하지 못하는 단점이 있지만 벤튜리를 통과하는 유량은 공동이 발생하는 위치에서 유효 유로 감소에 의하여 제한되므로 유량제어 현상을 성공적으로 관찰할 수 있었다. 결과로서 벤튜리 상류의 압력이 일정하게 유지될 때 하류의 압력 변동에 대하여 유량이 변화하지 않음을 확인하였다. 상류의 압력이 24.1bar로 일정하게 유지되고 벤튜리에서 압력차이가 3bar 이하일 때 공동은 발생하지 않았다. 압력차가 6bar 이상일 때 공동이 발생하며(압력차 6bar인 경우와 비교하여) 9bar, 12bar의 압력차에 대한 유량 증가는 각각 5%, 7%에 그쳐 주어진 작동조건에서 벤튜리로 유량제어가 가능하였다.

1. 서 론

액체 내의 증발현상은 발생원인에 따라 비등과 공동(cavitation)으로 구분된다. 후자는 일정한 온도에서 압력이 증기압 이하로 내려갈 때 발생한다는 점에서 전자와 생성기원을 달리한다. 이러한 공동발생은 대부분의 경우, 장치의 성능을 떨어뜨리며 많은 연구가 소재의 부식과 관련하여 공동발생 문제를 다루고 있다. 하지만 공동발생이 의도적으로 응용되는 장치도 쉽게 찾을 수 있는데, 초음파를 이용한 세척/혼합 장치, 해저 지형 탐사를 위한 음파 발생장치, 벤튜리나 오리피스를 이용한 유량제어장치 등이 그 예이다.[1] 케비테이션 벤튜리는 유량제어 기능을 가져 혼합비 제어, 시스

템-공급계 간의 민감도 감소, 밸브의 응답성 개선 등에 응용된다. 벤튜리에서 공동발생은 초음속 유동에서의 초킹(choking)과 같은 역할을 함으로써 하류의 압력과 무관하게 유량을 일정하게 한다. 일반적인 벤튜리 형상은 급격한 축소부위를 지난 후 완만하게 확대되는 모습을 가진다. 본 연구에서 사용한 벤튜리의 형상을 그림 1[2]에 도시하였다. 벤튜리 입구를 통과한 유체는 유로가 좁은 목부분에서 가속되며 이는 압력강화로 이어진다. 이때 국부적인 압력이 포화증기압 이하로 낮아지게 되면 유체가 증발하여 기체로 변화한다. 액체가 증발하면 부피가 10^4 배 수준으로 늘어나므로 적은 양의 증발에도 액체가 지나갈 수 있는 유효 유로는 크게 작아진다. 이는 벤튜리 상하단의 압력차 증가에 의한 유량증가 요인을 상쇄하여 결과적으로 벤튜리를 지나는 유량이 증가하는 것을 막는다. 목부분 이후

* 한국 항공 우주연구소

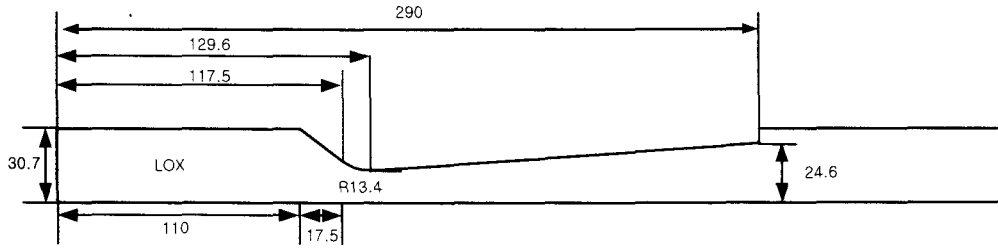


Fig. 1 Schematic of cavitating venturi.⁽²⁾

유로는 완만하게 확대되며 유체는 박리없이 압력을 회복하고 동시에 공동은 붕괴되어 액체로 환원된다. 이러한 과정은 잘 설계된 벤투리의 경우, 매우 작은 압력손실을 수반할 것이다.

액체로켓 엔진의 점화시 연소실 압력은 점화전 대기압에서 설계압력까지 넓은 영역에서 변화한다. 이처럼 탈설계점에서 일어나는 중간정도 주파수와 낮은 진폭의 불안정성을 버즈(buzz)로 분류하며 이의 발생원인은 연소현상과 추진제 공급계간의 연계성에 있다.[3,4] 이에 대한 해결방안으로 종종 2단계의 추진제 공급이 이루어지기도 하나 케비테이션 벤투리를 사용하면 공급장치 하류의 압력변화에 영향을 받지 않는 간단하고 재현성 있는 추진제 공급장치 구성이 가능하다.[5] 케비테이션 벤투리는 상류의 압력에만 영향을 받는 유량을 공급함으로써 엔진점화시 경시동 (hard start)을 해소할 것이며 이상연소에 의한 돌연한 연소실 압력저하와 이에 따라 추진제가 과다하게 공급되는 것을 예방할 것이다. 본 해석에서는 3단형 액체로켓인 KSR-III에서 적용하고 있는 벤투리에서 공동 발생에 대한 해석을 수행하고 결과로서 벤투리 전후의 압력차와 유량과의 관계를 제시하고자 한다.

2. 해석 방법

본 연구에서는 수치해석을 위하여 상용코드인 Fluent v5.2를 사용하였다. 해석 대상인 액체로켓의 추진제는 음속에 비하여 충분히 작은 속도로 공급되므로 정상상태의 비압축성 유동에 대한 Navier-Stokes 방정식을 지배방정식으로 한다. 다음은 유동해석에 사용된 방법이다.

Solver: steady axisymmetry

Algorithm: SIMPLE

Convection scheme: QCUICK for momentum equations
UD for turbulence properties

Turbulence: standard $k-\epsilon$ model

Cavitation analysis: cavitation model

Convergence criterion: 10^{-4}

작동유체는 액체산소이며 이의 물성치는 $\rho=1140 \text{ kg/m}^3$, $\mu=2.116 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$, $p_v=7.27 \times 10^4 \text{ pa}$ ($T=-186 \text{ }^\circ\text{C}$ 에서의 값) 이다.

유동해석에 관한 내용은 기술을 생략하며 케비테이션 모형[6]에 대하여 간단히 설명하기로 한다. 케비테이션 모형은 액체 내의 압력이 국부적으로 증기압 아래로 내려갔을 때 기포의 발생을 예측하는 방법이다. 케비테이션 모형은 액상과 기상에 의하여 공유되는 하나의 운동량 방정식에 대한 해를 구하며 기상용적비 (volume fraction of vapor phase)에 대해서는 전달방정식을 통하여 분포를 구한다. 이 모형은 용적함수법 (VOF)과 마찬가지로 기체상태의 용적비 개념을 도입한다. 케비테이션 모형은 액상-기상 사이의 물질전달을 고려하며 이로써 액체 내에서 기체 발생을 모사하므로 용적함수법보다 발전된 개념이다. 또한 적용된 모형은 균질이상유동 (homogeneous two-phase flow)을 가정하여 액상-기상 사이의 미끄러짐을 허용하지 않는다. 이 방법은 기포의 붕괴는 효과적으로 모사하지 못하는 단점이 있다.

기상에 대한 용적비의 전달방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\alpha_p u_i) = \frac{1}{\rho_p} \left(\dot{m}_{pq} - \frac{d\alpha_p}{dt} \right)$$

여기서 \dot{m}_{pq} 은 액상인 q 와 기상인 p 간의 물질 전달량을 나타내며 d/dt 는 전미분을 나타낸다.

액상의 용적비는 $\alpha_q + \alpha_p = 1$ 의 제한조건에서 결정되

며 압력수정 방정식은 혼합물에 대한 연속방정식으로 부터 구한다. 공동발생은 온도상승에 의한 것이 아니므로 열전달 해석은 포함하지 않으며 잠열 역시 무시된다. 기포 내의 압력은 일정한 것으로 간주되며 기포의 반경은 단순화된 레일리 방정으로부터 구한다.

$$\frac{dR}{dt} = \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_a}}$$

여기서 p_v 는 증기압을 나타내며 ρ_a 는 액상의 밀도를 나타낸다. 전체 증기의 질량은 다음으로 표현된다.

$$m_p = \rho_p \frac{4}{3} \pi R^3 n$$

위 식에서 n 은 단위체적당 기포의 수를 나타낸다. 위의 두 식에서 기체의 생성률에 관한 다음의 식을 구할 수 있다.

$$\dot{m}_p = \frac{dm_p}{dt} = \frac{3\rho_p \alpha_p}{R} \frac{dR}{dt}$$

공동 발생에 의한 상 경계면에서 물질 전달률은 다음과 같다.

$$\dot{m}_m = \frac{3\rho_p \alpha_p}{R} \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_p}}$$

위 식에서 기포의 직경은 다음 식에서 구한다.

$$R = \left(\frac{\alpha_p}{\frac{4}{3} \pi n} \right)^{1/3}$$

n 은 기포 수의 밀도를 나타내는 것으로 본 연구에서는 문헌[6,7]에서 제시하는 값인 $10^6(1/m^3)$ 을 사용하였다.

소형 압축기는 보통 설계유량은 작으나 요구되는 압력은 상대적으로 크기 때문에 설계 비속도가 매우 작게 된다. 이를 피하기 위해서 회전수를 상당히 높여 주어야 하나 구동부의 역학적 제한 때문에 그 크기가 제한된다. 이러한 소형 저비속도 임펠러의 설계에 있어서 중요하게 고려되어야 할 점으로서 작은 크기와

낮은 비속도로 임펠러의 출구 폭이 상당히 좁아짐에 따라 임펠러 내부 유료가 좁아져서 전체적인 점성손실이 과다해지고 또 임펠러와 슈라우드 간극의 상대적인 크기가 증가하여 간극손실이 증가하는 문제가 있다.⁽²⁾

3. 결과 및 고찰

벤츨리에서 유량제어 현상을 관찰하기에 앞서 케비테이션 모형에 대한 검증을 위하여 오리피스 내의 공동발생에 관한 해석을 수행하였다. 유동영역은 단순 축소-확대되는 원관 형상이며 자세한 조건은 참고문헌 [8]을 보기 바란다. 공동 수 140, 156, 160, 180에 대한 해석을 수행하여 공동영역의 길이를 예측하였다. 공동 수 156은 천이영역과 초공동 (super-cavitation)영역의 경계에 해당하는 값이다.

공동발생을 포함하는 유동현상은 다음으로 정의되는 공동 수에 의하여 공동발생 특성이 효과적으로 기술된다.

$$\sigma = \frac{p_{in} - p_v}{1/2 \rho v_m^2}$$

위 식에서 p_{in} 은 입구의 압력을 나타내며, p_v 는 증기압, ρ 는 액체의 밀도, v_m 은 입구의 평균 유속을 나타낸다. 공동 수는 공동발생을 억제하는 압력과 공동을 유발할 수 있는 변동 가능한 압력, 즉, 동압과의 비를 나타낸다.[1] 따라서 공동 수가 작은 경우에 공동발생 가능성이 증가한다.

공동 수와 공동 크기와의 관계를 그림 2에 도시하였다. 천이영역에서 초공동 영역으로 옮겨가는 공동 수는 대략 140에서 160 사이이며 이는 Sato가 같은 조건에 대한 실험결과에서 제시한 것과 같은 수준이다. 기상용적비가 10%인 선을 공동발생 영역의 경계[7]로 생각한다면 천이영역의 경계 (공동길이 $l=0.8$ 을 기준으로 함)는 공동 수 150이며 참고로 Sato가 $l=0.7 \cdot 0.8$ 을 기준으로 제시한 값은 156이다. 또한 Sato는 부공동 (sub-cavitation)영역과 천이영역의 경계를 공동 수 176으로 제시하고 있으나 본 연구에서는 이를 명확히 구분하기 어렵다. 본 해석은 공동 수 180에서 최대 기상용적률을 2×10^{-4} 으로 예측하고 있다. 이는 실제로 감

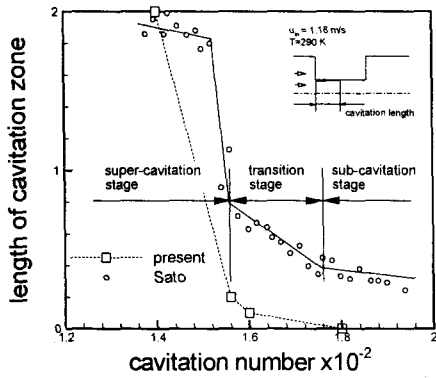


Fig. 2 Variation of cavitation zone with cavitating number for a long orifice; comparison with the published experimental data.

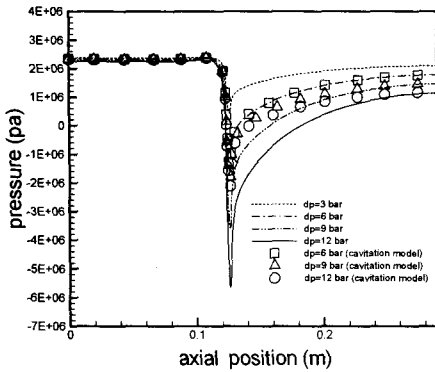


Fig. 3 Distributions of pressure on venturi wall versus axial distance.

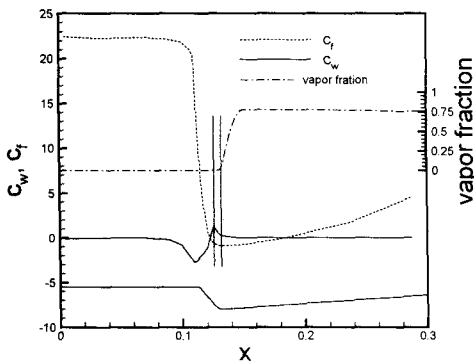


Fig. 4 Schematic diagram of c_f and c_w versus centerline distance.

지하기 어려운 수준인 것으로 생각되기는 하지만 부공동영역에서도 공동발생을 예측한다고 할 수 있다. 이렇듯 낮은 기상용적비가 예측되는 것은, 수치해석의 경우, 액체 내의 입자나 기체함유 정도를 고려하지 못하기 때문인 것으로 추정된다. 용존기체 양이 증가함에 따라 공동발생이 가속된다[8] 점에서 위의 추정은 타당성을 가진다. 캐비테이션 모형은 공동이 본격적으로 발생하는 초공동 영역을 정확하게 예측하기 때문에 앞으로 수행할 공동발생에 의한 유량제어 현상에 대하여 정확한 해를 줄 것이다. 또한 본 해석에서 중간 정도의 공동 길이 (1 내외)를 가지는 결과가 없는 것은 앞 절에서 설명한 바와 같이 캐비테이션 모형이 공동의 소멸을 효과적으로 예측하지 못하기 때문에 충분한 정도의 기상용적비가 생성된 경우 이의 소멸을 예측하지 못하여 일정한 정도 이하의 공동 수에서 공동의 크기가 전체 오리피스 벽을 덮는 길이를 가지게 된다. 이러한 단점 역시 고려 대상인 벤튜리에서의 유량제어 현상에 영향을 주지 않을 것이다. 그 이유는 벤튜리를 지나는 유량은 공동발생에 따른 유로 감소에 의하여 제한되며 하류에서 공동이 소멸되어 유로가 다시 넓어지더라도 상류의 병목현상이 해소되지 않기 때문이다.

그림 1에 본 연구에서 사용한 벤튜리의 자세한 형상과 치수 (mm 단위)를 도시하였다. 격자는 6200개의 미소체적으로 구성되며 공동발생이 예상되는 벤튜리의 목부분과 벽에 집중 배치하였다. 앞으로의 결과는 별도의 기술이 없을 경우, 모두 m 단위의 차원이 있는 값임을 밝혀둔다.

본 연구에서 수행한 계산은 위에 주어진 형상에 대하여 입구의 압력이 24.1 bar로 일정하게 유지되고 상-하단 사이의 압력차가 각각 3, 6, 9, 12bar인 경우를 대상으로 한다. 표 1에 계산 조건과 결과를 정리하였다. 캐비테이션을 고려하지 않은 해석과 캐비테이션 모형을 사용한 결과에 대하여 유량과 공동 수를 기술하였다. 공동발생이 있을 경우 최소압력은 증기압과 같은 수준이 되며 큰 의미를 가지지 않으므로 기술하지 않았다.

벤튜리 벽면에서의 압력분포를 그림 3에 도시하였다. 압력차에 관계없이 유로가 축소되는 영역에서 압력이 급격히 감소하는 특징을 가진다. 이후 유로가 확장됨에 따라 서서히 압력이 회복된다. 압력차 9 bar 이상에서 극단적인 음압 (negative pressure)이 존재한다. 비압축성 유동에서 압력의 절대값은 의미를 가지

Table 1 Mass flow rate versus pressure difference: comparison of non-cavitating flow and cavitating flow.

| Δp (bar) | non-cavitating flow | | | cavitation model | | | cavitation inception |
|---------------------|----------------------|----------|-----------------|----------------------|----------|-------------------|-------------------------|
| | $Re(\times 10^{-6})$ | σ | p_{min} (bar) | $Re(\times 10^{-6})$ | σ | $\alpha_{p, max}$ | |
| 3 | 1.4 | 55.6 | 4.2 | — | — | — | No |
| 6 | 2.0 | 27.8 | -16 | 2.0 | 27.8 | 0.19 | Yes |
| 9 | 2.4 | 18.7 | -36 | 2.1 | 25.3 | 0.57 | " |
| 12 | 2.8 | 13.9 | -56 | 2.1 | 14.1 | 0.78 | " |

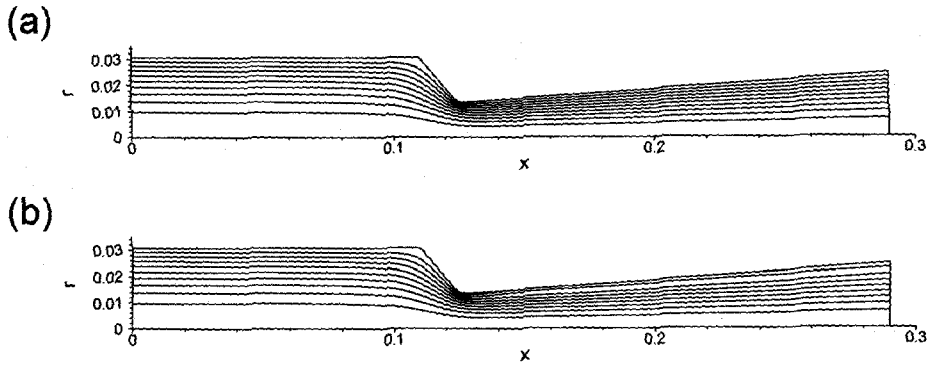


Fig. 5 Streamlines; (a) Non-cavitating flow analysis for pressure difference 12 bar, (b) Cavitation model for pressure difference 12 bar.

지 않으나 공동발생과 연관 지을 수 있다. 즉, 음압은 공동발생을 의미한다.

유로 단면에 대한 평균압력을 이용한 압력 계수 c_f 를 구하고 이를 벽면에 대한 압력계수 c_w 와 비교함으로써 공동발생을 정성적으로 예측할 수 있다.[1] 다음은 이들 압력계수에 대한 정의를 나타낸다.

$$c_f = \frac{p_{av} - p_p}{1/2\rho V^2}$$

$$c_w = \frac{p_{av} - p_w}{1/2\rho V^2}$$

여기에서 p_{av} 는 단면에서의 평균압력을 p_w 는 벽에서의 압력을 나타낸다.

위 식의 압력계수를 그림 4에 도시하였다. c_f 를 나타내는 선을 수직 이동하여 c_w 와 만나는 위치에서

최초로 공동이 발생한다. 이러한 예측은 공동이 발생하지 않는 유동조건에 대한 결과를 이용하여 수행되며 c_w 는 공동발생이 없는 영역에서만 의미를 가진다. 케비테이션 모형을 사용한 결과가 Knapp 등[1]이 제시한 방법을 적용한 경우보다 하류에서 공동발생을 예측한다. 이는 본 해석의 경우 기상용적비에 대한 전달방정식을 고려하기 때문인 것으로 풀이된다. 즉 최저압 부분에서 공동이 시작되더라도 상류에서 기상용적비가 0인 유체가 전달되어 공동은 이보다 약간 하류에 형성된다. 반면에 Knapp 등이 제시한 방법은 압력분포만을 이용한 결과이므로 본 결과와는 다소의 정량적인 차이를 가진다.

그림 5는 공동 발생으로 벤튜리 내부의 유동이 변화하는 것을 나타낸다. 이때 벤튜리 상하단의 압력차는 12bar이다. 공동이 벤튜리 벽부근에 형성되어 벽에 인접한 유선이 약간 중심방향으로 내려온다. 그림 6은 압력차가 각각 6, 9, 12bar가 되었을 때 벤튜리 내부의

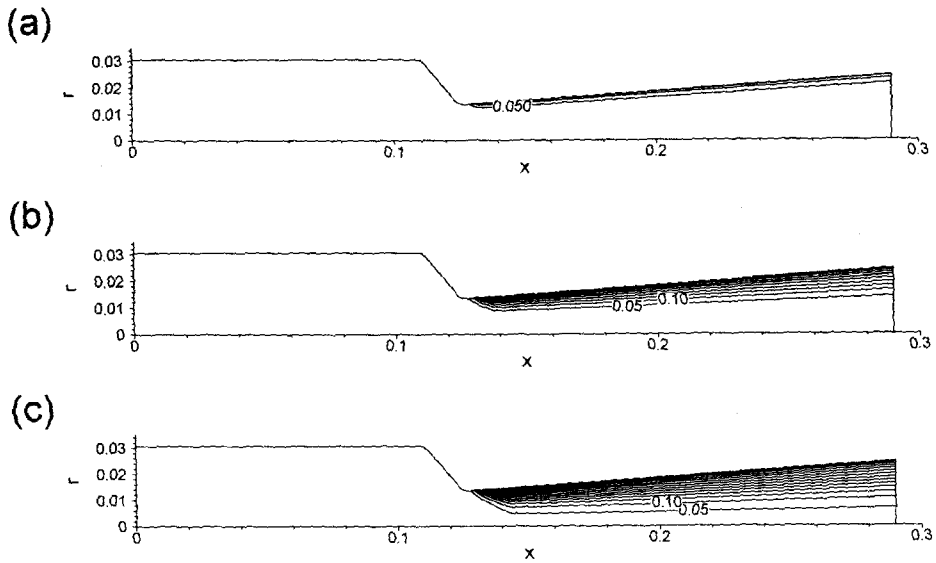


Fig. 6 Distributions of volume fraction of vapor; (a) Pressure difference 6 bar, (b) Pressure difference 9 bar, (c) Pressure difference 12 bar.

기상용적비 분포를 나타낸다. 목을 약간 지난 영역에서 공동발생이 본격적으로 일어나며 앞 절에서 설명한 이유로 공동의 소멸은 관찰할 수 없다. 기상용적비는 압력차에 비례하여 점차 커진다.

벤츄리의 벽면에서 기상용적비를 그림 7에 나타내었다. 공동의 시작부는 압력차에 무관하게 목에서 형성된다. 압력차 6bar인 경우는 공동 수가 27.8로써 (표 1 참조) 공동발생의 시작단계로 생각된다. 이렇듯 공동 수가 클 경우 하류 어디에선가 공동의 붕괴가 예상되며 정교한 유체기계의 경우라면 붕괴 위치나 강도 등이 중요할 것이다. 그러나 벤츄리의 경우, 공동이 발생하는 시간이 전체 운전시간에서 차지하는 비율이 매우 작기 때문에 공동 붕괴에 의한 소재의 부식은 거의 문제가 되지 않는다. 공동붕괴가 중요하지 않다는 점은 본 문제에 캐비테이션 모형을 적용할 수 있는 이유가 되기도 한다. 그림 8은 $x=0.15$ 인 위치에서 수직방향으로의 기상용적비 분포를 나타내는 것이다. 반경으로 위 부분의 1/3 정도에 공동이 강하게 형성되며 이 기상용적비 만큼 액체가 지나가지 못하게되어 유로가 감소되는 효과가 생긴다. 특히 이들은 반경의 바깥쪽에 자리잡음으로써 그림에서 보는 것보다 유로의 면적변화에 훨씬 큰 영향을 미친다.

그림 9는 압력차와 유량과의 관계를 나타낸다. 공동 발생을 고려하지 않은 경우 유량은 압력차에 비례하여 급증한다. 반면에 공동발생을 고려한 경우, 압력차가 커짐에 따른 유량증가 요인이 공동발생에 의하여 상쇄되며 결과적으로 유량이 일정하게 유지된다. 압력차 6bar를 기준으로 생각하면 압력차 9bar와 12bar에 대한 유량증가는 각각 5%, 7%이다. 연소실 압력의 통상적인 변동범위인 $\pm 5\%$ [3,4]에 대한 유량 변동은 2% 미만일 것이다. 이 정도의 유량 변화가 안정적인 연소를 이루기에 충분한 것인지는 별도의 연구가 있어야 할 것이다. 또한 비압축성 유동에서 압력변동에 대한 유량변화의 비정상 거동은 정상유동과는 정량적으로 다르므로 이에 대한 연구는 캐비테이션 벤츄리의 적용에 유용한 결과를 줄 것이다.

4. 결 론

액체로켓인 KSR-III에 사용되는 캐비테이션 벤츄리에 대하여 공동발생을 포함한 유동해석을 수행하였다. 상용코드인 Fluent v5.2를 사용하였으며 공동발생은 캐비테이션 모형을 적용하여 예측하였다. 캐비테이션

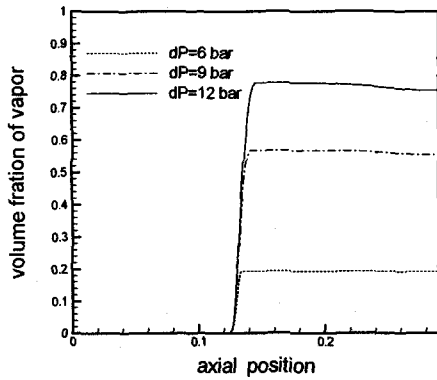


Fig. 7 Distributions of volume fraction of vapor phase on venturi wall versus axial distance.

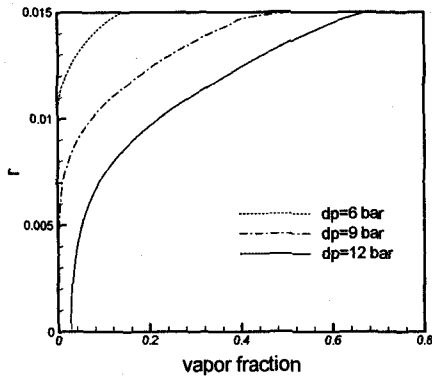


Fig. 8 Distributions of volume fraction of vapor phase versus radial distance at $x=0.15$.

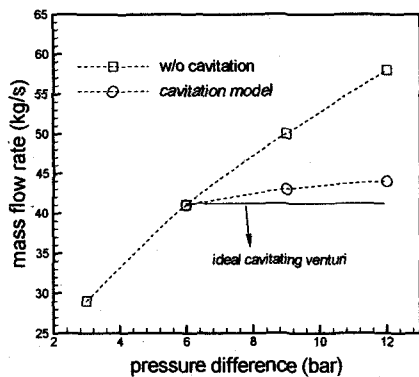


Fig. 9 Mass flow rate versus pressure difference; comparison of non-cavitating flow and cavitating flow by cavitation model.

벤츄리를 적용함으로써 하류 압력에 영향을 받지 않는 유량 공급이 가능함을 확인하였다. 벤츄리의 상단압력 24.1bar에서 압력차가 6bar 이상일 때 공동이 형성되었으며 이때를 기준으로 압력차가 9, 12bar로 증가할 경우 유량은 각각 5%와 7%가 증가하였다. KSR-III 추진제 공급계에 본 캐비테이션 벤츄리를 적용할 경우, 경시동 및 이상연소 시의 추진제 과잉공급을 예방할 것이다.

참고문헌

- (1) R. T. Knapp, J. W. Daily and F. G. Hammitt, *Cavitation*, McGraw-Hill, 1970.
- (2) 채연석 외, 3단형 과학로켓 개발 사업(III) 제 1권, 과학기술부, 2000.
- (3) G. P. Sutton and D. M. Ross, "Elements: the Engineering of Rockets," John Wiley & Sons, Inc., 1976.
- (4) D. K. Huzel and D. H. Huang, "Modern Engineering for Design of Liquid Propellant Rocket Engines," AIAA Publication, v147, 1992.
- (5) 장은영, 박희호, 김선기, 김유, "액체로켓의 연소안정을 위한 유량공급에 관한 실험적 연구," 한국추진공학회지, v4 n2, pp. 6-11, 2000.
- (6) Fluent 5 User's Guide, v3, 1998.
- (7) A. Kubota, H. Kato and H. Yamaguchi, "A new modelling of cavitating flows: a numerical study of unsteady cavitation on a hydrofoil section," *J. Fluid Mech.*, v240, pp. 59-96, 1992.
- (8) K. Sato, "Cavitation process and shock pulse characteristics in long orifices," *Proceedings of the second KSME-JSME Fluids Engineering Conference: Seoul, Korea Oct. 10-13, v2*, pp. 171-176, 1990.