

研究論文

DOI: <http://dx.doi.org/10.6108/KSPE.2013.17.1.061>

큰 박리유동을 동반한 초음속 관통형 핀틀노즐 유동에 적합한 2-방정식 난류모델의 압축성계수 보정 영향

허준영* · 정준영* · 성홍계**† · 양준서*** · 이지형***

Compressibility Correction Effects of Two-equation Turbulence Models for a Supersonic Through-type Pintle Nozzle with Large Scale Separation Flow

Junyoung Heo* · Junyoung Jung* · Hong-Gye Sung**† · June-Seo Yang*** · Ji-Hyung Lee***

ABSTRACT

Numerical simulations have been performed for assessment of compressibility correction of two-equation turbulent models suitable for large scale separation flows perturbed by a pintle strokes. Two-equation turbulence models, the low Reynolds $k-\epsilon$ and the $k-\omega$ SST models with or without compressibility correction proposed by Wilcox and Sarkar are evaluated. The detail flow structures are observed and static pressures along nozzle wall are compared with experimental results. Mach disk location and pressure recovery profiles in flow separation region are noticeably distinct between turbulent models of $k-\epsilon$ and $k-\omega$ SST. The compressible effect corrections to those models improve resolving of separation flow behaviors. The compressibility corrections to $k-\epsilon$ model have provided very comparable results with test data.

초 록

핀틀 움직임에 의해 발생하는 큰 유동박리에 대해 적합한 2-방정식 난류모델의 압축성계수 보정모델을 판단하기 위하여 수치적 연구를 수행하였다. 난류모델은 저 레이놀즈수 $k-\epsilon$ 모델과 $k-\omega$ SST 모델에 압축성 보정 모델(Wilcox와 Sarkar 모델)을 적용하여, 핀틀 노즐의 세부유동장을 관찰하고 노즐 벽면에서의 압력을 실험데이터와 비교 분석하였다. 마하디스크(Mach disk)의 위치와 박리영역에서의 압력 회복 형태는 난류모델에 따라 다르게 나타났으며, 각 난류모델에 압축성 보정을 적용하여 유동 박리 포획의 정확도를 개선하였다. 압축성이 보정된 $k-\epsilon$ 모델이 실험결과와 매우 잘 일치하였다.

Key Words: Pintle Nozzle(핀틀노즐), Turbulent Model(난류모델), Compressibility Correction Model(압축성계수 보정모델), Separation Flow(박리유동)

접수일 2012. 10. 4, 수정완료일 2012. 12. 12, 게재확정일 2012. 12. 18

* 학생회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학과

** 중신회원, 한국항공대학교 항공우주 및 기계공학부

*** 정회원, 국방과학연구소 4기술연구본부 미래추진기술센터

† 교신저자, E-mail: hgsung@kau.ac.kr

Nomenclature

A_t	: Nozzle Throat Area	$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$: Model Constants for Compressible Correction of k- ε Model
C^*	: Characteristic Velocity	β, β^*	: Model Constants for Compressible Correction of k- ω Model
g	: Gravity	γ	: Specific Heat Ratio
p	: Static Pressure	δ_{ij}	: Kronecker Delta
p_c	: Chamber Pressure	ε_c	: Compressible Dissipation
$\overline{p'' d''}$: Pressure Dilatation	ε_s	: Dissipation Rate
P_k	: Production of Kinetic Energy	μ	: Molecular Viscosity
T	: Static Temperature	μ_t	: Turbulent Viscosity
C_k	: Turbulent Time Scale Parameter	ρ	: Density
$C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}$: Turbulent Energy Dissipation Parameter	$\sigma_k, \sigma_\varepsilon$: Model Constants
C_μ	: Turbulent Viscosity Parameter	τ_{ij}	: Viscous Stress Tensor
F_1	: Blending Function	ω	: Dissipation Rate
h	: Specific Enthalpy		
H	: Heaviside Step Function		
k	: Turbulent Kinetic Energy		
M	: Mach Number		
M_t	: Turbulent Mach Number		
R	: Specific Gas Constant		
t	: Time		
T_{turb}	: Turbulent Time Scale		
u	: Velocity		
V	: Volume		
x	: Spatial Coordinate		
y^+	: Dimensionless Wall Distance		
		Superscripts	
		—	: Time Average
		~	: Favre Average
		"	: Fluctuation Associated with Mass-weighted Mean
		Subscripts	
		chamber	: Value in a Chamber
		nozzle	: Value in a Nozzle
		orifice	: Value in an Orifice
		0	: Reference Value

1. 서 론

고체 로켓의 추력제어 기술로는 연소속도가 다른 그레이인을 조합하는 여러 추진제 조합 기술과 모터 내부에 벽을 두어 그레이인을 분리하여 점화하는 펄스 추력제어(Pulse thrust control) 기술, 그리고 연소실 내부에 핀틀을 사용하여 노즐 목의 면적을 변화하는 핀틀 추력제어(Pintle thrust control) 기술 등이 있다. 이러한 가변 추진 기술 중 다양한 추력 크기를 연속적으로 추력을 제어하기 위해서는 핀틀 노즐을 사용한 방법이 가장 효과적이다. 핀틀을 이용한 가변 추력기 기술은 정밀 궤도천이, 자세제어의 핵심요소 기술로써 미국, 일본, 프랑스, 독일, 러시아 등의

여러 항공우주 기술 선진 국가에서 활발히 연구가 수행되었다. 미국의 Aerojet에서는 핀틀 로켓 모터의 노즐 목 면적 변화에 대한 연소실 압력과 추력 변화를 이론적으로 예측하고 실험을 실시하였으나, 핀틀 구성품의 손상으로 인하여 목표한 결과를 얻지 못했다[1]. 미국의 Thiokol에서는 콘(Cone)형상의 핀틀을 수치적으로 해석하여 연소실과 추력의 섭동을 최소화하는 연구가 수행되었다[2]. 프랑스의 SNECMA는 미사일의 측추력기의 용도로 핀틀 노즐을 개발하였으며, 구동 하중을 줄이기 위하여 핀틀에 홀(Bore)을 적용하였다[3]. 그리고 중국의 Northwestern Polytechnical University에서는 ALE(Arbitray Lagrangian-Eulerian) 기법을 적용한 핀틀 로켓

모터의 비정상 수치해석을 수행하였다. 그리고 Dynamic mesh를 사용하여 핀틀의 이동속도 및 노즐 내부의 체적변화를 고려하여 핀틀 로켓 모터의 추력 제어 과정의 동특성 연구를 수행하였다[4]. 국내에서는 핀틀 형상과 이동에 따른 실험적 연구와 핀틀 형상이 노즐 성능에 미치는 영향을 수치해석적으로 평가하였다[5]. 연소실 내부의 핀틀을 갑작스럽게 이동시키면 유동장이 급격히 변하여 압력진동유발 및 연소현상 변화를 가져오며, 연소실 내부의 핀틀 위치에 따라 핀틀과 노즐에 복잡한 충격파와 박리유동이 형성된다[6, 7]. 이러한 충격파와 박리유동은 간섭현상을 유발시켜 경계층의 난류발생을 증가시키고 유동의 불안정성을 일으킬 수 있다. 핀틀의 위치에 따라 유동 구조는 매우 상이하고 매우 큰 유동 박리를 동반하므로 충격파와 유동박리를 정확히 포획하는 것은 핀틀의 성능 연구에 매우 중요한 요소이다. 큰 박리 유동 특히 초음속에서의 큰 박리 유동을 정확히 포획하는 것은 일반적 난류모델의 사용은 기대하기 어렵다. 따라서 2-방정식 난류모델에 압축성 효과를 고려하여 보다 정교한 수치결과를 얻고자 본 연구를 수행하였다.

2. 수치 해법

2.1 지배방정식

본 연구에서는 2차원 Favre-averaged 된 질량, 운동량, 에너지 보존방정식을 사용하였으며, 이는 다음과 같다.

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j + \bar{p} \delta_{ij})}{\partial x_j} = \frac{\partial (\bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u_j'' u_i''})}{\partial x_j} \quad (2)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{E}}{\partial t} + \frac{\partial ((\bar{\rho} \tilde{E} + \bar{p}) \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial (\tilde{u}_i \bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho h'' u_i''})}{\partial x_j} - \frac{\partial q_j}{\partial x_j} \quad (3)$$

2.2 난류 모델 및 압축성계수 보정 모델

핀틀에 의해 발생하는 복잡한 충격파구조로 인한 난류특성의 정확한 수치모사를 위해서 박리유동에 대한 적용성이 우수한 Menter(1993)의 k- ω SST 난류 모델과 Yang and Shih(1992)에 의해 제안된 저 레이놀즈수 k- ϵ 난류 모델을 사용하였다[8, 9]. 각각의 난류 모델에 대하여 Sarkar 와 Wilcox가 제안한 압축성 효과를 보정하였다 [10, 11].

Equation 4-7의 난류 수송방정식으로부터 난류 운동에너지와 소산율이 계산된다.

k- ω SST Turbulent Model

$$\frac{D}{Dt}(\rho k) = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{D}{Dt}(\rho \omega) = & \frac{\gamma \rho}{\mu_t} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] \\ & + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega,2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \end{aligned} \quad (5)$$

Low-Reynolds k- ϵ Turbulent Model

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho} k}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_j k)}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) \\ & + P_k - \bar{\rho} (\epsilon_s + \epsilon_c) + \overline{p'' d''} \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho} \epsilon_s}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u}_j \epsilon_s)}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon_s}{\partial x_j} \right) \\ & + \frac{(C_{\epsilon 1} P_k - C_{\epsilon 2} \bar{\rho} \epsilon_s)}{T_{turb}} + \Lambda \end{aligned} \quad (7)$$

$$\epsilon_c = \alpha_1 M_t^2 \epsilon_s \quad (8)$$

$$\overline{p'' d''} = -\alpha_2 P_k M_t^2 + \alpha_3 \bar{\rho} \epsilon_s M_t^2 \quad (9)$$

ϵ_c 과 $\overline{p'' d''}$ 는 압축성소산과 압력팽창으로써, 압축성 유동흐름을 고려하였다. 위와 같은 난류 모델식에 압축성계수 보정 모델을 나타내면 다음과 같다. Eq. 11에서 Mto는 압축성효과가 나타나는 기준 마하수를 의미한다. 그리고 H(x)는

헤비사이드 계단함수(Heaviside step function)를 나타낸다.

Sarkar's Model

$$\alpha_1 = 1.0, \quad F(M_t) = M_t^2 \quad (10)$$

Wilcox's Model

$$\alpha_1 = 3/2, \quad M_{t0} = 0.25$$

$$F(M_t) = [M_t^2 - M_{t0}^2] H(M_t - M_{t0}) \quad (11)$$

2.3 수치기법

시간적분을 위하여 LU-SGS(Lower - Upper Symmetric Gauss-Seidel) 기법을 적용하였다. 셀 경계에서 플럭스 계산을 위해 AUSMPW+기법을 이용하였고, 유동변수에 대한 MUSCL 외삽 기법을 이용하여 고차의 공간 정확도를 갖게 하였다. 그리고 광범위한 마하수와 세장비가 다양한 격자크기에 안정적 수치해를 얻기 위하여 예조건(precondition) 기법을 사용하였다[12]. 예조건 기법은 비정상 Navier-Stokes 방정식에서 유동변수 벡터의 시간 미분항에 인공적인 예조건 행렬을 곱하여 시간전진기법을 이용하여 해를 구하는 방법이다. 이중시간전진기법은 낮은 마하수 영역에서의 내부 반복계산의 수렴성을 높인 방법이다. 수치계산을 위한 지배방정식은 다음과 같다.

$$\Gamma \frac{\partial Z}{\partial \tau} + \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial(E - E_v)}{\partial x} + \frac{\partial(F - F_v)}{\partial y} + \frac{\partial(G - G_v)}{\partial z} = H \quad (12)$$

낮은 마하수에서 나타나는 압력항의 특이성을 피하기 위해 압력항을 기준압력과 섭동압력으로 분리하였고, 핀틀 노즐 내부에서 발생하는 박리와 충격파구조는 수렴성에 악영향을 미치므로 장시간의 계산이 요구되므로 고속 고효율의 계산기법이 요구된다. 따라서 본 연구에서는 분할된 영역마다 전체의 프로세서에 할당하여 전체 계산 속도를 빠르게 하는 다중블록/다중영역 분할 기법을 적용하였다.

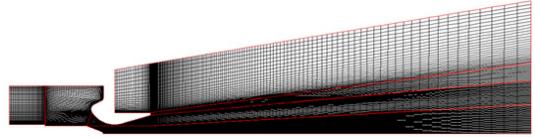


Fig. 1 Computational domain of pintle nozzle

3. 해석 모델

3.1 격자구성

계산에 사용된 격자구성은 Fig. 1과 같다. Fig. 1은 핀틀이 0 mm 위치에 있을 때의 격자이며 격자구성 측면에서는 난류의 생성과 소멸, 그리고 박리영역의 유동특성을 정확하게 묘사하기 위하여 벽면에서 격자는 $y^+ = 1$ 로 생성하였다.

계산영역은 총 6개의 블록이며 격자수는 약 40,000개로 구성하였고, 핀틀의 스트로크 위치(0, 20, 40 mm)에 대하여 격자를 구성하였다. 핀틀의 위치를 3가지로 정한 이유는 실험[5]에서 제시된 핀틀이 최소, 중간, 최대로 이동했을 때를 고려한 것이다.

3.2 경계조건

수치해석에 적용된 연소실 압력과 적용모델에 대한 경계조건은 Table 1과 같다. 핀틀이 초기위치(0 mm)와 중간 위치(20 mm) 그리고 노즐 목 위치(40 mm)에 있는 경우에 대해서 난류모델 및 압축성 보정에 따른 계산을 수행하였고, 실험결과와 비교하였다. 초기위치와 노즐 목 위치에서는 실험에서 측정된 압력을 수치해석 경계조건에 적용하였고 핀틀이 20 mm에 있는 경우에는 연소실 압력예측 계산결과를 적용하였다[5].

4. 결 과

4.1 연소실 압력변화

핀틀의 이동에 따른 연소실 압력변화를 예측하였다. 실험에서 오리피스를 통해 공급되는 유량은 노즐과 연소실 압력변화량을 더한 유량과 같으므로 다음과 같은 관계식이 성립된다.

Table 1. Boundary condition and turbulent models used for this study

Case	핀틀위치	난류모델	압축성계수 보정모델
1	0 mm Chamber Pressure : 1,690,000 Pa	k- ω	No model
2			Sarkar
3			Wilcox
4		k- ϵ	No model
5			Sarkar
6			Wilcox
7	20 mm Chamber Pressure : 1,960,557 Pa	k- ω	No model
8			Sarkar
9			Wilcox
10		k- ϵ	No model
11			Sarkar
12			Wilcox
13	40 mm Chamber Pressure : 6,540,000 Pa	k- ω	No model
14			Sarkar
15			Wilcox
16		k- ϵ	No model
17			Sarkar
18			Wilcox

$$\begin{aligned}
 \dot{m}_{orifice} &= \dot{m}_{nozzle} + \dot{m}_{chamber} \\
 &= \frac{g}{C^*} p_c A_t + \frac{d}{dt} \left(\frac{p_c V}{12RT} \right) \quad (13)
 \end{aligned}$$

오리피스는 질식 조건으로 작동하고 정상상태 일 경우, 우측 식에서 마지막 항이 소거되므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{m}_{orifice} = \dot{m}_{nozzle} = \frac{g}{C^*} p_c A_t = constant \quad (14)$$

따라서 연소실 압력과 노즐목 면적은 반비례 관계에 있다. 노즐목 변화에 따른 연소실의 압력 변화의 계산과 실험결과를 Fig. 2에 나타내었다. 공압실험 결과는 이론과 정확히 반비례하지 않는데 이는 기하학적 최소 노즐목 면적과 공기역학적 노즐목 면적이 다르기 때문이다.

4.2 핀틀 위치에 따른 계산 결과

핀틀 노즐내의 유동은 핀틀의 위치에 따라 다양한 충격파와 유동박리가 발생하여 복잡한 유동구조가 형성되기 때문에 일반적인 난류모델로는 정확도가 떨어져 압축성 보정이 요구된다. 따

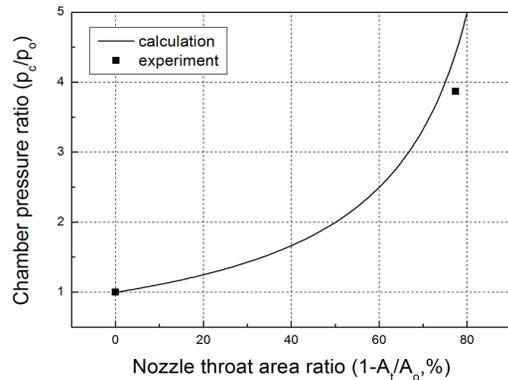


Fig. 2 Chamber pressure variation vs nozzle throat area

라서 이에 적합한 모델을 검증하기 위하여 핀틀의 위치에 대한 수치해석을 수행하였다.

4.2.1 핀틀 초기위치(핀틀 이동거리 0 mm)

Figure 3은 핀틀이 이동하지 않은 핀틀 초기 위치에서의 난류모델에 따른 밀도구배를 나타낸다. 핀틀이 초기위치에 있을 때는 벽면에서 박리가 발생되지 않기 때문에 난류모델에 의한 영향이 매우 작아서 k- ϵ 모델이 k- ω 모델 보다 마하

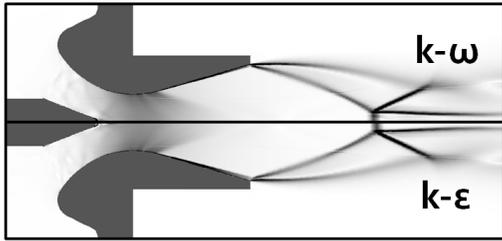


Fig. 3 Flow structures using numerical schlieren at pintle stroke 0 mm

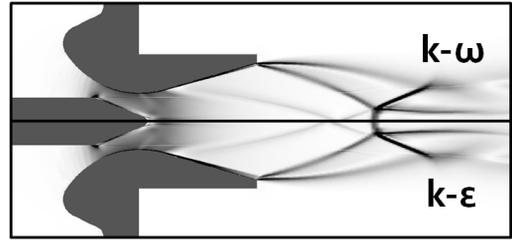


Fig. 5 Flow structures using numerical schlieren at pintle stroke 20 mm

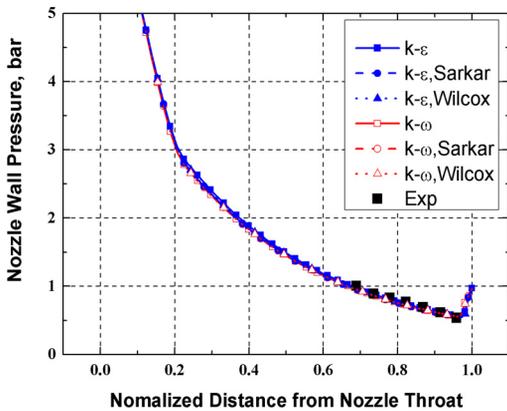


Fig. 4 Pressure distribution along the nozzle wall; pintle stroke 0 mm

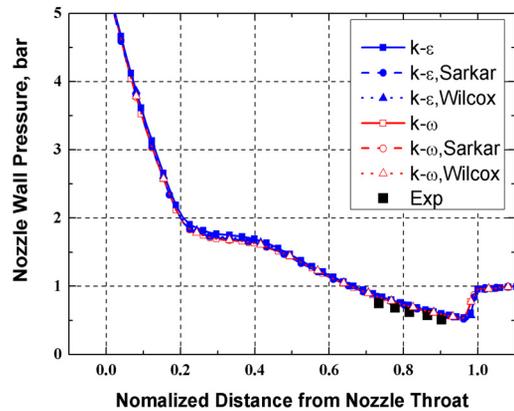


Fig. 6 Pressure distribution along the nozzle wall; pintle stroke 20 mm

디스크가 약간 뒤에 나타나지만 큰 차이는 없다.

Figure 4는 핀틀 초기위치에서 각 모델에 따른 노즐벽면 압력분포를 나타낸 것이다. 초기위치에서는 연소실 내부의 아음속 영역에서 핀틀이 위치하기 때문에 핀틀로 인한 충격파가 노즐 후류에 영향을 주지 않는다. 그리고 노즐벽면에서 박리유동이 발생되지 않으므로 각 난류모델과 압축성 계수 보정모델은 벽면에서 압력분포가 모두 실험과 유사한 결과를 나타내었다.

4.2.2 핀틀 중간 위치(핀틀 이동거리 20 mm)

기하학적 노즐 목 면적 변화에 따른 연소실 압력 계산결과를 핀틀 위치 20 mm 에서의 연소실 압력조건에 적용하였다(Fig. 2). Fig. 5는 20 mm 위치에서의 난류모델에 따른 밀도구배를 나타낸 것이다. 전반적으로 초기위치에서의 유동구조와 유사하지만 핀틀 팁에서 발생된 wake

shock으로 인하여 노즐 벽면에서 reflection shock이 발생됨을 확인할 수 있다. 그리고 20 mm 위치에서도 노즐벽면에서 박리유동이 발생되지 않고 벽면에서 압력분포가 모두 실험과 유사한 결과를 나타내었다(Fig. 6).

4.2.3 핀틀 노즐목 위치(핀틀 이동거리 40 mm)

Figure 7에서 핀틀이 노즐 목 위치(40 mm)에 있는 경우, k-epsilon 모델과 k-omega 모델 간에 노즐 벽면의 유동박리와 제트의 마하디스크 위치가 서로 다른 결과를 나타냈다. 제트의 마하디스크는 노즐출구압력과 배압의 비로써 결정되는데, 압력비가 클 때 마하디스크가 형성된다. 노즐출구에서 k-epsilon 모델은 k-omega 모델에 비하여 큰 압력비를 가지므로 마하디스크가 더 빨리 형성되었음을 알 수 있다.

Figure 8은 40 mm 위치에서 각 압축성 효과

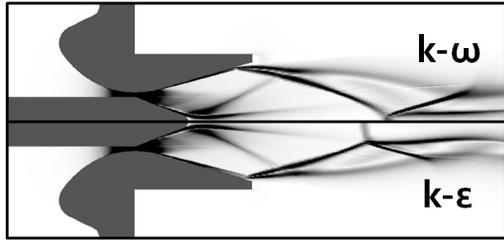


Fig. 7 Flow structures using numerical schlieren at pintle stroke 40 mm

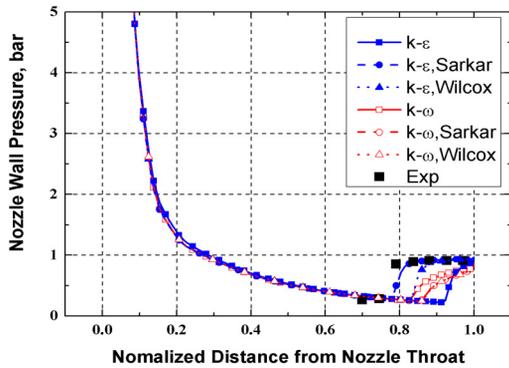


Fig. 8 Pressure distribution along the nozzle wall; pintle stroke 40 mm

모델에 따른 노즐 벽면에서의 압력분포를 비교한 선도이다. 압축성 보정을 적용하지 않았을 경우에는 $k-\omega$ 모델은 $k-\epsilon$ 모델에 비하여 벽면에서 빠른 박리가 나타났다. 하지만 압축성 보정을 적용하였을 경우에는 $k-\epsilon$ 모델은 $k-\omega$ 모델에 비하여 노즐벽면에서 빠른 유동박리가 나타나고 압력도 더 크게 회복되어 실험과 매우 유사한 결과를 보였다.

4.3 노즐 벽면에서의 난류에너지 생성/소산을 비교

압축성 효과 보정모델에 따라 유동 박리의 포획 특성이 다르게 나타나는 이유를 살펴보기 위하여 노즐 벽면에서의 난류에너지의 생성과 소산을 살펴보았다. Fig. 9는 핀틀이 40 mm 위치에 있을 때, 노즐 벽면에서 유동이 박리가 되면서 발생하는 난류에너지를 나타낸 것이다.

압축성계수 보정 모델을 적용하지 않은 경우에는 $k-\omega$ 모델이 $k-\epsilon$ 모델에 비하여 박리가 크

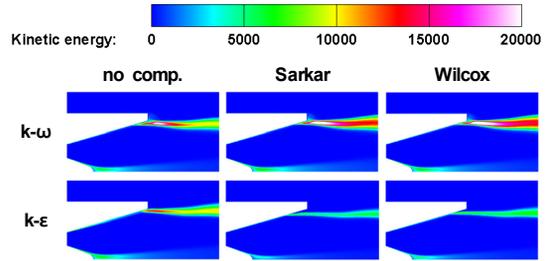


Fig. 9 Kinetic turbulent energy contours in a pintle perturbed nozzle for different compression correction models

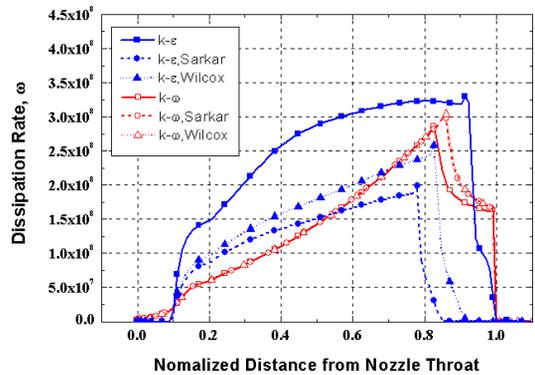


Fig. 10 Dissipation rate distribution along the nozzle wall

게 발생하며 난류에너지가 크게 증가하지만, 보정 모델을 적용하면 $k-\omega$ 모델은 박리위치가 크게 변하지 않으나 $k-\epsilon$ 모델은 박리위치가 크게 변화하였다. 그리고 $k-\omega$ 모델에서는 압축성계수 보정 모델을 적용함에 따라 난류에너지는 증가하지만 $k-\epsilon$ 모델에서는 압축성 보정에 의하여 난류에너지 생성이 감소하였다. 즉, 난류마하수의 크기에 따라 박리위치가 변화하고 이로 인하여 난류모델에 따라 난류에너지 생성 크기가 다를 수 있다.

유동이 박리되면 벽면에서 난류 소산율은 급격히 감소한다. Fig. 10은 노즐 벽면에서의 난류 소산율을 비교한 그래프이다. 압축성계수 보정모델에 따른 난류 소산율은 난류모델에 따라 다르게 나타났다. 압축성계수 보정모델을 적용함에 따라 ω 는 증가하고 ϵ 은 감소하였다. 그리고

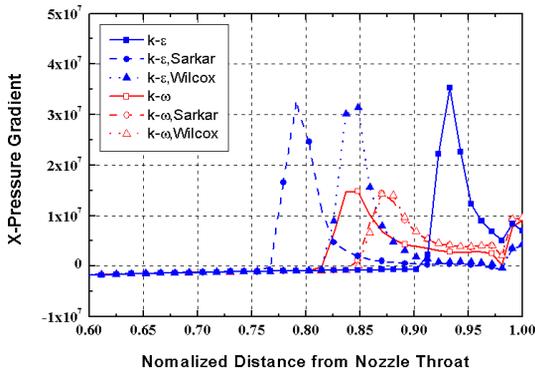


Fig. 11 X directional pressure gradient along the nozzle wall

Wilcox 모델은 $k-\omega$ 모델에서는 Sarkar 모델과 비교하여 큰 차이가 없었지만 $k-\epsilon$ 모델에서 박리 위치에 영향을 주며 Sarkar 모델에서 나타난 박리유동 예측을 완화시키는 결과를 보였다.

그리고 박리가 되지 않는 위치의 노즐 벽면에서 난류 소산율은 압축성계수 보정모델을 미적용한 계산결과가 가장 높게 나타났고, Wilcox 모델 적용, Sarkar 모델 적용 순으로 계산되었다. 유동박리는 벽면에서의 흐름과 관성의 흐름이 역압력구배가 상쇄되어 0이 되는 지점에서 발생되는데, 난류 소산율이 크게 계산될수록 벽면에서의 경계층의 상태는 난류특성을 띠게 된다. 난류 경계층은 층류 경계층에 비하여 큰 운동량을 가지므로 역압력 구배에 대한 저항력도 크다. 이에 따라 박리점 위치도 노즐 뒤로 밀려나며 압력분포도 달라지게 된다.

Figure 11은 노즐벽면의 박리점 위치 근처에서 모델에 따른 x방향 압력구배를 비교한 그래프이다. 전반적으로 $k-\epsilon$ 모델의 압력구배의 크기가 $k-\omega$ 모델에 비하여 약 2배의 값을 나타낸다. 압력구배가 0이 되는 위치는 유동 박리점을 나타낸다.

5. 결 론

핀틀 노즐내의 유동은 핀틀의 위치에 따라 다

양한 충격파와 유동박리가 발생하여 복잡한 유동구조가 형성되기 때문에 일반적인 난류모델로는 정확도가 떨어져 압축성 보정이 요구된다. 따라서 정확한 핀틀 유동 계산을 위하여 압축성 효과를 고려한 난류 모델을 검증하기 위하여 핀틀의 위치에 대한 수치해석을 수행하였다. 각 모델에 따른 노즐벽면 압력분포를 실험결과와 비교하였으며, 박리규모 및 박리점의 위치를 비교하기 위하여 압력구배의 크기와 압력구배가 0이 되는 위치를 관찰하였다. 또한 박리에 대한 영향을 도출하기 위하여 난류생성과 난류소산율을 모델에 따라 비교분석하였다.

핀틀이 노즐 목 방향으로 전진함에 따라 lip shock, wake shock, separation 등이 강하게 발생한다. 박리가 발생되면 난류모델 및 압축성 보정모델간의 차이가 뚜렷해진다. 유동의 압축성 보정이 적용되지 않았을 경우에는 $k-\omega$ 모델이 박리위치를 보다 정확하게 예측하였지만 실험 결과와는 여전히 차이가 나타났다. 그러나 유동의 압축성을 보정하면 $k-\epsilon$ 모델이 $k-\omega$ 모델에 비하여 정확한 박리위치를 모사하였다. 이는 $k-\epsilon$ 모델에서, 압축성 Sarkar 모델을 적용하면 난류 마하수가 증가하고 이로 인하여 박리가 빨리 발생되기 때문이다. Wilcox 모델은 Sarkar 모델에 비하여 난류마하수는 감소하므로, 이로 인하여 박리위치도 후퇴하여 실험결과와 차이를 나타냈다. 반면에 $k-\omega$ 모델에서는 $k-\epsilon$ 모델과 반대의 경향을 보였으며 Sarkar 모델과 Wilcox 모델 간에 박리위치에 대한 영향도 상대적으로 작게 나타났다. 핀틀의 위치에 따라 난류모델과 압축성계수 보정모델을 적용하여 실험과 비교하였을 때 전반적으로 $k-\epsilon$ 난류모델에 Sarkar가 제안한 압축성 보정을 적용하였을 때 박리위치를 매우 정확하게 예측하였다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소의 지원(UD110093CD)으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Coon, J. and Yasuhara, W., "Solid Propulsion Approaches For Terminal Steering," AIAA SDIO Interceptor Technology Conference, AIAA 93-2641, 1993
2. Dumortier, A. "Hot-gas Valve Development Using a Simple Numeric Code," 30th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, AIAA 94-3158, 1994
3. Lafond, A. "Numerical Simulation of the Flowfield inside a Hot Gas Valve," 37th Aerospace Sciences Meeting & Exhibit, AIAA 99-1087, 1999
4. LI Juan, WANG Zhan-li, ZHENG Kai, LI Jiang, "Numerical analysis on dynamic response characteristics of pintle-controlled solid rocket motor," Journal of Solid Rocket Technology, Vol. 32, No. 1, 2009, pp.48-52
5. 김중근, "핀틀 위치와 형상이 노즐 유동과 추력 특성에 미치는 영향에 관한 연구," 충남대학교 박사학위논문, 2011
6. 박형주, 김리나, 허준영, 성홍계, 양준서, "가변 추력용 핀틀 노즐의 동적 특성에 관한 수치적 연구," 한국추진공학회 2011년도 추계 학술대회 논문집, 2011, pp.213-217
7. 허준영, 김기완, 성홍계, 양준서, "가변 추력용 핀틀 노즐의 동적 특성에 관한 수치적 연구:Part 2," 한국추진공학회 2012년도 춘계 학술대회 논문집, 2012, pp.123-128
8. Menter, F.R., "Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Application," AIAA Journal, Vol. 32, No. 8, 1994, pp1598-1605
9. Yang, Z. and Shih, T. H., "New Time Scale Based k-ε Model for Near-Wall Turbulence," AIAA Journal, Vol. 31, No. 7, 1993, pp.1191-1197
10. Sarkar, S., Erlebacher, B., Hussaini, M., and Kreiss, H., "The Analysis and Modeling of Dilatational Terms in Compressible Turbulence," Journal of Fluid Mechanics, Vol. 227, 1991, pp.473-493
11. Wilcox, D. C., Traci, R. M., "A Complete Model of Turbulence," AIAA Paper 76-351, San Diego, CA, 1976, p.30
12. Venkateswaran, S., Li, D. and Merkle, C. L., "Influence of Stagnation Regions on Preconditioned Solutions at Low Speeds," Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA 2003-435, 2003