

〈論 文〉

임계음속노즐의 입구형상이 유출계수에 미치는 영향

박 경 암*

(1993년 10월 23일 접수)

Effects of Inlet Shapes of Critical Sonic Nozzles on Discharge Coefficients

Kyung-Am Park

Key Words : Critical Sonic Nozzle(임계음속노즐), Discharge Coefficients(유출계수), Inlet Radius(입구 곡률반경), Throat Diameter(목 직경)

Abstract

The discharge coefficients of critical sonic nozzles were obtained in a high pressure gas flow standard system, which was a gravitational weighing system. The discharge coefficients of critical sonic nozzle fabricated according to ISO specifications are in good agreement with ISO correlation. The discharge coefficients for small inlet radius decrease significantly as the inlet length become short due to separation at the sharp-edged inlet. For nozzles having long inlet radius, the effects of inlet length on the discharge coefficients were relatively small, but the effects become significant at the short inlet length. The effect of separation at the sharp-edged inlet is stronger than that of the boundary layer growth. The experimental results support that the shape of critical sonic nozzles suggested by ISO specifications is excellent.

기 호 설 명

- A^* : 노즐목 단면적
- C^* : 임계유동함수 (critical flow function)
- C_d : 유출계수
- d : 노즐목 직경
- m : 수집공기 총 질량
- m' : 탱크에 수집된 공기질량
- M : 공기분자량
- Q_m : 유동률
- P_0 : 정체압력
- r : 입구 곡률반경
- R : 기체상수
- Re : Reynolds수
- t : 수집시간
- T_0 : 정체온도

- V_p : 노즐목과 수집탱크의 차단 밸브사이의 부피
- x : 노즐입구에서 목까지의 입구길이
- y : 노즐목과 확대부 접선사이의 거리
- ρ_1 : 공기수집 전 탱크의 공기밀도
- ρ_2 : 공기수집 후 탱크의 공기밀도

1. 서 론

축소·확대 노즐의 목에서 기체속도가 음속이 되면 노즐이 질식(choked)되어 노즐 하류측 압력이 변하여도 유동률이 일정하여 배관내의 기체유동률 측정에 많이 사용된다. 이 질식된 축소·확대 노즐을 유량계로 사용할 때 임계음속노즐(critical sonic nozzle) 또는 음속노즐(sonic nozzle)이라고 부른다.

*정회원, 한국표준과학연구원, 유체유동연구실

임계음속노즐의 유동을 1차원 유동으로 가정하면

유동률은 정체압력, 정체온도, 노즐목 단면적의 함수이다. 그러나 실제 노즐입구 벽면에 자라는 경계층 내부 곡면에 따른 원심력, 입구에서 박리, 와류 등으로 1차원 유동으로 계산된 유동률에 대한 실제 유동률의 비인 유출계수는 1보다 작다. 최근까지 임계음속 노즐에 관한 연구결과를 종합하여 압력손실이 작고 노즐 상, 하류의 압력비가 작아도 노즐목에서 음속을 얻을 수 있는 노즐의 형상이 국제규격(ISO)에 주어져 있다.⁽¹⁾ 주어지 형상의 노즐을 사용할 때 $\pm 0.5\%$ 의 오차범위에서 사용할 수 있는 유출계수가 실험식으로 주어져 있다. 그러나 노즐을 제작할 때 노즐의 형상이 규격을 벗어나는 경우 유출계수의 변화에 관하여 언급이 되어있지 않다.

Arnberg가 1962년에 임계음속노즐의 연구결과를 고찰한 논문에서는 노즐입구 형상이 유출계수에 미치는 영향에 관한 연구는 1938년 Bachman이 발표한 데이터 뿐이다.⁽²⁾ 노즐입구 곡률반경이 목직경의 1/8에서 2배까지의 경우에 대해서 유출계수값이 표로 주어져 있지만 곡률반경이 목직경의 2배인 경우 국제규격에 주어지 값이나 최근 논문에 발표된 유출계수보다 작아 실험결과와 신뢰성에 대한 의문이 있으나 유출계수가 입구 곡률반경의 함수라는 것을 알 수 있다.

Stratford는 이론적으로 노즐에서 층류와 난류 경계층의 두께와 유출계수를 노즐목에서 Re 수, 노즐 목직경, 입구 곡률반경의 함수로 표시하였으며 곡률반경이 노즐목 직경의 2배 근처에서는 경계층이 층류에서 난류로 천이가 일어날 때 유출계수의 변화가 적어 임계음속노즐의 최적 곡률반경은 노즐 목 직경의 2배라고 주장하였다.⁽³⁾ 이론적으로 구한 유출계수의 불확도는 $\pm 0.15\%$ 인데 발표된 실험데이터의 불확도가 $\pm 1\%$ 이므로 비교할 수 없다고 하였다. 국제규격에 주어지 노즐의 형상이 이 논문에 근거를 두고 있지만 이론적으로 구한 유출계수의 값이 실험값보다 크다.

Brian과 McDonald는 비압축성으로 가정한 계산에서 노즐목 입구의 곡률반경이 약간 작아지는 경우 유출계수에 차이가 없었으나 실험결과에는 약간의 차이가 있으며 Re 수가 증가하면 그 차가 작다.⁽⁴⁾

노즐의 입구길이가 유출계수에 미치는 영향에 관한 연구결과를 찾기 어려웠으며 Stratford는 입구 길이가 목직경의 0.8배 이상이 되면 입구길이가 유출계수에 영향을 미치지 않는다고 하였다.⁽³⁾

본 연구에서는 노즐의 입구 곡률반경과 입구길이

가 임계음속노즐의 유출계수에 미치는 영향을 실험적으로 분석하고자 한다.

2. 실험장치

국제규격에는 본 연구에 사용된 Fig. 1과 같은 임계음속 노즐 형상과 원통형 목으로 만들어진 노즐이 주어지 있는데 유량측정 전문가관들에서 Fig. 1과 같은 형상을 많이 사용하고 있다. 국제규격에서는 입구 곡률반경(r)이 $1.8 \sim 2.2d$ (d : 목직경), 확대부의 경사가 $2.5 \sim 6^\circ$ 로 주어지 있으며 표면거칠기는 15×10^{-6} 으로 주어졌다. 본 실험에서는 곡

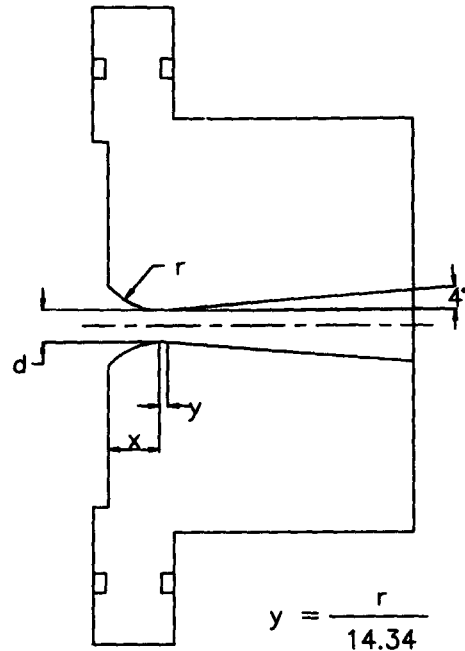


Fig. 1 Geometry of critical sonic nozzle

Table 1 Inlet length of critical sonic nozzle (x)

r	x	4d	3d	2d	1.5d	1d	0.5d	0.25d
0.5d (d=7.995)							3.9	2.1
2d (d=8.024)				16.0	12.9	7.1	5.1	-
4d (d=8.150)		32.6	24.5	16.3	12.2	8.4	4.3	-

를반경이 0.5*d*, 2*d*, 4*d*이고 확대부의 경사는 4°이며, 표면거칠기는 국제규격에 따라 제작하였다. 노즐목 직경은 3차원 측정기로 측정하였으며 측정오차는 ±1 μm이다. 노즐입구길이는 0.5*d*, 2*d*, 4*d*로 가공하여 시험한 후 Table 1과 같이 앞 부분을 선삭가공하여 노즐입구길이(*x*)를 변화시켜 가면서 실험하였다.

임계음속노즐의 유출계수를 측정하는 Fig. 2와 같은 시스템은 한국표준과학연구원에 설치되어 있으며 계측장비의 연결은 Fig. 3과 같다. 이 시스템의 최대 유동률은 10,000 m³/h 이며 최대 시험압력은 5 MPa이다. 2대의 압축기(50 Hp)로 대기중의 공기를 71기압으로 압축하여 약 20 m³의 저장탱크에 저장한다. 이 압축공기를 실험 압력으로 낮출 때 온도가 떨어지므로 2단계에 걸쳐 압력을 조절한다. 1단계 압력이 조절된 공기는 온도조절 탱크에서 열을 흡수한 후에 2단계 압력이 조절되어 시험부에 유입된다.

정상유동을 위해서는 임계음속노즐의 정체 압력을 조절하는 압력조절 밸브의 특성이 중요하다. 점속구경이 38 mm인 압력조절 밸브(Hamilton dome valve, RL3) 3개를 병렬로 연결하였다. 정체압력은 정밀급압력계(Ruska 6000, 최대압 100 kg/cm²,

정확도 ±0.025%)로 측정하였으며, 백금 온도계(PRT 100 ohm, 정확도 ±0.075%)로 정체온도를 측정하여 데이터처리장치(HP3852)를 거쳐 컴퓨터로 입력되도록 하였다.

실험대상인 임계음속노즐을 통과한 압축공기를 수집탱크에 수집한 시간과 수집된 공기의 질량을 측정하면 유동률이 결정된다. 노즐을 통과한 공기는 유동방향 전환밸브에 의해 시험관로나 수집탱크 중의 한 곳으로 흐르도록 되어 있다. 유동방향 전환밸브는 노즐과 시험관로, 노즐과 수집탱크 사이에 있는 볼밸브(직경 50 mm) 2개의 축을 연결하여 밸브 한 개가 열리면 다른 하나는 닫히도록 되어 있다. 압축공기의 수집시간은 유동방향 전환밸브를 작동할 때 구동시스템에 부착된 광학스위치에 의해 동기되고 있는 타이머(Counter HP5316B)로 측정한다. 이때 타이머 자체의 시간 측정오차는 수정진동자의 안정도와 타이머의 분해능을 감안할 때 0.005% 이하로 생각되므로 무시할 수 있다. 부피가 2 m³이고 무게가 2500 kg인 탱크에 수집된 공기의 무게는 분해능이 5g인 저울(gyroscopic scale)로 측정한다.

그러나 유동방향 전환밸브를 닫고 열음으로 정의되는 공기수집의 시작과 끝에는 과도현상이 존재하므로 이 때문에 발생하는 유동방향전환 오차를 줄이기 위해서는 과도현상 존속시간이 작아야 한다. 유동방향 전환밸브의 작동시간은 광전전환기와 기억기능이 있는 디지털 오실로스코프로 측정된 결과 약 50 ms임이 관찰되었다. 즉 압축공기를 수집하고 끝낼 때 각각 50 ms씩 존재한다. 그러나 타이머와 동기되어 있는 광학스위치의 위치가 밸브가 반쯤 열리고 닫힐 때 작동하면 시스템의 계통 오차 요인인 수집시간 측정오차를 ±50 ms 이하로 줄일 수 있도록 광학스위치를 최적위치에 설치하였다.⁽⁵⁾

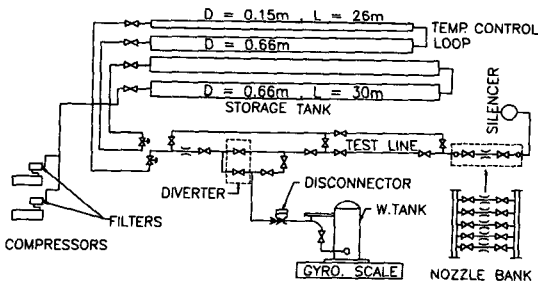


Fig. 2 High pressure gas flow standard system

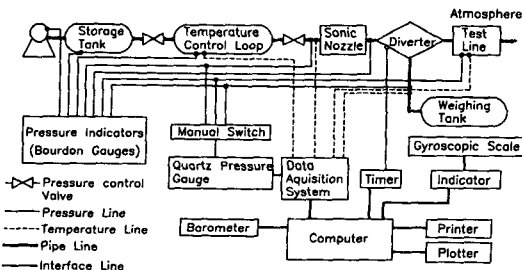


Fig. 3 Layout of data acquisition hardware and pressure monitoring console

3. 측정오차 분석

임계음속노즐의 유출계수(*C_d*)는 다음 식으로 정의된다.

$$C_d = \frac{Q_m}{A * C * P_0 \sqrt{RT_0/M}} \quad (1)$$

여기서, 유동률 *Q_m*은 다음 식으로 계산된다.

$$Q_m = \frac{m}{t} = [m' + V_p(\rho_2 - \rho_1)]/t \quad (2)$$

m' 은 저울로 측정된 수집탱크에 있는 공기의 질량이며, $V_F(\rho_2 - \rho_1)$ 는 노즐목과 수집탱크의 차단밸브 사이의 배관내에 있는 공기량이다. 노즐목과 차단밸브 사이의 부피 (V_F)는 수집탱크 부피의 0.8% 이므로 이 잔류 공기무게의 예측 정확도는 전체 수집공기량의 측정 정확도에 미치는 영향이 작다. 잔류 공기의 무게는 배관 내의 부피와 온도, 압력을 측정하여 계산하며 이 값의 정확도는 1% 이내이다.

식(1)과 (2)로부터 유출계수의 측정오차는 다음 식으로 주어진다.

$$\frac{\delta C_d}{C_d} = \left[\left(\frac{\delta m}{m} \right)^2 + \left(\frac{\delta t}{t} \right)^2 + \left(\frac{\delta A^*}{A^*} \right)^2 + \left(\frac{\delta C^*}{C^*} \right)^2 + \left(\frac{\delta P_0}{P_0} \right)^2 + \left(\frac{\delta T_0}{T_0} \right)^2 \div 4 \right]^{0.5} \quad (3)$$

여기서, 기체상수 (R), 공기분자량 (M)에서의 오차는 무시하였다. 임계유동함수 (C^*)는 NASA 보고서⁽⁶⁾의 값을 사용하였으며 유출계수를 산정할 때 이 값의 오차는 무시하였다. 노즐목 직경은 약 8 mm이고, 수집시간은 약 60초였다. 정체 압력이 1 MPa일 때 공기무게는 약 8.5 kg이며, 4 MPa일 때 약 30 kg이다. 정체압력과 온도의 변화율은 약 ± 0.1 kPa, ± 0.1 K이다. 측정계기 자체의 분해능을 고려한 오차와 실험조건을 포함한 각 항의 오차는 Table 2와 같다.

각 항의 오차를 식(3)에 대입하면 유출계수의 오차는 정체압력이 1 MPa일 때 $\pm 0.14\%$ 이내이며 4 MPa일 때 $\pm 0.07\%$ 이내이다.

국제규격에 주어진 임계음속노즐의 유출계수는 Re 수 10^3 에서 10^7 범위에서 다음 식으로 주어진다.⁽¹⁾

$$C_{d,ISO} = 0.9935 - 0.525 Re^{-5} \quad (4)$$

위식으로 정의된 유출계수는 최근까지 발표된 데이터의 평균치이다. 경계층이 층류일 때 Stratford의 이론식은

$$C_d = 1 - 2.55(d/r)^{-0.25} Re^{-0.5} - (d/r)^2/160 \quad (5)$$

Table 2 Measurement error (\pm , %)

P_0	$\delta m/m$	$\delta t/t$	$\delta A^*/A^*$	$\delta C^*/C^*$	$\delta P_0/P_0$	$\delta T_0/T_0$
1 MPa	0.06	0.02	0.02	-	0.11	0.04
4 MPa	0.02	0.02	0.02	-	0.04	0.04

그리고 난류 경계층에서는

$$C_d = 1 - 0.0525(d/r)^{-0.4} Re^{-0.2} - (d/r)^2/160 \quad (6)$$

이다. 식(4), (5), (6)과 ISO 규격에서 권장한 형상의 노즐을 시험한 결과를 Fig. 4에 도시하였다. Stratford 이론식의 유출계수는 실험데이터나 ISO에 주어진 식보다 크다. 경계층이 층류일 때 이론식의 기울기는 실험데이터나 ISO 식과 같지만 유출계수는 약 0.4% 크다. 난류 경계층의 이론식은 기울기는 다르지만 실험데이터보다 0.2% 크다. 실험데이터는 비슷한 정체 압력과 온도에서 2개 이상의 데이터를 수집하였으며 데이터의 재현도가 높아 그림에서는 한개의 데이터처럼 보이는 경우도 있다. 실험데이터와 ISO 식은 잘 일치한다.

국제규격에 주어진 입구 곡률반경의 경우 ($r=2d$)에 입구길이가 유출계수에 미치는 영향을 도시한 것이 Fig. 5이다. ISO 규격에 따르면 곡률반경이 $2d$ 일 때 입구길이는 $1.56d$ 이다. 본 실험데이터는 $C_{d,ISO}$ 와 비슷한 약 0.993인데 Bachmann의 데이터는 입구 곡률반경이 $2d$ 인 경우에 유출계수가 0.986이며, $C_{d,ISO}$ 보다 약 0.7% 작다. 정체압력이

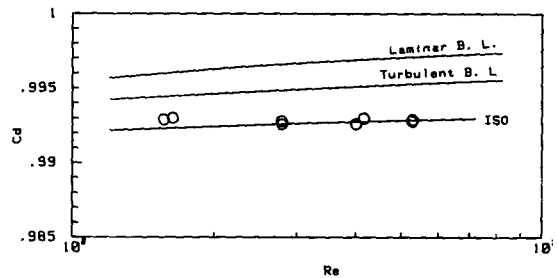


Fig. 4 Comparison of ISO correlation, Stratford's theoretical results, and experimental data for nozzle shape suggested by ISO

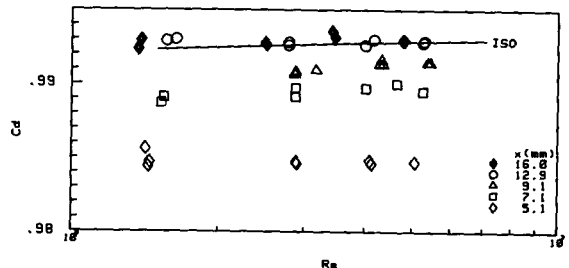


Fig. 5 Discharge coefficients obtained with variation of inlet length (x) for $r=2d$ nozzle

1 MPa인 경우($Re=1.2 \times 10^6$) 수집 공기무게 측정에서 오는 오차때문에 데이터의 분산이 큰 것을 알 수 있다.

실험에서 얻은 유출계수와 식(5)의 비($C_d/C_{d,iso}$)를 Fig. 6에 도시하였다. 정체압력이 4 MPa일때의 데이터의 정확도와 재현도가 높아 이 데이터만 선장하였다. 노즐입구에 목까지의 거리는 노즐목 직경으로 무차원화시켰다. 입구길이가 짧아지면 유출계수는 감소하며 입구의 길이가 짧을 때 그 감소율은 커지는 것을 알 수 있다. 입구 길이가 1.1d, 0.088d일 때 유출계수는 약 0.2%, 0.3% 감소한다. Stratford는 노즐입구길이가 노즐목 직경의 0.8배 이상이면 유출계수에 영향을 주지 않는다고 했지만 유출계수는 영향을 받는 것을 알 수 있다. 입구길이가 1.52d에서 0.8d로 줄어들면 유출계수는 약 4% 감소한다.

입구 곡률반경이 목직경의 0.5배($r=0.5d$)인 경우에 정체 압력이 1,2,3,4 MPa일 때 데이터들의 경향이 비슷하여 4 MPa에서의 유출계수를 Fig. 7에 도시하였다. 입구길이가 0.25d일 때 약 6% 작다. 입구 곡률반경이 0.125d인 경우 Bachmann이

얻은 유출계수는 0.92로서 $C_d/C_{d,iso}$ 보다 약 7.4%⁽²⁾ 작다. 입구 곡률반경이 작고 입구길이가 짧을 때는 경계층의 형성에 따른 영향보다는 계단과 비슷한 입구에서 박리의 영향이 큰 것으로 추측된다.

Fig. 8는 입구 곡률반경이 4d인 경우이며 입구길이가 4d일 때 유출계수는 국제규격 값보다 약 4% 작다. 이는 임계음속노즐의 입구벽면에서 형성되는 경계층의 형성에 기인한다고 생각된다. 입구길이가 2d보다 큰 경우에 유출계수의 변화는 거의 없다. 입구길이가 2d 보다 작을 때 유출계수는 크게 감소한다.

입구길이가 곡률반경이 같은 경우의 결과를 Fig. 9에 도시하였다. 노즐 입구길이가 짧을 때 층류, 난류 경계층의 결과들이 실험데이터와 잘 일치한다. 입구길이가 긴 경우에 경계층 두께를 작게 산정하여 이론식이 실험데이터보다 크다. Brian과 Mcdonald는 입구 곡률반경이 2d이고 입구길이가 2d인 경우와 곡률반경이 1.56d이고 길이가 1.56d인 경우 비압축성으로 가정한 이론 값에는 차이가

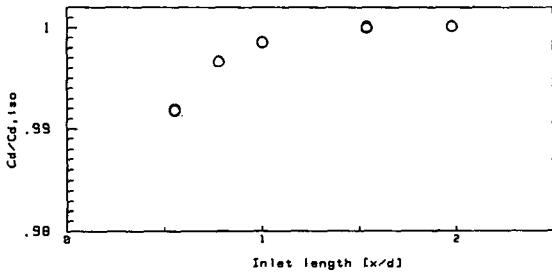


Fig. 6 Ratio of discharge coefficient to ISO correlation as function of inlet length for $r=2d$ at upstream pressure of 4 MPa

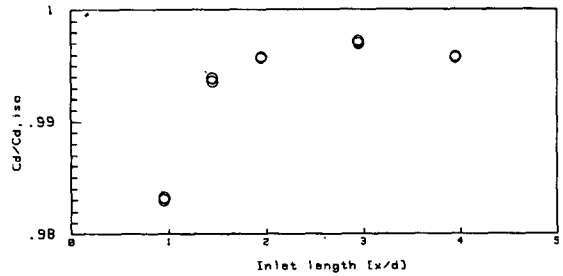


Fig. 8 Ratio of discharge coefficient to ISO correlation as function of inlet length for $r=4d$ at upstream pressure of 4 MPa

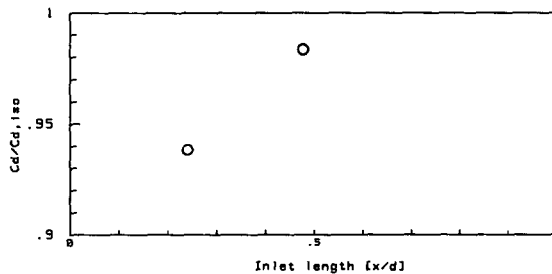


Fig. 7 Ratio of discharge coefficient to ISO correlation as function of inlet length for $r=0.5d$ at upstream pressure of 4 MPa

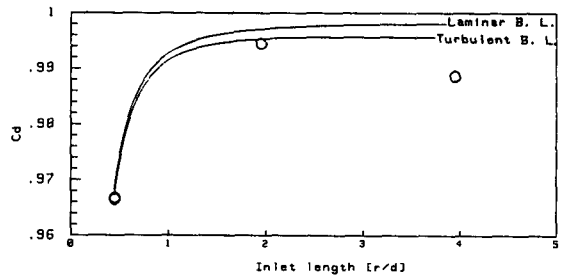


Fig. 9 Comparison of Stratford's results and experimental data for nozzles having inlet radius equal to inlet length at upstream pressure of 4 MPa

없었지만 실험값에서는 곡률반경이 작아지면 유출계수는 작아진다.⁽⁶⁾ 입구 곡률반경이 $2d$ 일 때 유출계수가 가장 크다.

4. 결 론

고압가스 유량측정 시스템에서 임계음속노즐을 통과한 공기를 탱크에 수집하여 공기의 무게와 수집시간으로부터 노즐을 교정하였다. ISO 규격에 주어진 형상에 따라 제작한 노즐의 시험결과는 ISO식과 잘 일치하였다. 노즐 입구길이가 곡률반경을 변화시키면서 얻은 결과는 다음과 같다.

(1) 입구 곡률반경이 작은 경우에 ($r=0.5d$) 입구길이가 짧아지면 유출계수는 급격히 감소한다. 이는 계단과 비슷한 입구에서 박리에 기인한 것이다.

(2) 입구 곡률반경이 크고 ($r=4d$) 입구길이가 긴 경우에 입구길이가 짧아지더라도 유출계수에 미치는 영향이 상대적으로 작다. 입구길이가 $1d$ 보다 작을 때 유출계수가 크게 감소하는 것은 역시 박리에 의한 것 같다.

(3) 입구길이가 짧은 경우에는 이론식이 데이터와 일치하지만 입구길이가 긴 경우에는 경계층 두께를 얇게 계산하여 이론식에 의한 유출계수가 실험값보다 크다.

(4) 입구 곡률반경과 입구길이가 같을 때 입구곡률반경이 목 직경의 2배일 때 유출계수가 가장 크다. ISO에 제시된 형상의 노즐이 1에 가장 가까운

유출계수를 갖으며 임계음속노즐로서 우수한 형상이다.

참고문헌

- (1) ISO/DIS 9300, 1989, *Measurement of Gas Flow by Means of Critical Flow Venturi Nozzles*, International Organization for Standardization.
- (2) Arnberg, B. T., 1962, "Review of Critical Flowmeters for Gas Flow Measurements," *Journal of Basic Engineering*, Vol. 84, pp. 447~460.
- (3) Stratford, B. S., 1964, "The Calculation of the Discharge Coefficient of Profiled Choked Nozzles and the Optimum Profile for Absolute Air Flow Measurement," *Journal of the Royal Aeronautical Society*, Vol. 68, pp. 237~245.
- (4) Brain, T. S. and McDonald, L. M., 1977, "Evaluation of the Performance of Small Scale Critical Flow Venturis Using the NEL Gravimetric Gas Flow Standard Test Facility," *Fluid Flow Measurement in the Mid-1970's*, Edinburgh, United Kingdom pp. 103~125.
- (5) Park, K. A. and Paik, J. S., 1993, "Uncertainty of the Primary Calibration of Critical Sonic Nozzles," *ASME FED*, Vol. 159, pp. 33~40.
- (6) Johnson, R. C., 1965, *Real Gas Effects in Critical-Flow-Through Nozzles and Tabulated Thermodynamic Properties*, NASA TN D-2565.