초음속 코히어런트 제트에 관한 수치해석적 연구

정미선* · V. R. Sanal Kumar** ·김희동***

A Computational Study of the Supersonic Coherent Jet

Mi-Seon Jeong, V. R. Sanal Kumar and Heuy-Dong Kim

Key Words : Compressible Flow(압축성 유동), Combustion(연소), Shock Wave(충격파), Supersonic Coherent Jet(초음속 코히어런트 제트), Entrainment Effect(혼입 효과), Potential Core Length(포텐셜 코어 길이)

Abstract

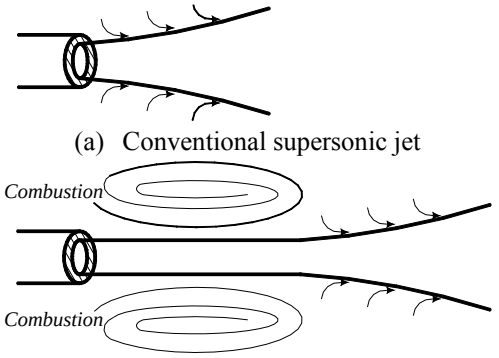
In steel-making process of iron and steel industry, the purity and quality of steel can be dependent on the amount of CO contained in the molten metal. Recently, the supersonic oxygen jet is being applied to the molten metal in the electric furnace and thus reduces the CO amount through the chemical reactions between the oxygen jet and molten metal, leading to a better quality of steel. In this application, the supersonic oxygen jet is limited in the distance over which the supersonic velocity is maintained. In order to get longer supersonic jet propagation into the molten metal, a supersonic coherent jet is suggested as one of the alternatives which are applicable to the electric furnace system. It has a flame around the conventional supersonic jet and thus the entrainment effect of the surrounding gas into the supersonic jet is reduced, leading to a longer propagation of the supersonic jet. In this regard, gasdynamics mechanism about why the combustion phenomenon surrounding the supersonic jet causes the jet core length to be longer is not yet clarified. The present study investigates the major characteristics of the supersonic coherent jet, compared with the conventional supersonic jet. A computational study is carried out to solve the compressible, axisymmetric Navier-Stokes equations. The computational results of the supersonic coherent jet are compared with the conventional supersonic jets.

1. 서 론

일반적으로 철광석을 녹인 선철은 3-5%정도의 탄소 성분을 포함하고 있어, 강의 기계적 강도를 저하시키는 주요 원인으로 된다. 따라서, 선철에 포함된 탄소 성분을 제거하기 위해서는 고압의 산소 제트를 쇳물에 분사시켜 철분에 포함된 이산화탄소 성분을 제거하는 공정이 요구된다. 따라서 고압의 산소를 노즐이나 오리피스로부터 방출시켜, 전로의 쇳물에 이 제트를 충돌시킴으로써 쇳물에 포함된 이산화탄소와 산소의 화학반응을 촉진시킬 필요가 있다. 이러한 경우, 제트와 쇳물의 혼합을 촉진시키기 위해, 산소 제트는 쇳물에 최대한 깊게 침투하여야 한다.

초음속 제트의 경우 압력비가 주어지면, 제트 내부에서 발생하는 바렐(Barrel) 충격파나 제트 경계 구조 등은 이론적, 해석적으로 쉽게 구할 수 있다[1-4]. 그러나 전로에서 사용되는 산소 제트의 경우에는 가능하면 제트 코어 길이 및 초음속 길이를 길게 하여야 한다. 이를 위해서 제트가 주변의 기체와 혼합하여 제트폭이 확대되는 것을 억제하여야 한다. 만일 주변 기체가 산소 제트 내로 혼입되는 정도를 줄일 수 있다면, 제트의 초음속 길이뿐만 아니라 코어의 길이가 길어질 것이며, 쇳물 속으로 침투하는 산소제트의 길이는 증가할

* 안동대학교 기계공학과 대학원
E-mail : kimhd@andong.ac.kr
TEL : (054)820-5622 FAX : (054)823-5495
** PRG, Vikram Sarabhai Space Centre, India
*** 안동대학교 기계공학부



(a) Conventional supersonic jet

(b) Supersonic coherent jet

Fig. 1 Schematics of conventional supersonic jet and coherent jet

것이다[5-8]. 이것은 제트 부근에서 기체를 연소시키는 방법 등을 이용하여, 제트 주변의 배압 기체 혼입을 억제시킨다면 침투 길이의 향상에 효과적일 것으로 예상된다.

Fig.1 은 일반적인 초음속 제트와 제트가 분출되는 주위에 화염을 발생시켜 제트 코어 길이를 길게 한 코히어런트(coherent) 제트를 비교하였다. Fig.1 (a)는 일반적인 초음속 제트 유동을 나타낸 것으로, 제트가 노즐로부터 분출되어 주위의 기체와 혼입하며 제트폭이 확산되고 있다. Fig.1 (b)는 코히어런트 제트 유동으로, 제트 주위의 화염에 의해 주제트와 주변의 기체와의 혼입이 억제됨으로 제트 코어 길이는 길어지며, 제트 폭의 확산이 지연된다.

coherent 제트에 대한 종래의 연구로는, Mathur 등[5-8]은 철광석 제조 공정에서 불필요한 불순물들을 제거하기 위해서 coherent 제트에 대한 실험적 연구를 수행하였다. Brhel[9] 등은 전로에서의 탈탄 소화를 하기 위해서 초음속 산소 제트 주위에 화염을 생성시킨 유동장에 대한 실험적 연구를 수행하였다. 그러나, 초음속 제트 주변에 연소를 발생시키는 경우에 왜 초음속 제트의 코어 길이가 길어지는가에 대한 기체역학적 기구에 대해서는 지금까지 상세하게 알려지지 않았다.

따라서, 본 연구에서는 수치해석을 통해서 초음속 코히어런트 제트의 유동 특성 및 연소 기체가 제트 코어 길이에 미치는 영향을 조사하였다. 그리고, 화염이 없는 일반적인 초음속 제트와 세 노즐에서 모두 산소가 분사되는 coflow 초음속 제트, 화염이 있는 초음속 코히어런트 제트에 대한 수치해석 결과와 유용한 실험결과[10]와 비교하였다.

2. 수치해석

본 연구에서는 coherent 제트 유동을 수치적으로 모사하기 위해, 표준 k-ε 난류 모델을 포함하는 축대칭, 압축성 Navier-Stokes 방정식에 유한 체적법을 적용하였다. 본 수치계산에 사용된 지배방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i)=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i)+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}+\frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)\right] \tag{2}$$
$$-\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\frac{2}{3}\mu\frac{\partial u_i}{\partial x_i}\right)-\frac{\partial p}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\rho\overline{u_i}'\overline{u_j}'\right)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i H)= \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(x+\frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t}\right)\frac{\partial T}{\partial x_i}+u_j(\tau_{ij})_{eff}\right] \tag{3}$$

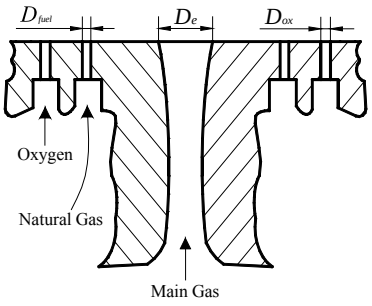
위의 식들은 유한 체적법으로 이산화하였으며, 공간항에 대해서는 풍상차분법, 시간항에 대해서는 4 단계 Runge-Kutta 법으로 차분하였다.

화학적 종의 전달과 혼합에 관한 해석은 화학종들에 대한 대류와 확산, 반응 source 에 관련된 보존 방정식을 사용한다. 또, 여러 화학 반응은 volumetric reactions 의 형태를 발생하며, 화학적 종들에 대한 보존 방정식을 풀기 위해 각 종들의 국소 질량 분율($\boldsymbol{Y_i}$)을 사용한다. 이러한 반응식은 다음과 같은 식에 의해 주어진다.

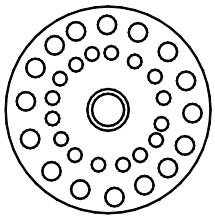
$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho Y_i)+\nabla\cdot(\rho\vec{v}Y_i)=-\nabla\cdot\vec{J}_i+R_i \tag{4}$$

여기서 $\boldsymbol{R_i}$ 는 화학 반응에 의한 화학종 $\boldsymbol{i}$ 에 대한 질량 생산율(또는 소멸율)을 나타내며, $\vec{J}_i$ 는 화학종 $\boldsymbol{i}$ 의 확산 flux 를 나타낸다. 본 연구에서는 $\boldsymbol{R_i}$ 를 구하기 위해서 Finite chemistry 모델을 사용하였다. 한편, 난류 유동인 경우 $\vec{J}_i$ 는 $\vec{J}_i=-\left(-\rho D_{i,m}+\frac{\mu_t}{Sc_t}\right)\nabla Y_i$ 표현되며, $\boldsymbol{Sc_t}$ 는 난류 Schmidt number, $\boldsymbol{D_{i,m}}$ 은 혼합물에서 화학종 $\boldsymbol{i}$ 의 확산 계수 이다. 또, 각 종 확산에 의한 엔탈피 전달식 $\nabla\cdot\left[\sum_{i=1}^{n}h_i\vec{J}_i\right]$ 은 엔탈피 영역장에 중요한 영향을 가지며, 이것은 Lewis 수가 1 이 아닐 때, 무시될 수 없다.

본 수치해석의 연소에 사용된 연료는 Natural gas 의 주성분인 CH_4 이며, 산화제는 O_2 를 사용하



(a) Coherent nozzle



(b) Cross sectional view the nozzle used in experiment

Fig. 2 Schematics of the supersonic coherent nozzle

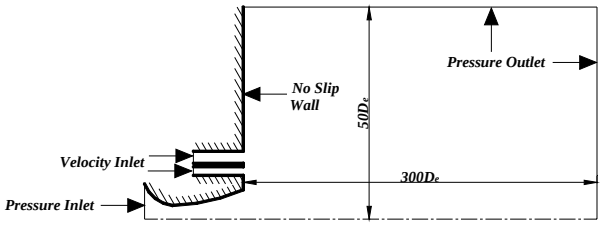


Fig. 3 Computational flow field and boundary conditions

였다. 연료와 산화제의 반응식은 다음과 같다.

$$CH_4 + 2O_2 \rightarrow CO_2 + 2H_2O$$

Fig.2 는 본 수치계산에 사용된 노즐의 형상을 나타낸 것이다. Fig.2 (a)는 문헌(10)의 실험에 사용된 노즐이며, 주제트의 노즐은 출구 직경(D_e)은 1.47cm, 목(throat)의 직경(D_t)은 1.08cm 인 설계 마하수(M_e)가 2.1 인 초음속 노즐을 사용하였다. 연료와 산화제가 분사되는 보조 노즐은 음속 노즐로 구성되어 있으며, Natural gas 와 Oxygen 노즐의 출구 직경은 각각 D_{fuel} = 0.287cm, D_{Ox} = 0.408cm 이며, 유량은 1200CFH 로 가정하였다. Fig.2 (b)는 실험에서 사용된 노즐의 정면도를 나타낸다. 본 연구에서는 2 차원 축대칭 계산을 수행하였으며 연료와 산화제가 분사되는 노즐의 형상은 환형관의 형태로써 실제 실험에 사용된 3 차원 노즐 형상과는 다르다.

Fig.3 은 본 수치계산에 적용된 계산 영역과 경계 조건을 나타낸다. 계산 영역은 노즐 출구로부터 축방향으로 $300D_e$, 노즐 중심축에서 반경방향으로 $50D_e$ 로 설정하였다. 경계 조건으로는 주제트의 노즐의 입구에서는 pressure inlet 조건을, 연료와 산화제 노즐의 입구에서는 velocity inlet 조건을 적

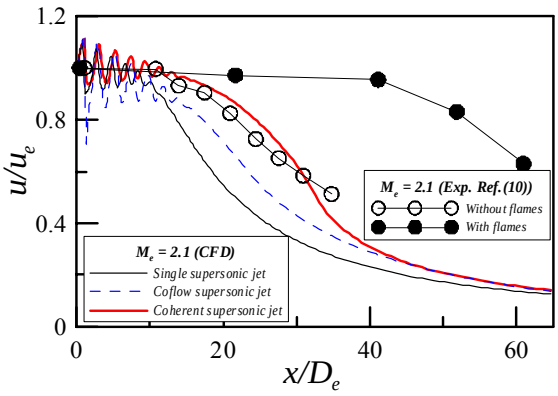


Fig. 4 Velocity distributions along the nozzle axis

용하였다. 또, 노즐의 출구에는 pressure outlet 조건을 적용하였으며, 모든 고체 벽면에서는 단열 no-slip 조건을, 중심축에 대해서는 축대칭 조건을 적용하였다. 본 수치해석에서 제트 유동장은 제트 중심축에 대해서 대칭이므로 상반부에 대해서 약 3 만개 정도의 정렬 격자를 생성하여 수치해석을 수행하였다. 화염이 없는 유동 해석의 스킴은 implicit method 를 사용하였으며, 화염이 있는 유동 해석의 스킴은 explicit method 을 사용하였다. 화염 생성은 Species-Transport 모델의 Volumetric Reactions 을 사용하여 연소시켰으며, 난류와 화학반응의 상호 작용을 위해 Eddy-dissipation 모델을 사용하였다. 또, 난류 모델은 표준형 압축성 k-ε을 적용하였다. 수치해의 수렴 판정을 위하여 질량, 운동량, 에너지, k 와 ε의 잔차를 10^{-4} 이하로 설정하였으며, 노즐의 입구와 출구에서 질량 유량의 변화를 조사하여 질량 유량의 합이 0.5% 이하로 되는 조건을 수치해가 수렴한 것으로 판정하였다.

3. 결과 및 고찰

Fig.4 에는 노즐 축을 따르는 속도 분포를 실험결과[10]와 수치해석 결과를 비교하였다. 실험결과에서 화염이 없는 경우 노즐 출구로부터 x/D_e = 약 12 까지 제트의 속도는 노즐 출구에서의 속도와 거의 동일하지만, 그 이후에서는 서서히 감소하고 있다. 그러나 화염이 있는 경우, 화염이 없는 경우의 약 3.5 배 정도까지 일정한 속도를 유지하다가 서서히 감소하고 있다. 그러나, 수치해석 결과에서는 화염이 없는 경우 약한 부족팽창 상태를 나타내며, 속도는 약간의 변동을 하게 되며, x/D_e = 약 11 이후부터 서서히 감소한다. 또, 화염이 없지만 세 노즐에서 모두 산소 제트가 방출되는 경우, 속도는 약간의 변동을 하면서 서서히 감소하고 있으며, x/D_e = 약 17 이후부터 급격하게 감소하고 있다. 화염이 있는 경우, 유속이 급격하게 감소하

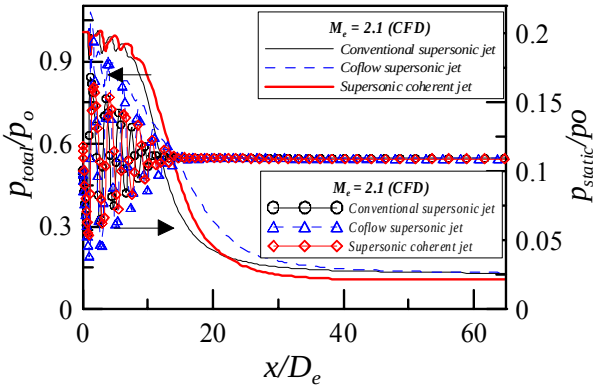


Fig. 5 Total and static pressure distributions along the nozzle axis

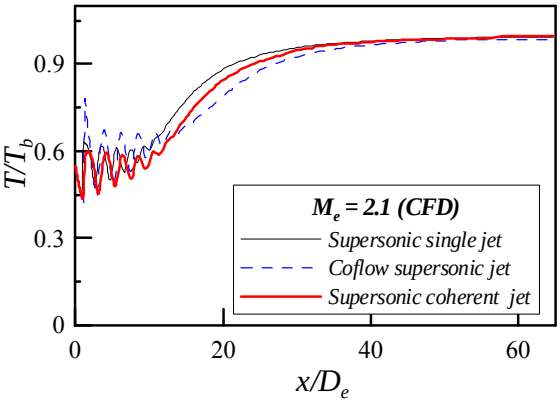


Fig. 6 Static temperature distributions along the nozzle axis

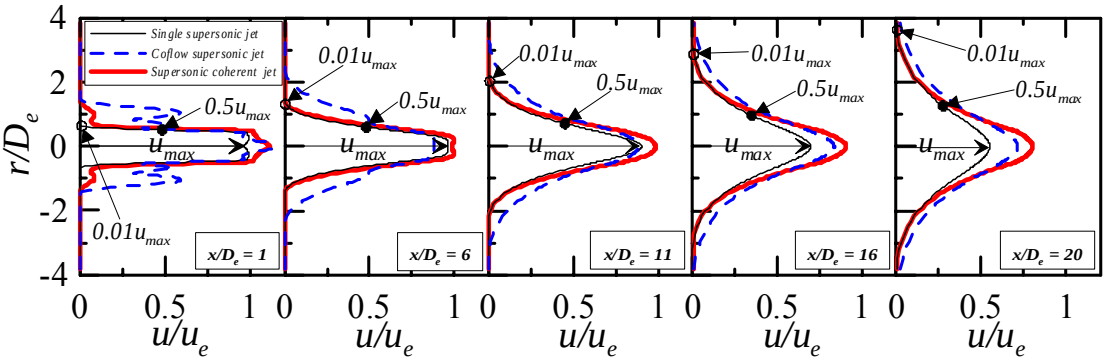


Fig. 7 Velocity distributions in the radial direction

기 시작하는 속도의 x/D_e 는 화염이 없는 경우의 약 1.8 배이다. 따라서, 실험값과는 약 2 배 정도가 차이가 발생하며, 이는 실험에서는 3 차원 형태의 유동장인데 반해, 수치 해석에서는 2 차원 축대칭 유동으로 가정함으로 인한 것으로 판단된다.

Fig.5 에는 노즐 중심축을 따르는 전압 분포 및 정압 분포를 나타내었다. 전압 분포의 경우, 일반적인 초음속 제트는 x/D_e = 약 10 까지 변동을 반복을 한 후 서서히 감소하며, coflow 제트의 경우, 전압은 변동을 반복하면서 급격하게 감소한다. 또, coherent 제트의 경우, x/D_e 의 값이 일반적인 초음속 제트의 1.5 배인 지점까지 변동을 하다가 감소한다. 한편, 본 수치계산으로부터 얻어진 정압 분포는, 세 제트 모두 압축과 팽창을 반복하고 있으며, 이후 일정한 값을 가지게 된다.

Fig.6 에는 노즐 중심축을 따르는 온도 분포를 나타내었다. 종축은 국소온도를 대기 온도(298K)로 무차원하였으며, 횡축은 노즐 출구로부터의 노즐 중심축을 따르는 거리 x 를 주제트의 노즐 출구 직경 D_e 으로 무차원하였다. 노즐에서 방출되는 일반적인 초음속 제트의 온도는 증가와 감소를 반복을 하다가 서서히 증가하여 대기 온도로 일정하게 된다. 초음속 coflow 제트와 초음속 coherent 제트의 온도분포도 일반적인 초음속 제트와 유사한 경향을 나타내고 있다. 그러나, coflow 제트의 온도 변동의 폭은 일반적인 초음속 제트보다 다소 높으며, $15<x/D_e<30$ 의 범위에서 coflow 제트보다 coherent 제트의 온도가 높다.

Fig.7 에는 노즐 출구로부터 x/D_e 가 1, 6, 11, 16, 20 인 지점에서 제트의 속도 분포를 나타내었다. x/D_e = 1 인 경우, 일반적인 제트의 경우 노즐 중심축 부근에서 거의 일정한 속도(potential core)를 가지며, 제트 경계 부근에서 매우 큰 속도 구배가 존재한다. 그러나 x/D_e 가 증가함에 따라 potential core 의 폭은 좁아지며, 제트 경계에서 속도 구배는 점차 완만해진다. x/D_e 가 더욱 증가하면 potential core 는 더 이상 나타나지 않으며, 속도 구배는 크게 완만해져 전형적인 아음속 제트의 속도 분포를 가지게 된다. 연소를 포함하지 않는 coflow 제트의 경우, x/D_e = 6 에서 potential core 의 유속과 제트 경계에서 발생하는 속도 구배는 일반적인 초음속 제트에 비하여 작다. 따라서 주변 기체가 제트로 혼입되는 정도가 약화된다는 것을 알 수 있다. 또, coflow 제트의 속도 분포가 전형적인 아음속 분포로 되는 x/D_e 에 있어서, 노즐 중심축 상의 속도값은 일반적인 초음속 제트에 비하여 크다. 한편, coherent 제트의 경우 potential core 는 일반적인 초음속 제트보다 x/D_e 값이 큰, x/D_e = 약 16 지점

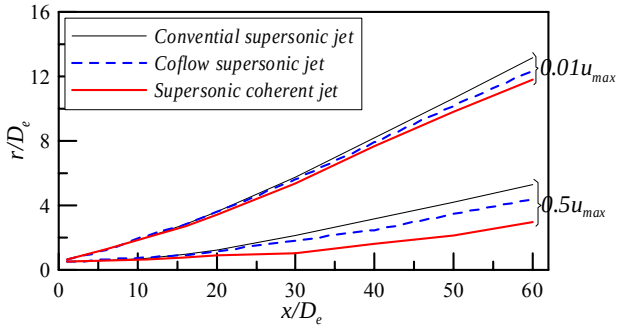
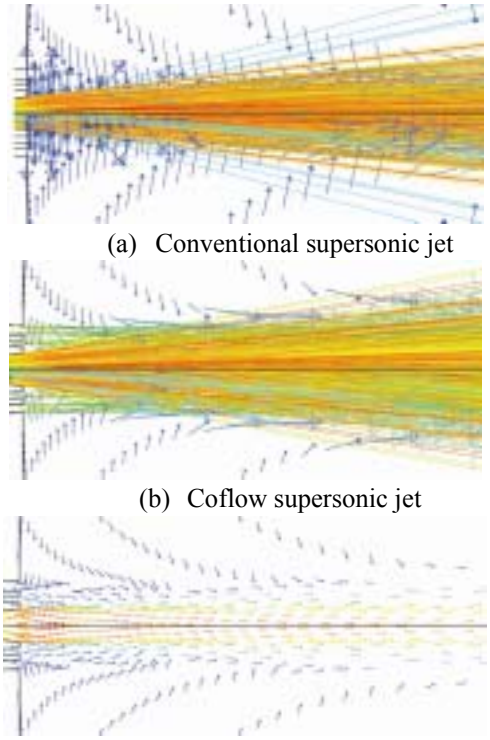


Fig. 8 Comparison of jet widths

까지 유지하고 있다. 또, 모든 지점에서 중심축상의 속도값은 일반적인 초음속 제트에 비하여 크다. 그림에서 나타낸 바와 같이 각 지점에서 속도 분포를 이용하여 제트폭의 변화를 조사하기 위하여, 본 연구에서는 세 형태의 제트에 대하여 중심축의 속도를 u_{max} 라 정의하고, $0.5u_{max}$ 가 되는 지점을 제트 반폭, $0.01u_{max}$ 가 되는 지점을 제트폭이라 정의하였다.

Fig.8 에는 수치해석을 수행한 세 형태의 제트에 대한 제트 폭과 반폭을 비교하였다. 세 형태의 제트 모두 제트폭과 반폭은 x/D_e 값이 증가할수록 증가하고 있다. 연소가 발생하지 않는 coflow 제트의 경우, 노즐 출구로부터 x/D_e = 약 25 까지는 일반적인 초음속 제트와 유사한 제트 반폭을 가지고 있으며 이후 일반적인 초음속 제트보다 작다. 코히어런트 제트의 경우, x/D_e = 약 20 까지 노즐 출구에서의 r/D_e 와 유사한 제트 반폭을 가지며, 일반적인 초음속 제트와 coflow 제트에 비하여 제트 반폭은 작다. 제트 폭의 경우, 일반적인 초음속 제트가 가장 크며 coherent 제트가 가장 작다. x/D_e 가 증가할수록, 세 형태의 제트의 제트폭과 반폭의 값이 뚜렷하게 차이를 보이며, 제트 내부로 주변 기체의 혼입 증가로 인하여 제트 반폭과 제트폭은 증가한다는 것을 알 수 있다.

Fig.9 에는 제트가 노즐로부터 방출될 때, 주변 기체의 혼입 정도를 조사하기 위하여 세 형태의 제트에 대한 속도 벡터를 각각 나타내었다. 그림(a)는 일반적인 초음속 제트, (b)는 주제트 주변 노즐에서 산소 제트가 분출되지만 연소가 발생하지 않는 coflow 제트, 그리고 (c)는 제트 주위에 화염이 있는 코히어런트 제트의 속도 벡터를 나타내었다. 그림(a)의 경우, 노즐 출구면 부근부터 주변 기체가 제트 내로 혼입되는 것을 볼 수 있다. 또, 주변 기체가 제트 내로 혼입되는 정도는 노즐 출구로부터 멀어질수록 감소한다는 것을 알 수 있다. 그림(b)에서도 그림(a)와 유사하게 나타나지만, 주제트 주위의 다른 제트들로 인해 주제트에 직접적



(a) Conventional supersonic jet

(b) Coflow supersonic jet

(c) Supersonic coherent jet

Fig. 9 Velocity vector contours

으로 주변 기체가 혼입되지 않는 것으로 보인다. 또, 그림(c)에서 주변기체의 속도 벡터 크기는 일반적인 초음속 제트와 coflow 제트에 비해 작게 나타나고 있다. 따라서 coherent 제트의 경우 주변 기체의 혼입 정도는 가장 작은 것을 알 수 있다.

Fig.10 에는 노즐 출구로부터 x/D_e 가 1, 6, 11, 16, 20 인 지점에서의 반경 방향에 따른 정압 분포를 나타내었다. 일반적인 초음속 제트의 압력 분포는, x/D_e =1 에서의 중심축에서 최대값을 가지며, 반경 방향으로 감소하였다가 제트 경계부근에서 다시 증가한다. 그러나 coflow 제트와 coherent 제트는 이와 달리 중심축에서 최소값을 가지며 제트 경계부근에서 급격하게 증가하였다가 일정하게 된다. 그러나, 제트 경계부근에서 coflow 제트가 coherent 제트보다 큰 값을 가진다. 또, x/D_e = 6 에서, 세 제트 모두 압력은 중심축에 최대값을 가지며, 완만하게 감소를 한다. 이것은 제트 내부에서 발생하는 충격파 시스템 때문이다. 그러나, x/D_e >16 인 지점에서는 제트 내부에서 발생하는 압력 구배는 거의 0 이며, 전형적인 아음속 제트의 형태로 된다.

Table.1 에는 본 연구에서 적용한 세 형태의 제트에 대해, 주변 기체가 제트에 혼입되는 정도를 정량적으로 비교하였다. 노즐 입구에서의 질량 유량 즉, 주제트와 연료, 산화제의 질량 유량의 합을 $\dot{m}_{in}$ 이라 하고, 노즐 출구로부터 $300D_e$ 에서 계산

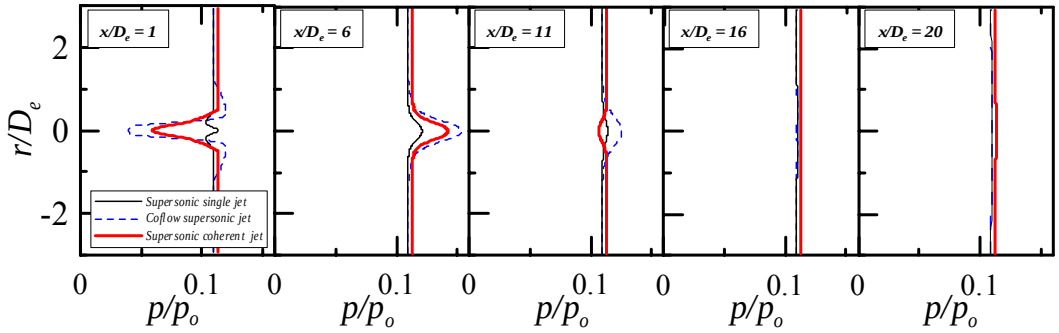


Fig. 10 Static pressure distributions in the radial direction

Table. 1 Comparison of mass entrainments

Jet	$\dot{m}_{in}$			$\dot{m}_{out}$	$\dot{m}_{out}/\dot{m}_{in}$
	$\dot{m}_{jet}$	$\dot{m}_{fuel}$	$\dot{m}_{ox}$		
Single	0.170	0	0	0.240	1.412
Coflow	0.170	0.092	0.197	0.569	1.240
Coherent	0.205	0.006	0.012	0.259	1.161

영역의 하류 경계를 통과하는 질량 유량을 $\dot{m}_{out}$ 라고 정의하였다. 일반적인 초음속 제트인 경우, 주변 기체의 entrainment 량은 노즐로부터 방출되는 질량 유량 $\dot{m}_{in}$ 의 약 40%며, coflow 제트의 경우엔 24%, coherent 제트의 경우에는 약 16% 정도로, coherent 제트의 entrainment effect 가 가장 작다는 것을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 2 차원 축대칭 압축성 Navier-Stokes 방정식을 사용한 수치해석을 통하여 초음속 coherent 제트의 유동 특성을 조사하였다. 그러나, 본 연구의 수치해석 결과는 실험 결과와 정성적으로 잘 일치하고 있지만, 정량적으로는 많은 차이를 나타내고 있다. 이는 실험에서는 3 차원 형태의 유동장인데 반해, 본 수치해석에서는 2 차원 축대칭 유동으로 가정하였기 때문으로 판단된다. 따라서 좀 더 정확한 결과를 얻기 위해서는 3 차원 형태의 유동장에 대한 수치해석이 요구된다. 수치해석을 통하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 초음속 coherent 제트의 제트 코어 길이는 일반적인 초음속 제트보다 약 1.8 배 정도 더 길다.

(2) 노즐 출구에서의 속도와 동일한 속도를 가지는 potential core 영역은 일반적인 초음속 제트와 coflow 제트에 비하여 coherent 제트의 x/D_e 값이 큰, x/D_e = 약 16 지점까지 유지하고 있다.

(3) 세 형태의 제트의 제트폭과 반폭은 coherent 제트가 가장 작다.

(4) 제트에 주변 기체가 혼입되는 정도는 일반적인 초음속 제트, coflow 제트, coherent 제트 순으로 되며, coherent 제트의 entrainment effect 가 가장 작다.

후 기

본 논문은 2003 년도 두뇌 한국 21 사업에 의해 지원되었음.

참고문헌

(1) Fox, J. H., 1974, "On the Structure of Jet Plumes," *J. AIAA*, Vol. 12, pp.105~107.

(2) Hu, T. and McLaughin, D., 1990, "Flow and Acoustic Properties of Low Reynolds number Underexpanded Supersonic Jets," *J. Sound and Vibration*, Vol. 141, pp.485~505.

(3) Love, E. S., Grigsby, C. E., Lee, L. P. and Woodling, M. J., 1959, "Experimental and Theoretical Studies of Axisymmetric Free Jet," NASA TR R-6.

(4) Amson, T. and Nicolls, J., 1959, "On the Structure of Jets from Highly Underexpanded Nozzles into still Air," *J. Aero space Science*, Jan., pp.16~24.

(5) Mathur, P. C., Konicsics, D. and Engle, D., 1997, "Results of Oxygen Injection in the EAF with Praxair Coherent Jet Injectors: A Novel Technology," Electric Furnace Conference Proceedings, ISS, Vol. 55, pp.305~313.

(6) Busboom, E. Cooper, S. and Daubler, L., 1998, "Improving EAF Productivity with Praxair Coherent Jet Technology," Electric Furnace Conference, November.

(7) Sarma, B. et al., 1998, "Fundamental Aspects of Coherent Gas Jets," Electric Furnace Conference Proceedings, ISS, Vol. 56, pp.657~672.

(8) Anderson, J. E., Mathur, P. C. and Selines, R. J., 1998, "Method and Introducing Gas into a Liquid," U.S. Patent No.5814125, September.

(9) Brhel, J., Shver, V., Coburn, M., Blakemore, R. and Mendrek, A., 2001, "An Improved Method of Appling Chemical Energy into the EAF," Air Products and Chemicals, Inc.

(10) Anderson, J. E., Sommers, N. Y., Farrenkopf, D. R. and Bethal, Conn., 1998, "Coherent Gas Jet," U.S. Patent No.5823762, Oct.