

(논 문)

초음속 노즐에서 발생하는 응축충격파의 피동제어

김희동* · 권순범** · 瀬戸口俊明***

(1996년 5월 13일 접수)

Passive Control of Condensation Shock Wave in Supersonic Nozzles

Heuy-Dong Kim, Soon-Bum Kwon and Toshiaki Setoguchi

Key Words : Compressible Flow(압축성흐름), Condensation Shock Wave(응축충격파), Supersonic Nozzle(초음속노즐), Self-Excited Oscillation(자려진동), Supersonic Wind Tunnel(초음속풍동), Normal Shock Wave(수직충격파), Passive Control(피동제어), Porous Wall(다공벽)

Abstract

When a moist air is rapidly expanded in a supersonic nozzle, nonequilibrium condensation occurs at a supersaturation state. Condensation shock wave appears in the nozzle flow if the releasing latent heat due to condensation goes beyond a critical value. It has been known that self-excited oscillations of the condensation shock wave generate in an air or a steam nozzle flow with a large humidity. In the present study, the passive control technique using porous wall with a cavity underneath was applied to the condensation shock wave. The effects of the passive control on the steady and self-excited condensation shock waves were experimentally investigated by Schlieren visualizations and static pressure measurements. The result shows that the present passive control is a useful technique to suppress the self-excited oscillations of condensation shock wave.

1. 서 론

비교적 잠열량이 큰 수증기나 습공기 등의 응축성 기체가 초음속 노즐을 통하여 급격히 가속팽창하는 경우에는 포화상태에 도달하여도 응축하지 않고 과포화상태(supersaturation)로 되어 노즐내에서는 비평형응축(nonequilibrium condensation)이 발생하는 것으로 잘 알려져 있다.^(1,2) 이러한 응축으로 인하여 노즐내의 유동은 기액 이상류(two-phase flow of gas-liquid)의 분무류로 되며, 응축

액적의 잠열방출이 어느 임계값을 넘게 되면 노즐 내에는 유동 불연속면의 일종인 응축충격파(condensation shock wave)가 발생한다.^(3,4) 이러한 응축충격파는 유동장의 엔트로피를 급격하게 상승시킬뿐만 아니라 노즐 유동장의 상태량을 급변하게 하므로, 유동해석에 곤란함을 초래하게 한다. 이와 같이 비평형응축과 응축충격파는 추진 로켓의 분사장치의 유동, 고속비행체 주변의 유동, 증기터빈의 익렬간의 유동, 그리고 각종 고압가스의 관내 유동에서 발생하므로, 이에 대한 연구는 공학적 관점에서 매우 중요하다.

한편 노즐입구에서 흐름의 과포화도가 비교적 큰 경우에는 노즐의 전후단의 압력조건을 일정하게 유지한 상태에도 불구하고 응축충격파는 흐름의 상류

*회원, 안동대학교 기계공학과

**회원, 경북대학교 기계공학과

***일본 Saga Univ. 기계공학과

방향으로 이동하여 노즐내의 유동은 주기적으로 진동하게 된다. 이러한 진동은 자력진동(self-excited oscillation)으로 알려져 있으며,⁽⁵⁾ 노즐 유동장에 자력진동이 발생하게 되면 유동의 불안정성을 초래할뿐만 아니라 비정상 하중(unsteady load)이나 소음 진동의 원인이 되므로 응축충격파의 자력진동에 대한 대책은 매우 중요하다. 이와 같은 응축충격파의 자력진동 현상은 증기 터빈의 익력간의 팽창유동 등과 관련하여 그 동안 많은 연구가 수행되었다.^(5,6) 그러나 응축충격파가 유동장에 미치게 되는 영향을 줄이거나, 응축충격파의 자력진동을 경감시키기 위한 제어법에 관한 연구는 거의 행하여지지 않았다.

종래 초음속 및 초음속 유동에서 발생하는 충격파와 경계층의 간섭현상을 제어하기 위한 많은 연구가 수행되어 왔다.^(7,8) 그 중에서도 항공기 익면상에 발생하는 수직충격파와 경계층의 간섭현상에 다공벽(porous wall)을 적용하여 충격파 전후의 정압변화를 완화시키거나 항력을 감소시키는데 성공한 예가 보고된 바 있다.^(9,10) 이러한 방법은 충격파 전후에서 발생하는 압력차를 이용하는 것이며, 펌프나 블로우어 등과 같은 기계적 동력을 필요로 하지 않으므로 일반적으로 피동제어법(passive control method)이라 한다. Fig. 1에 개략적으로 나타낸 바와 같이 익면상에 충격파가 발생하리라고 예상되는 영역에 이러한 피동제어법을 적용하게 되면 충격파 하류의 경계층흐름은 충격파에 의한 압력상승으로 인하여 자동적으로 다공벽을 통해 공동(cavity)내로 흡입되어 충격파 상류의 저압영역으

로 향하게 된다. 충격파 하류 경계층흐름의 흡입(suction)작용은 일반적으로 충격파로 인해 발생하는 경계층의 박리를 억제하며, 또 공동을 통하여 충격파 상류로 피이드백(feed back)되는 흐름은 충격파 전후의 압력구배를 완만하여 충격파를 약하게 하는 효과가 있는 것으로 알려져 있다. 이와 같은 피동제어법은 익의 성능이나, 흐름장의 불안정성, 저항증가 등의 공기역학적 문제들에 대하여 매우 효과적인 것으로 알려져 왔다.

다공벽을 이용한 충격파의 피동제어는 주로 초음속 혹은 초음속 공기유동에 적용되어 성공을 거두어 왔으나, 응축충격파를 수반하는 내부유동에 대해서는 아직까지 적용되지 않았다. 이것은 대개의 경우 초음속 노즐과 같은 내부유동에서 발생하는 응축충격파는 외부유동의 충격파에 비해 역압력구배가 크지 않으므로, 피동제어법을 적용하는 어려움이 있기 때문이며, 또는 부분적으로 지금까지 응축충격파의 진동특성이 충분히 알려지지 않았기 때문이다.

본 연구에서는 다공벽을 이용한 피동제어법을 초음속 라발노즐에서 발생하는 응축충격파에 적용하였다. 실험에서는 노즐벽에 여러 기공률(porosity)을 갖는 다공벽을 설치하여, 응축충격파에 의한 정압상승과 자력진동 현상에 미치는 피동제어의 유용성을 검토하였다.

2. 실험장치 및 방법

본 연구에서는 작동기체로 습공기를 이용하였으며, 습공기가 초음속 노즐내에서 가속팽창하는 과정에서 응축하는 경우를 실험적으로 조사하였다. Fig. 2에는 대기 흡입식 초음속 풍동의 개략도를 나타내었다. 본 풍동은 대기상태의 습공기를 진공

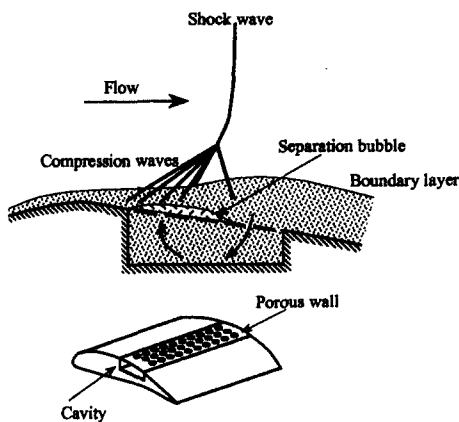


Fig. 1 Passive control of shock/boundary layer interaction on airfoil surface

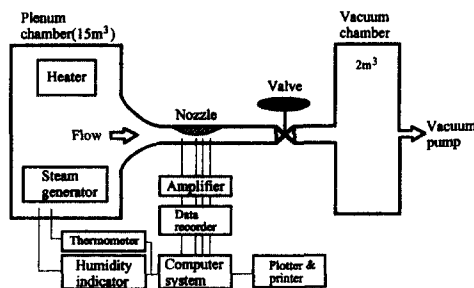


Fig. 2 Experimental apparatus and measurement system

탱크로 흡입하는 형태로, 상류정체실(upstream plenum chamber)과 측정부(test section) 및 진공실(vacuum chamber)로 구성되어 있다. 측정부는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 높이 60mm, 폭이 38mm인 사각단면의 덕트로 되어 있으며, 덕트의 상벽에 초음속 노즐(supersonic nozzle)을 설치하였다. 본 연구에서 사용된 노즐은 목의 곡률반경 R^* 가 155mm와 400mm인 두 종류의 원호노즐을 사용하였으며, 노즐목의 높이 $h^*/2$ 는 24mm로 일정하게 유지하였다(여기에서 *는 노즐목을 의미한다).

한편 초음속 노즐의 상벽에는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 공동을 설치하였으며, 벽면에는 다공벽을 적용하여 고체벽면과 원활하게 연결되도록 하였다. 다공벽의 길이는 20mm로 공동의 길이와 같게 하였으며, 공동의 깊이 D 는 3mm, 5mm, 7mm로 변화시켰다. 또 다공벽은 직경 2mm의 구멍이 피치 5mm간격으로 4열로 배치되어 있으며, 구멍의

수를 변화시키는 것에 의해서 기공률 P 는 0.05, 0.10, 0.13 및 0.18로 변화하였다. 종래 연구결과에 의하면, 피동제어에 적절한 기공률은 0.13이라고 제안하였으므로,⁽¹¹⁾ 본 실험에서 적용된 기공률을 0.18 이하의 4종류로 제한하였다. 또 실험에서는 응축충격파의 위치에 따라 다공벽의 위치를 노즐목으로부터 하류방향으로 $s=0\text{mm}$, 10mm 및 20mm로 변화시켰다.

초음속 노즐에서 발생하는 응축충격파의 시간평균 및 시간변동 유동장은 슐리렌 가시화와 압력측정을 통하여 해석하였다. 본 실험에서는 노즐 축방향으로 압력을 측정하기 위하여 직경 0.5mm인 관통관(through tube)을 이용하였으며, 관통관은 이중구조⁽¹²⁾로 되어 있어 그 내부에 직경 0.3mm의 관을 스테핑모터를 사용하여 이동시킴으로써 축방향의 압력측정이 가능하도록 되어 있다. 압력측정은 반도체 소형 압력변환기(Toyoda PMS-5, 2H)

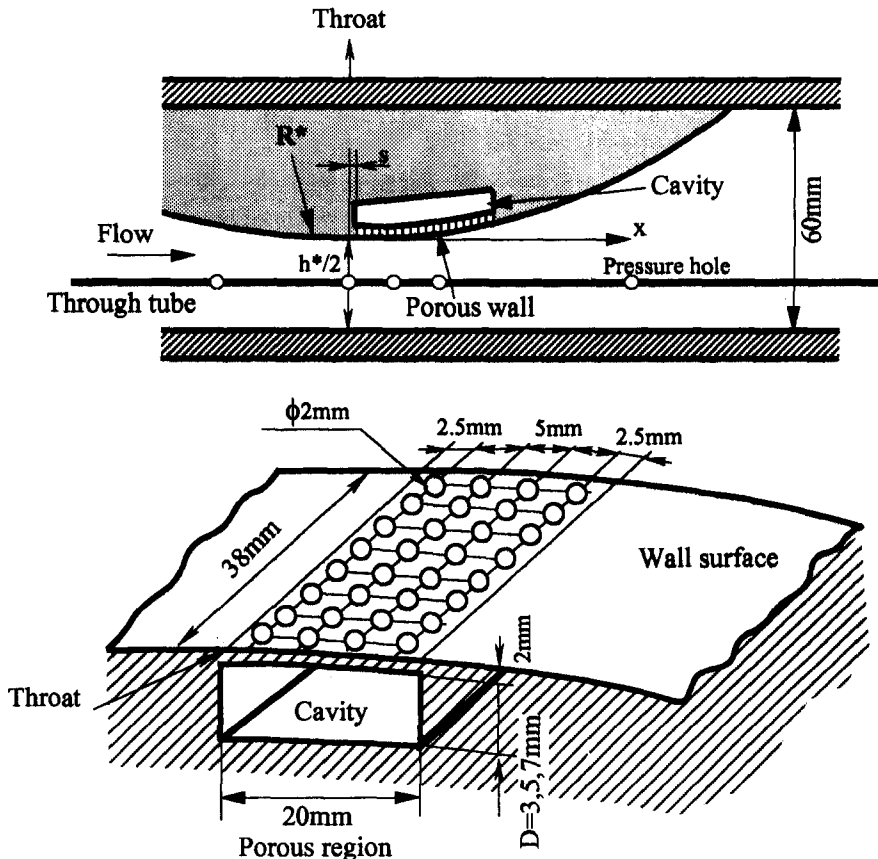


Fig. 3 Test nozzle and porous wall

를 사용하였으며, 압력센서로부터 전기적인 신호는 직류증폭기(Toyoda AA3004)로 증폭하여 퍼스널 컴퓨터의 데이터 해석장치에 기록되도록 하였다. 또 응축충격파의 자러진동을 측정하기 위하여, Fig. 3에 나타낸 바와 같이 노즐목으로부터 $s=0$ mm, 12mm, 24mm의 위치 및 다공벽으로부터 충분히 떨어진 노즐 상류와 하류의 어떤 위치에서 유로 측벽에 고감도 PCB 압력계(Piezotronics PCB112 A21)를 설치하였으며, 압력센서로부터 출력을 파형 기록장치에 보존한 후 통계해석할 수 있도록 하였다.

한편 솔리덴 장치는 마그네슘광을 이용한 순간 광원(최도 약 $3 \times 10^5 \text{cd/cm}^2$)이 장착되어 있으며, 발광시간은 약 $2 \sim 5 \mu\text{s}$ 이다. 광학계의 오목거울(concave mirror)은 유효직경이 200mm이며, 실험에서는 카메라 렌즈를 개방한 상태에서 광원을 발광시켰다.

실험에서는 정체실의 압력 P_0 를 대기압 상태(101.3kPa)로 유지하였으며, 정체실내의 상태를 전열기와 초음파 가습기로 조절하였다. 정체실내의 온도 T_0 및 상대습도 ϕ_0 는 열전대와 상대습도계를 사용하여 측정하였다. 또 노즐내의 흐름이 초음속으로 되도록 노즐 하류의 진공실의 압력을 약 600 Pa까지 감압하여 측정부와 진공실 사이에 위치한 밸브를 열어 유동장을 측정하였다. 본 장치에서 측정부 하류의 밸브를 개방하게 되면 상류 정체실내의 습공기가 진공실로 흡입되어 측정부에서는 약 4 s 정도의 정상 초음속 유동이 얻어진다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 유동장의 가시화

Fig. 4에는 다공벽을 적용한 경우 (b)와 적용하지 않은 (a)(이하에서는 고체벽이라고 한다)의 두 경우에 대하여 노즐내에서 응축충격파가 발생하는 유동장을 비교하였다. 사용된 노즐과 노즐 상류의 정체실 조건을 그림 중에 나타내었으며, 또 각 사진에는 습공기의 상대습도 ϕ_0 를 나타내었다. 그림 (b)에는 다공벽의 상류단이 노즐목으로부터 0mm에 위치한 경우로 기공률은 $P=0.18$ 이다. 그림으로부터 고체벽인 경우 상대습도가 41%로 비교적 작을 때 발생하는 응축충격파는 강도가 약하여 사진에서 매우 희미하게 관찰된다. 그러나 상대습도가 증가함에 따라 응축충격파의 강도가 강해져 흐

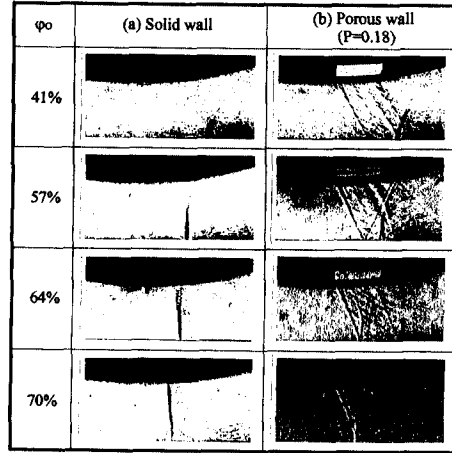


Fig. 4 Schlieren photographs showing condensation shock wave ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, and $T_0=303\text{K}$)

름방향에 거의 수직한 형태로 되며, 그 발생위치는 점차 상류 쪽으로 이동한다. 한편 다공벽의 경우 각 구멍에서부터 발생한 압력교란(pressure disturbance)으로 인하여 다공벽으로부터 압축파 및 팽창파가 발생하며, 이들이 응축충격파와 간섭하는 것이 명료하게 관찰된다. 그림 (a)와 (b)의 응축충격파 형태의 비교로부터 상대습도가 57%까지는 고체벽과 다공벽의 차이는 분명하지 않다. 이것은 다공벽과 응축충격파의 상대위치가 적절하지 않기 때문이다. 그러나 상대습도 $\phi_0=64\%$ 이상에 대해서는 다공벽인 경우에 발생하는 응축충격파는 분지(bifurcation)하며, 그 강도가 약해진다는 것을 관찰할 수 있다. 이것은 다공벽상에 응축충격파가 위치하기 때문에 응축충격파 하류의 높은 압력이 다공벽을 통하여 응축충격파 상류로 피이드백(feed back)되므로 흐름장이 피동적으로 조절되기 때문이다. 즉 응축충격파로 인한 높은 압력의 흐름이 흡입작용(suction)을 통하여 공동내로 유입되어 충격파 상류에서 토출(blowing)되므로 응축충격파 상류의 벽면경계층을 두껍게 한다. 이로 인하여 압축파 혹은 충격파가 발생하게 되므로 응축충격파의 형상은 Y자형(이하에서는 λ 형이라 한다)으로 된다.

Fig. 5에는 다공벽의 기공률 P 가 변화하는 경우 응축충격파 유동장을 가시화한 사진을 나타내었다. 그림에서 다공벽의 위치는 응축충격파의 발생위치에 따라, $\phi_0 \leq 60\%$ 에 대해서는 다공벽의 상류단이

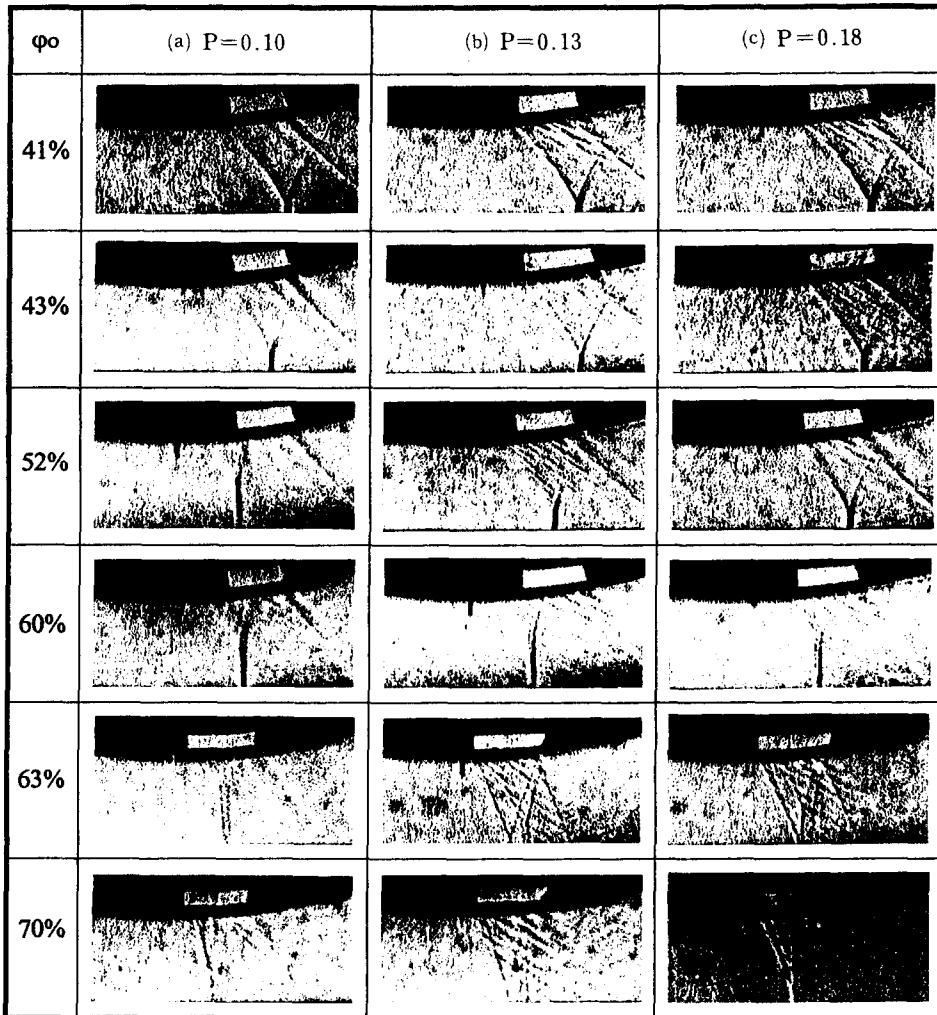


Fig. 5 Schlieren photographs showing condensation shock wave ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, $T_0=303\text{K}$, and $D/h^*=0.1042$)

노즐목으로부터 10mm의 위치, $\phi_0 > 60\%$ 에 대해서는 다공벽의 상류단을 노즐목에 위치시켰다. 그림으로부터 ϕ_0 가 비교적 낮은 경우에는 응축충격파와 다공벽의 상류단에서 발생한 압력파가 간섭하여 충격파는 λ 형으로 나타난다. 그러나 ϕ_0 가 증가할수록 응축충격파는 수직한 형태로 노즐상류로 이동하는 것을 알 수 있다.

$\phi_0 \leq 60\%$ 인 경우, 각 상대습도에 대하여 기공률 P 가 변화함에 따라 응축충격파의 위치나 형상은 크게 달라지지 않는다. 그러나 ϕ_0 가 상대적으로 높은 경우 P 가 증가할수록 λ 형 충격파의 형상이 명료하게 나타난다. 이것은 P 가 클수록 응축충격파

하류의 흐름에 대한 흡입작용이 커지며, 반대로 P 가 0.10로 상대적으로 작은 경우에는 흡입작용이 작아지기 때문에 충격파의 분지가 뚜렷하게 나타나지 않는 것으로 판단된다. Fig. 6은 공동의 깊이 D 가 응축충격파 유동장에 미치는 영향을 나타낸 가시화 사진이다. 그림에서 공동의 무차원 깊이 D/h^* 의 변화에 따른 응축충격파의 형상과 유동장의 변화는 거의 관찰되지 않는다. 따라서 응축충격파의 형상이나 위치는 공동의 무차원 깊이에 크게 의존하지 않는 것으로 판단된다.

한편 Fig. 7에는 응축충격파의 자리진동에 대한 가시화 사진을 나타내었다. 그림에서 (a), (b),

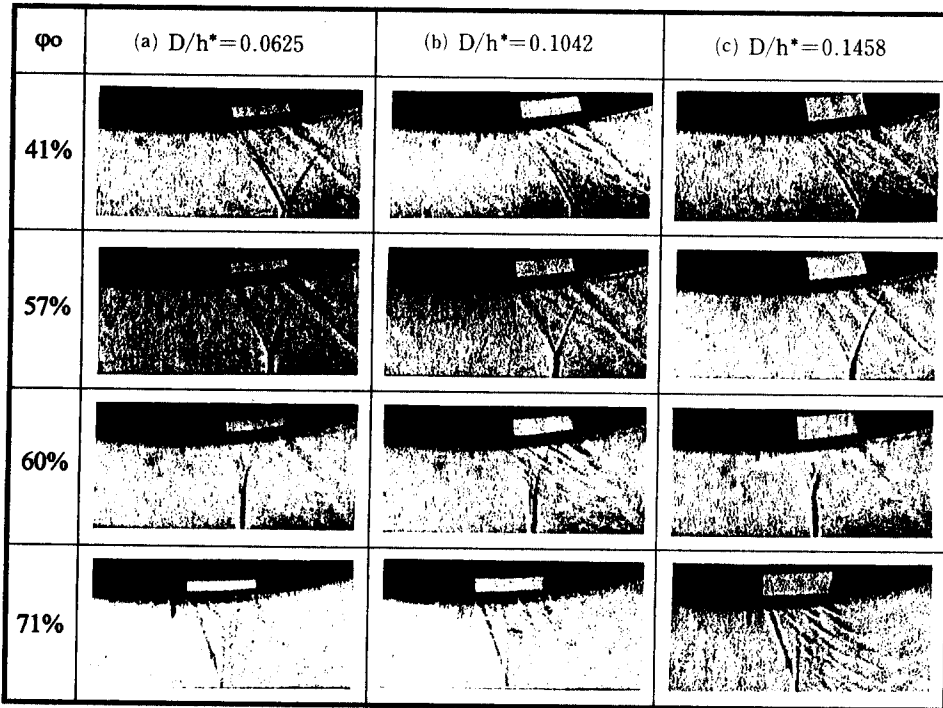


Fig. 6 Schlieren photographs showing condensation shock wave ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, $T_0=303\text{K}$, and $P=0.18$)

(c), (d)들은 각각 일정한 시간 간격으로 촬영하였으므로, (a)에서 (e)로 갈수록 시간이 경과함을 나타낸다. 그림 (a)에서 발생한 응축충격파는 (b), (c), (d)로 시간이 경과할수록 보다 뚜렷하게 나타나며, 발생위치는 점차 상류로 이동한다는 것을 알 수 있다. 응축충격파가 상류로 이동함에 따라 파면의 형상은 거의 수직인 상태로 되며, 노즐목에 도달하는 순간 그림 (e)에서 노즐목의 상류로 전파하여 소멸하게 된다. 그 후 재차 응축충격파는 그림 (a)와 같은 상태로 되며, 따라서 진동의 한 사이클이 완성된다. 또 그림 (f)에 나타낸 바와 같이 응축충격파의 자리전동에 대하여 본 다공벽($P=0.13$, $D/h^*=0.0625$)을 적용하는 경우 응축충격파는 관찰되지 않았다. 이것은 응축충격파가 상류로 전파하는 과정에서 다공벽의 흡입작용에 의하여 그 강도가 약해지기 때문이다.

3.2 유동장의 압력측정

이상에서 응축충격파에 대한 다공벽의 상대위치에 따라 파면의 형상이나 충격파의 위치가 달라졌다. Fig. 8에는 응축충격파의 정압분포에 미치는

다공벽의 위치의 영향을 나타내었다. 그림의 정압분포는 Fig. 3에 나타낸 초음속 노즐의 하벽으로부터 12mm 떨어진 지점에 관통관을 설치하여 측정하였으며, 횡축의 x^*/h 는 노즐목으로부터 하류방향의 무차원 거리를 나타내었다. 그림에서 상류정체실의 상대습도 ϕ_0 는 57%, 64% 및 70%로 변화시켰으며, 기공률 P 는 그림 (a)의 경우는 0.13 그리고 그림 (b)와 (c)의 경우에는 0.18이다. 그림의 실선은 고체벽인 경우의 정압분포이며, 실험값 \circ 는 다공벽의 상류단이 노즐목에 위치한 경우, 실험값 \triangle 는 다공벽의 상류단이 노즐목으로부터 10mm 떨어진 지점에 위치한 경우이다. 상대습도 $\phi_0=57\%$ 인 경우, 고체벽에 대한 정압분포로부터 흐름은 노즐목으로부터 가속하여 비평형응축이 발생하고, 이로 인한 잠열방출의 영향으로 압력이 상승하기 시작한다. 이러한 압력은 응축충격파에서 급격하게 상승하여 어느 최대값에 이른 후 서서히 하강한다는 것을 알 수 있다. 다공벽에 대한 실험값은 비평형응축이 시작되기 전까지는 고체벽과 거의 일치하지만, 압력의 급상승은 고체벽에 비해 더 하류에서 발생하며, 압력의 최대값은 고체벽에 비해 낮

다. 이러한 압력의 최대값은 다공벽의 상류단이 노즐목에 위치한 경우가 높으며, 최대값 이후의 압력은 고체벽과 거의 같다. 그림 (b)와 (c)에서 압력 분포는 그림 (a)와 정성적으로 유사한 경향을 나타내지만, ○의 최대값은 △에 비해 반대로 약간 낮게 나타난다. 따라서 응축충격파로 인한 압력상승을 줄이기 위해서는 응축충격파에 대한 다공벽의 상대위치에 따라 제어의 효과가 달라질 수 있다는 것을 알 수 있다. 한편 그림 (a), (b) 및 (c)로부터 비평형 응축영역에서 무차원 압력 p/p_0 는 다공벽의 위치에 관계 없이 고체벽에 비해 낮다.

다공벽의 위치에 따른 응축충격파의 압력상승과 상대습도의 상관관계를 Fig. 9에 나타내었다. 그림 중에 나타낸 바와 같이 종축은 p_2/p_1 의 값을, 횡축

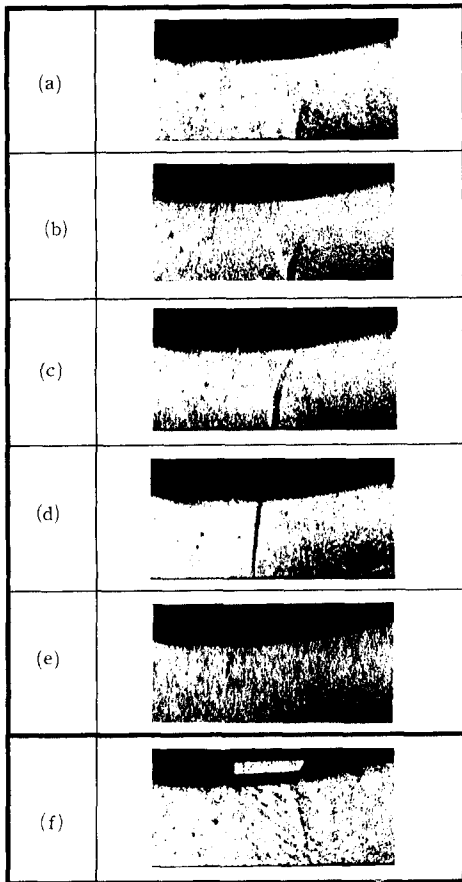


Fig. 7 Schlieren photographs showing condensation shock wave ($R^* = 155\text{mm}$, $p_0 = 101.3\text{kPa}$, $T_0 = 303\text{K}$, and $\phi_0 = 79\%$)

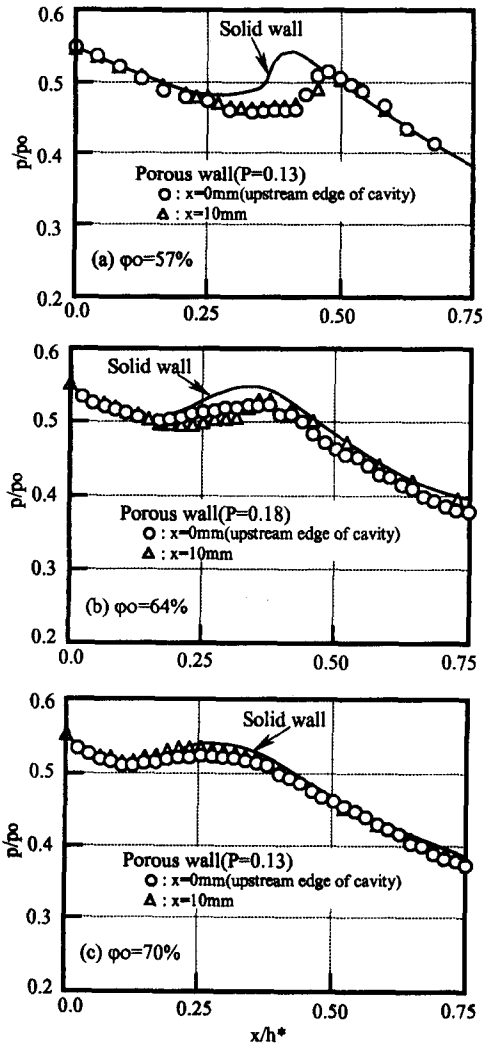


Fig. 8 Comparison of static pressure distributions ($R^* = 155\text{mm}$, $p_0 = 101.3\text{kPa}$, and $T_0 = 303\text{K}$)

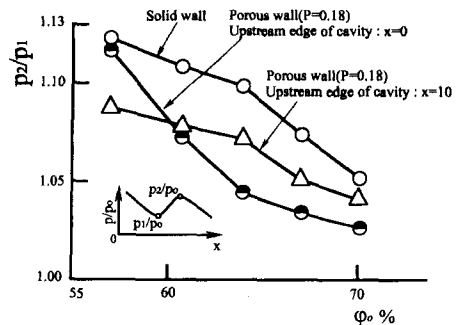


Fig. 9 Static pressure rise vs relative humidity ($R^* = 155\text{mm}$, $p_0 = 101.3\text{kPa}$, and $T_0 = 303\text{K}$)

은 상대습도 ϕ_0 를 나타낸다. 그림으로부터 고체벽과 다공벽 모두에 대하여 상대습도가 증가할수록 p_2/p_1 값은 감소한다. 이것은 상대습도가 증가할수록 응축개시점 (onset point of condensation)이 노즐목에 가깝게 되어, 응축충격파 직전의 흐름 마하

수가 작아지기 때문이다. 고체벽과 다공벽의 실험값을 비교하면 다공벽의 p_2/p_1 값이 작다. 그러나 다공벽의 위치에 따라 상대습도에 대한 p_2/p_1 값이 달라진다. $\phi_0=57\%$ 이고 다공벽의 상류단이 노즐목에 위치하는 경우(실험값 \bullet)는 고체벽(실험값 \circ)의 경우와 p_2/p_1 의 값은 거의 같지만, 다공벽의 상류단이 노즐목으로부터 10mm 인 경우(실험값 \triangle)에 대해서는 고체벽에 비해 p_2/p_1 의 값은 상당히 작다. 이러한 경향은 상대습도 $\phi_0 \geq 60\%$ 인 경우에는 각 상대습도에 대해 실험값 \circ 가 \triangle 보다 작아진다. 이것은 응축충격파에 대한 다공벽의 상대적 위치가 적절하지 않으면 피동제어의 효과가 크지 않다는 것을 의미한다.

Fig. 10에는 흐름방향의 압력분포에 미치는 다공벽의 기공률 P 의 영향을 상대습도 ϕ_0 에 대하여 나타내었다. 그림 (a)는 다공벽의 상류단이 노즐목으로부터 $s=10\text{mm}$ 인 지점에 위치한 경우로, ϕ_0 는 57%이다. 또 그림 (b)와 (c)는 각각 ϕ_0 가 64% 및 70%에 대한 것이며, 다공벽의 상류단이 노즐목으로부터 $s=0\text{mm}$ 즉 노즐목에 위치한 경우이다. 그림으로부터 기공률 P 가 증가할수록 p_2/p_1 의 값이 작아진다는 것을 알 수 있다. 이것은 다공벽의 흡입작용이 기공률이 클수록 커지기 때문이라고 생각된다. 본 실험에서는 기공률 P 가 0.18인 경우에 p_2/p_1 에 대한 피동제어의 효과가 가장 크게 나타났다. 그러나 천음속 익면에서 발생하는 충격파에 대한 Setoguchi & Raghunathan⁽¹¹⁾의 연구에 의하면, 기공률 P 가 크게 될수록 충격파 상류로의 토출작용이 커지게 되므로 경계층이 쉽게 박리하게 되어 익의 저항이 커진다고 보고하였다. 따라서 그들은 익의 저항을 최저로 하는 관점으로부터 $P=0.15$ 가 최적의 기공율이라고 제안하고 있으며, 다공벽이 야기하게 되는 교란을 고려하여 $P=0.13$ 정도가 바람직하다는 것을 지적하였다. 본 연구에서는 $P>0.18$ 에 대하여서는 실험을 수행하지 않았다. 한편 본 실험의 다공벽은 노즐 중심축을 향해 직경이 2mm인 구멍이 수직으로 뚫어져 있으며, 그 배열은 균일하게 분포되어 있다. 이 때문에 본 실험의 기공률의 영향은 P 만에 의해서 결정된다고 볼 수 있으며, 기공률의 영향을 보다 상세하게 조사하기 위해서는 구멍의 방향이나 배열 등 다공벽의 상태를 변화시켜 실험을 수행할 필요가 있다.

Fig. 11에는 응축충격파의 압력상승 p_2/p_1 에 미치는 상대습도 ϕ_0 와 기공률 P 의 영향을 나타내었다.

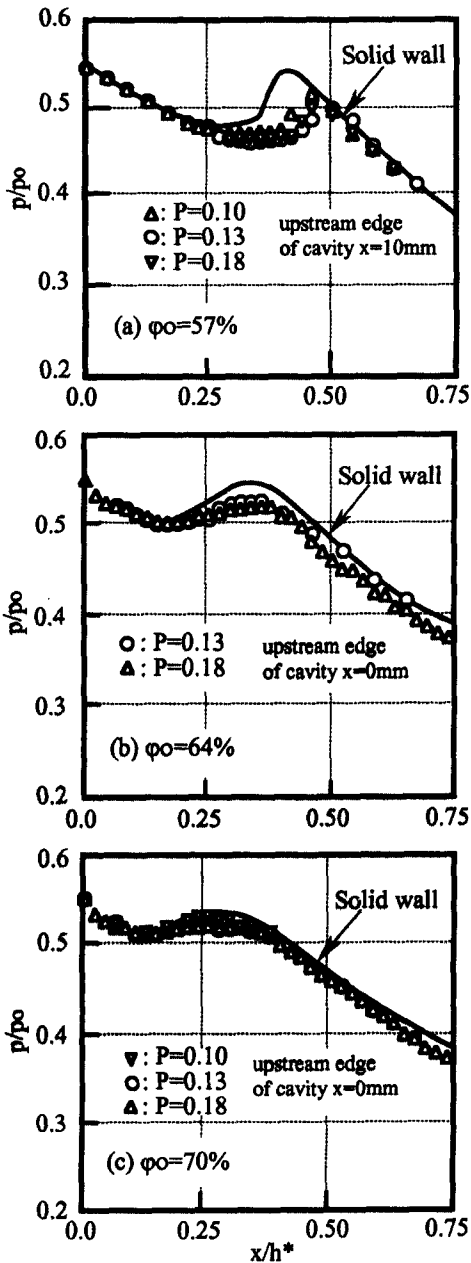


Fig. 10 Comparison of static pressure distributions ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, and $T_0=303\text{K}$)

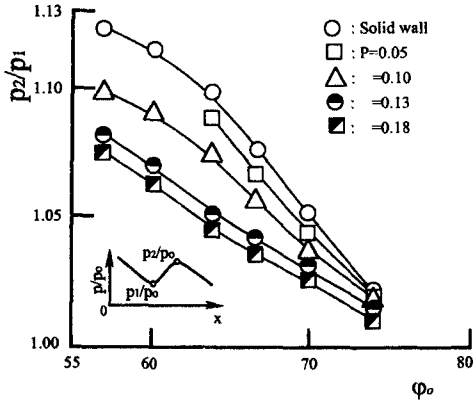


Fig. 11 Static pressure rise vs relative humidity ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, and $T_0=303\text{K}$)

그림에서 고체벽과 다공벽의 두 경우 모두에 대하여 ϕ_0 가 증가할수록, 그리고 또 기공률 P 가 클수록 p_2/p_1 는 작아진다. 예를 들면 ϕ_0 가 57%로 비교적 작은 경우, $P=0.18$ 의 다공벽을 적절한 위치에 적용하면 응축충격파로 인한 압력상승 p_2/p_1 는 약 5% 정도 감소한다는 것을 알 수 있다. 그러나 ϕ_0 가 74%로 비교적 큰 경우에는 고체벽에 대해 얻어지는 압력상승의 저감량은 작아진다. 이것은 Fig. 8에 나타낸 바와 같이 ϕ_0 가 클수록 응축충격파로 인한 역압력구배가 작아졌으므로, 본 피동제어법은 큰 역압력구배를 가지는 유동장에 효과적이라는 것을 의미한다.

Fig. 12에는 응축충격파의 압력상승 p_2/p_1 에 미치는 공동의 길이 D 의 영향을 나타내었다. 그림의 실험값은 상대습도 ϕ_0 가 70%, 기공률 P 가 0.13인 경우에 대한 것이며, 횡축은 공동의 무차원 길이 D/h^* 를 나타내었다. 유동장의 가시화 사진에서는 정량적으로 나타나지 않았지만, p_2/p_1 의 값은 D/h^* 가 증가할수록 감소한다. 이것은 공동의 길이에 따른 흡입작용의 차이 때문이라고 판단되지만, 그림의 종축의 값으로부터 p_2/p_1 의 값의 변화는 매우 작다. 따라서 본 실험결과로부터 D/h^* 는 압력상승 p_2/p_1 를 감소시키는데 중요한 인자라고는 생각되지 않는다.

이상에서 응축충격파에 대하여 다공벽을 적용한 경우, 유동장에 미치는 여러 변수들에 대하여 토론하였다. Fig. 13에는 본 실험중 가장 다공벽의 효과가 큰 경우의 정압분포를 비교하였다. 그림에서 상대습도 ϕ_0 가 64%와 70%에 대하여 고체벽에서의

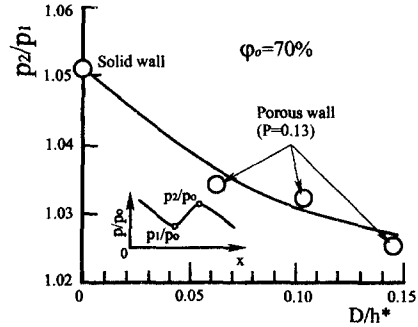


Fig. 12 Static pressure rise vs relative humidity ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, $T_0=300\text{K}$, and $\phi_0=79\%$)

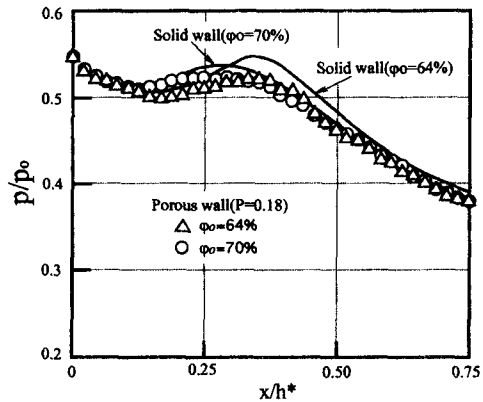


Fig. 13 Comparison of streamwise static pressure distributions ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, and $T_0=303\text{K}$)

정압분포를 실선으로 나타내었으며, 다공벽(기공률 $P=0.18$)에서의 정압분포를 각각 Δ 와 \circ 로 나타내었다. 응축충격파에 의한 압력상승은 다공벽을 적용하게 되면 매우 낮아진다. 다공벽을 적용한 경우, 정압분포는 응축충격파 부근에서 효과적이며, 응축충격파로부터 먼 하류에서는 고체벽과 다공벽의 정압에서의 차는 크지 않다. 저자들의 경험에 의하면, (8) 본 실험에서 적용된 $P=0.18$ 보다 기공률이 큰 경우에는 응축충격파로부터 멀리 떨어진 하류에서 정압은 고체벽인 경우가 낫다. 이것은 다공벽으로부터 발생한 교란의 영향 때문에 흐름의 손실이 커지기 때문이며, 유동장에 발생하는 교란을 적게 하고 급격한 압력상승을 제어하기 위해서는 최적의 기공률 및 유동조건이 존재할 것으로 생각된다. 본 실험에서 정상적인 응축충격파에 대하여 피동제어를 적용하는 경우에 가장 중요한 인자는

응축충격파에 대한 다공벽의 상대위치이었으며, 다공벽의 위치가 적절하지 않으면, 기공률 및 공동의 깊이를 변화시켜도 효과가 크지 않다는 것을 알았다.

3.3 응축충격파의 자려진동

Fig. 14에는 응축충격파의 자려진동에 의한 압력변동과 자려진동에 미치는 피동제어의 효과를 나타내었다. 그림의 압력파형은 고체벽과 기공률 P가 0.05와 0.10인 두 다공벽에 대하여 노즐목으로부터 각각 무차원 거리 $x/h^*=0, 0.25$ 및 0.50 의 지점(유로의 축벽)에서 측정한 것이다. 그림에서 고체벽인 경우 응축충격파가 노즐목 상류로 주기적으로 이동하기 때문에 압력은 주기적인 진동특성을 나타내고 있다. 진동의 주파수는 무차원 거리 x/h^* 에 거의 의존하지 않으나, 응축충격파의 강도와 유로의 단면적에 의해서 결정되는 진동의 진폭은 $x/h^*=0.25$ 에서 최대로 나타나며, 약 2kPa까지 도달한다는 것을 알 수 있다. 노즐을 통하는 1차원 비점성 압축성 흐름 이론⁽¹³⁾과 본 연구에서 적용된 노즐형태로부터 이러한 진폭은 응축충격파를 노즐목의 상류까지 이동시킬수 있는 충분한 압력변동⁽¹⁴⁾이 된다는 것을 알 수 있었다. 한편 기공률 $P=0.05$ 인 다공벽인 경우에 발생하는 압력변동은 상당히 작다. 이 경우 응축충격파의 진동은 고체벽에서 나타나는 자려진동의 형태가 아니라 어느 평균 위치를 전후로 진동하게 되며, 기공률이 0.10인 경우

에는 발생하는 압력변동은 거의 관찰되지 않는다. 이것은 다공벽의 흡입작용에 의해서 응축충격파의 강도가 상당히 약해지는데 기인한다.

Fig. 15에는 응축충격파 자려진동의 무차원 주파수를 상대습도 ϕ_0 에 대하여 나타내었다. 문헌 (5)에서는 초음속 노즐에서 발생하는 응축충격파의 자려진동에 대하여, 무차원 주파수를 다음의 식으로 제안하였다.

$$\bar{f} = \frac{f(h^*)^{0.795} (R^*)^{0.205}}{u^*} \quad (1)$$

여기에서 u^* 는 노즐목에서 유속을, h^* 는 노즐목의 높이를, R^* 는 노즐목의 곡률반경을 의미한다. 위의 식으로 나타낸 무차원 주파수는 상대습도가 비교적 큰 습공기 및 습증기가 노즐을 통하여 흐르는 경우에 발생하는 응축충격파의 자려진동을 적절하게 묘사하는 것으로 알려져 있다. 그림으로부터 $R^*=155\text{mm}$ 인 고체벽 노즐의 경우, 상대습도 ϕ_0 가 76% 이하에서는 자려진동이 발생하지 않는다. 그러나 상대습도 ϕ_0 가 76% 이상으로 되면 응축충격파의 자려진동이 발생하게 되며, 진동의 주파수는 ϕ_0 가 증가할수록 크게 된다. 이것은 ϕ_0 가 증가할수록 응축개시점이 노즐목에 가깝게 되고 응축충격파도 노즐목에 가깝게 되므로, 이에 따라 응축충격파의 생성으로부터 소멸까지의 시간이 짧아지게 되는데 기인한다고 볼 수 있다. 기공률 P가 0.05인 다공벽을 적용하는 경우, 자려진동의 무차원 주파수는 고체벽과 거의 유사한 경향을 나타내고 있으나,

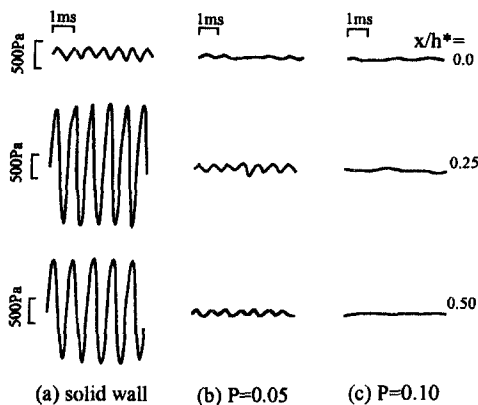


Fig. 14 Static pressure fluctuations due to self-excited oscillations ($R^*=155\text{mm}$, $p_0=101.3\text{kPa}$, $T_0=300\text{K}$, and $\phi_0=83\%$)

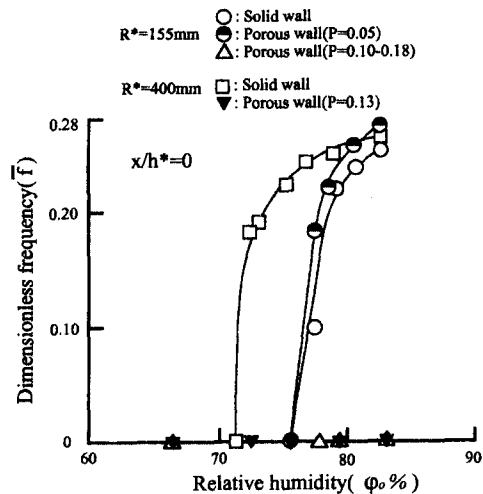


Fig. 15 Dimensionless frequency vs relative humidity

기공률 $P > 0.05$ 에 대해서는 응축충격파의 자러진동은 발생하지 않는다. 한편 곡률반경 $R^* = 400\text{mm}$ 인 고체벽 노즐에서는 φ_0 가 72% 이상에서는 자러진동이 발생하게 되며, 기공률 P 가 0.13인 다공벽을 적용하는 경우에 응축충격파의 자러진동은 발생하지 않는다. 본 실험결과로부터 유로의 형태와 유동장의 상대습도 φ_0 가 알려지는 경우에 응축충격파의 자러진동을 억제하기 위해서는 $P > 0.05$ 보다 큰 다공벽을 유로의 적절한 위치에 적용하면 가능하다는 것을 알았다.

4. 결 론

초음속 노즐내에서 발생하는 응축충격파에 대하여 다공벽을 적용하여 피동제어의 효과를 시험하였다. 실험에서는 습공기의 상대습도, 다공벽의 위치와 기공률, 그리고 공동의 깊이 및 노즐형상 등을 변화시켜, 응축충격파 유동장에 대한 슬러렌 가시화와 압력측정을 수행하였다. 그 결과 응축충격파로 인한 압력상승을 작게하기 위해서는 기공률이 큰 다공벽을 응축충격파가 발생하는 위치에 적용하게 되면 효과적이라는 것을 알았다. 또한 상대습도가 비교적 큰 경우에 발생하는 응축충격파의 자러진동은 기공률이 0.05 이상인 다공벽을 적용하면 억제된다는 것을 알았다. 따라서 본 연구에서 시험된 피동제어법은 응축충격파의 자러진동을 억제하는 유력한 수단이 될 수 있다.

참고 문헌

- (1) Wegner, P. P., 1970, *Nonequilibrium Flows*, Part II, Marcel Dekker Inc., pp. 163~242.
- (2) Gyarmathy, G., 1976, *Two-Phase Steam Flow in Turbines and Separators*, Ed. by M. J. Moore & C. H. Sieverding, McGraw-Hill Book Co., pp. 127~189.
- (3) Wegner, P. P. and Mack, L. M., 1958, "Condensation in Supersonic and Hypersonic Wind Tunnels," *Jour. Applied Mech.*, Vol. 5, pp. 307~447.
- (4) Frank, W., 1985, "Condensation Phenomena in Supersonic Nozzles," *Acta Mech.*, Vol. 54, pp. 135~156.
- (5) 松尾, 外3人, 1984, "凝縮衝撃波の理論とその實例," *機械の研究*, 第36卷, 第1號, 第5號.
- (6) Setoguchi, T. and Raghunathan, S., 1991, "衝擊波を伴う流れ場における境界層のパッシブコントロール(I)," *機械の研究*, 第43卷, 第4號.
- (7) Bahi, L., Ross, L. M. and Nagamatsu, H. T., 1983, "Passive Shock Wave/Boundary Layer Control for Transonic Airfoil Drag Reduction," *AIAA Paper*, No. 83~0137.
- (8) 金義東, 外1人, 1996, "超音速 디퓨저에서 발생하는 衝擊波 振動의 被動制御," *大韓機械學會論文集*, 第20卷, 第3號.
- (9) Nagamatsu, H. T., Dyer, R. and Ficarra, R. V., 1985, "Supercritical Airfoil Drag Reduction by Passive Shock Wave/Boundary Layer Control in Mach Number Range 0.75 to 0.90," *AIAA Paper*, No. 85-0207.
- (10) Raghunathan, S., 1988, "Passive Control of Shock/Boundary Layer Interaction," *Progress in Aerospace Sciences*, Vol. 25, No. 3.
- (11) Setoguchi, T. and Raghunathan, S., 1991, "衝擊波を伴う流れ場における境界層のパッシブコントロール(II)," *機械の研究*, 第43卷, 第5號.
- (12) Matsuo, K., Mochizuki, H., Miyazato, Y. and Gohya, M., 1993, "Oscillatory Characteristics of a Pseudo-Shock Wave in a Rectangular Straight Duct," *Bull JSME, Series B*, Vol. 36, No. 2, pp. 222~229.
- (13) 松尾一泰, 1994, "壓縮性流體力學-內部流れの理論と解析" 理工學社.
- (14) 金義東, 1996, "超音速 노즐에서 발생하는 垂直衝擊波의 振動에 관한 理論解釋," *大韓機械學會論文集* 投稿中.