

액체 로켓엔진 설계에서의 유동해석

Numerical Simulations for Design of a Liquid Rocket Engine

김 영 목, 채 연 석
한국항공우주연구소

초 록

인공위성의 궤도진입에 사용되는 액체추진제 로켓엔진의 개발에서 분사기 설계를 적절히 수정, 보완할 목적으로 수행된 핵심부품별 유동해석의 내용이 기술되었다. 단일 격자계를 구성하기 어려운 복잡한 형상의 분사기 유동장에 대한 격자계 구성을 용이하게 하고, 3차원의 점성 유동해석을 컴퓨터 기억용량에 제한없이 수행하기 위한 다중블럭 격자기법이 사용되었다. 분사기의 내부유동은 3차원 비압축성 Navier-Stokes 방정식으로 pseudocompressibility 방법을 이용하여 수치모사되었다. 정상상태의 해는 근사 인자분해에 의한 ADI 기법으로 계산되고, 공간미분항에 대해 nonstaggered 격자계에서 2차 중앙차분을 사용하며 수치해의 안정성을 위해 인공점성항을 추가하였다. 난류계산을 위해 Baldwin-Lomax의 대수적 난류모델에 다수의 벽면효과를 고려하였다. 해석결과는 분사기의 성능에 영향을 미칠 수 있는 유동조건에 따라 분석되었다.

I 서 론

인공위성의 원지점 차넣기 엔진(apogee kick engine)에서 추진제 분사장치(mixing head)는 분사기 오리피스에 직접 닿아 있으므로 분사장치내의 압력 및 속도분포와 같은 유동조건이 각 분사기 오리피스를 통하여 분사기의 성능이나 안정성에 문제를 일으킬 수 있다. 분사장치의 바닥에 있는 오리피스 입구 근처에서 압력이 너무 높거나 낮을 때, 그리고 오리피스 입구를 횡단하는 유속이 높을 때, 각각의 오리피스를 통과하는 유량이 설계된 것과 차이를 보이며, 결과적으로 분사기의 연료 및 산화제의 혼합비(mixture ratio) 등과 같은 성능에 관계되는 설계값들에 치명적인 영향을 미친다.

추진제 분사장치 위에 있는 추진제 공급장치(injector manifold)를 설계하는 데에는 큰 어려움은 없으나 일반적으로 분사기 오리피스에 균일한 추진제 공급을 위한 사항들이 고려되어야 한다.

본 연구의 목적은 인공위성용 액체추진제 로켓엔진의 개발에서 분사기의 핵심부품별로 유동해석을 수행하고, 해석결과를 바탕으로 설계 요구조건중 분사기 성능에 영향을 미치는 유동조건을 분석하여 설계를 적절히 수정, 보완할 수 있

도록 하기 위한 것이다[1].

액체 로켓엔진의 분사기 유동장과 같이 단일 격자계를 생성하기 어려운 복잡한 형상에 대한 격자계 생성을 위하여 다중블럭 격자기법이 사용되었다. 또한 분사기 유동장은 3차원의 점성 유동해석을 요하며 이때 요구되는 계산격자수는 일반적인 공학용 워크스테이션의 기억용량을 쉽게 초과하게 된다. 다중블럭 격자를 이용한 계산에서는 항상 한 개의 블럭만이 코어 메모리에 상주하고 나머지 블럭들은 보조기억장치나 디스크에 저장되게 함으로써, 컴퓨터 기억용량의 한계를 사실상 극복케할 수 있다.

다중블럭 격자를 이용한 계산에서 각각의 블럭들이 시뮬레이션의 전체 유동장을 구성하는 방식에 따라 overlaid(chimera) 격자와 patched 격자, 그리고 blocked 격자기법으로 구별된다. 인접 블럭간의 경계에서 연속된 격자계를 사용하는 blocked 격자기법은 블럭경계와 관련된 데이터를 블럭 상호간에 전달해 줌으로써 블럭경계에서 연속해를 얻게 된다.

본 연구에서는 blocked 격자기법을 이용하여 분사기의 내부유동을 3차원 비압축성 Navier-Stokes 방정식으로 해석하였다. 다음절에서는 유동해석을 위한 격자생성과 경계조건, 그리고 계

산결과가 수치 알고리즘과 함께 기술된다.

II 지배방정식 및 수치해석 기법

2.1 지배방정식

비압축성 Navier-Stokes 방정식에 대한 정상 상태의 해는 연속방정식에 압력의 시간 미분항을 더한 pseudocompressibility 방법에 의해 계산된다. 정상상태의 3차원, 비압축성 Navier-Stokes 방정식을 무차원화한 후 일반 곡선좌표계(generalized curvilinear coordinate)로 변환하면 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial D}{\partial \tau} + \frac{\partial(E - E_v)}{\partial \xi} + \frac{\partial(F - F_v)}{\partial \eta} + \frac{\partial(G - G_v)}{\partial \zeta} = 0$$

여기서

$$D = \frac{1}{J} \begin{pmatrix} \rho \\ u \\ v \\ w \end{pmatrix}, \quad E = \frac{1}{J} \begin{pmatrix} \beta U \\ uU + \xi_x \rho \\ vU + \xi_y \rho \\ wU + \xi_z \rho \end{pmatrix}$$

$$F = \frac{1}{J} \begin{pmatrix} \beta V \\ uV + \eta_x \rho \\ vV + \eta_y \rho \\ wV + \eta_z \rho \end{pmatrix}, \quad G = \frac{1}{J} \begin{pmatrix} \beta W \\ uW + \zeta_x \rho \\ vW + \zeta_y \rho \\ wW + \zeta_z \rho \end{pmatrix}$$

β 는 pseudocompressibility 변수, E_v, F_v, G_v 는 점성 플럭스 벡터, 그리고 J 는 변환 Jacobian이며, U, V, W 는 contravariant 속도이다[2].

2.2 수치 알고리즘

일반 곡선좌표계로 변환된 비압축성 Navier-Stokes 방정식에 대한 수치해를 계산하기 위하여 Kwak *et al.*[3]의 INS3D 코드를 이용하였다. 정상 수치해는 변환된 비압축성 Navier-Stokes 방정식에 Beam and Warming[4]의 근사 인자분해(approximate factorization, AF)와 계산효율을 위하여 대각화(diagonalization)[5]를 적용한 ADI 기법의 시간적분으로 계산되었다. 내재적 알고리즘의 공간 미분항에 대해 nonstaggered 격자계에서 2차 중앙차분을 사용하면 해의 안정성에 치명적인 wiggle이 발생한다. 때문에, 수치 알고리즘의 안정성을 도모하기 위하여 알고리즘의 explicit편에 4차, implicit편에 2차 혹은 4차의 인공점성항이 사용되었다.

실제의 비압축성 유동에서는 교란파의 전파속도가 무한대인 것에 반해, pseudocompressibility 방법에 의한 비압축성 유동의 시뮬레이션에서는

유한한 속도를 가진 pseudo 교란파가 유동장내에 발생한 압력교란을 전파시킨다. 이때 교란파의 속도는 pseudocompressibility의 크기 β 에 좌우된다. 그러나 실제 β 의 크기는 수치 알고리즘의 안정성 뿐만 아니라 수치해의 수렴도 등에 의해 제한된다. 따라서 교란파의 전파속도 즉, β 의 크기를 적정하게 결정하는데 이 방법에 의한 수치해석의 성패가 달려있다.

2.3 다중블럭 기법

유동해석에 사용된 격자계의 특성이 해석결과에 중요한 영향을 미치므로, 해석하고자 하는 유동장이 복잡할수록 전체 유동장에 대한 양질의 계산격자를 얻는데 더 많은 어려움이 따른다. 이러한 난점은 해석영역을 다수의 기하학적으로 다소 간단한 블럭(subdomain)으로 나눈 후 각각의 블럭에 대한 계산격자를 생성함으로써, 격자생성 과정에 고도의 유연성을 제공하는 다중블럭 기법을 통해 극복될 수 있다.

본 연구에서는 INS3D 유동해석 코드에 다중블럭 격자기법을 도입한 Kim[6]의 다중블럭 유동해석 코드를 사용하였다. 다중블럭의 유동해석 코드는 인접블럭간의 경계에서 연속된 격자계를 사용하는 blocked 격자기법을 이용하여, 원래의 수치 알고리즘에 대한 정확도의 감소없이 안정성과 수렴특성을 유지하면서 단일격자계에서와 같은 수치해를 얻을 수 있도록 한다. 다중블럭의 코드는 경계조건들을 포함한 블럭간 연결관계를 사용자가 namelist 유틸리티를 이용하여 입력함으로써, 해석코드에 대한 수정없이 임의의 형상에 대한 유동해석이 용이하도록 한다.

2.4 난류계산

난류 점성계수는 Baldwin-Lomax[7]의 대수적 혼합거리(algebraic mixing length) 난류모델을 이용하여 계산되었으며, 혼합거리(l)는 다수의 벽면효과를 고려해 주기 위하여 다음과 같이 변형되었다[8].

$$\frac{1}{l} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{kn_i D_i}$$

여기서 k 는 Von Karman 상수로 0.4이고, s 는 벽면의 수, n_i 는 벽면에서의 거리, D_i 는 Van Driest damping factor를 가리킨다. 위의 식은 유동영역에서 혼합거리(l)의 완만한 변화와 함께 난류

length scale에 대한 다수의 벽면으로 인한 영향을 쉽게 고려할 수 있도록 한다.

그러나 본 연구의 추진제 공급장치 파이프와 같이 curvature를 가진 형상에서는 유체입자의 원심력에 의해 파이프의 bend부분 바깥 쪽의 벽면에 압력구배가 발달되고 이로 인한 쌍의 eddy motion이 있는 2차흐름이 발생한다. algebraic 난류모델이나 $k-\epsilon$ 난류모델이 이와같은 2차흐름의 해석에 쓰이는 것이 불충분한 것으로 알려져 있다. 본 연구에서 Baldwin-Lomax의 난류모델을 사용한 것은, 연료와 산화제 manifold내에 발달될 것으로 예상되는 2차흐름의 해석에 불충분하기는 하지만, 코드화가 간단하고 계산시간이 짧은 점을 고려하였다.

2.5 격자생성

유동해석을 위한 추진제 분사장치의 단면 격자계는 Fig. 1과 같다. Fig. 1(a)는 연료 분사장치 바닥면(출구쪽)의 격자계이고, Fig. 1(b)는 연료 분사장치의 바깥 둘레에 연료 분사장치와 분리되어 있는 산화제 분사장치의 바닥면(출구쪽)의 격자계를 보이고 있다. 그림에서 작은 원들은 오리피스들의 입구들이다. 실제 유동해석은 추진제 분사장치의 위(추진제 공급장치 연결부분), 아래(분사기 오리피스 연결부분)단면들의 대칭적 형상에 따라 연료 분사장치는 $1/6$ (60°) 영역에서, 산화제 분사장치는 $1/2$ (180°) 영역에서 수행되었다.

Fig. 2는 연료 분사장치와 산화제 분사장치의 실제 계산영역에 대한 3차원 격자계를 보인 것이다. 연료 및 산화제 분사장치에서 오리피스 입구는 H-type 9×9 격자를 가지는데, 오리피스 입구의 격자밀도는 전체 계산영역에 대한 격자수를 증가시키는데 크게 작용하므로, 오리피스 입구에서 수치해가 얻어질 수 있는 최소의 크기로 제한하였다. Fig. 2(b)의 산화제 분사장치 경우는 실제 계산영역이 연료 분사장치의 3배에 해당하므로, 일반적인 공학용 워크스테이션에서도 컴퓨터 기억용량에 제한없이 유동해석을 수행할 수 있도록 3개의 블록으로 격자계를 구성하였다.

연료와 산화제 매니폴드의 격자계는 각각 Fig. 3과 Fig. 4에 나타나 있다. Fig. 3(a)에 보인 연료 매니폴드의 단면은 H-type 31×31 격자계이며, 벽면 격자간격은 매니폴드 지름의 2×10^{-3} 이다. S자형 파이프형태인 연료 매니폴드의 실제 계산영역에 대한 3차원 격자계는 Fig. 3(b)와 같다. 흐

름방향의 격자수는 75개이며, 매니폴드의 출구는 분사기 head의 입구에 연결되어 있다.

Fig. 4는 Y자형 파이프형태인 산화제 매니폴드의 3차원 격자계를 보이고 있다. 단면의 격자계는 H-type의 31×31 이며, 벽면에서의 격자간격은 매니폴드 입구 지름의 1×10^{-3} 이다. 특히, 산화제 매니폴드는 파이프가 서로 만나는 부분에서 나누어지는 형상 때문에 2개의 블록으로 격자계를 구성하였다. 입구에서부터 파이프가 2번째 블록과 만나는 곳까지가 1번 블록으로 흐름방향의 격자수는 41이고, 2번 블록에서 흐름방향의 격자수는 131이다.

블럭 1의 지름($3/4$ inch)이 블럭 2의 지름($1/2$ inch)보다 크기 때문에, 격자생성에서는 2개 블록의 접합을 용이하도록 하기 위하여 블럭 1의 끝부분이 블럭 2의 지름과 같도록 처리하였다. 그러나 실제 형상과의 차이가 해석결과에 분명히 나타나게 되므로 이 부분은 차후 더 세밀히 연구되어야 할 것이다.

지금까지의 분사기 핵심부품에 대한 격자계는 EAGLE[9] 격자생성 코드를 사용하여 구성하였으며, 각각의 부품에 대한 격자수는 Table 1에 나타나 있다.

2.6 초기 및 경계조건

추진제 분사장치의 입구에서의 압력과 속도는 일정하고, 출구압력 및 속도는 extrapolation을 적용하여 내부격자에서 계산된 수치해를 이용하여 구하였다. 그리고 유입질량이 출구경계면에서 보존되도록 하면, 최적의 수렴도를 얻을 수 있으므로 출구속도는 질량유량비(입구유량/출구유량)에 따라 가중된 값으로 수정하였다. 그러나 추진제 공급장치의 입구에서의 속도는 $\delta/D=0.05$ 의 난류세기를 가지고 power law와 law of the wall을 적용하여 벽면에서 경계층까지 변하는 속도분포를 구하였다. 벽면에서는 no-slip 조건을 적용하였으며, 계산영역의 대칭성에 따라 대칭조건을 사용하였다.

블럭 경계에서는 임의의 블럭 배치에서도 적용하는 일반화된 블럭 알고리즘이 사용되었다. 이것은 다중블럭 유동해석 코드[6]에 의해 이루어지며, 해석코드에 대한 수정없이 임의형상에 대한 유동해석이 가능하다.

초기조건은 전체 계산영역에서 압력은 일정한 값으로 유지하고, 속도는 흐름방향으로 균일한

속도가 되도록 하였다. 분사기내의 작동유체의 물성치 및 유동해석에 사용된 수치들은 Table 2에 나타나 있다.

III 계산 결과 및 검토

분사장치에 대한 유동해석은 연료 분사장치에 서는 입구속도와 입구반경을 기준한 레이놀즈 수 9,055에서, 그리고 산화제 분사장치의 경우는 입구속도와 입구직경을 기준한 레이놀즈 수 30,700에서 다수 벽면효과를 고려한 Baldwin-Lomax 혼합거리 난류모델을 사용하여 수행되었다. 공급 장치의 경우 레이놀즈 수는 연료 매니폴드에서 9,055, 그리고 산화제 매니폴드에서 41,000이었다. 정상상태의 해는 residual의 값이 10^{-4} 이하이며, 최소한 500 step 동안 수치해가 변하지 않으면 충분히 수렴한 것으로 판단하였다.

3.1 연료 분사장치

초기 시간증분이 0.001에서부터 점진적인 증가를 통하여 최종 시간증분이 0.005가 되도록 하였으며, β 의 크기 10에서 정상상태해는 10,000 step에서 얻을 수 있었다. Fig. 5에 해석영역의 좌우 대칭 평면에서의 속도벡터를 보였다. 분사장치의 입구에서부터 출구주위까지의 영역에서는 정체흐름 형태의 유동이, 그리고 벽면으로 둘러싸인 나머지 영역에서는 매우 큰 재순환흐름이 전체 유동영역을 나누어 지배하고 있음을 알 수 있다. 재순환흐름 영역에서의 속도는 그림 아랫부분에 보인 입구속도에 비해 아주 작은 것을 알 수 있다. 분사기의 성능에 영향을 미치는 횡단속도 (cross velocity)는 오리피스 주위에서 다소 균일한 분포를 보였다.

Fig. 6은 분사장치 바닥면의 중심에서부터 3개의 오리피스를 지나는 반경방향의 압력분포를 보인 것으로, 오리피스 입구에서 두드러진 압력변화를 보였다. 분사기 오리피스는 중앙이 A, A의 오른쪽과 왼쪽이 각각 B와 C이다. 수치해는 해석영역의 대칭성에 따라 B, C 오리피스에서 일 치된 압력으로 나타났으며, 전체 유동영역에서의 압력차이는 오리피스 주위를 제외하고는 크지 않게 나타났다.

3.2 산화제 분사장치

시간증분은 0.0001에서부터 점진적인 증가를

통하여 0.002가 되도록 하였으며, 정상상태의 해는 13,000 step에서 얻을 수 있었다. Fig. 7은 오리피스 입구에서 수직방향의 속도 크기를 오리피스의 반경방향 길이에 대하여 보인 것이다. 오리피스는 Fig. 1(b)에서 우측 끝에서 중앙으로 진행하면서 A에서 E까지이다. 각 오리피스 입구에서의 속도분포는 대체로 비슷하게 나타났으나, A와 E 오리피스의 경우 분사장치내에 발달된 유동특성에 따라 다소 불균일한 반면, B 오리피스에서는 벽면의 영향으로 상당히 균일한 속도분포를 보였다.

Fig. 8은 B와 E 오리피스를 지나는 반경방향의 압력분포를 보인 것으로, 전체 유동영역에서의 압력차이는 오리피스 주위를 제외하고는 크지 않았으며, E 오리피스를 지나서 압력이 약간 증가한 것은 이곳에 정체흐름이 있기 때문이다.

3.3 연료 공급장치

연료 매니폴드에 대한 정상상태의 해는 시간 증분의 크기 0.01과 β 의 크기 10으로 2,000 step에서 얻을 수 있었다. Fig. 9에 해석영역의 좌우 대칭 평면에서의 속도벡터를 매니폴드 단면에서의 cross-stream 속도벡터와 함께 보였다. 그림에서 bend 이후에 일어나는 유동박리를 볼 수 있으며, 특히 출구주위의 속도분포에서는 큰 속도차이를 보이고 있다. 이것은 매니폴드 중심선의 curvature가 매우 크고 이것으로 인한 흐름방향의 유동박리가 크게 일어났기 때문이다. 또한 단면의 cross-stream 속도벡터에서 counter-rotating vortex의 발달을 볼 수 있다.

Fig. 10은 첫번 bend 이후 0.93지름 하류와 출구단면의 속도분포를 보인 것이다. Fig. 10(a)와 10(b)에서는 각각 아래와 윗방향의 cross-stream 압력구배에 의하여 경계층내 유체가 매니폴드 바깥 벽면에서 매니폴드의 중심 쪽으로 전달되어 일어나는 2차흐름이 발달되어, 단면에서의 속도 분포가 균일하지 않게 나타났다. 전체영역에서 압력차이는 크지 않았으며, 출구면에서의 압력분포는 균일하게 나타났다.

출구단면에서 불균일한 속도분포에서는 분사기의 각 오리피스에 연료를 균일하게 공급할 수 없으므로 연료 매니폴드 형상에 대한 수정이 요청된다. 연료 매니폴드의 새로운 형상은 직접적인 유동박리를 피하고, cross-stream 압력구배에 따라 발달되는 2차흐름의 영향으로 나타나는 불

균일한 속도분포를 완화하기 위하여 훨씬 작은 curvature를 가지도록 설계되어야 한다.

3.4 산화제 공급장치

2개의 블럭으로 나누어진 산화제 매니폴드에서는 매니폴드가 갈라지는 블럭경계면에서 아주 작은 격자간격이 발생한다. 블럭경계면에서의 빠른 속도와 작은 벽면 격자간격은 해의 안정성을 위해 매우 작은 시간증분을 필요로 한다. 결과적으로 산화제 매니폴드에 대한 정상상태의 해는, 연료 매니폴드의 경우와는 달리, 0.0005의 시간증분과 β 의 크기 10으로 10,000 step에서 얻어졌다.

Fig. 11은 해석영역의 좌우대칭 평면에서의 속도분포를 보인 것이다. 입구 매니폴드의 지름이 출구 매니폴드 지름보다 크기 때문에, 격자생성이 용이하도록 입구 매니폴드의 지름을 출구 매니폴드 지름과 같도록 처리한 부분에서 유동이 상당히 가속된 것을 알 수 있었다. 실제로 유동은 매니폴드 지름이 축소되기 시작하는 지점에서 매니폴드가 서로 교차하는 지점까지 계속 가속되어 대략 2.4배 증가하였다. 이것은 입구 매니폴드의 끝부분이 면적축소비 0.447 정도로 노즐의 역할을 한 것과 같다. 그러나 공급장치 출구단면에서의 속도와 압력분포는 균일하게 나타났다.

Fig. 12는 출구 매니폴드의 여러 지점에서 단면상의 속도분포를 보인 것이다. 출구 매니폴드는 서로 대칭성을 가지므로 한 쪽의 속도분포만 그림에 나타내었다. 출구 매니폴드의 중앙 벽면에 형성된 정체흐름(stagnation flow) 형태의 유동이 출구방향으로 진행하면서 곧바로 상당한 크기의 2차흐름을 유도하고 있는 것이 그림에 보이고 있다. 정체흐름영역 가까이에서 유도된 2차흐름은 하류로 갈수록 그 크기가 감소되어, 2차흐름영역에서 불균일했던 단면 속도분포는 출구단면에서 매우 균일한 속도분포를 보였다.

IV 결 론

액체 로켓엔진의 분사기 유동장에 대한 유동해석을 3차원 비압축성 Navier-Stokes 방정식으로 다중블럭 격자기법을 사용하여 수행하였다. 유동해석을 통하여 추진제 분사장치 및 공급장치 내부에서의 유동특성을 파악하고, 해석결과를 바탕으로 분사기의 성능에 영향을 미칠 수 있는 유동조건을 분석하였다. 해석결과는 다음과 같이

요약될 수 있었다.

1) 연료 분사장치: 전체 유동영역에서의 압력차이는 오리피스 입구 주위를 제외하고는 크지 않았다. 오리피스 입구단면에서 속도분포는 A 오리피스의 경우에 다소 불균일하여 유량계산에서 B, C 오리피스보다 낮았다.

2) 산화제 분사장치: 전체 유동영역에서의 압력차이는 오리피스 입구 주위를 제외하고는 크지 않았다. 오리피스 입구단면에서 압력과 속도는 비교적 비슷한 분포를 가지는 것으로 나타나 유량계산에서도 고른 분포를 보였다.

3) 연료 공급장치: 전체영역에서 압력차이는 크지 않았으며, 출구단면에서 압력분포는 균일하였다. 그러나 연료 매니폴드 중심선의 curvature가 커, 이로 인한 cross-stream 압력구배에 의하여 2차흐름이 발달되어, 출구단면에서 속도분포는 균일하지 않았다.

따라서, 연료 매니폴드는 cross-stream 압력구배에 따라 발달되는 2차흐름을 완화할 수 있도록 훨씬 작은 curvature를 가지도록 설계되어야 한다.

4) 산화제 공급장치: 전체영역에서 압력차이는 크지 않았으며, 출구단면에서 압력분포는 균일하였다. 출구 매니폴드의 중앙 벽면에 형성된 정체흐름의 유동이 출구방향으로 진행하면서 상당한 크기의 2차흐름을 유도하였다. 그러나 하류로 갈수록 그 크기가 감소되어 출구단면에서 속도분포는 균일하였다.

추진제 분사장치에 대한 유동해석에서 오리피스 입구 주위에서의 수치해는 분사기의 성능에 영향을 미치는 유동조건을 분석하는 등 매우 중요한 의미를 가지는 반면, 오리피스 입구단면의 격자수가 최소의 크기로 제한되어 수치해의 정확도가 제한되었다. 그러므로 본 연구의 해석결과를 바탕으로 향후 향상된 설계자료를 얻을 수 있도록 오리피스 입구단면의 격자수가 그에 상응하여 증가될 수 있도록 연구되어야 한다.

후 기

본 연구는 1994년도 과학기술처 특정연구개발사업 연구과제 “인공위성 궤도조종용 추진기관 성능해석 연구”의 일부임을 밝히며, 지원에 감사드립니다.

참고문헌

1. 채연석, 민경주, 이수용, 김영목, 윤웅섭, 오승협, 최환석, 최장섭, "인공위성 궤도조종용 추진기관 성능해석 연구(I)," 과학기술처 연구보고서 N94030, 한국항공우주연구소, May 1995.
2. 김영목, "AKE 분사기 유동에 대한 수치해석적 연구," 국방과학연구소 제5차 유도무기 학술대회 논문집, 1995, pp. 14-22.
3. Kwak, D., Chang, J. L. C., Shanks, S. P., and Chakravarthy, S., "A Three-Dimensional Incompressible Navier-Stokes Flow Solver Using Primitive Variables," *AIAA Journal*, Vol. 24, No. 3, March 1986, pp. 390-396.
4. Beam, R. M. and Warming, R. F., "An Implicit Finite-Difference Algorithm for Hyperbolic Systems in Conservation-Law Form," *Journal of Computational Physics*, Vol. 22, 1976, pp. 87-110.
5. Rogers, S. E., Chang, J. L. C., and Kwak, D., "A Diagonal Algorithm for the Method of Pseudocompressibility," *Journal of Computational Physics*, Vol. 73, 1987, pp. 364-379.
6. 김영목, "다중블럭기법을 이용한 내부유동장의 비압축성 점성 유동해석," 한국항공우주학회 추계 학술발표회 논문집, 1994, pp. 138-144.
7. Baldwin, B. S. and Lomax, H., "Thin Layer Approximation and Algebraic Model for Separated Turbulent Flows," AIAA Paper 78-0257, January 1978.
8. Burke, R. W., "Computation of Turbulent Incompressible Wing-Body Junction Flow," AIAA Paper 89-0279, January 1989.
9. Thompson, J. F., "A Composite Grid Generation Code for General 3-D Regions," AIAA Paper 87-0275, January 1987. See also *AIAA Journal*, Vol. 26, No. 3, March 1988, pp. 271-272.

Table 1. Summary of number of grids and computing resources

Injector		Number of Grids	CPU Time	Computer
Mixing Head	Fuel	47,376	46.0 hr.	Sun SPARCserver ¹
	Oxidizer	142,128	19.0 hr.	Cray Y-MP C90 ²
Manifold	Fuel	72,075	24.0 hr.	Sun SPARCserver
	Oxidizer	165,292	15.8 hr.	Cray Y-MP C90

1. 4 CPUs, 100 MFLOPS/CPU

2. 16 CPUs, 1 GFLOPS/CPU

Table 2. Input data of numerical simulations

Items	Fuel	Oxidizer	Unit
Mass Flow Rate	0.51	1.275	lb _m /sec
Temperature	536.4	536.4	°R
Density	53.24	97.39	lb _m /ft ³
Viscosity	2.676×10^{-5}	1.976×10^{-5}	(lb _r ·sec)/ft ²
Exit/Inlet Pressure	248.78	272.28	psi
Inlet Velocity	84.347	51.507	in/sec

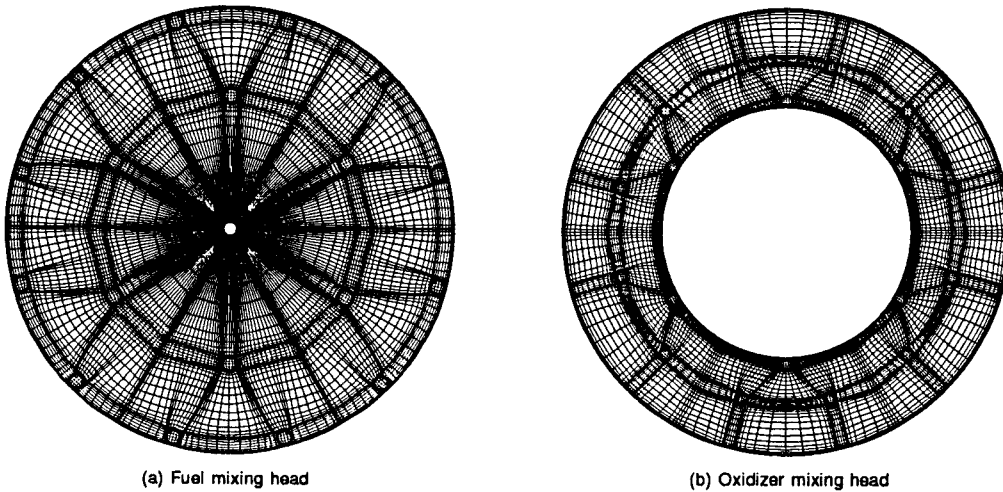


Fig. 1 Surface grid of mixing head bottom.

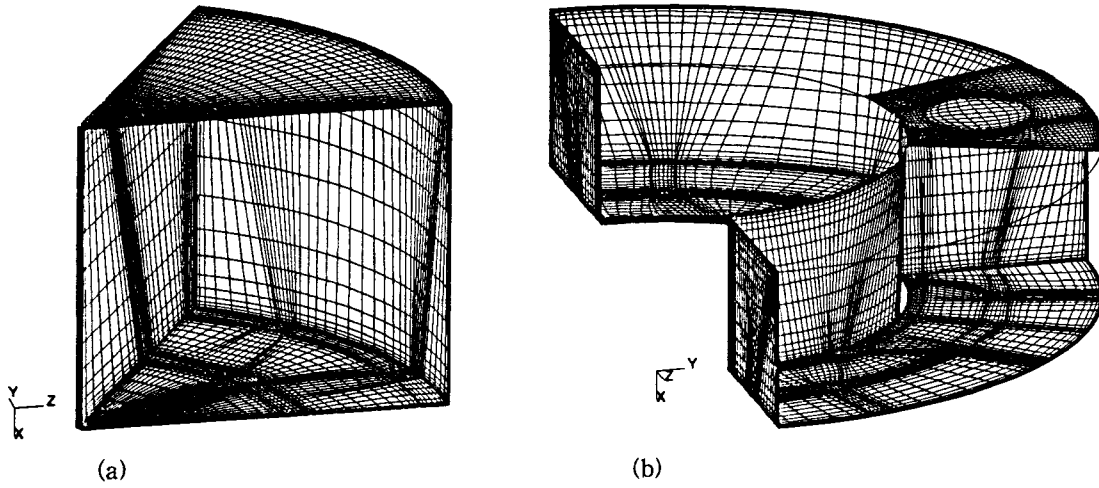


Fig. 2 Surface grid of mixing head: (a) fuel mixing head, (b) oxidizer mixing head.

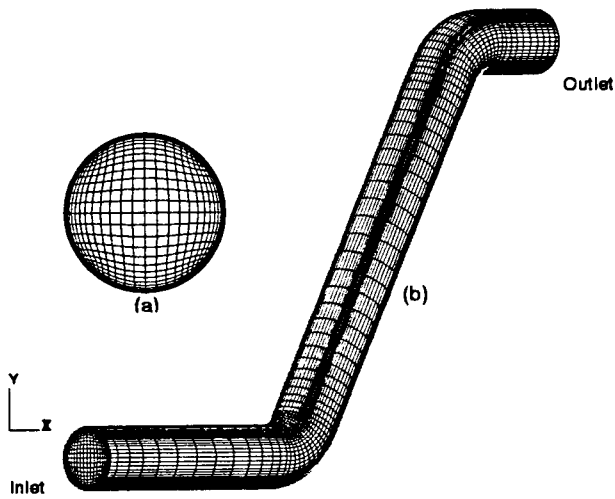
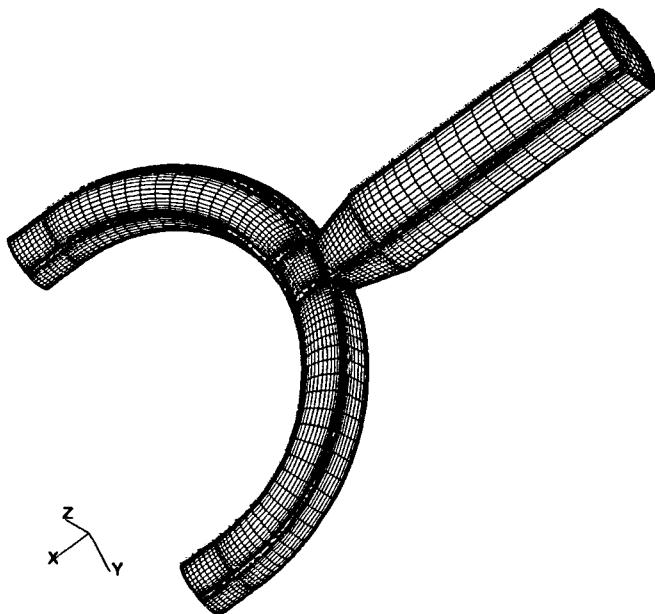


Fig. 3 Surface grid of fuel manifold: (a) cross section, (b) 3-D grid.

Fig. 4 Surface grid of oxidizer manifold.



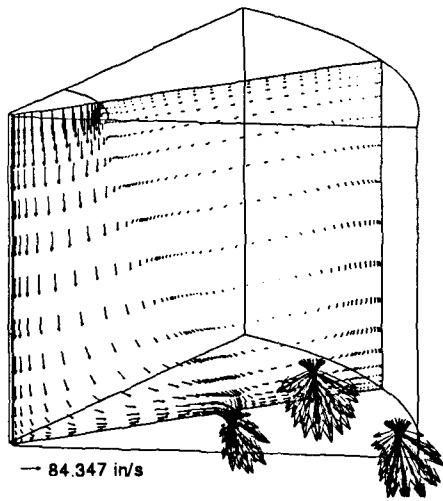


Fig. 5 Velocity vectors of fuel mixing head.

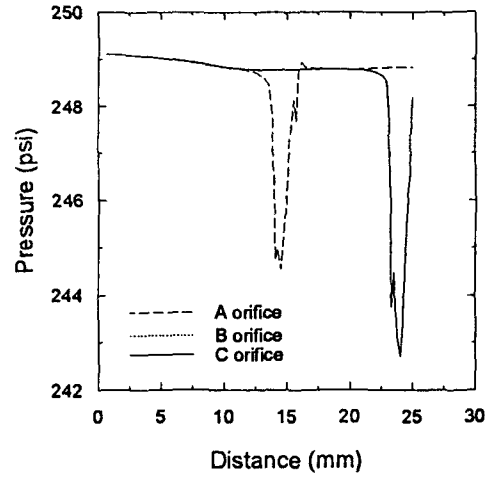


Fig. 6 Static pressure distributions of fuel mixing head in the radial direction.

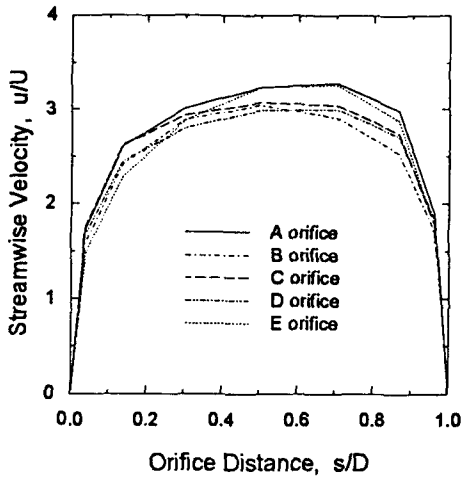


Fig. 7 Normal velocity profiles in orifices of oxidizer mixing head.

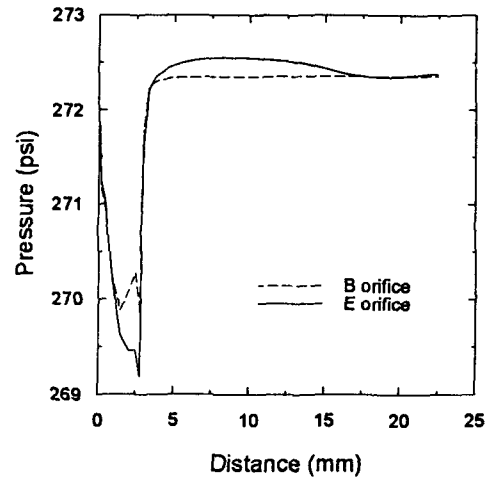


Fig. 8 Static pressure distributions of oxidizer mixing head in the radial direction.

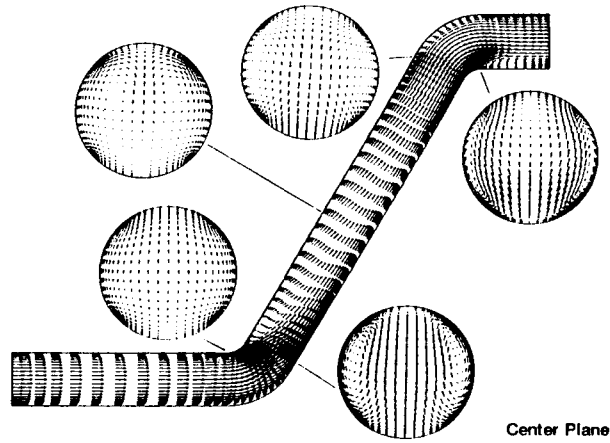


Fig. 9 Velocity vectors of fuel manifold.

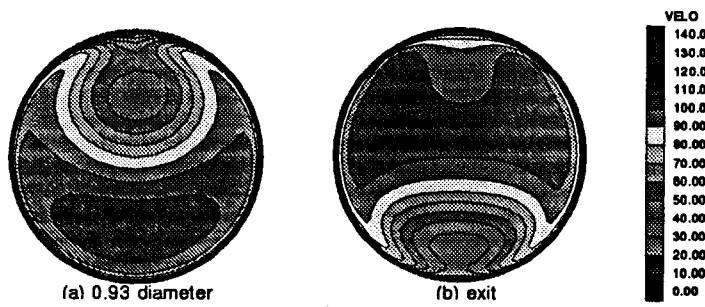


Fig. 10 Velocity contours in the cross sections of fuel manifold.

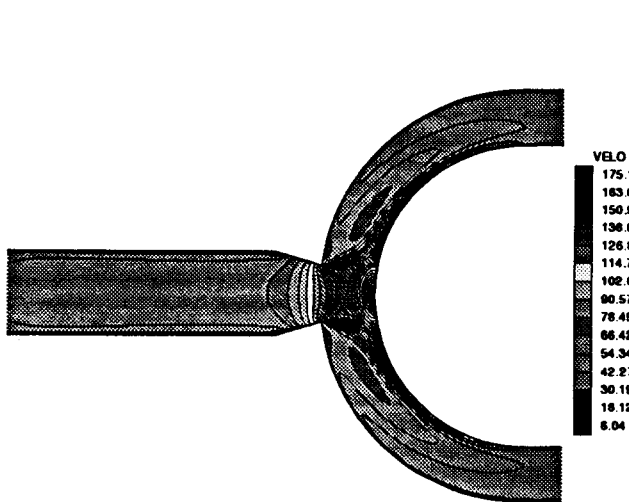


Fig. 11 Velocity contours in the center plane of oxidizer manifold.

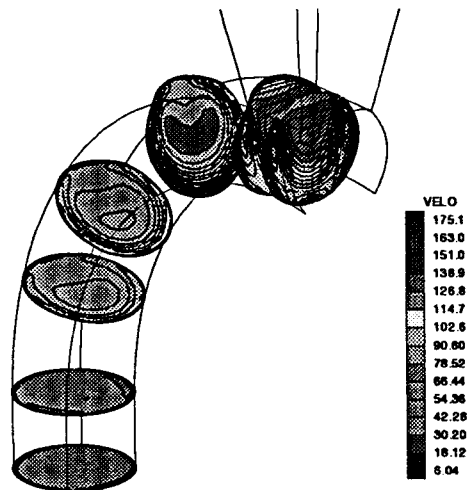


Fig. 12 Velocity contours in the cross sections of oxidizer manifold.