

오리피스형 분사노즐에서 작동유체의 온도변화에 따른 K-factor에 관한 연구

Study on K-factor for temperature variation of working fluid in spray nozzle with orifice

배강열 · 정희택 · 김찬희 · 김형범

K. Y. Bae, H. T. Chung, C. H. Kim and H. B. Kim

Key Words : Orifice (오리피스), K-factor (K 인자), Working Fluid Temperature (작동유체온도), Spray Nozzle (분사노즐)

Abstract : In the present study, the numerical simulation has been performed to investigate K-factor for temperature variation of working fluid in spray nozzle with orifice. The commercial CFD software, Fluent with the proper modeling was applied for analyzing the internal of the spray nozzle. Numerical result for K-factor at 20°C agrees with the experimental result that it applied $n=0.5$ within about 7% error. The pressure drop inside nozzle is showed 20% passing swirler, 70% in the region between the outlet of swirler and the orifice and 10% at the outlet of orifice. As the operating pressure is increased, K-factor is decreased by effect of flow resistance at it's inlet before pass swirler. The temperature increase of working fluid reduced the flow rate according to reducing of density, and average 1.23% decrease is showed in the present research.

1. 서 론

스프링클러와 같은 수계소화설비는 화재를 진화하고 제어하기 위한 목적으로 널리 사용되고 있으며, 아직까지 믿음직한 화재억제(fire suppression) 수단이고 가장 효과적인 것 중의 하나이다. 그러나, 현실적으로 물분사에 의해 전기적인 응용품들을 포함한 화재의 진화와, 항공기 및 선박의 기계실등과 같이 물 공급이 한정된 곳에는 할론 1310과 할론 1211 등 CFC 계통의 소화약제가 1960년대 말에 개발되어 최근까지 유류화재와 전기화재 등의 화재진압에 사용하고 있다. 이러한 CFC 계통의 소화약제는 환경오염물질을 내포하고 있으며, 지구 온난화지수와 오존파괴지수가 높아 세계 각국은 몬트리올 의정서를 통하여 할론 소화설비의 단계적 철수 및 사용 중단을 결정하였다.

현재 주로 사용되고 있는 스프링클러(sprinkler)는 액적의 크기가 크기 때문에 유류화재에 부적합하고, 일반 화재 시 다량의 물을 사용하기 때문에 소화 후 물에 의한 2차 재해를 가중시킬 수 있는 가능성을 내포하고 있다. 이러한 스프링클러의 단점을 보완하기 위하여 현재 분무수를 이용한 소화에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다.

최근의 연구결과로 김성찬등은^{1,2)} 밀폐된 공간에 다중의 미분무수 노즐을 설치하여 분무각이 화재실 내부의 온도분포에 미치는 영향에 대해 실험과 수치해석을 비교하였으며, 분무각이 증가함에 따라 화재실 내부의 평균온도가 감소함을 보였고 수치해석에 이용한 FDS 모델은 온도장에 대해서 비교적 타당한 결론을 얻었다. 김호영등은³⁾ 개방공간에서 단일노즐을 이용하여 실험을 진행한 결과 노즐의 높은 분사압력과 적은 액적크기가 소화를 증대시키며 개방공간에서의 산소차단효과는 매우 미미한 것으로 보고하였다. 김명배등은^{4~6)} 실험을 통하여 효율적인 소화를 위해서 미분무수는 일정한 크기를 가지고 있어야하며, 노즐의 높이와 압력변화에 따른 소화한계를 제시하였다. Hua등은⁷⁾ 개방공간에서의 수치해석을 통하여 hollow cone 형태의 노즐보다

접수일 : 2007년 12월 17일, 채택확정 : 2008년 2월 12일
정희택(책임저자) : 경상대학교 기계항공공학부
E-mail : htchung@gsnu.ac.kr, Tel : 055-751-6165
배강열 : 경상대학교 항공기부품기술연구소
김찬희 : 경상대학교 대학원
김형범 : 경상대학교 기계항공공학부

solid cone 형태의 노즐이 더욱더 빠른 시간에 소화
가 진행되며 소화시간에 따른 미분무수의 유량과의
상관관계를 제시하였다.

이러한 미분무수 소화시스템의 핵심 부품은 분무
노즐이다. 선진국의 제작사에서는 자체의 고유 모델
을 개발하고 이에 대한 설계 및 성능 특성은 거의
공개되지 않고 있는 실정이다. 또한, 대부분의 연구
는 실험에 의존하고 있고, 복잡한 노즐 형성과 유동
조건으로 이론적 연구는 초보 단계이다.⁸⁾ 독자적인
기술을 확보하기 위해서는 분무노즐에 대한 기본
설계 자료를 확보하여야 한다.

이러한 분사노즐은 대부분 오리피스형태의 끝단
부분을 가지고 있으며, 작동유체의 온도가 최종적으
로 형성되는 미분무수의 특성에 영향을 미치는 것
으로 보고되고 있다.⁹⁾ 이에 본 연구에서는 노즐설계
시에 중요한 인자인 K-factor를 작동유체의 온도변
화에 대해서 연구를 진행하고, 차후에 이 결과를 바
탕으로 미분무수의 특성변화에 대해서도 연구를 진
행하고자 한다.

2. 수치 해석

본 연구에서는 화원과 분무노즐사이를 세 영역으
로 나누고 Fig. 1에 나타내었다. 첫 번째 영역은 노
즐부분으로 입구 압력조건에 따라 노즐내부에서 복
잡한 유동을 동반한 후 대기와 접하고 있는 노즐 출
구부분으로 미분무수가 분사되는 영역이다. 이 영역
에서는 압력과 유량과의 상관관계를 통한 K-factor
를 구하고 노즐내부유동장의 특성을 파악하게 된다.
두 번째 영역은 고압으로 분사된 노즐출구에서 미
분무수의 특성이 결정되는 영역이다. 미분무수는 노
즐출구를 벗어나게 되면 break-up 과정을 거치면서
작은 입자들로 구성되며 화원과 상호작용을 하기위
한 입자들의 특성(분사속도, 분사각도, 입자직경 등)
이 결정된다. 세 번째 영역은 두 번째 영역에서 생
성된 미분무수의 입자와 화염과의 상호작용에 의한
화염억제, 소화시간, 산소농도분포, 화염강도 변화등
의 소화에 직접적으로 연관된 유동장이 형성된다.

본 연구는 제시된 세 영역 중 첫 번째 영역인 분
무노즐에 중점을 두었으며, 적용대상은 Pressure
-swirl 노즐로 스윌러(Swirler)가 내장된 스윌러 분
사형이다. Fig. 2는 적용 대상 노즐의 내부 형상을
나타낸 것이다. ①은 노즐의 입구부분이며, ②는
Swirl을 발생시키는 구간인 스윌러이며, ③은 노즐

의 출구, 즉 노즐 분사구이다. 노즐의 입구부분은
Table 1에 제시된 작동압력이 적용되었으며, 노즐의
출구부분은 대기공간으로 작동유체가 분사되기 때
문에 대기압력을 경계조건으로 부과하였다.

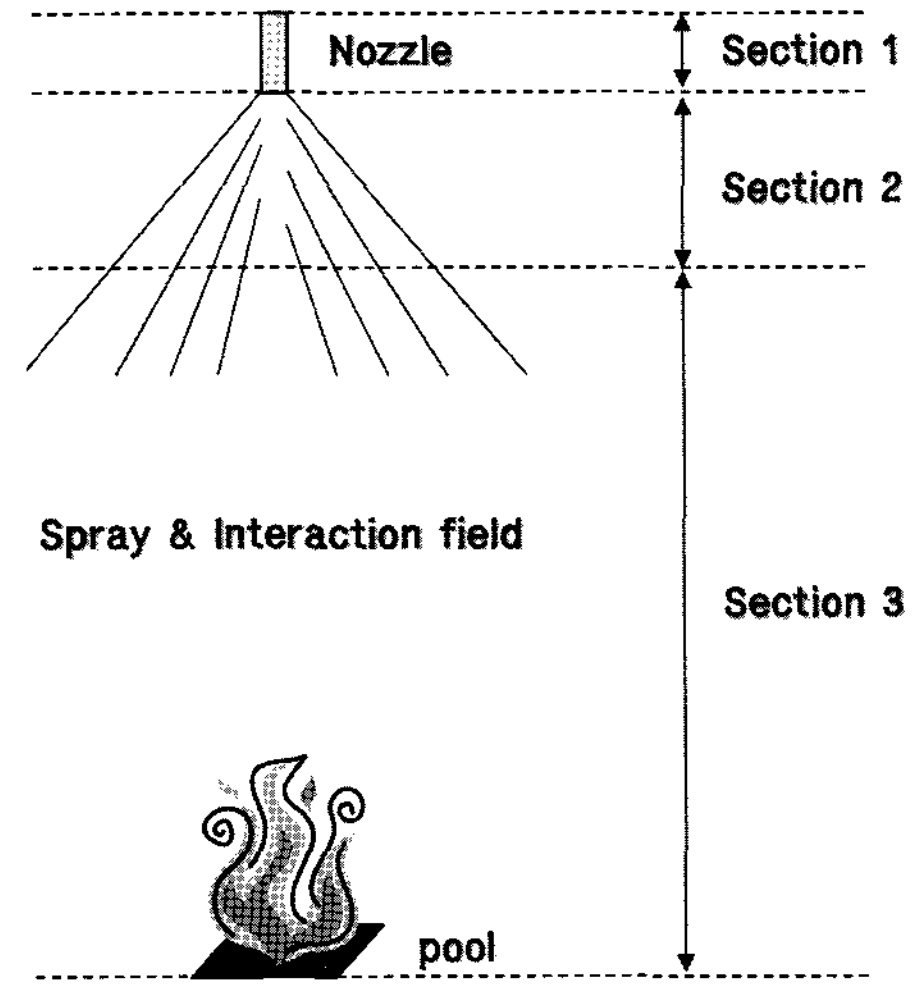


Fig. 1 Domain of flow fields

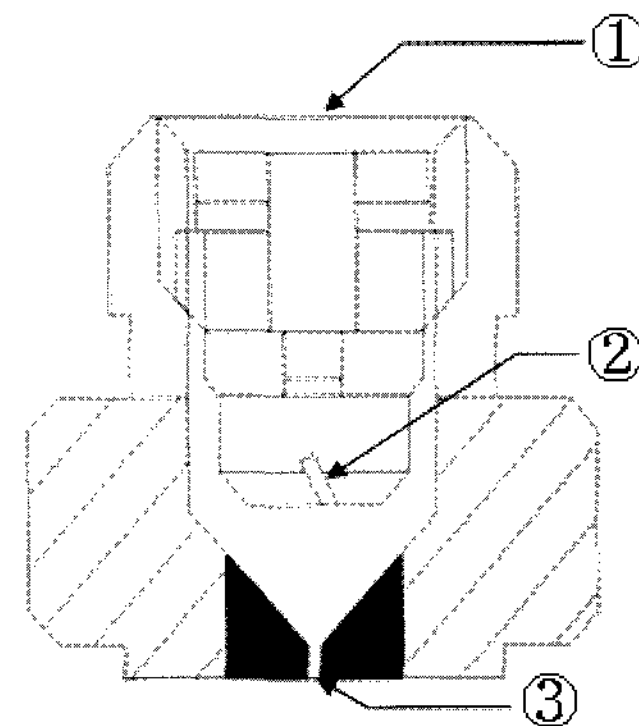


Fig. 2 Schematic diagram of mist nozzle

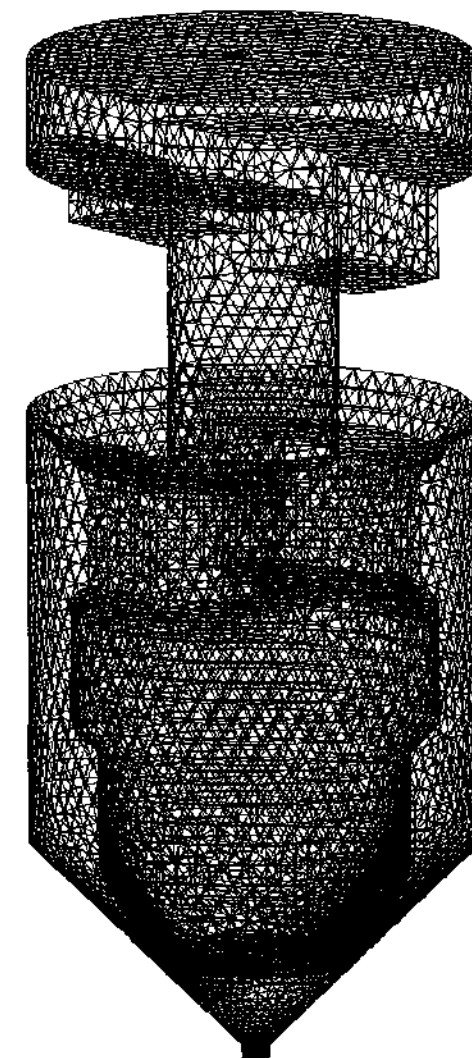


Fig. 3 Grid system for numerical model

Table 1 Nozzle parameters used in simulation

operating pressure (P : bar)	10, 30, 50, 70, 100
temperature of working fluid (T : °C)	10, 20, 30, 40, 50

본 연구에서 최종적으로 도출하고자 하는 값은 작동유체의 압력과 온도에 따른 노즐 출구단에서의 유량을 도출하는 것이기 때문에 3차원 정상상태를 가정하였다. 노즐내부는 정해진 온도의 유체가 계속적으로 공급되어 정상상태에 도달하게 되면 노즐의 출구부분에서만 대기와의 열전달이 발생하기 때문에 에너지방정식은 고려하지 않았고 Table 1에 제시된 온도에 따른 작동유체의 밀도와 점성계수를 직접적으로 부과하였다. 지배방정식은 2 eq. k-ε RNG 난류 모델로서 아래와 같고 압력보간방법으로는 SIMPLE 알고리즘이 사용되었으며, 해석은 범용 열유동 해석 코드인 FLUENT V6.2를¹⁰⁾ 사용하였다.

연속 방정식 :

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (1)$$

운동량 방정식 :

$$\begin{aligned} \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) &= -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} \\ \bar{\tau} &= \mu [(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I] \end{aligned} \quad (2)$$

난류운동에너지 방정식 :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} (\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j}) + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M \quad (3)$$

난류운동에너지 소산 방정식 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \epsilon u_i) &= \frac{\partial}{\partial x_j} (\alpha_\epsilon \mu_{eff} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j}) + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k \\ &+ C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} - R_\epsilon \end{aligned} \quad (4)$$

여기에서 $\bar{\tau}$ 는 응력텐서(stress tensor), I 는 단위 텐서(unit tensor), G_k 와 G_b 는 평균속도기울기 및 부력에 의한 난류운동에너지의 생성, Y_M 은 압축성 난류에서의 요동과 팽창분포, α_k 와 α_ϵ 은 k 와 ϵ 에

대한 역 유효 프란틀수를 나타내고 있다.

계산격자는 Fig. 3과 같이 비정렬 격자를 약 30만 개로 구성하였으며, 본 연구를 위한 노즐의 해석변수는 작동압력과 작동유체의 온도이며 Table 1에 나타내었다.

3. 결과 및 고찰

Fig. 4는 노즐내부유동에 대한 유선(stream line)을 압력변화에 대하여 나타낸 그림이다. 상부에서 고압으로 공급된 유체는 노즐의 중앙부분을 거쳐 내벽과 외벽사이의 공간을 지나게 된다. 유체는 스월러의 좁은 관로를 지나면서 압력이 하강하고 유속이 증가하여 스월러의 출구와 노즐의 출구 사이의 영역에서 스월이 형성되는 유동장의 형태를 가지게 된다.

Fig. 5는 노즐내부의 유동에 대하여 압력장과 속도벡터를 나타낸 그림이다. 입구에서 압력조건이 가해져 노즐내부의 스월러를 지나면서 안쪽벽면을 따라서 스월이 형성되고 노즐의 출구를 통하여 빠른 속도를 형성하면서 분출하는 복잡한 스월유동이 형성된다.

노즐의 상부로부터 오리피스 입구까지 주어진 압력조건을 형성한 후 스월러에서 약 20%의 압력강하를 발생하고, 스월러 출구와 출구 오리피스 사이의 공간에서 약 70%, 출구 오리피스에서 약 10%를 차지하였다.

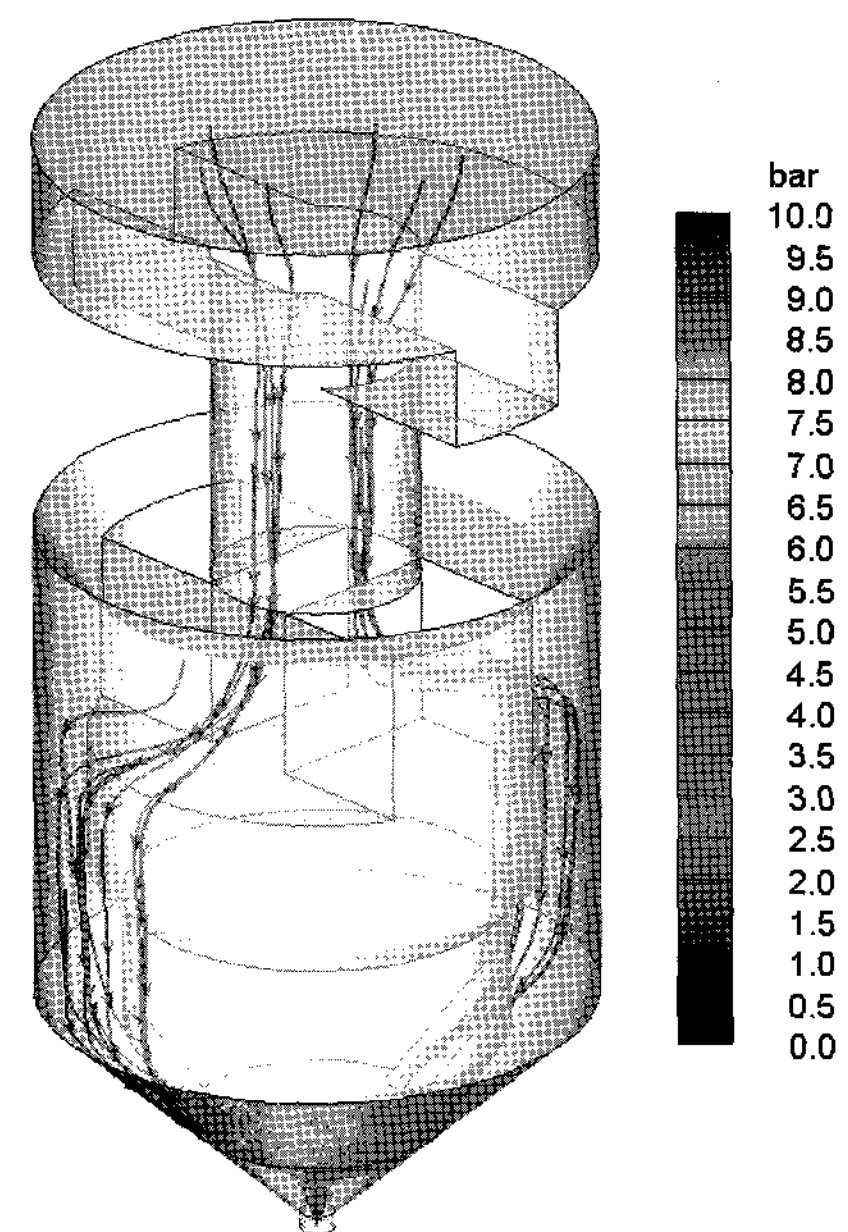


Fig. 4 Stream line for pressure field inside nozzle

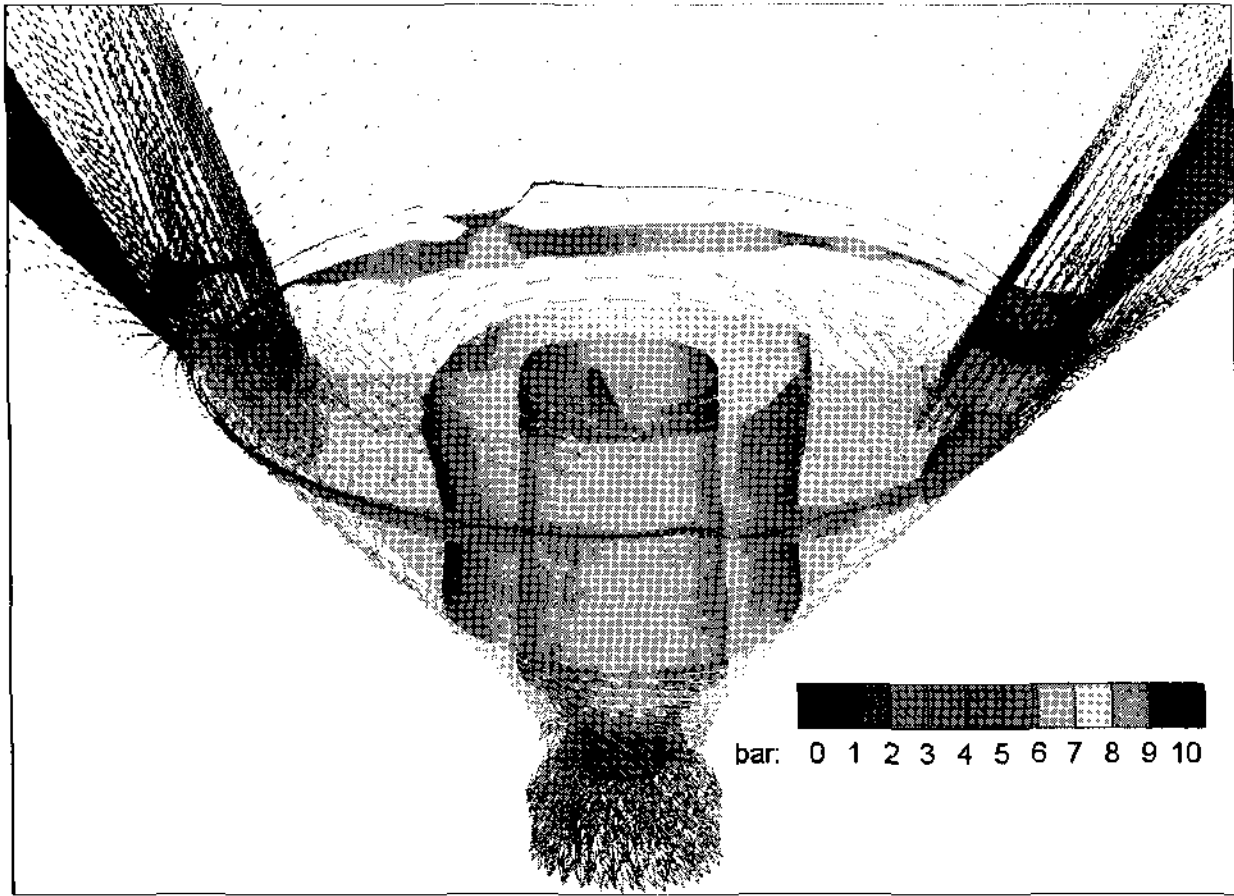


Fig. 5 Velocity vector and iso-surface for pressure field inside nozzle

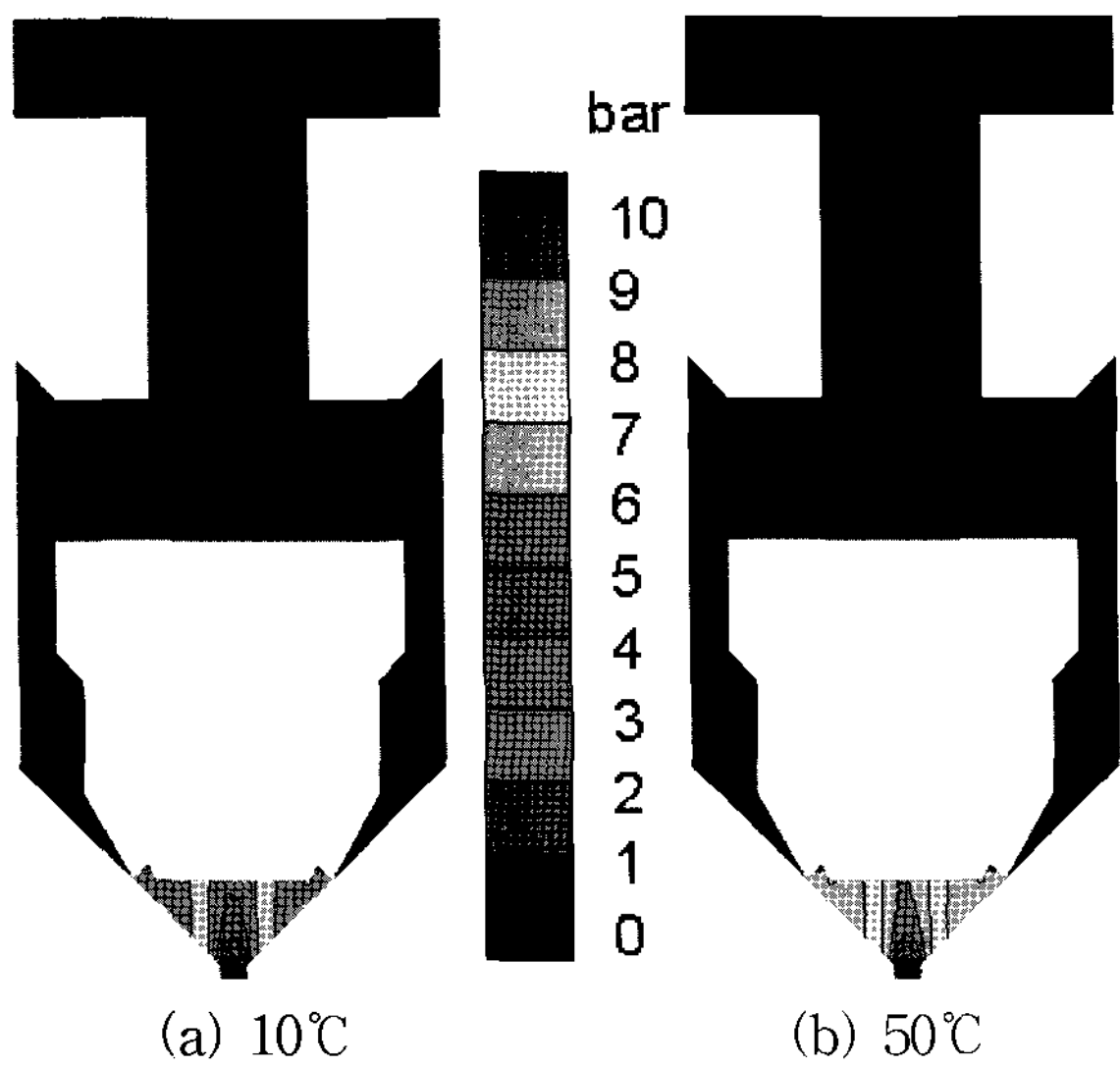


Fig. 6 Pressure field inside nozzle for operating temperature at 10 bar

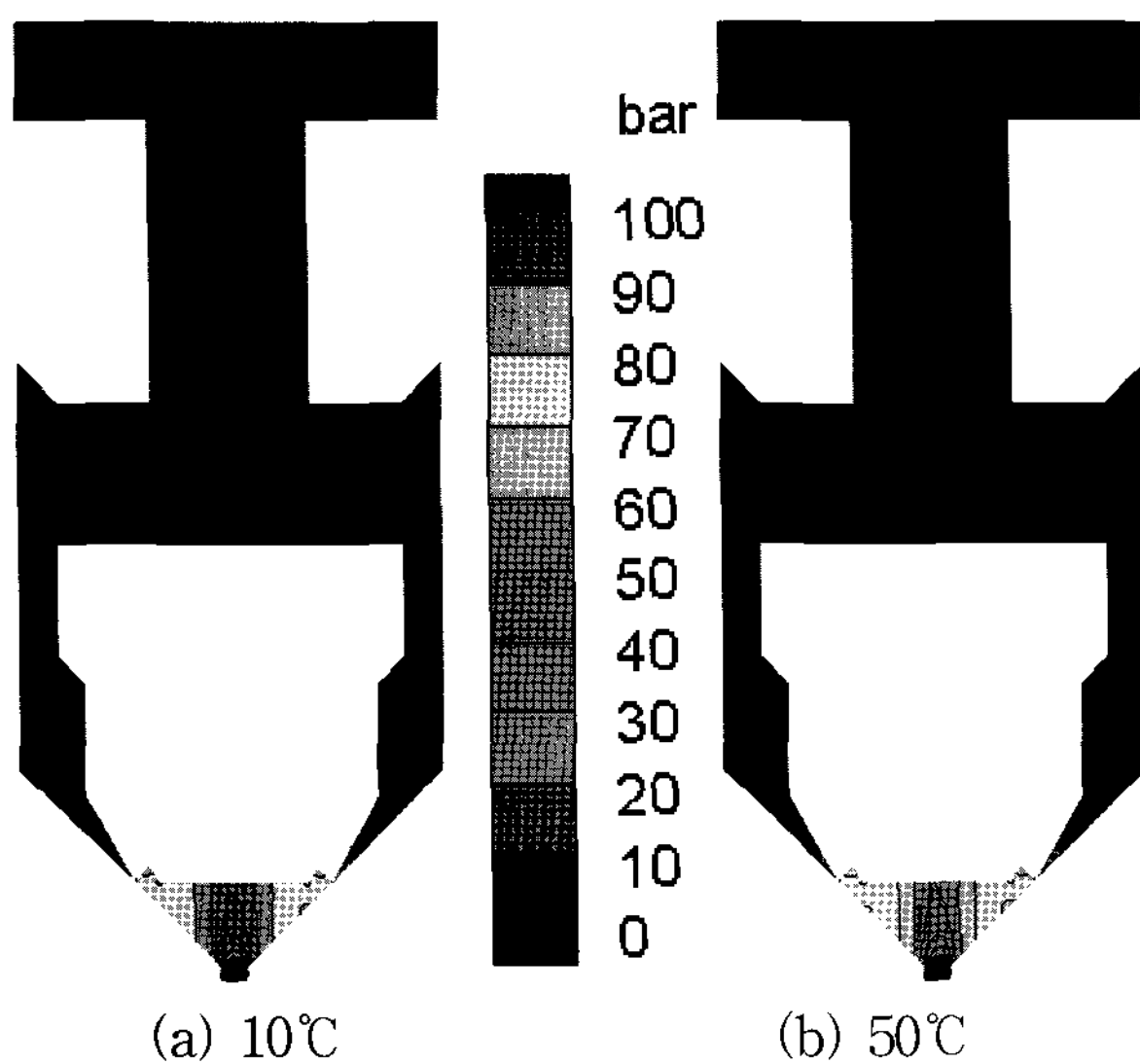


Fig. 7 Pressure field inside nozzle for operating temperature at 100 bar

Fig. 6과 7은 작동압력이 10bar와 100bar인 경우 중앙단면에서의 압력분포를 온도변화에 대하여 나타낸 그림이다. 상부로부터 스월러의 입구부분까지는 주어진 압력조건이 10bar와 100bar를 그대로 유지한 후 스월러를 통과하면서 압력이 약 8bar와 80bar로서 20%의 감소가 발생한다. 온도변화에 대해서는 두 압력조건 모두 전체적인 분포형태는 거의 차이가 발생하지 않지만 노즐출구의 중앙부분에서 온도가 상승하면서 약간 낮은 압력분포를 발생시키고 있다. 이러한 이유는 유체의 온도가 상승하면서 밀도가 감소하기 때문에 중앙부분에서 약간의 압력감소가 발생한 것으로 생각된다.

K-factor는 노즐의 성능을 결정하는 주요 변수 중 하나로 식 (5)과 같이 유량과 압력강하의 관계를 나타낸다.

$$Q = K_n (\Delta P)^n \quad (5)$$

여기에서 Q 는 유량(l/min), K 는 K-factor($l/min/bar^{1/2}$), ΔP 는 입구와 출구의 압력차(bar)를 의미한다.

본 연구의 적용대상과 같은 오리피스형 노즐에서는 일반적으로 지수는 $n=0.5$ 가⁸⁾ 적용된다. 현재 설계된 단일 노즐의 경우 작동 압력 10bar에서 유량은 $0.316 l/min$ 으로 K-factor는 0.1이다. 압력범위를 10bar에서 100bar의 운전 조건으로 노즐성능을 예측한 결과는 Table 2, 3과 같다. Fig. 8에 도시된 유량 Q_{CFD} 와 작동압력과의 관계를 식 (5)에 적용하게 되면 노즐의 K-factor를 구할 수 있다. 본 연구에서는 0.093~0.094로 $n=0.5$ 를 적용한 값과 비교하여 보면 약 6~7%의 오차값을 보이고 있으며 압력이 상승할수록 오차값이 증가하는 현상을 보여주고 있다.

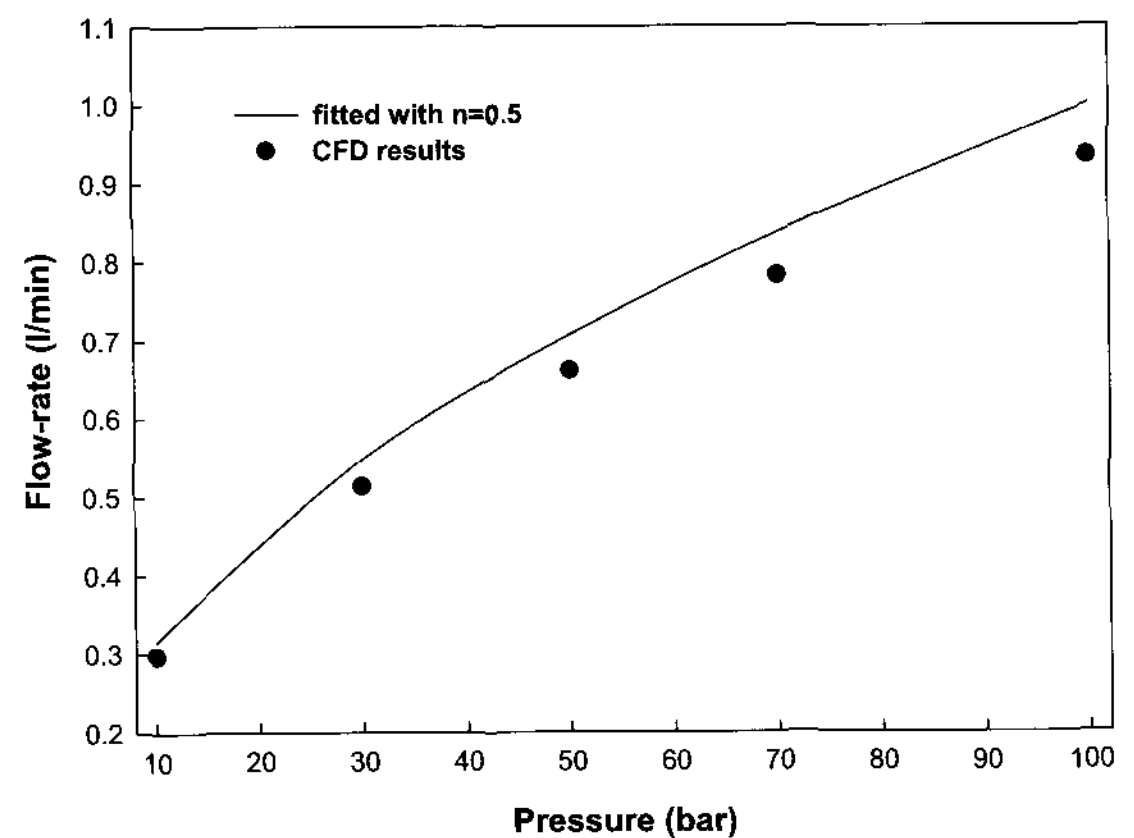
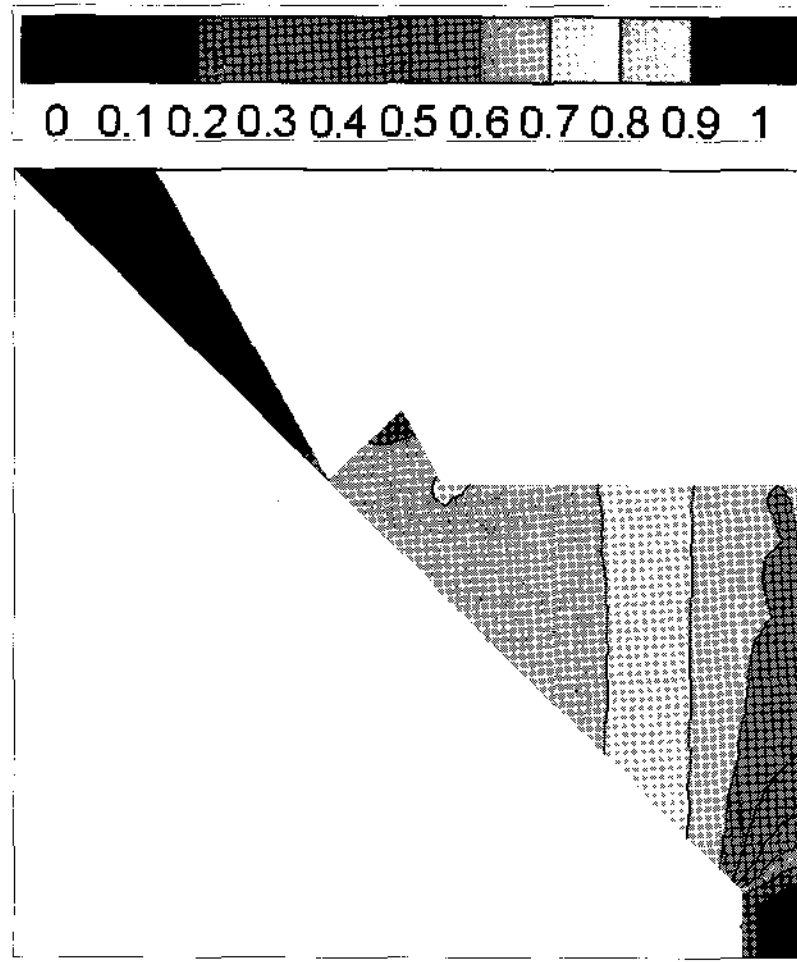
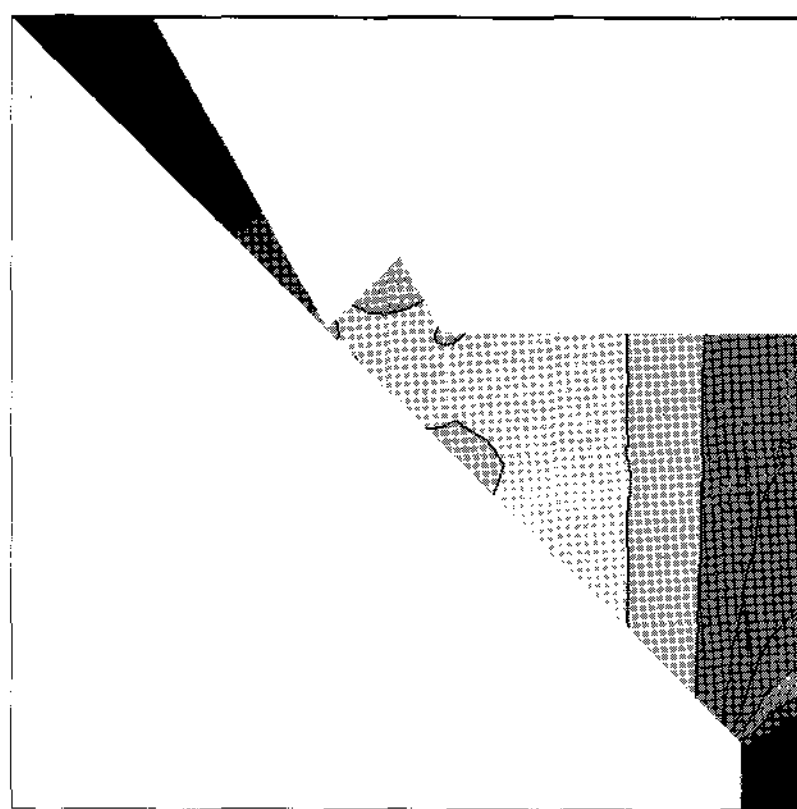


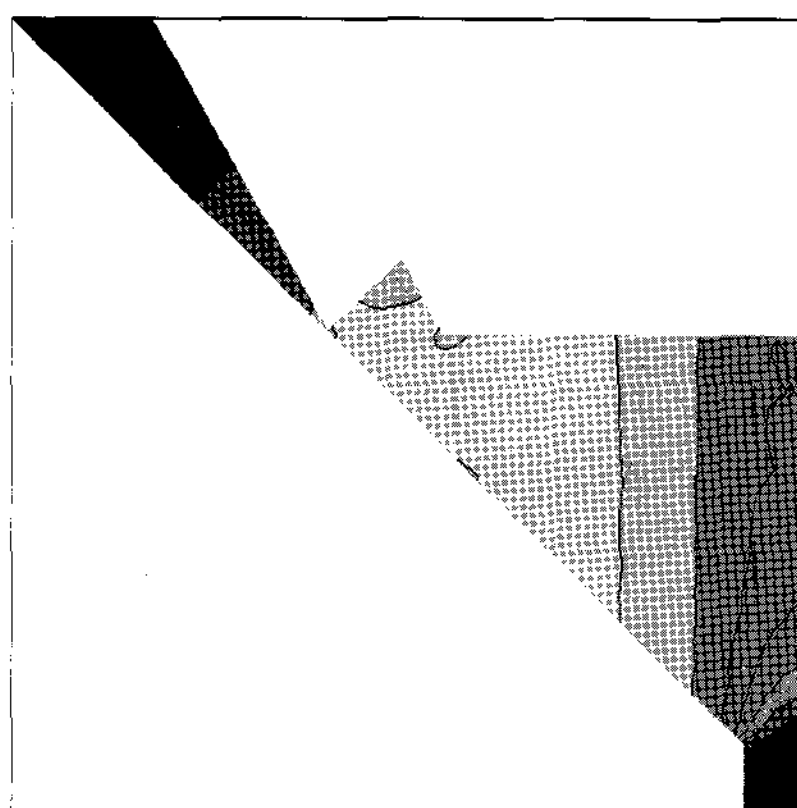
Fig. 8 Performance curve of nozzle at 20°C



(a) 10bar



(b) 50bar



(c) 100bar

Fig. 9 Dimensionless pressure field inside nozzle for several operating pressure

이것은 실험결과로부터 식 (5)에 의하여 구해진 결과값은 유체가 스월러를 통과할시 압력의 증가로 인한 스월러 부근에서의 압력강하는 고려되지 않기 때문이다. Fig. 9에서 보듯이 유체에 작동하는 압력이 증가하게 되면 좁은 스월러를 통과하면서 유동이 저항을 받게 되어 스월러 입구 부근에서 압력강하가 커지기 때문에 실험결과로부터 제공된 값보다

감소하는 현상을 발생하는 것이다.

Table 2 Nozzle performance for flow rate

P	T				
	10	20	30	40	50
10	0.29921	0.29813	0.29712	0.29608	0.29504
30	0.51537	0.51383	0.51227	0.51057	0.50890
50	0.66390	0.66202	0.66004	0.65799	0.65589
70	0.78449	0.78227	0.78009	0.77772	0.77526
100	0.93629	0.93384	0.93128	0.92852	0.92568

Table 3 Nozzle performance for K-factor

P	T				
	10	20	30	40	50
10	0.09462	0.09428	0.09396	0.09363	0.09330
30	0.09409	0.09381	0.09353	0.09322	0.09291
50	0.09389	0.09362	0.09334	0.09305	0.09276
70	0.09376	0.09350	0.09324	0.09296	0.09266
100	0.09363	0.09338	0.09313	0.09285	0.09257

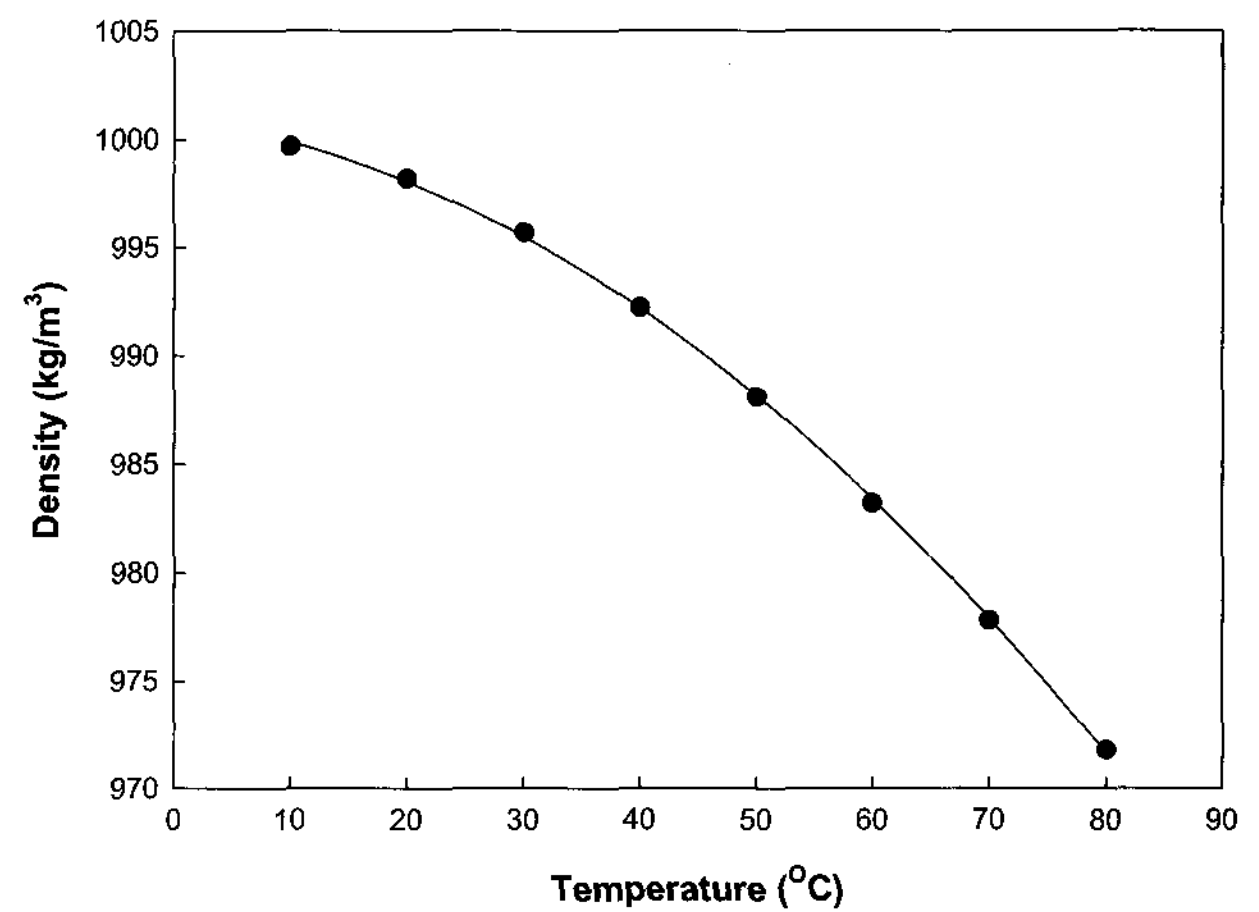


Fig. 10 Water density distribution according to temperature variation

Table 2와 3은 작동압력과 온도변화에 따른 유량 및 K-factor의 결과값을 나타내었다. 압력의 증가에 대하여 비례적으로 유량이 증가하고 있지만, 온도의 증가에 대해서는 유량이 감소하고 있는 것을 확인할 수 있다. 이렇게 온도의 증가에 대하여 유량이 감소하는 이유는 아래의 Fig. 10에서 보여주듯이 작동유체인 물은 온도가 상승하게 되면 밀도가 감소

하기 때문에 질량유량의 감소로 이어져 유량이 감소하게 되는 것으로 판단된다. 따라서, 작동압력의 증가와 온도의 증가는 노즐의 특성을 나타내는 K-factor를 감소시키게 되는 것이다.

Fig. 11은 작동유체의 압력 및 온도변화에 대한 유량을 나타낸 그림이다. 작동압력이 증가할수록 노즐의 입구부분에서 고압으로 유량을 공급하기 때문에 유량이 증가하게 된다. 유체온도의 증가는 유체의 밀도를 감소시키기 때문에 Fig. 8에서 논의 하였던 듯이 질량유량의 감소에 의하여 유량의 감소가 발생한다.

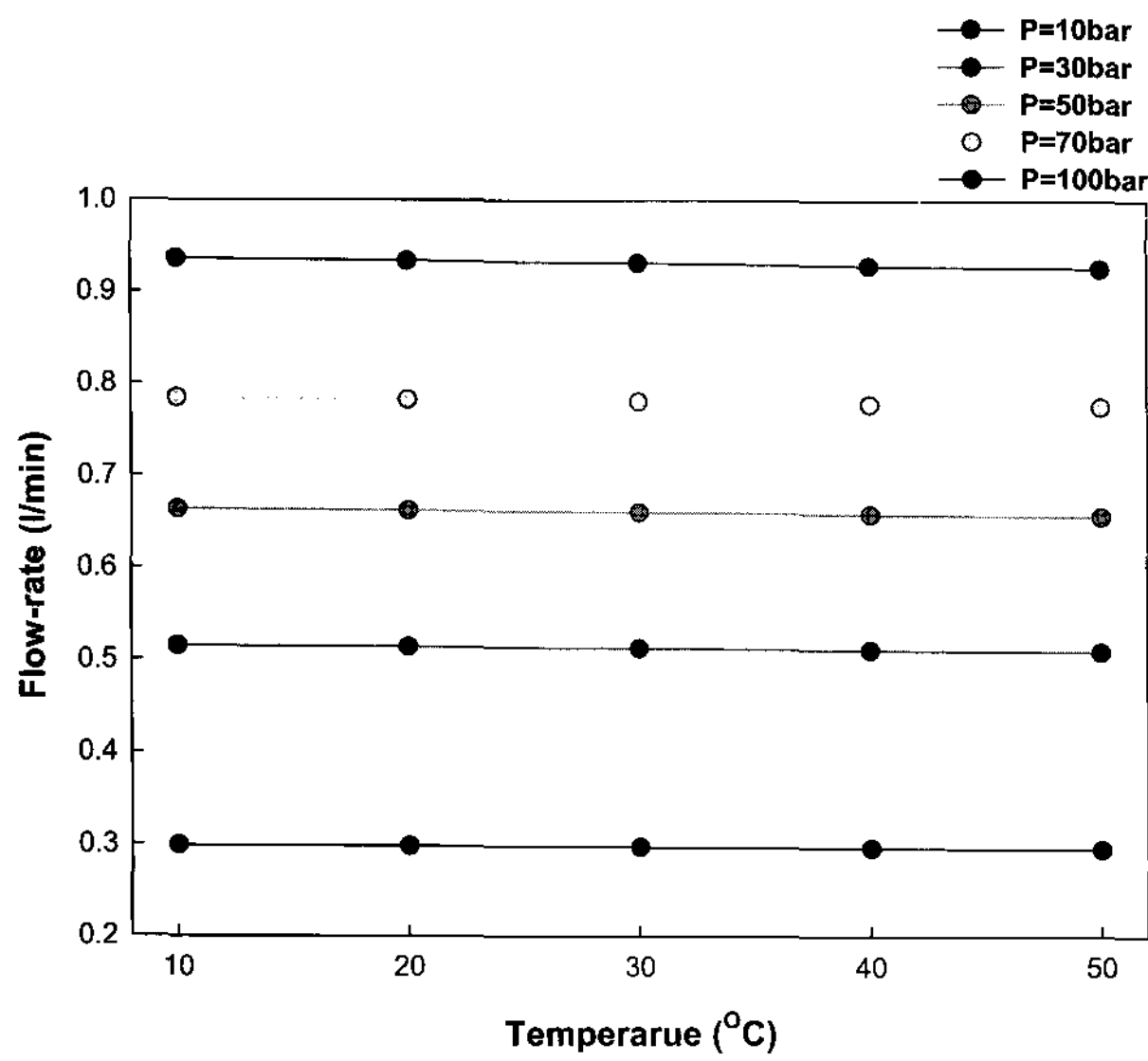


Fig. 11 Flow rate according to variation of operating pressure and temperature

Fig. 12는 작동압력의 변화에 대하여 작동온도 10°C와 50°C에서 유량의 감소비율을 나타낸 그림이다. 압력이 10bar에서 약 1.4%로 유량의 감소비율이 최대이며 압력이 증가할수록 유량의 감소비율은 줄어들며 압력이 100bar일 경우 약 1.13%로 나타났고 평균 감소비율은 약 1.23%로 나타났다. 동일한 온도변화에 대하여 유체의 밀도변화는 약 1.16% 감소하게 된다. 따라서, 작동유체의 온도에 따른 유량변화는 온도에 따른 밀도변화와 밀접한 상관관계를 가지고 있다. 본 연구결과 온도에 따른 유량변화는 상기에서 제시되었듯이 평균 1.23%로서 매우 작은 감소비율을 보여주고 있지만, 온도에 따른 밀도변화가 큰 작동유체의 경우에는 온도에 따른 유량변화의 폭이 더욱더 증가하게 될 것이며 노즐설계시에 고려되어야 할 것으로 판단된다.

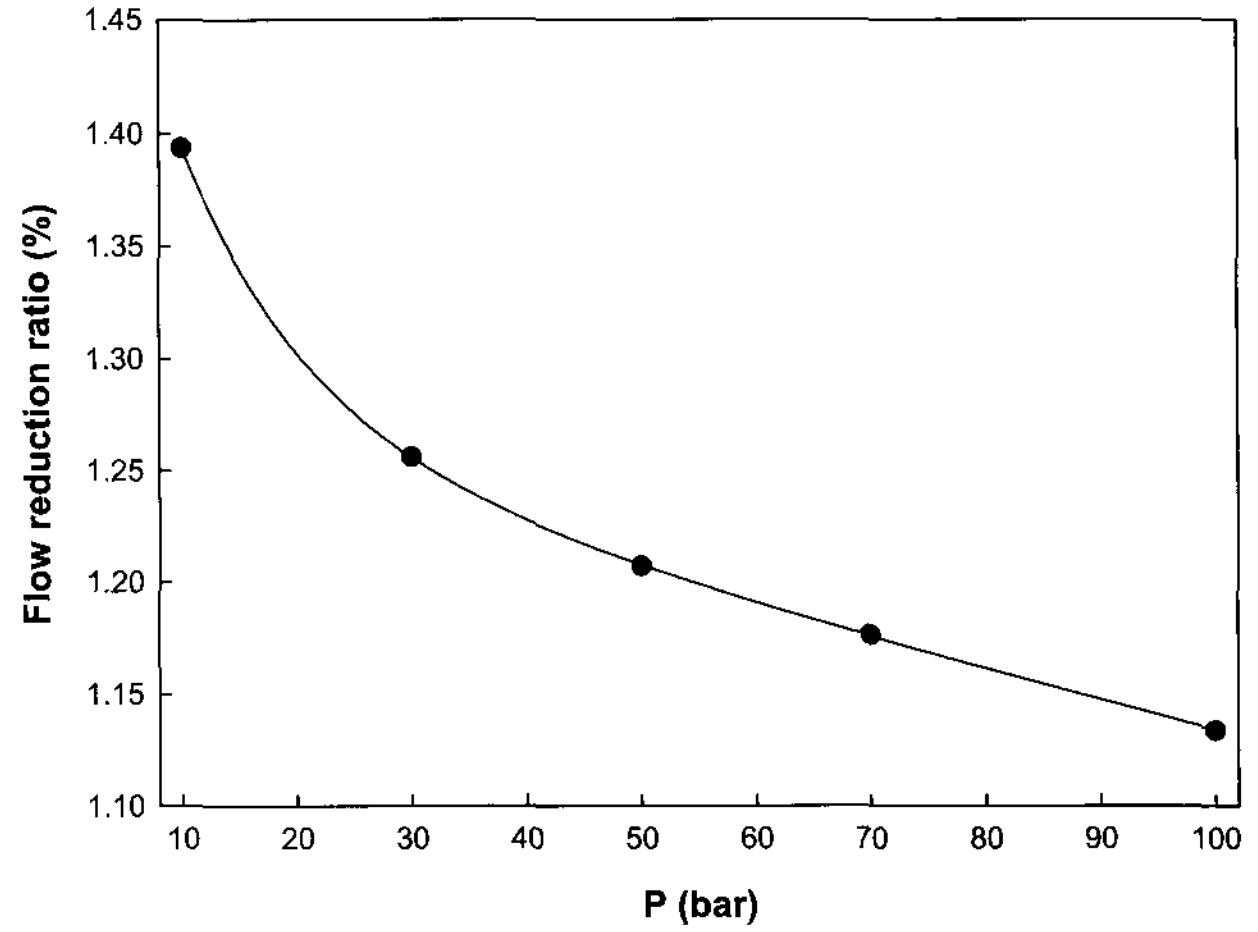


Fig. 12 Flow reduction ratio according to variation of operating pressure

4. 결 론

본 연구에서는 오리피스형 분사노즐에서 작동유체의 온도 및 압력변화에 따른 K-factor의 변화에 대하여 연구를 진행하였다. 본 연구에서는 작동온도 20°C에서 K-factor는 0.094~0.093으로 n=0.5를 적용한 실제노즐의 값과 비교한 결과 약 6~7%의 오차 값을 보이고 있어 CFD 해석결과가 타당함을 알 수 있었다. 노즐내부의 압력분포는 스월러를 지나면서 약 20%의 압력강하가 발생하고, 스월러의 출구와 오리피스 사이의 공간에서 약 70%, 출구 오리피스에서 약 10%가 발생하였다. 유체의 작동압력이 증가하게 되면 좁은 스월러를 통과하면서 유동저항이 발생하게 되어 스월러의 입구 부근에서 압력강하가 커지기 때문에 K-factor가 감소하는 경향을 확인할 수 있었다. 작동유체의 온도가 증가하게 되면 유체의 밀도가 감소하기 때문에 출구에서 유량이 감소하며, 본 연구에서는 평균 1.23%의 감소를 보였다. 또한 이러한 결과는 온도에 따른 물의 밀도변화인 1.16%와 비슷한 수치로서 밀도변화와 밀접한 상관관계를 가지고 있는 것을 확인할 수 있었다. 따라서, 노즐설계시에 사용되는 작동유체의 밀도변화가 온도에 대하여 급격한 기울기를 가지는 경우에는 최종유량의 산출시에 온도에 따른 유량의 변화도 고려되어야 할 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 학술진흥재단(과제번호 : KRF-2005-005-J09901) 및 산업자원부 지역산업기술개발사업

“선박용 침단 수계 소화시스템 개발”의 연구 결과물로서, 이에 관계자 여러분에게 감사드립니다.

10. FLUENT Inc., 2001, “Fluent 6 User’s Guide”, Fluent Inc. Lebanon.

참고 문헌

1. Kim, S. C. and Ryou, H. S., 2003, “An Experimental and Numerical Study on Fire Suppression using a Water Mist in an Enclosure”, *Building and Environment*, Vol. 38, Issue 11, pp. 1309~1316.
2. Kim, S. C. and Ryou, H. S., 2004, “The Effect of Water Mist on Burning Rates of Pool Fire”, *Journal of Fire Sciences*, Vol. 22, No. 4, pp. 305~323.
3. Kim, H. Y., Oh, S. Y. and Chung, J. T., 2004, “Effect of Spray Characteristics of Water Mist on the Extinction of a Liquid Pool Fire”, *Trans. of the KSME(B)*, Vol. 28, No. 12, pp. 1591~1599.
4. Kim, M. B., Jang, Y. J. and Kim, J. K., 1996, “Burning Rate of a Pool Fire with Downward-directed Spray”, *Fire Safety Journal*, 27, pp. 37~48.
5. Han, Y. S., Kim, M. B. and Shin, H. D., 1997, “Extinguishment by the Cooling Effect of the Fuel Surface with Pool Fires”, *Trans. of Korean Institute of Fire Science & Engineering*, Vol. 11, No. 4, pp. 15~23.
6. Kim, M. B., Jang, Y. J. and Yoon, M. O., 1997, “Extinction Limit of a Pool Fire with a Water Mist”, *Fire Safety Journal*, 28, pp. 295~306.
7. Hua, J., Kumar, K., Khoo, B. C. and Xue, H., 2002, “A Numerical Study of the Interaction of Water Spray with a Fire Plume”, *Fire Safety Journal*, 37, pp. 631~657.
8. Chung, H. T., Lee, C. H., Choi, B. I., Han, Y. S. and Ock, Y. W., 2006, “Application of CFD Technique to Performance Prediction of Spray Characteristics of Water-Mist Fire Suppression Nozzles”, *KSCFE*, Vol. 11, No. 4, pp. 56~61.
9. NFPA 750, 1996, “Standard on the Installation of Water Mist Fire Protection Systems”, National Fire Protection Association.