



KSR-III 가압 시스템에 대한 비정상 유동해석

정 태 규^{*1}, 정 영 석^{*2}, 오 승 협^{*3}, 이 대 성^{*4}

Unsteady flow analysis of KSR-III pressurization system

T. K. Jung , Y. S. Jung , S. H. Oh , D. S. Lee

The impactive pressure wave induced by pyro valve in the pressurization system of KSR-III may result in fatal failure or malfunction of valves, so it is important to know the pressure wave characteristic in the pressurization system. An unsteady flow analysis in the simplified pressurization system was performed by Finite difference method.

Key Words: 전산유체역학(CFD), 비정상유동(Unsteady Flow), 유한차분법(FDM), 특성곡선법(MOC)

1. 서론

KSR-III는 상온의 헬륨가스를 가압제로 사용하는 가압방식의 액체 추진 로켓으로서, 가압시스템은 추진기관에 설계조건에 맞는 연료와 산화제를 공급해주는 역할을 한다. 가압시스템은 가압탱크, 가압배관, 감압밸브, 파이로밸브, 추진제 탱크등으로 구성되어 있다. 이러한 가압방식은 시스템은 단순하고 개발비가 저렴한 장점이 있으나 터보펌프방식에 비해 로켓의 중량이 증가한다는 단점이 있다. 따라서 중량 문제를 극복하기 위해 가압시스템의 정확한 해석을 통한 가압시스템의 최적 설계가 요구된다. 또한 가압시스템 작동 초기에 Pyro 밸브 구동에 의하여 압력파가 발생하는데, 이 압력파는 가압시스템의 밸브류에 손상을 주는 경우가 있으므로 압력파에 대한 거동을 파악할 필요가 있다.

본 논문은 KSR-III 가압시스템에서 헬륨가스의 비정상 유동을 해석하였으며 향후 추진제 공급시스템 전체를 해석할 수 있는 프로그램으로 확장시킬 예정이다.

2. 수치해석

2.1 지배방정식

가압시스템의 배관으로 구성되어 있으므로 배관내의 가스유동의 효율적인 해석을 위해 다음과 같은 1차원 비정상 압축성 유동을 해석할 수 있는 Euler 방정식을 사용하였다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\begin{array}{c} \rho \\ \rho u \\ -\frac{\rho u}{2} + \frac{p}{k-1} \end{array} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\begin{array}{c} \rho u \\ \rho u^2 + p \\ -\frac{\rho u^3}{2} + \frac{k}{k-1} u p \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} -\frac{\rho u dF}{F dx} \\ -(\frac{\rho u^2 dF}{F dx} + \frac{2 \rho f}{D} |u|) \\ \rho a - \frac{dF}{F dx} (\frac{\rho u^3}{2} + \frac{k}{k-1} u p) \end{array} \right) \quad (1)$$

본 해석에서는 열전달은 고려하지 않았고 관 벽면과의 마찰은 고려하였다.

위 식은 다음과 같은 형태로 표시할 수 있다.

$$\frac{\partial W}{\partial t} + \frac{\partial F(W)}{\partial x} = S \quad (2)$$

* 정희원, 한국항공우주연구원

2.2 수치해석방법

2.2.1 TWO STEP LAX-WENDROFF SCHEME

본 연구에서는 수치해석 방법으로 2차의 정확도를 가지는 유한차분법(FDM)인 two step lax-wendroff scheme을 사용하였다.

1단계

$$W_{j+1/2}^{n+1/2} = \frac{1}{2} (W_j^n + W_{j+1}^n) + \frac{\Delta t}{2\Delta x} (F_{j+1}^n + F_j^n) + \frac{\Delta t}{4} (S_j^n - S_{j+1}^n) \quad (3)$$

2단계

$$W_j^{n+1} = W_j^n - \frac{\Delta t}{\Delta x} (F_{j+1/2}^{n+1/2} - F_{j-1/2}^{n+1/2}) + \frac{\Delta t}{2} (S_{j-1/2}^{n+1/2} - S_{j+1/2}^{n+1/2}) \quad (4)$$

2.2.2 FLUX-CORRECTED TRANSPORT(FCT)

일반적으로 2차의 정확도를 가지는 중앙차분법은 유동장내의 물성치가 급격히 변하는 곳에서 비물리적인 진동을 일으켜 해를 왜곡시킨다.[1]

본 연구에서는 가압시스템에서 파이로 밸브 작동시 발생하는 급격한 물성치의 구배를 효과적으로 계산하기 위해 FCT[2]를 사용하였다.

FCT는 다음과 같은 3단계로 구성된다.

1. Transport stage

기존의 scheme으로 계산하는 단계로서 앞에서 언급한 two step lax-wendroff scheme에 의해 계산된다.

2. Diffusion stage

인위적인 점성항이 첨가되어 급격한 물성치의 구배에서의 비물리적 진동을 억제한다.

$$W^{*n+1} = W^n + DW^n \quad (5)$$

$$, DW_j^n = Fl_{j+1/2}^n(W) - Fl_{j-1/2}^n(W)$$

$$, Fl_{j+1/2}^n(W) = \frac{1}{8} (W_{j+1}^n - W_j^n)$$

3. Anti-diffusion stage

두 번째 단계에서 가해진 점성항을 선택적으로 제거하는 단계로서, 비물리적 진동의 가능성이 있는 곳은 피하고 그 이외의 영역에서는 새로운 극치값이 생기지 않도록 가해진 점성항을 제거해 줌으로써 해의 정확도를 높인다.

$$W_j^{n+1} = W_j^{*n+1} - f_{j+1/2}^c + f_{j-1/2}^c \quad (6)$$

$$f_{j+1/2}^c = S_{j+1/2} \cdot \max 0, \min [\frac{5}{8} S_{j+1/2} (W_j^{*n+1} - W_{j+1}^{*n+1}) , |f_{j+1/2}^{ad}| , \frac{5}{8} S_{j+1/2} (W_j^{*n-1} - W_{j-1}^{*n-1})] \quad (7)$$

3. 경계조건

KSR-III 가압시스템은 Fig.1과 같이 헬륨가압탱크, 연료탱크, LOX탱크, 가압배관, 파이로밸브, 감압밸브, 체크밸브, T-junction등으로 구성되어 있다. 따라서 정확한 가압시스템의 비정상 유동을 해석하기 위해서는 구성되어있는 모든 밸브류에 대한 수학적 모델 및 실험을 통한 압력 손실계수가 필요하다. 본 연구에서는 7초적인 단계로서 실험적인 값이 필요한 밸브류를 배제하고 탱크들과 배관 및 T-junction 만을 고려하였다.

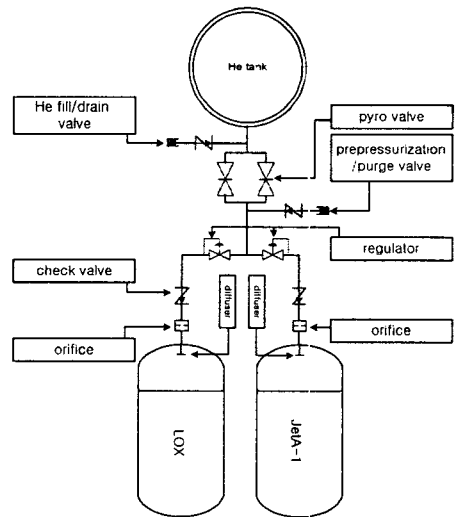


Fig. 3 KSR-III Pressurization system

3.1 탱크내부의 열역학적 모델

탱크내부의 물성치 변화는 다음과 같은 개방계에 대한 열역학 제 1법칙을 사용하여 계산한다.

$$\dot{Q} - \dot{W}_s - \dot{W}_p = \frac{\partial(E)}{\partial t} + \dot{m}_e h_{oe} - \dot{m}_i h_{oi} \quad (8)$$

단, 모든 탱크에서 $\dot{Q} = 0, \dot{W}_s = 0$ 이다.

3.1.1 헬륨가압탱크

체적이 불변하므로 탱크내의 압력변화는 다음

과 같다.

$$\frac{dP}{dt} = -\frac{kP}{\rho V} (\dot{m}_{out}) \quad (9)$$

3.1.2 연료탱크 및 LOX탱크

엔진으로 유입되는 추진제의 질유량이 일정하게 유지되므로 탱크내의 헬륨가스체적 증가비율은 일정하므로 다음과 같은 조건을 얻는다.

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{V} \left\{ a_{oa}^2 \dot{m}_a - kP \frac{dV}{dt} \right\} \quad (10)$$

3.2 JUNCTION MODEL

Junction 부위를 해석하는 model로는 pressure loss model, constant pressure model등이 있는데, pressure loss model의 경우 정확도는 높으나 junction에서의 압력손실계수를 실험을 통해 구해야 하는 부가적인 어려움이 있어 본 해석에서는 junction으로 모이는 각 파이프의 끝단에서의 정압이 모두 같다고 가정하는 constant pressure model[3,4]을 사용하였다.

탱크로부터 junction까지 연결되는 파이프는 유한차분법으로 계산하고 junction model은 특성곡선법(MOC)을 사용하여 계산하였다.

junction에 연결되는 각 배관의 끝단에서의 특성값 λ_{in}^* 과 entropy level A_A 는 유한차분법에서 구한 압력,온도로부터 계산하며, 다음 식(11)~(16)을 이용하여 모든 파이프 끝단에 적용할 새로운 압력값과 속도를 계산한다. 유동의 방향이 junction 밖으로 유출일 경우, 식(12)와 같이 entropy level을 전단계 값으로 대체하고, junction으로 유입인 경우에 entropy level은 식(13)과 같이 유출되는 유동의 엔트로피 level을 mass flux weighted 평균값으로 한다. 새로 얻어진 entropy level로 인한 새로운 λ_{in}^* 을 식(15)를 이용하여 구한 후, 새로운 λ_{in}^* 으로 압력을 구하고 이 압력이 전 단계의 압력과 일치하면 그 압력을 파이프 끝단에서의 최종 압력으로 결정한다. 만약 일치하지 않으면 다시 entropy level과 λ_{in}^* 을 구해 새로운 압력값을 구하는 일을 반복한다.

$$A_N^* = \left(\frac{P_N}{P_{ref}} \right)^{(k-1)/2k} = \frac{\sum \left(\frac{\lambda_{in,N}^* F_N}{A_{A_N}} \right)}{\sum \left(\frac{F_N}{A_{A_N}} \right)} = const \quad (11)$$

$$A_{A_{N,av}} = A_{A_{N,old}} \quad (12)$$

$$A_{A_{N,av}} = \frac{\sum_{joining N} (U_N^* F_N A_{A_N})}{\sum_{joining N} (U_N^* F_N)} \quad (13)$$

$$U_N^* = \frac{2}{k-1} (\lambda_{in}^* - A_N^*) \quad (14)$$

$$\lambda_{inc}^* = \frac{\lambda_{in}}{A_{A_{nc}}} + A_N^* \left(1 - \frac{A_{A_N}}{A_{A_{nc}}} \right) \quad (15)$$

$$\lambda_{out,N}^* = A_{A_{nc}} (2 A_N^* - \lambda_{inc}^*) \quad (16)$$

4. 계산 및 검토

4.1 De Haller Problem

본 논문에서는 FCT의 역할을 확인하기 위하여 “De haller” 문제로 알려진 유동을 해석하였는데, 관내의 마찰과 열전달이 없는 entropy level이 일정한 homentropic 유동에 대해 계산하였다. Fig.2와 같은 압력용기와 관내의 압력은 150,000 Pa, 온도는 300 K이고 외부 대기압력은 100,000 Pa이다.

관의 오른쪽 끝이 격막에 의해 막혀있다가 갑자기 터졌을 때 비정상유동이 정상유동이 될 때까지 계산하였다.

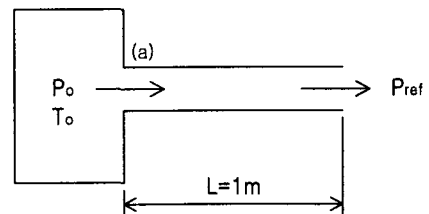


Fig.5 De Haller Problem

FCT를 적용하여 계산했을 경우, Fig.3, Fig.4와 같이 비물리적 진동현상이 발생하지 않았다. 이 사실로부터 FCT가 비물리적 진동현상을 효과적으로 제어할 수 있음을 알았다.

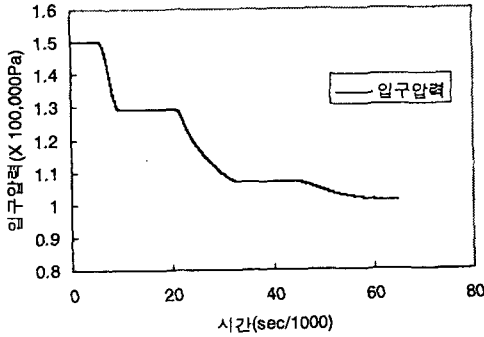


Fig.3 Pressure at Entrance (a)

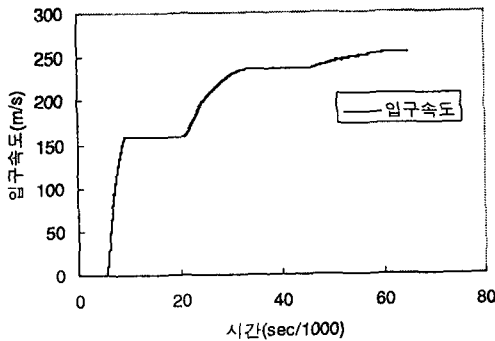


Fig.4 Velocity at Entrance (a)

4.2 KSR-III 가압시스템 해석

KSR-III 가압시스템에 대한 비정상 유동해석을 수행하였다. 경계조건에서 언급한 바와 같이 가압시스템을 탱크, 배관, T-junction만의 조합으로 Fig.5와 같이 재구성하여 해석하였으며 초기 조건은 Table.1과 같다.

Table.1 Initial Condition

항목	초기설정값
연료탱크압력	350psia
LOX탱크압력	350psia
He탱크압력	4500psia
연료질유량	40.9kg/s(일정)
LOX질유량	17.5kg/s(일정)
탱크초기온도	298.15K

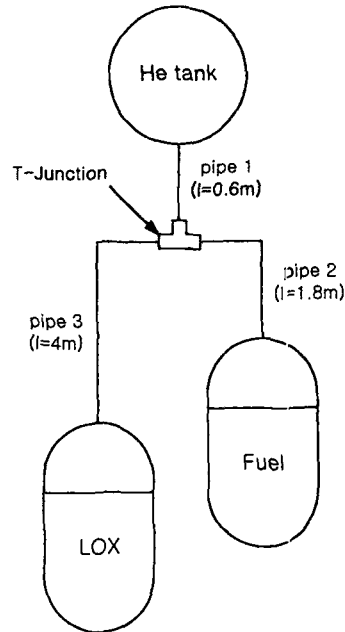


Fig.5 Simplified Pressurization System

Fig.5에서와 같이 LOX탱크 및 Fuel탱크 입구가 격막에 의해 막혀있다가 갑자기 터졌을 때의 초기 비정상유동을 해석하였다.

Fig.6, Fig.7은 T-junction의 각 파이프 끝단에서의 압력과 속도 선도이다.

Fig.6에서와 같이 0.005초 부근에서 반사파가 영향을 미치고 있는 것을 왜곡 없이 잘 나타내고 있다.

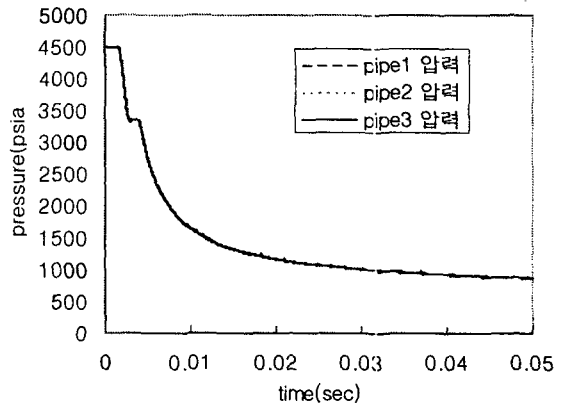


Fig.6 Pressure at T-junction

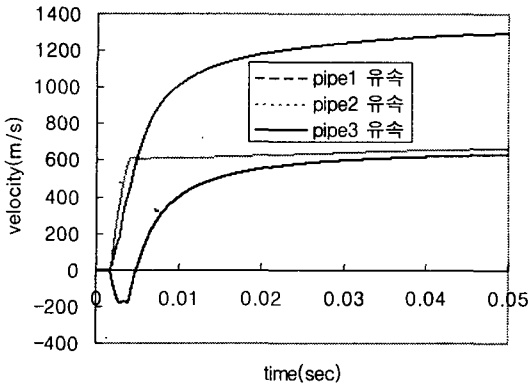


Fig.7 Velocity at T-junction

또한 T-junction model의 가정과 같이 T-junction 끝단에서 모든 파이프의 압력은 일치하였다.

유속의 경우는 Fig.7에서와 같이 초기 pipe3에서 역류가 일어남을 볼 수 있다. 이는 pipe3의 길이가 pipe1보다 길기 때문에 pipe2에서 발생한 부압파가 T-junction에 입사할 때 pipe2내의 압력은 4500psia이기 때문에 역류가 일어나는 것임을 알 수 있다. 그리고 0.04초 이후의 유속이 안정화되어 가는 영역에서 pipe1의 유속은 pipe2/pipe3유속의 2배이다. 이는 T-junction에서의 연속방정식을 만족시킨다.

5. 결 론

본 연구에서 단순화된 KSR-III 가압시스템의 비정상유동 해석을 통해서 가압시스템 해석기법의 기초를 확립하였다. 향후 가압시스템에 장착되는 밸브류에 대한 수학적 모델링 확립과 압력 손실계수의 확보를 통해 신뢰성 있는 해석 기법을 확립하여 가압시스템을 포함한 추진기관 공급계 시스템 전체를 해석할 수 있는 프로그램을 개발해 나갈 계획이다.

참고문헌

- [1] M. Poloni and D. E. Winterbone and J.R.Michols, "Calculation of 1-D Unsteady" Int.J Mech.Sci Vol.29
- [2] Book, D.L.Boris and Hain,K. "Flux - Corrected Transport II..." J.Comp. Phys.vol.18 1975
- [3] J.F.Bingham, G.P. Blair "An improved branched pipe model...."
- [4] J.M.Corberan "A new constant pressure model for N-branch junction"Proc.Instn Mech Engrs vol.206